Universidade do Porto
FEUP Faculdade de Engenharia

ANÁLISE DA INTERACÇÃO DE NAVIOS COM DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO. ESTUDO EM MODELO FÍSICO DO POSTO "A" DO TERMINAL DE PETROLEIROS DO PORTO DE LEIXÕES

VOLUME I

PAULO JORGE ROSA SANTOS

DISSERTAÇÃO PARA DOUTORAMENTO EM ENGENHARIA CIVIL
na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

JULHO DE 2010

Orientador: Professor Doutor Fernando F. Machado Veloso Gomes

Co-Orientador: Professor Doutor Francisco de Almeida Taveira Pinto

GOVERNO DA REPÚBLICA PORTUGUESA

UNIÃO EUROPEIA: FUNDOS ESTRUTURAIS

FCT
Fundação para a Ciência e a Tecnologia
MINISTÉRIO DA CIÊNCIA, TECNOLOGIA E ENSINO SUPERIOR

Aos meus Pais e Avós

À Vânia

“Everything should be made as simple as possible but no simpler.”

Albert Einstein

AGRADECIMENTOS

A presente dissertação de doutoramento foi elaborada na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP) sob a orientação do Professor Doutor Fernando Veloso Gomes, Professor Catedrático da FEUP, e do Professor Doutor Francisco Taveira Pinto, Professor Associado com Agregação da FEUP.

A concretização deste trabalho de investigação só foi possível com a contribuição, directa ou indirecta, de diversas pessoas e instituições que, de diferentes formas, permitiram a aquisição dos conhecimentos e dos meios indispensáveis ao seu desenvolvimento. O autor pretende aqui expressar o seu profundo e sincero reconhecimento a todas elas.

Em primeiro lugar, um agradecimento muito especial aos orientadores deste trabalho, não apenas pela curiosidade despertada para o tema da presente dissertação e enquadramento científico do mesmo, mas também pela criação das condições de trabalho e disponibilização dos meios necessários à realização da investigação. Ao Professor Fernando Veloso Gomes (Orientador) pelos ensinamentos e conselhos transmitidos, bem como pelos estímulos e disponibilidade constantes. Ao Professor Francisco Taveira Pinto (Co-Orientador) pelo acompanhamento atento, disponibilidade permanente, sugestões, confiança e empenhamento manifestados durante todas as fases do trabalho. Neste momento de reflexão e balanço não podem ser esquecidas as oportunidades concedidas ao nível da colaboração em diversos projectos e trabalhos, de algum modo relacionados com o tema de doutoramento. Essas colaborações permitiram a aquisição de sensibilidade prática, sentido crítico e experiência em áreas muito variadas, sendo por isso agradecidas.

À Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT) pelo apoio financeiro concedido para a realização desta dissertação: numa fase inicial através de uma bolsa de doutoramento concedida ao abrigo do programa POCTI 2010 - Formação Avançada para a Ciência, Medida IV.3 (SFRH/BD/16671/2004), e, posteriormente, através da bolsa de investigação atribuída no âmbito do Projecto "DOLPHIN - *Análise do Comportamento Hidrodinâmico de Dispositivos de Acostagem e Amarração. O Caso Crítico do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões*" (PTDC/ECM/72835/2006), coordenado pelo Professor Francisco Taveira Pinto e iniciado em Janeiro de 2008.

Ao Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos (IHRH) e à Secção de Hidráulica, Recursos Hídricos e Ambiente (SHRHA), do Departamento de Engenharia Civil (DEC) da FEUP, pelo apoio institucional prestado nas diferentes fases do trabalho.

Para a realização da componente experimental do plano de trabalhos delineado para esta dissertação de doutoramento foi necessário angariar financiamento externo, quer para a aquisição de equipamentos indispensáveis ao estudo, quer para a construção dos dois modelos físicos testados. Nesse processo foi determinante o envolvimento dos orientadores deste trabalho. O autor pretende, portanto, agradecer o apoio concedido pela Administração dos Portos do Douro e Leixões, SA (APDL, SA), sem o qual não teria sido possível dar início aos trabalhos experimentais. Um reconhecimento especial ao Engenheiro Emílio Brògueira Dias, membro do conselho de administração da APDL, SA, por ter acreditado neste trabalho e pela sua valiosa cooperação. O apoio financeiro concedido pela FCT, através do projecto de I&D 'DOLPHIN', foi também importante para a realização dos trabalhos experimentais e não pode deixar de ser agradecido.

Um sinal de gratidão para com os Engenheiros Amaral Coutinho, João Pedro Neves e Miguel Lázaro, da APDL, SA, pela disponibilização dos elementos técnicos necessários à caracterização do Posto "A" e da sua área envolvente, bem como pelo seu valioso apoio na marcação das deslocações ao Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões.

À agência de navegação David José de Pinho & Filhos, Lda., em particular ao Sr. Luís Pinho e ao Sr. Valter Santos, do Departamento de Gestão de Operações, por terem proporcionado o contacto com o comandante do navio petroleiro *KORNATI*, que amavelmente disponibilizou o projecto e os elementos técnicos do navio necessários a sua reprodução, à escala, no estudo experimental.

Ao grupo de alunos que, no âmbito de um Projecto PESC (Projectar, Empreender e Saber Concretizar), colaboraram, no ano lectivo de 2006/07, na construção do primeiro modelo físico do navio petroleiro, em plástico reforçado com fibra de vidro.

Aos Comandantes Pedro Bastos e Luís Melo, da equipa técnica da Galp Energia (Refinaria do Porto) afecta à coordenação das operações no Terminal de Petroleiros e no Terminal Oceânico de Leixões, por terem permitido e acompanhado, na medida das suas responsabilidades, as deslocações efectuadas ao Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, assim como por terem disponibilizado os elementos técnicos relativos ao sistema monobóia instalado ao largo de Leixões e facilitado duas visitas a bordo do navio *KORNATI*.

Ao Departamento de Energias Renováveis do Instituto Nacional de Engenharia, Tecnologia e Inovação I.P. (INETI), presentemente integrado no LNEG I.P., na pessoa da Doutora Maria Teresa Pontes, e ao Instituto Superior Técnico, na pessoa do Professor Luís Gato, por terem disponibilizado o sistema de medição de movimentos *Qualisys* utilizado no estudo experimental, e ao Professor Francisco Taveira Pinto por ter propiciado esse empréstimo.

Aos Engenheiros John Elliot e Paul Beresford, da *Hydraulics Research, Wallingford, UK*, não apenas pelo esclarecimento de dúvidas referentes à operação dos sistemas de geração e aquisição de agitação marítima, instalados na FEUP em meados de 2007 e utilizados pela primeira vez neste trabalho, mas também por me terem proporcionado uma visita às instalações da *HR Wallingford*, na qual foi possível esclarecer um conjunto de questões relacionadas com a modelação física do comportamento de navios amarrados em portos.

Aos investigadores das equipas do Projecto de I&D 'DOLPHIN', em particular ao Engenheiro Paulo Malheiros, do Instituto de Sistemas e Robótica do Porto (FEUP), que, para a verificação do sistema de visão estereoscópica desenvolvido, acompanhou de muito perto as duas fases de testes experimentais e sentiu as dificuldade inerentes ao estudo em modelo físico do comportamento de navios amarrados.

Ao Professor Han Ligteringen, actual director da *Section of Ports and Waterways, Delft University of Technology, The Netherlands*, pelo interesse e confiança manifestados nos trabalhos que vinham sendo realizados, e por algumas das perspectivas de desenvolvimentos futuros apresentadas, apenas possíveis com o seu apoio e envolvimento.

Aos alunos do quarto e do quinto anos do Mestrado Integrado em Engenharia Civil que, por iniciativa do Professor Francisco Taveira Pinto, deram um valioso auxílio na fabricação e na pintura das muitas centenas de blocos usadas na reprodução do quebramar Norte de Leixões, e na construção do segundo modelo físico. Ao aluno Matthieu Lebastard, da *Ecole Nationale des Ponts et Chaussées*, Paris, França, pelo acompanhamento e realização de alguns dos testes experimentais da primeira fase do estudo.

Aos colegas de trabalho, uma palavra de apreço pela solidariedade e incentivos, em particular a todos aqueles que acompanharam, de perto, esta 'longa jornada'. À Raquel pelas profícuas discussões, trocas de ideias e amizade, à Sofia e à Susana pelo companheirismo, ao Hugo pela ajuda dada na fase inicial do trabalho, ao Guilherme pelo auxílio na calibração de algumas molas helicoidais e a todos aqueles que de forma directa ou indirecta contribuíram para a elaboração desta dissertação de doutoramento. Aos amigos de longa data pelo entusiasmo que sempre me souberam transmitir e por relevarem as minhas frequentes ausências.

Não poderia deixar de manifestar o meu agradecimento aos funcionários do IHRH e da SHRHA pela sua disponibilidade e por todo o apoio logístico concedido ao longo deste trabalho. Em particular à D. Esmeralda Miguel pelo auxílio prestado na resolução de várias questões ao longo do período em que o doutoramento decorreu e pela ajuda na fase final de impressão da dissertação. Ao Sr. Aníbal agradeço o apoio concedido na construção e na montagem das componentes dos modelos físicos ensaiados.

Por último, o meu enorme reconhecimento para com os meus pais e avós, pelo seu apoio incondicional e dedicação, em todos os momentos e muito particularmente durante a realização deste trabalho, mas também por me terem incutido os principais valores que regem a minha vida. À Vânia pela paciência e compreensão, por me ter concedido o tempo e a tranquilidade necessários para finalizar os trabalhos que me propus realizar, e por ter tornado este longo percurso bem mais agradável.

RESUMO

No transporte marítimo moderno é cada vez mais importante minimizar o tempo de permanência do navio no porto e assegurar que os terminais portuários estão operacionais durante praticamente todos os dias do ano. Estes requisitos estão intimamente relacionados com o comportamento do navio amarrado no cais, nomeadamente com a amplitude dos seus movimentos e com a grandeza das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração.

A presente dissertação centra-se na análise da interacção dos navios com os dispositivos de acostagem e de amarração, sendo dada particular atenção ao estudo em modelo físico do comportamento de navios amarrados em portos. O Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões foi o caso de estudo analisado. Embora não existam relatos de acidentes que tenham originado consequências muito graves a nível económico, ambiental e humano, por vezes, os navios amarrados nesse posto, experimentam movimentos de grande amplitude, que podem conduzir a situações de inoperacionalidade, mas também à rotura de alguns cabos de amarração do navio.

O estudo experimental foi subdividido em duas fases: na primeira foi testado um modelo simplificado do Posto "A" e da sua envolvente, enquanto para a segunda foi construído um modelo que procurava reproduzir, com maior rigor, as características do protótipo, e que incluía as obras de abrigo do porto e as praias existentes na sua proximidade. O estudo permitiu compreender melhor a influência de alguns fenómenos nos problemas operacionais do Posto "A", analisar a eficácia de algumas intervenções nesse posto de acostagem, apresentar novas perspectivas de investigação no que diz respeito ao estudo desse tipo de problemas, bem como obter uma quantidade significativa de resultados experimentais. Alguns desses resultados encontram-se a ser utilizados no desenvolvimento, no melhoramento e na verificação de modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados (em portos).

O trabalho experimental realizado permitiu realçar a importância da reprodução do carácter irregular da agitação marítima nos estudos em que se pretende avaliar o comportamento de navios amarrados, pois a utilização de agitação regular conduz a uma significativa subavaliação da resposta do navio no plano horizontal. A substituição do *layout* de amarração mais frequente no Posto "A" por um *layout* simétrico tem pouca influência no comportamento do navio amarrado. Importa acrescentar que os dois *layouts* estudados diferiram, apenas, no posicionamento de um cabo de amarração duplo. Além disso, pôde constatar-se que a profundidade de água junto ao cais e, portanto, a folga sob a quilha do navio, têm uma grande influência no comportamento de um navio amarrado.

O aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses permite que o navio esteja em contacto com as defensas durante mais tempo e, naturalmente, tirar maior partido das forças de atrito desenvolvidas nessa interface, na redução da amplitude dos movimentos do navio. A utilização de defensas com um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio constitui uma solução alternativa para aumentar a grandeza dessas forças de atrito, e permite melhorar a eficácia de um eventual aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio. O grau de abrigo do Posto "A" para as diferentes condições de agitação marítima reproduzidas no estudo experimental foi também analisado, tendo sido discutidos os comportamentos (distintos) das ondas de curto e de longo períodos no modelo físico.

Importa frisar que apesar de o trabalho desenvolvido não apresentar uma resposta definitiva para todos os problemas do Posto "A", pretende contribuir para uma melhor compreensão dos mesmos. As soluções mais promissoras podem permitir a melhoria das condições operacionais e de segurança desse posto.

PALAVRAS-CHAVE: comportamento de navios amarrados, condições de operacionalidade, estruturas de acostagem, sistemas de amarração, defensas, modelação física, ondas de longo período.

ABSTRACT

In modern maritime transport it is increasingly important to minimize the time during which the ship stays in the port and to assure that port terminals are operational during almost every days of the year. These requirements are closely related to the behaviour of the moored ship at the berth, namely the amplitude of its motions and the magnitude of the forces applied on the elements of the mooring system.

This dissertation focuses on the analysis of the interactions between the ships and the elements of the berthing and mooring systems, giving a particular attention to physical model studies of the behaviour of moored ships in harbours. The Berth "A" Oil Terminal of the Port of Leixões is the analyzed case study. Although there are no reports of accidents which have resulted in very serious consequences at economical, environmental or human levels, sometimes the ships moored at that berth experience long amplitude motions, which can lead to downtime, but also to the breakage of some mooring lines.

The experimental study was subdivided in two phases: in the first one, a simplified physical model of Berth "A" and its surroundings was tested; the model built for the second phase intended to reproduce with more detail the characteristics of the prototype, and included the harbour breakwaters and nearby beaches. The study carried out allowed a better understanding of the influence of some phenomena in the operational problems of Berth "A", the analysis of the efficacy of some interventions in this berth, the presentation of new perspectives for further research on those issues, as well as the gathering of a significant amount of experimental results. Some of those results are being used in the development, improvement and verification of numerical models for the simulation of the behaviour of moored ships (in harbours).

The experimental work carried out allowed to stress the importance of reproducing the irregular nature of real sea states in the studies in which it is intended to evaluate the behaviour of moored ships, since the use of regular waves leads to a significant underestimation of the horizontal response of the moored ship. The introduction of some modifications in the mooring layout more frequently used at Berth "A" (asymmetrical) had only a slight influence in the moored ship response. It is important to mention that the two studied layouts differed only in the position of one double mooring line. Furthermore, it was concluded that the water depth near the berth, and hence the ship underkeel clearance, have an important influence on the behaviour of the moored ship.

The increase of the pre-tension forces applied on the breast lines allows the ship to be in contact with the fenders for a longer period of time and, therefore, to take a better advantage of the frictional forces developed at that interface, in the reduction of the amplitude of the ship's motions. The use of fenders having a high friction coefficient at the interface with the ship is an alternative solution to increase the magnitude of those frictional forces, and additionally improves the efficacy of any increase of the pre-tension forces applied on the mooring lines. The shelter provided by the Leixões North breakwater to Berth "A" was analysed for the wave conditions reproduced in the experimental study, as well as the (different) behaviours of the short and long period waves during their propagation to that area of the physical model.

It is important to clarify that although this work does not provide a definitive answer to all problems of Berth "A", it aims to contribute to a better understanding of them. The most promising solutions may contribute to the improvement of the operational and security conditions at the Leixões Oil Terminal.

KEYWORDS: behaviour of moored ships, operational conditions, berthing structures, mooring systems, fenders, physical modelling, long period waves.

RESUME

Dans le transport maritime moderne il est de plus en plus important de minimiser les temps où le navire est au port, et de s'assurer que les terminaux portuaires sont opérationnels au cours de presque tous les jours de l'année. Ces conditions sont étroitement liées à la réaction du navire amarré au quai, à savoir l'amplitude de ses mouvements et l'ampleur des forces appliquées sur les éléments de son système d'amarrage.

Cette thèse se concentre sur l'analyse de l'interaction des navires avec les dispositifs l'accostage et l'amarrage, en accordant une attention particulière à l'étude sur modèle physique de la réaction des navires amarrés dans les ports. Le Poste "A" du Terminal Pétrolier du Port de Leixões fut l'étude de cas analysée. Bien qu'il n'existe pas de rapports d'accidents ayant entraîné des conséquences très graves au niveau économique, environnemental et humain, parfois les navires amarrés dans ce poste ont des mouvements de grande amplitude (i.e. excessifs), qui peuvent conduire à des situations d'inactivité du terminal, mais aussi à la rupture de certains câbles d'amarrage du navire.

L'étude expérimentale a été divisée en deux phases: pour la première, un modèle physique simplifié du Poste "A" et de ses environs a été testé, tandis que, pour la seconde, on a construit un modèle visant à reproduire avec plus de rigueur les caractéristiques du prototype, et qui comprenait les brise-lames du port et les plages existantes aux alentours. L'étude a permis de mieux comprendre l'influence de certains phénomènes dans les problèmes de fonctionnement du Poste "A", d'analyser l'efficacité de certaines interventions dans ce poste, présenter de nouvelles perspectives pour la recherche en ce qui concerne l'étude de ces problèmes et obtenir une quantité importante de résultats expérimentaux. Certains de ces résultats sont actuellement utilisés dans le développement, l'amélioration et la vérification de modèles numériques de simulation de la réaction des navires amarrés (au port).

Les travaux expérimentaux ont permis de souligner l'importance de reproduire le caractère irrégulier des états de mer réels dans les études où l'on cherche à évaluer la réaction des navires amarrés, car l'utilisation de vagues régulières conduit à une importante sous-estimation de la réaction horizontale du navire. Le remplacement du dispositif d'amarrage le plus fréquent dans le Poste "A" par un dispositif symétrique a peu d'influence sur la réaction du navire amarré. Il est important de mentionner que les deux dispositifs étudiés ne différaient que par le positionnement d'un câble d'amarrage double. En outre, il a été constaté que la profondeur de l'eau le long du quai et, donc, le pied de pilote du navire, ont une grande influence sur la réponse d'un navire amarré.

L'augmentation des forces de pré-tension appliquée sur les amarres traversières permet au navire d'être en contact avec les défenses plus longtemps, et, naturellement, de mieux tirer parti des forces de frottement développées à cette interface, pour réduire l'amplitude des mouvements du navire amarrée. L'utilisation de défenses avec un coefficient de friction élevé à l'interface avec le navire est une solution alternative pour augmenter l'ampleur des forces de frottement, et permet d'améliorer l'efficacité de l'augmentation des forces de pré-tension appliquées sur les amarres traversières du navire. La protection fournie par le brise-lames Nord du Port de Leixões au Poste "A" contre les états de mer reproduits dans l'étude expérimentale a été analysée, ainsi que la propagation des ondes de courtes et longues périodes pour cette région du modèle physique.

Il est important de préciser que bien que ce travail ne fournisse pas une réponse définitive à tous les problèmes du Poste "A", il vise à contribuer à leur meilleure compréhension. Les solutions les plus prometteuses peuvent permettre l'amélioration des conditions d'opération et la sécurité de ce terminal.

MOTS-CLEFS: réaction des navires à poste, conditions d'exploitation, structure d'accostage, systèmes d'amarrage, défenses, modélisation physique, houles de période longue.

ÍNDICE GERAL

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS i
RESUMO v
ABSTRACT vii
RÉSUMÉ ix
ÍNDICE GERAL xi
ÍNDICE DE FIGURAS xix
ÍNDICE DE QUADROS xxxiii
SÍMBOLOS E ABREVIATURAS xxxix

VOLUME 1

1. ENQUADRAMENTO GERAL **1**
1.1. INTRODUÇÃO 3
1.2. OBJECTIVOS 5
1.3. ESTRUTURAÇÃO DA DISSERTAÇÃO 6
2. ESTRUTURAS E DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO **9**
2.1. INTRODUÇÃO 11
2.2. ESTRUTURAS DE ACOSTAGEM 12
2.2.1. Introdução 12
2.2.2. Tipos de Estruturas de Acostagem 12
2.2.3. Estruturas do tipo Ponte-Cais 18
2.3. DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO 19
2.3.1. Introdução 19
2.3.2. Defensas 20
2.3.2.1. Introdução 20
2.3.2.2. Tipos e características 22
2.3.2.3. Defensas especiais 29
2.3.2.4. Histerese – reflectividade da defensa 30
2.3.2.5. Critérios de selecção 33
2.3.2.6. Métodos de dimensionamento 38
2.3.3. Cabos de Amarração 51
2.3.3.1. Introdução 51
2.3.3.2. Materiais e características 52
2.3.3.3. Cabos de amarração mistos 59
2.3.3.4. Elasticidade e extensibilidade 61
2.3.3.5. Vida útil do cabo de amarração 67
2.3.3.6. Forças máximas nos cabos de amarração 68

2.3.4. Duques d'Alba de Acostagem e Amarração 69
2.3.4.1. Introdução 69
2.3.4.2. Mecanismos de rotura 72
2.3.4.3. Duques d'Alba flexíveis 73
2.3.5. Dispositivos de Amarração 77
2.3.5.1. Dispositivos de amarração instalados no navio 77
2.3.5.2. Guinchos de amarração 78
2.3.5.3. Dispositivos de amarração instalados no cais 80
2.4. Layouts de Amarração do Navio à Estrutura de Acostagem 82
2.5. Dispositivos de Acostagem e Amarração não Convencionais 91
2.6. Sistemas de Monitorização e Avisos 95

3. Comportamento de Navios Amarrados em Portos 103

3.1. Introdução 105
3.2. O Ambiente Marítimo e Portuário 107
3.2.1. Introdução 107
3.2.2. Agitação Marítima e outros Fenómenos Associados 107
3.2.2.1. Introdução 107
3.2.2.2. Ondas infra-gravíticas 109
3.2.2.3. Efeito do período de pico da ondulação e modulação pelo nível de maré 113
3.2.2.4. Mecanismos de geração das ondas infra-gravíticas 115
3.2.2.5. Caracterização das ondas de longo período 125
3.2.2.6. Seichas portuárias 127
3.2.2.7. Considerações sobre a medição de ondas de longo período 134
3.2.3. Vento 135
3.2.4. Correntes 141
3.2.5. Marés e *Storm Surges* 145
3.2.6. Efeitos Hidrodinâmicos Associados à Passagem de Navios 146
3.3. Dinâmica de Navios 148
3.3.1. Introdução 148
3.3.2. Analogia com um Sistema Massa-Mola com um Grau de Liberdade 150
3.3.3. Equações do Movimento do Navio Amarrado 155
3.3.4. Períodos Naturais de Oscilação do Navio Livre 157
3.3.5. Períodos Naturais de Oscilação do Navio Amarrado 162
3.4. Modelação Física 166
3.5. Modelação Numérica 167
3.5.1. Introdução 167
3.5.2. Simulação Numérica do Comportamento de Navios Amarrados 169
3.5.3. Abordagem Numérica ao Estudo do Comportamento de Navios Amarrados em Portos 174
3.5.4. Interacção Navio-Ondas: Método dos Painéis *versus* Teoria das Faixas 182
3.6. Medições no Protótipo 186
3.6.1. Introdução 186
3.6.2. Sistema de Visão Estereoscópica 187
3.7. Comportamento de Navios Amarrados em Portos 191
3.7.1. Introdução 191
3.7.2. Limites Operacionais e de Segurança 192
3.7.2.1. Introdução 192
3.7.2.2. Critério da amplitude dos movimentos do navio amarrado 195
3.7.3. Períodos Naturais de Oscilação do Navio Amarrado 199

3.7.4. Factores Condicionantes da Resposta do Navio Amarrado 204
3.7.4.1. Introdução 204
3.7.4.2. Sistema de amarração 204
3.7.4.3. Forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração 207
3.7.4.4. Folga sob a quilha do navio 211
3.7.4.5. Estado de carga do navio 213
3.7.4.6. Distância do navio a uma estrutura reflectora 214
3.7.5. Determinação Aproximada do Comportamento de Navios Amarrados 215
3.7.6. Medidas Mitigadoras e Correctivas não Convencionais 218

4. INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL E TÉCNICAS DE MEDIÇÃO 223

4.1. INTRODUÇÃO 225
4.2. INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL 226
4.2.1. Descrição Geral da Instalação Experimental 226
4.2.2. Sistemas de Dissipação da Agitação Marítima Gerada 227
4.3. MODELO FÍSICO 231
4.3.1. Introdução 231
4.3.2. Critérios de Semelhança 232
4.3.3. Escala do Modelo Físico, Efeitos de Escala e de Laboratório 236
4.3.4. Obra de Protecção contra a Agitação Marítima e Estrutura de Acostagem 246
4.3.5. Modelo Físico do Navio 249
4.3.5.1. Introdução 249
4.3.5.2. Construção do modelo físico 251
4.3.5.3. Calibração do modelo físico 255
4.3.5.4. Verificação das propriedades do modelo segundo a direcção transversal 260
4.3.5.5. Verificação das propriedades do modelo segundo a direcção longitudinal 265
4.3.6. Dispositivos de Simulação dos Cabos de Amarração 269
4.3.6.1. Introdução 269
4.3.6.2. Princípio de funcionamento dos dispositivos de simulação utilizados 271
4.3.6.3. Outros dispositivos de simulação dos cabos de amarração 275
4.3.7. Dispositivos de Simulação das Defensas 277
4.3.7.1. Introdução 277
4.3.7.2. Princípio de funcionamento dos dispositivos de simulação utilizados 278
4.3.7.3. Outros dispositivos de simulação de defensas 282
4.4. GERAÇÃO, MEDIÇÃO E ANÁLISE DA AGITAÇÃO MARÍTIMA 285
4.4.1. Introdução 285
4.4.2. Sistema de Medição de Níveis Hidrodinâmicos 287
4.4.3. Sistema de Geração de Agitação Marítima 290
4.4.3.1. Características gerais 290
4.4.3.2. Geração da agitação marítima 295
4.4.3.3. Efeitos de segunda ordem 299
4.4.3.4. Sistema de absorção activa 302
4.4.4. Análise dos Registos de Agitação Marítima 306
4.4.4.1. Introdução 306
4.4.4.2. Aquisição de dados de agitação marítima 307
4.4.4.3. Análise estatística 311
4.4.4.4. Análise espectral 315
4.4.4.5. Análise da reflexão 316
4.5. MEDIÇÃO E ANÁLISE DOS MOVIMENTOS DO NAVIO AMARRADO 322
4.5.1. Introdução 322

4.5.2. Sistema *Qualisys – Motion Capture System* 323
4.5.2.1. Introdução 323
4.5.2.2. Princípio de funcionamento do sistema 324
4.5.2.3. Instalação e calibração das câmaras 326
4.5.2.4. Definição do corpo rígido e realização de medições de movimentos 329
4.5.2.5. Sistema de coordenadas e ângulos de rotação 332
4.5.3. Sistema *HR Wallingford – Ship Movement Measurement* 333
4.5.3.1. Introdução 333
4.5.3.2. Princípio de funcionamento 335
4.5.3.3. Calibração dos sensores laser de deslocamentos 336
4.5.4. Rotina *MatLab* para Análise de Resultados 337
4.5.4.1. Introdução 337
4.5.4.2. Análise estatística 338
4.5.4.3. Análise espectral 339
4.5.4.4. Distribuição em frequência da amplitude das oscilações do navio amarrado 346
4.5.4.5. *Outputs* da rotina 347
4.6. Medição e Análise das Forças Aplicadas nos Cabos de Amarração e Defensas 348
4.6.1. Introdução 348
4.6.2. Sistema de Medição das Forças Aplicadas nos Cabos de Amarração e nas Defensas 349
4.6.2.1. Introdução 349
4.6.2.2. Calibração 351
4.6.3. Rotina *MatLab* para Análise de Resultados 362
4.6.3.1. Introdução 362
4.6.3.2. Análise estatística 362

VOLUME 2

5. Caso de Estudo – O Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões 365
5.1. Introdução 367
5.2. Relevância do Estudo e Motivação 367
5.3. Introdução ao Caso de Estudo 371
5.4. Condições de Agitação Marítima 373
5.5. Regime de Ventos e Correntes 382
5.6. O Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões 385
5.7. Condições Operacionais no Posto "A" 386
5.8. Causas dos Problemas Operacionais no Posto "A" 389
5.9. Síntese 403
5.10. O Projecto de I&D 'DOLPHIN' 404
6. Estudo do Comportamento de um Navio Amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões 407
6.1. Descrição Geral das Experiências Realizadas 409
6.2. Primeira Fase do Estudo em Modelo Físico 411
6.2.1. Condições Gerais 411
6.2.2. *Layouts* de Amarração do Navio 413
6.2.3. Elementos do Sistema de Amarração do Navio 414
6.2.4. Calibração do Modelo do Navio 423
6.2.4.1. Verificação das características do modelo segundo a direcção transversal 424
6.2.4.2. Verificação das características do modelo segundo a direcção longitudinal 426

6.2.5. Generalidades e Procedimentos de Teste 427
6.2.6. Análise Preliminar das Condições de Agitação 429
6.2.6.1. Introdução 429
6.2.6.2. Energia infra-gravítica nos estados de agitação reproduzidos no modelo físico 432
6.2.6.3. Considerações sobre a ocorrência de fenómenos ressonantes na instalação experimental 439
6.2.7. Caracterização do Comportamento Dinâmico do Navio 462
6.2.7.1. Introdução 462
6.2.7.2. Navio livre 464
6.2.7.3. Navio amarrado no cais 465
6.2.7.4. Influência do atrito das defensas e das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses no comportamento do navio amarrado segundo o modo de balanço 471
6.2.8. Situações Estudadas 476
6.2.8.1. Importância da reprodução do carácter irregular da agitação marítima 477
6.2.8.2. *Layout* de amarração actual *versus layout* de amarração simétrico 488
6.2.8.3. Folga sob a quilha do navio e profundidade de água junto ao cais 498
6.2.8.4. Aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio 504
6.2.8.5. Forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas 509
6.2.9. Síntese e Considerações Gerais 520
6.3. Segunda Fase do Estudo em Modelo Físico 523
6.3.1. Condições Gerais 523
6.3.2. Blocos Utilizados na Reprodução da Cabeça do Quebramar Norte de Leixões 528
6.3.3. Condicionantes Espaciais à Implantação do Modelo Físico no Tanque de Ondas 529
6.3.4. Generalidades sobre o Modelo Físico. Molhe Sul e Antigo Quebramar Norte 533
6.3.5. Estados de Agitação Marítima 534
6.3.6. Verificação da Distribuição de Massas do Modelo do Navio Petroleiro 539
6.3.7. Elementos do Sistema de Amarração do Navio 541
6.3.8. Generalidades e Procedimentos de Teste 548
6.3.9. Análise Preliminar das Condições de Agitação 550
6.3.9.1. Introdução 550
6.3.9.2. Análise da reflexão e calibração dos estados de agitação marítima 554
6.3.9.3. Análise das condições de tranquilidade na área abrigada pelo quebramar Norte de Leixões 558
6.3.10. Situações Estudadas 577
6.3.10.1. Introdução 577
6.3.10.2. Forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas 582
6.3.11. Síntese e Considerações Gerais 592
6.4. Considerações Finais e Análise de Efeitos de Escala e de Laboratório 594

7. Síntese, Conclusões, Considerações Finais e Desenvolvimentos Futuros 603

7.1. Síntese 605
7.1.1. Considerações sobre os Temas abordados na Revisão Bibliográfica 606
7.1.2. Primeira Fase do Estudo Experimental 613
7.1.3. Segunda Fase do Estudo Experimental 625
7.2. Conclusões 633
7.3. Considerações Finais 637
7.4. Desenvolvimentos Futuros 638

Bibliografia 643

ANEXOS 659

ANEXO A. OUTPUTS DAS ROTINAS DE ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS 661

ANEXO B. CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES DE FORÇA E DOS SENSORES LASER DE DESLOCAMENTOS 671

ANEXO C. VERIFICAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÁSTICAS DOS ELEMENTOS DO SISTEMA DE AMARRAÇÃO DO NAVIO 679

ANEXO D. CALIBRAÇÃO DO MODELO DO NAVIO E CARACTERIZAÇÃO DO SEU COMPORTAMENTO DINÂMICO 687

D.1. Experiências de Calibração e de Verificação das Propriedades Estáticas e Dinâmicas do Modelo do Navio – 1ª Fase do Estudo 689

D.2. Experiências de Verificação das Propriedades Estáticas e Dinâmicas do Modelo do Navio – 2ª Fase do Estudo 696

D.3. Caracterização do Comportamento Dinâmico do Navio Livre 699

D.4. Caracterização do Comportamento Dinâmico do Navio Amarrado no Cais 701

D.5. Influência das Forças de Atrito Desenvolvidas na Interface do Navio com as Defensas no Comportamento do Navio Amarrado segundo o Modo de Balanço 710

ANEXO E. ENERGIA INFRA-GRAVÍTICA NOS ESTADOS DE AGITAÇÃO MARÍTIMA REPRODUZIDOS NO MODELO FÍSICO 717

ANEXO F. IMPORTÂNCIA DA REPRODUÇÃO DO CARÁCTER IRREGULAR DA AGITAÇÃO MARÍTIMA 725

ANEXO G. ANÁLISE DA DIFRACÇÃO DA AGITAÇÃO MARÍTIMA EM TORNO DA CABEÇA DO QUEBRAMAR NORTE DE LEIXÕES 733

ANEXO H. CARACTERIZAÇÃO DA ÁREA PORTUÁRIA REPRODUZIDA NA 2ª FASE DO ESTUDO: ELEMENTOS DE BASE PARA A CONSTRUÇÃO DO MODELO FÍSICO 739

ANEXO I. ERRO DE PROGRAMAÇÃO DETECTADO NO SOFTWARE HR WAVEDATA V.2.13 759

ÍNDICE DE FIGURAS

ÍNDICE DE FIGURAS

VOLUME 1

CAPÍTULO 2

Figura 2.1 – Vista aérea do Posto "A" do Terminal de Petroleiros (esquerda) e do Terminal de Contentores do Porto de Leixões (direita) 13

Figura 2.2 – Modelo físico dos blocos IGLOO, que procuram promover a dissipação da energia da agitação incidente, Thompson *et al*., 2001. 14

Figura 2.3 – Modelo físico do cais em blocos NOREF construído à escala geométrica 1/30 (esquerda); padrão de agitação observado junto ao paramento frontal do cais (direita), Veloso Gomes *et al*., 2007. 15

Figura 2.4 – Plataforma de descarga da Ponte-Cais do Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões. 18

Figura 2.5 – Curva genérica de 'força de reacção-deformação' de uma defensa. 21

Figura 2.6 – Defensa do tipo cónico com painel frontal protector, Porto de Aveiro, Portugal (esquerda); Defensa do tipo gravítico, Porto do Namibe, Angola (direita). 22

Figura 2.7 – Diagramas genéricos das curvas de desempenho de três tipos de defensas (esquerda), curvas de 'força de reacção-deformação' características de vários tipos de defensas (direita), Thoresen, 2003. 23

Figura 2.8 – Curva de desempenho de um sistema de acostagem composto, adaptado de Bruun, 1989. 24

Figura 2.9 – Sistema de defensas composto, USACE, 2005. 27

Figura 2.10 – Factor de defensa para diferentes tipos de defensas de borracha, Thoresen, 2003. 28

Figura 2.11 – *Parallel Motion Fender* (esquerda) e respectiva curva de desempenho (direita), Trelleborg, 2007. 29

Figura 2.12 – Defensa "*Trellex ® MX Fender*" (esquerda) e respectiva curva de desempenho (direita), Metso Minerals, 2004. 30

Figura 2.13 – Curva de 'força de reacção – deformação' de uma defensa: fenómeno de histerese (adaptado de Thoresen, 2003). 31

Figura 2.14 – Influência da velocidade de compressão no desempenho de uma defensa do tipo buckling (C2000H) da Bridgestone (adaptado de Kawakami, 1988). 31

Figura 2.15 – Curvas de desempenho de um modelo de defensa desenvolvido pela Bridgestone (esquerda - Kawakami, 1988) e de uma defensa do tipo pneumático da Yokohama (direita - Sakakibara e Kubo, 2007). 32

Figura 2.16 – Interface do navio com a defensa (adaptado de Metso Minerals, 2004). 34

Figura 2.17 – Análise comparativa de três sistemas de defensas: igual força de reacção e deformação (adaptado de USACE, 2005). 35

Figura 2.18 – Análise comparativa de três sistemas de defensas: força de reacção versus energia absorvida (adaptado de USACE, 2005). 36

Figura 2.19 – Contacto do navio com a defensa durante a acostagem (adaptado de Metso Minerals, 2004). 36

Figura 2.20 – Relação entre a variável 'peso bruto do navio' e as variáveis que influenciam a grandeza da sua energia de acostagem, Ueda *et al*., 2002. 47

Figura 2.21 – Curvas de força-alongamento de cabos de amarração novos e usados, adaptado de OCIMF, 2008. 53

Figura 2.22 – Curvas típicas de força-alongamento de vários tipos de cabos de amarração, adaptado de PIANC, 1995, e de Gravesen, 2005. 54

Figura 2.23 – Alguns tipos de construção de cabos de aço (adaptado de OCIMF, 2008). 55

Figura 2.24 – Tipos de construção dos cabos de fibras sintéticas convencionais e de módulo de elasticidade elevado (adaptado de OCIMF, 2008). 57

Figura 2.25 – Navio petroleiro de 105 411 t de peso bruto amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, com cabos de amarração mistos. 59

Figura 2.26 – Características elásticas de cabos de amarração de aço e de HMPE, com e sem extremidades de amarração de poliéster e de poliamida, OCIMF, 2008. 60

Figura 2.27 – Condições-limite de agitação marítima para uma força máxima nos cabos de amarração igual a 50% da força mínima de rotura. Cabos de amarração de HMPE com extremidades de amarração de poliamida (adaptado de OCIMF, 2008). 61

Figura 2.28 – Curva de força-alongamento típica de um cabo de amarração submetido a um carregamento cíclico (adaptado de Rita, 1984). 62

Figura 2.29 – *Loops* de histerese de um cabo de amarração submetido a ciclos de carga-descarga (adaptado de Vasco Costa, 1978). 63

Figura 2.30 – Variação da força aplicada em cabos de amarração com extensibilidades diferentes para absorver a mesma energia – 400 kJ (adaptado de Vasco Costa, 1978). 64

Figura 2.31 – Variação da força aplicada em dois cabos de amarração do mesmo tipo, em que o comprimento de um é quatro vezes superior ao do outro, para absorver a mesma energia – 600 kJ (adaptado de Vasco Costa, 1978). 64

Figura 2.32 – Forças aplicadas nos cabos de amarração e distância percorrida pelo navio. 66

Figura 2.33 – Capacidade de absorção de energia de um cabo de amarração novo e usado, do mesmo tipo (adaptado de Vasco Costa, 1978). 68

Figura 2.34 – Duque d'Alba de acostagem flexível dotado de defensa (esquerda - Bruijn, 2004); duque d'Alba de acostagem rígido (meio - Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões); duques d'Alba de acostagem e de amarração rígidos, formados por um agrupamento de estacas (direita - OCIMF, 2007). 69

Figura 2.35 – Estrutura de acostagem do tipo jetty. 70

Figura 2.36 – Duques d'Alba de acostagem rígido (esquerda) e flexível (direita), ambos dotados de defensa: diagramas de 'força de reacção-deformação' (adaptado de ROM 0.2, 1990). 71

Figura 2.37 – Estrutura de acostagem com duques d'Alba de acostagem flexíveis: Posto "A", BP *Amsterdam Terminal, The Netherlands*. 73

Figura 2.38 – Curva de 'força de reacção-deformação' de um duque d'Alba: aumento da capacidade de absorção de energia após a ocorrência de deformação plástica. 75

Figura 2.39 – Dispositivos de amarração instalados no navio: cabeços de amarração, castanha de roletes e buzina (esquerda), OCIMF, 2008; buzinas de proa de um navio amarrado no Porto de Leixões (direita). 77

Figura 2.40 – Guincho de amarração de tambor dividido, OCIMF, 2008. 78

Figura 2.41 – Dispositivos de amarração instalados no cais: cabeço de amarração (esquerda, superior), gancho de amarração duplo (direita, superior), cabrestante (Harbour & Marine Engineering - esquerda, inferior), gancho de desengate rápido de controlo remoto com cabrestante integrado (Harbour & Marine Engineering - direita, inferior). 81

Figura 2.42 – *Layout* típico de amarração de um navio numa estrutura de acostagem do tipo jetty (adaptado de PIANC, 1995). 83

Figura 2.43 – *Layout* de amarração genérico, adaptado de OCIMF, 2008. 86

Figura 2.44 – *Layouts* de amarração para navios equipados com cabos de aço no Jetty nº1 e nº2 do Terminal de Petroleiros do Porto de Sullom Voe, Escócia, em cima (http://www.shetland.gov.uk/ports/). Localização e vista aérea desse terminal, em baixo (Google Earth). 90

Figura 2.45 – Sistema de amarração MoorMasterTM (site da Cavotec MSL - http://www.cavotec.com). 92

Figura 2.46 – Vista aérea do Port of Dover, Reino Unido - esquerda (Google Earth); sistema MoorMasterTM 800 instalado no posto nº8 do Port of Dover - direita (site da Cavotec MSL - http://www.cavotec.com). 93

Figura 2.47 – Vista aérea do Port of Salalah, Oman - esquerda (Google Earth); sistema MoorMasterTM 400 instalado no Terminal de Contentores do Port of Salalah - direita (site da Cavotec MSL http://www.cavotec.com). 93

Figura 2.48 – Mostrador de grandes dimensões instalado no cais (Wilson e Toth, 2004 - esquerda); gancho de desengate rápido com sistema de monitorização das forças aplicadas (site da Harbour & Marine Engineering - direita). 96

Figura 2.49 – Sistema de monitorização das forças aplicadas numa defensa pneumática do tipo flutuante, Sakakibara e Kubo, 2007. 98

CAPÍTULO 3

Figura 3.1 – Espectro de energia das ondas do oceano, adaptado de Massel, 1996. 108

Figura 3.2 – Espectro de variância de um estado de agitação marítima em diferentes profundidades de água, adaptado de Gravesen, 2005. 110

Figura 3.3 – Agrupamento de ondas de curto período e desenvolvimento de onda de longo período ligada (ou *set-down*). 115

Figura 3.4 – Linhas de corrente na reflexão total com base na teoria linear, superior; envolvente da superfície livre, inferior (adaptado de Moraes, 1971, e Sørensen e Thompson, 2002). 129

Figura 3.5 – Esquematização do movimento da massa de água caso a reflexão da onda incidente seja total (ilustração adaptada da originalmente produzida por Brooks/Cole, 2002). 129

Figura 3.6 – Linhas de corrente na reflexão parcial com base na teoria linear, superior; envolvente da superfície livre, inferior (adaptado de Moraes, 1971, e Sørensen e Thompson, 2002). 130

Figura 3.7 – Densidade espectral de energia da agitação marítima para a posição da bóia ao largo (esquerda) e junto ao cais (direita); dados registados entre as 4:00 h e as 5:00 h (- - -) e entre as 7:00 h e as 8:00 h (—) do dia 18 de Setembro de 1994, adaptado de van der Molen *et al.*, 2006. 131

Figura 3.8 – Acção do vento sobre um navio, ROM 0.2, 1990. 136

Figura 3.9 – Acção do vento num navio petroleiro de 100 000 t de peso bruto, para duas condições de carga. 137

Figura 3.10 – Influência da velocidade do vento nos esforços exercidos no navio. 138

Figura 3.11 – Espectro de potência da rajada, para diferentes velocidades médias do vento. 141

Figura 3.12 – Influência da folga sob a quilha nas forças laterais produzidas por correntes num navio (adaptado de OCIMF, 2008). 143

Figura 3.13 – Forças de stand-off sobre navios amarrados em cais de estacaria, adaptado de PIANC, 1995. 143

Figura 3.14 – Força lateral aplicada num navio petroleiro de 100 000 dwt devido à passagem de outro navio petroleiro de 110 000 dwt (adaptado de Remery, 1974). 147

Figura 3.15 – Movimentos fundamentais de um navio. 149

Figura 3.16 – Oscilações livres de sistemas com diferentes factores de amortecimento. 151

Figura 3.17 – Oscilações livres amortecidas: $\xi<1.0$. 152

Figura 3.18 – Factores de amplificação da resposta de um sistema massa-mola (linear) em função do quociente entre a frequência da força externa e a frequência natural desse sistema, para vários factores de amortecimento (esquerda); diferença de fase entre o movimento do sistema e a força externa (direita). 153

Figura 3.19 – Factores de amplificação da resposta do navio e diferença de fase entre o seu movimento e a força externa, em função do quociente entre a frequência angular dessa força e a frequência angular natural do modo de oscilação de avanço (sem amortecimento). 164

Figura 3.20 – Amplitude do movimento de avanço (não-linear) de um navio amarrado submetido a ondas regulares, Biésel, 1965. 165

Figura 3.21 – Fases do processo de simulação do comportamento de um navio amarrado. 176

Figura 3.22 – Experiências de decaimento livre das oscilações de avanço de um navio amarrado: testes experimentais *versus* simulações numéricas. Simulações considerando apenas a componente linear do amortecimento por radiação – esquerda, e incluindo as componentes estimadas experimentalmente – direita, Bingham, 2000. 179

Figura 3.23 – Exemplo da discretização do casco de um petroleiro com painéis utilizada no modelo WAMIT, integrado no pacote numérico MOORNAV, implementado no LNEC. 183

Figura 3.24 – Amplitudes das funções de transferência do navio para os movimentos de deriva, guinada, arfagem, balanço e cabeceio (a convenção é 180º para ondas pela proa), Taveira Pinto *et al.*, 2008b. 184

Figura 3.25 – Disposição esquemática das câmaras de vídeo (esquerda); posicionamento dos dois sistemas de medição dos movimentos do navio amarrado utilizados nos testes em modelo físico (direita). 188

Figura 3.26 – Imagens estereoscópicas do modelo do navio com os marcadores a serem processados (esquerda); resultados do processamento das imagens adquiridas (direita). 188

Figura 3.27 – Amostra temporal dos movimentos do navio segundo os seus seis graus de liberdade. Resultados obtidos com o sistema de visão estereoscópica (azul) e com o *Qualisys* (vermelho), Rosa Santos *et al*., 2009b. 189

Figura 3.28 – Marcadores utilizados na segunda fase do estudo em modelo físico. 190

Figura 3.29 – Espectros de variância dos movimentos de avanço e de arfagem do navio, e da agitação marítima incidente. Teste realizado com agitação irregular: T_P=20 s e H_S=1.5 m. 192

Figura 3.30 – Relação entre a eficiência das operações de movimentação de carga e a amplitude dos movimentos de um navio amarrado, adaptado de PIANC, 1995. 194

Figura 3.31 – Série cronológica da amplitude dos movimentos de um navio amarrado. Noção de amplitude pico-a-pico (adaptado de PIANC, 1995). 196

Figura 3.32 – Espectro de variância (banda infra-gravítica) da altura de onda medida na bóia posicionada junto ao cais (esquerda) e das oscilações de avanço do navio (direita), das 4:00 às 5:00 (- - -) e das 7:00 às 8:00 (—), no dia 18 de Setembro de 1994, adaptado de van der Molen *et al.*, 2006. 203

Figura 3.33 – Optimização da rigidez do sistema de amarração, adaptado de Gravesen, 2005. 205

Figura 3.34 – Efeito do aumento das forças de pré-tensão na amplitude dos movimentos de um navio graneleiro, Gravesen, 2005. 207

Figura 3.35 – Amarração do navio com recurso a guinchos instalados no cais, com o objectivo de aplicar forças de pré-tensão elevadas nos cabos de amarração, adaptado de Bruun, 1989. 209

Figura 3.36 – Coeficientes de massa adicionada (esquerda) e de amortecimento (direita) para a oscilação de deriva, em função da profundidade de água, Van Oortmerssen, 1976. 212

Figura 3.37 – Coeficientes de massa adicionada (esquerda) e de amortecimento (direita) para a oscilação de deriva, em função da distância do navio a uma estrutura reflectora (δ= 1.2), Van Oortmerssen, 1976. 214

Figura 3.38 – Esquematização do funcionamento do sistema de redução das oscilações de avanço de baixa-frequência do navio, Yoneyama *et al.*, 2006. 220

CAPÍTULO 4

Figura 4.1 – Laboratório de Hidráulica da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. 226

Figura 4.2 – Organigrama de funcionamento dos três sistemas utilizados no estudo experimental. 227

Figura 4.3 – Sala de controlo do tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica da SHRHA da FEUP. 228

Figura 4.4 – Organograma de funcionamento integrado dos sistemas de aquisição (ligações a castanho – sinal analógico; ligações a verde – sinal digital). 229

Figura 4.5 – Modelo físico testado na primeira fase do estudo e praia dissipadora instalada no tanque de ondas. 230

Figura 4.6 – Instalação experimental. Corte transversal do tanque de ondas. 230

Figura 4.7 – Modelo físico estudado na primeira fase do trabalho. 248

Figura 4.8 – Fotografia aérea vertical do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, com delimitação da região reproduzida em modelo físico na segunda fase do estudo (esquerda); fotografia da cabeça do quebramar Norte de Leixões (direita). 249

Figura 4.9 – Construção do modelo físico do navio petroleiro em PRFV. 253

Figura 4.10 – Esquematização do posicionamento dos pontos de amarração no convés superior do navio (esquerda); fotografia do modelo do navio com os pontos de amarração e as marcas reflectores do sistema de medição de movimentos fixos ao convés superior em contraplacado marítimo (direita). 254

Figura 4.11 – Determinação do posicionamento do centro de gravidade do modelo do navio vazio, através do apoio do modelo sobre uma aresta viva. 256

Figura 4.12 – Determinação do posicionamento vertical do centro de gravidade do navio vazio, por suspensão do modelo. 256

Figura 4.13 – Esquema genérico de disposição dos pesos de lastro dentro do modelo do navio. 258

Figura 4.14 – Esquema genérico de disposição dos pesos de lastro dentro do modelo do navio do tipo petroleiro. 259

Figura 4.15 – Disposição dos pesos de lastro dentro do modelo do navio petroleiro para uma das condições de carga estudadas: nível inferior (esquerda) e nível superior (direita). 260

Figura 4.16 – Experiência de inclinação transversal do modelo do navio. 260

Figura 4.17 – Verificação da horizontalidade do navio para a direcção transversal. 261

Figura 4.18 – Experiência de inclinação transversal do modelo do navio – a bombordo (esquerda), variação da inclinação transversal do navio (direita). 262

Figura 4.19 – Amplitude das oscilações de balanço do modelo do navio petroleiro durante a realização de um teste de calibração (teste 28.08.2007_BAL1). 264
Figura 4.20 – Experiência de inclinação longitudinal do navio. 265
Figura 4.21 – Experiências de inclinação longitudinal – caimento à popa: variação da inclinação longitudinal do navio (teste 28.08.2007_IncLong1). 267
Figura 4.22 – Esquema para a calibração longitudinal do modelo do navio por suspensão. 268
Figura 4.23 – Dispositivo de simulação de um cabo de amarração no modelo físico (modelo físico testado na segunda fase do estudo). 270
Figura 4.24 – Desenho esquemático do dispositivo de simulação dos cabos de amarração (esquerda); fotografia do dispositivo (direita). 271
Figura 4.25 – Associação em série de duas molas helicoidais. 272
Figura 4.26 – Pormenor do mecanismo de ajuste das forças iniciais aplicadas nos cabos de amarração (esquerda); posicionamento dos quatro mecanismos instalados à proa do modelo do navio (direita). 273
Figura 4.27 – Linearização de uma curva de força-alongamento de um cabo de amarração. 274
Figura 4.28 – Mola helicoidal com deslocamento condicionado. 275
Figura 4.29 – Dispositivo de simulação dos cabos de amarração utilizado no Canadian Hydraulics Centre - CHC (adaptado de Fournier e Anglin, 2003 e Cornett *et al*., 1999). 276
Figura 4.30 – Dispositivo de simulação dos cabos de amarração e defensas, adaptado de Rita, 1984. 276
Figura 4.31 – Desenho esquemático do dispositivo de simulação das defensas (esquerda); fotografia do dispositivo (direita). 278
Figura 4.32 – Dispositivo de simulação das defensas (esquerda); fotografia do dispositivo (direita). 279
Figura 4.33 – Mecanismo articulado para a simulação do comportamento não-linear da defensa (esquerda); fotografia do dispositivo (direita). 280
Figura 4.34 – Determinação do ângulo de atrito entre o casco do navio e o dispositivo de simulação das defensas (esquerda); maçaneta original e maçaneta com recobrimento em EPDM (direita). 281
Figura 4.35 – Curvas de desempenho de uma defensa do tipo cónico – SCN 1200 (E=2.0). Força de reacção no cais – curva azul; absorção de energia – curva vermelha (adaptado de Trelleborg, 2007). 282
Figura 4.36 – Dispositivo de simulação de uma defensa: modelo não-linear [fonte: *HR Wallingford*, *UK*]. 283
Figura 4.37 – Metodologia de conversão da força de reacção da defensa no modelo físico para valores de protótipo. 284
Figura 4.38 – Dispositivo de simulação de uma defensa (esquerda), resultado típico da calibração de uma defensa (direita) (adaptado de Davies *et al.*, 2001). 285
Figura 4.39 – Sonda de níveis hidrodinâmicos de haste curta (esquerda), unidade de condicionamento do sinal (direita). 287
Figura 4.40 – Resultados da calibração de três sondas de níveis hidrodinâmicos (esquerda), quadro-síntese dos resultados de uma das operações de calibração das nove sondas usadas na segunda fase do estudo (direita). 288
Figura 4.41 – Sistema de geração de agitação marítima multi-direccional, instalado no tanque de ondas do LH da FEUP. 290
Figura 4.42 – Representação esquemática do funcionamento do sistema de geração de agitação marítima. 292
Figura 4.43 – Estados de agitação marítima que podem ser gerados pelo sistema com uma profundidade de água no tanque de ondas igual a 0.20 m. 293
Figura 4.44 – Funções de transferência do sistema de geração para diferentes profundidades de água no tanque de ondas. 294
Figura 4.45 – Função de transferência para a profundidade de água de 0.18 m e espectro de variância medido num teste realizado com agitação irregular, caracterizada por um T_P=18 s e H_S=1.5 m (valores no modelo), esquerda; comparação desse espectro com um espectro de JONSWAP (valores no protótipo), direita. 294
Figura 4.46 – Comparação dos espectros de variância estimados com base em resultados de testes realizados com o módulo de compensação de *set-down* desligado (esquerda) e ligado (direita). Os estados de agitação marítima gerados são caracterizados por um T_P=12 s e H_S=3.0 m (superior), e T_P=16 s e H_S=2.5 m (inferior). 301
Figura 4.47 – Representação esquemática da forma de actuação do sistema de absorção activa. 303

Figura 4.48 – Influência do sistema de absorção activa de reflexões nos estados de agitação marítima gerados. Espectros de variância estimados com base nos resultados do modelo físico (esquerda) e espectros de variância normalizados pela densidade espectral máxima (direita). 305

Figura 4.49 – Ondas individuais definidas com base no método dos zeros descendentes. 312

Figura 4.50 – Estrutura de suporte às quatro sondas usadas no estudo para análise da reflexão. 318

Figura 4.51 – Intervalo de frequências válidas para diferentes espaçamentos entre as sondas: 1ª Fase, d=20 m, 8 s ≤ T_P ≤10 s (superior - esquerda); 1ª Fase, d=18 m, 12 s ≤ T_P ≤20 s (superior - direita); 2ª Fase, d=16 m, 10 s ≤ T_P ≤20 s (inferior). 320

Figura 4.52 – Influência do número de pontos considerados em cada bloco de dados nos resultados da análise da reflexão. Espectros de variância da agitação incidente (esquerda), coeficiente de reflexão (direita). Estados de agitação caracterizados por um T_P=16 s e uma H_S=2.0 m (superior), e por um T_P=12 s e uma H_S=3.0 m (inferior). 321

Figura 4.53 – Sistema *Qualisys* em utilização no tanque de ondas da FEUP; conjunto de marcas reflectoras instaladas no convés do navio. 324

Figura 4.54 – Câmara *ProReflex MCU* do sistema de medição de movimentos *Qualisys*. 324

Figura 4.55 – Esquema de instalação do sistema *Qualisys*, Qualisys, 2006. 326

Figura 4.56 – Exemplo do posicionamento das três câmaras *ProReflex MCU* na instalação experimental. 327

Figura 4.57 – Instrumentos de calibração do sistema *Qualisys*. 328

Figura 4.58 – Resultados de uma calibração do sistema *Qualisys*. 329

Figura 4.59 – Disposição das marcas reflectoras colocadas no convés do navio: 2ª fase do estudo. 330

Figura 4.60 – Coordenadas das marcas reflectoras no sistema de eixos local (esquerda) e representação tridimensional da posição dessas marcas no volume útil de medição (direita). 331

Figura 4.61 – Conceito de resíduo máximo. 331

Figura 4.62 – Representação gráfica do resíduo médio de uma medição efectuada com o sistema *Qualisys*. 332

Figura 4.63 – Sistema *Ship Movement Measurement* em utilização na *HR Wallingford*, *UK*, (esquerda) e no tanque de ondas do LH da FEUP (direita). 334

Figura 4.64 – Esquema de posicionamento dos alvos no convés do navio petroleiro e convenções adoptadas para os movimentos do navio (esquerda); exemplo de aplicação do sistema à medição dos movimentos de um caixotão amarrado - imagem cedida pela *HR Wallingford*, *UK* (direita). 336

Figura 4.65 – Calibração de sensor laser nº3 (esquerda) e curva de calibração associada (direita). 337

Figura 4.66 – Comparação da janela de dados de Hanning com uma janela do tipo co-seno, para um tamanho da janela igual a 1024 pontos. 340

Figura 4.67 – Influência do tamanho da janela de dados na forma dos espectros de variância estimados para os movimentos de deriva (esquerda) e de balanço (direita) do navio amarrado. Teste realizado com agitação irregular caracterizada por um período de onda de pico de 14 s e uma altura de onda significativa de 3.0 m [PS02|T04]. 341

Figura 4.68 – Exemplo de aplicação de uma janela de dados de *Hanning* com um tamanho de 1024 pontos a blocos de registos com uma sobreposição de 50%. 342

Figura 4.69 – Verificação do módulo de análise espectral da rotina desenvolvida. Espectros de variância da agitação marítima estimados para a sonda nº2, considerando uma largura da janela de dados igual a 512 pontos. Testes realizados com agitação irregular com T_P=18 s e H_S=2.5 m [S10-T44] (esquerda), e T_P=16 s e H_S=3.0 m [S11-T13] (direita); 344

Figura 4.70 – Espectros de variância estimados para cada um dos movimentos do navio amarrado considerando uma largura da janela espectral igual a 1024 pontos [PS02K004]. 348

Figura 4.71 – Sala de controlo do tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica da FEUP. Enquadramento geral do sistema de medição de forças nos elementos do sistema de amarração. 349

Figura 4.72 – Vista de pormenor da unidade de condicionamento do sinal (esquerda) e dos dois conversores USB (direita). 350

Figura 4.73 – Modelo físico da estrutura de acostagem do Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões (primeira fase do estudo em modelo físico). 351

Figura 4.74 – Equipamento utilizado na calibração dos transdutores de força e dos dispositivos de simulação dos elementos do sistema de amarração. Determinação dos registos deformação – voltagem para o conjunto 'transdutor de força – mola helicoidal' (esquerda) e da curva de calibração do transdutor de força (direita). 352

Figura 4.75 – Curvas de calibração dos transdutores de força 1-6: ajuste linear e polinomial de segundo grau. 354
Figura 4.76 – Curvas de calibração dos transdutores de força 7-10: ajuste linear e polinomial de segundo grau. 355
Figura 4.77 – Ajuste linear aos pares de valores força-deformação para o conjunto transdutor de força 2 - mola D5. ..358
Figura 4.78 – Dispositivo de calibração dos cabos de amarração e das defensas (direita), calibração de uma defensa à compressão (esquerda). 359
Figura 4.79 – Dispositivo de determinação das características elásticas (rigidez) de molas helicoidais. 360
Figura 4.80 – Determinação da rigidez global do sistema de amarração do navio para a direcção longitudinal (esquerda), vista de pormenor do dispositivo para a aplicação da força no navio (direita). 361
Figura 4.81 – Determinação do período natural da oscilação de avanço, por aplicação de uma força à proa do navio. 362
Figura 4.82 – Série temporal da amplitude das forças aplicadas num dos elementos do sistema de amarração de um navio. Análise com base no método dos zeros descendentes. 363

VOLUME 2

CAPÍTULO 5

Figura 5.1 – Efeito do prolongamento do quebramar exterior nos movimentos de avanço e de deriva de um navio transportador de LNG de 125 000 dwt (adaptado de Gravesen, 2005). 369
Figura 5.2 – Influência das características reflectoras do paramento frontal de um cais na amplitude dos movimentos de um navio porta-contentores de 25 000 dwt amarrado, para um período médio de zeros ascendentes igual a 7.8 s (adaptado de Gravesen, 2005). 370
Figura 5.3 – Vista aérea do Porto de Leixões e área envolvente. 372
Figura 5.4 – Navio petroleiro amarrado no Terminal Oceânico de Leixões, auxiliado por um rebocador à popa. 373
Figura 5.5 – Distribuição da direcção da ondulação (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1993 e 2003), adaptado de Coelho, 2005. 374
Figura 5.6 – Comparação da direcção média anual da ondulação com a direcção associada às situações de temporal persistente (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1993 e 2003), adaptado de Coelho, 2005. 374
Figura 5.7 – Distribuição da altura de onda significativa (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1981 e 2003), adaptado de Coelho, 2005. 375
Figura 5.8 – Distribuição do período de onda médio (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1981 e 2003), adaptado de Coelho, 2005. 375
Figura 5.9 – Alturas de onda significativas e alturas de onda máximas registadas na bóia de Leixões, no período compreendido entre 11 de Nov. e 11 de Dez. de 2007 (Dados do Instituto Hidrográfico - 2007, www.hidrografico.pt). 377
Figura 5.10 – Período médio das ondas de longo período registadas no marégrafo de Leixões em 1995. Análise efectuada com base em resultados apresentados em LNEC, 1996. 379
Figura 5.11 – Altura média das ondas de longo período registadas no marégrafo de Leixões em 1995. Análise efectuada com base em resultados apresentados em LNEC, 1996. 380
Figura 5.12 – Alturas significativas das ondas de longo período ligadas em Leixões, adaptado de LNEC, 1996. 381
Figura 5.13 – Frequências de ocorrência de cada rumo de vento, em cada mês do ano (baseado em dados do Instituto de Meteorologia de 1961-1990). 382
Figura 5.14 – Velocidade média do vento, para cada um dos quadrantes, em cada mês do ano (baseado em dados do Instituto de Meteorologia de 1961-1990). 383
Figura 5.15 – Frequências de ocorrência (esquerda) e velocidade média do vento (direita), para cada rumo e para a totalidade do intervalo de tempo considerado (dados do Instituto de Meteorologia de 1961-1990). 383
Figura 5.16 – Secção transversal do quebramar Norte do Porto de Leixões adjacente ao Posto "A". 384
Figura 5.17 – Duque d'Alba de acostagem do Posto "A" (Maio de 2009). 385
Figura 5.18 – *Layout* de amarração usual no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões. 386
Figura 5.19 – Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões (Maio de 2007). 386
Figura 5.20 – Condições de operacionalidade no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, IHRH-FEUP, 2004c. 387

Figura 5.21 – Distribuição das condições de operacionalidade e de inoperacionalidade no Posto "A" por classes de altura de onda e período de onda, IHRH-FEUP, 2004c. 388

Figura 5.22 – Distribuição das situações de inoperacionalidade no Posto "A" em função das características da agitação marítima ao largo do Porto de Leixões, IHRH-FEUP, 2004c. 389

Figura 5.23 – Testes bidimensionais em modelo físico: episódio de galgamento da secção transversal actual do quebramar Norte de Leixões. A batimetria foi definida com base no levantamento de Maio de 2003, IHRH-FEUP, 2004d. 391

Figura 5.24 – Variação do volume de sedimentação na vizinhança do Posto "A", IHRH-FEUP, 2004a. 392

Figura 5.25 – Alturas de onda (m) à entrada do Porto de Leixões. Rumo W; T_P=19 s; H_S=13.0 m; Preia-mar, IHRH-FEUP, 2004b. 395

Figura 5.26 – Estudo das condições de ressonância no interior do Porto de Leixões para um nível de maré de +2.0 m (ZHL). Índices de agitação (esquerda), fases de onda (direita). Período da onda longa normal à costa: 70 s (superior) e 80 s (inferior), IHRH-FEUP, 2007. 399

Figura 5.27 – Estudo das condições de ressonância no interior do Porto de Leixões para um nível de maré de +2.0 m (ZHL). Índices de agitação (esquerda), fases de onda (direita). Período da onda longa normal à costa: 100 s (superior) e 120 s (inferior), IHRH-FEUP, 2007. 400

CAPÍTULO 6

Figura 6.1 – Navio petroleiro amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões – protótipo (esquerda) e modelo físico construído para a primeira fase do estudo – modelo simplificado (direita)....412

Figura 6.2 – Esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas: primeira fase do estudo. 412

Figura 6.3 – Esquema de amarração assimétrico, com identificação dos cabos de amarração e das defensas. 413

Figura 6.4 – Esquema de amarração simétrico, com identificação dos cabos de amarração e das defensas. 414

Figura 6.5 – Relações constitutivas dos cabos de amarração simples com 50, 100 e 150 m (valores de protótipo), adaptado de Santos, 2005 e 2006. 415

Figura 6.6 – Características elásticas dos cabos duplos, no protótipo (esquerda) e no modelo (direita). 415

Figura 6.7 – Curvas de força-extensão das extremidades de amarração dos cabos de 50, 100 e 150 m, e de um cabo de amarração em aço. 416

Figura 6.8 – Características elásticas dos cabos de amarração duplos usados na primeira fase do estudo em modelo físico. 417

Figura 6.9 – Características elásticas das defensas, no protótipo (esquerda) e no modelo físico (direita). 417

Figura 6.10 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração – primeira fase do estudo em modelo físico. Cabos de amarração 1 a 6. 419

Figura 6.11 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração – primeira fase do estudo em modelo físico. Cabos de amarração 7 a 8 e defensas 1 e 2 (aproximação linear). 420

Figura 6.12 – Resultados de uma experiência de inclinação transversal do modelo do navio – a bombordo (esquerda), com determinação da altura metacêntrica transversal (valores no modelo). 424

Figura 6.13 – Curva de decaimento da oscilação de balanço (esquerda), períodos natural de oscilação (direita). Primeira experiência de verificação da distribuição transversal de massas [S04 T02 K02]. 425

Figura 6.14 – Resultados de uma experiência de inclinação longitudinal do modelo do navio – caimento à proa, com determinação da altura metacêntrica longitudinal (valores no modelo). 427

Figura 6.15 – Navio amarrado à estrutura de acostagem (esquerda); *Qualisys motion capture system*, composto por três câmaras digitais de infravermelhos (centro); transdutores de força usados na medição das forças nos cabos de amarração e nas defensas (direita). 428

Figura 6.16 – Procedimento de teste standard: sequência cronológica das várias tarefas. 430

Figura 6.17 – Posicionamento inicial das sondas no tanque de ondas. 430

Figura 6.18 – Estados de agitação marítima versus condições-limite da instalação experimental para as profundidades de água de 0.18 m (superior) e de 0.20 m (inferior). 431

Figura 6.19 – Caracterização da componente infra-gravítica dos espectros de variância estimados para duas das condições de teste estudadas: T_P=16 s, H_S=2.0 m e d=20 m (esquerda); T_P=12 s, H_S=1.5 m e d=18 m (direita). 433

Figura 6.20 – Variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica com o aumento do período de onda de pico (esquerda) e espectros de variância correspondentes (direita). 435

Figura 6.21 – Variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica com a profundidade de água (esquerda) e espectros de variância correspondentes (direita). 436

Figura 6.22 – Variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica com o aumento da altura de onda significativa (esquerda) e espectros de variância correspondentes (direita). 438

Figura 6.23 – Eficiência da técnica de absorção activa de reflexões incorporada no sistema de geração de ondas instado no LH da FEUP (informação fornecida pela *HR Wallingford*, *UK*). 440

Figura 6.24 – Espectros de variância para um estado de agitação caracterizado por uma f_P de 0.6 Hz e uma $H_{rms,o}$ de 0.10 m (esquerda); variação correspondente da amplitude das ondas de longo período na banda de frequências de 0.189 a 0.225 Hz (direita), adaptado de Baldock e Huntley, 2002. 444

Figura 6.25 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água. Testes realizados com estados de agitação marítima irregular caracterizados por: T_P=16 s, H_S=1.5 m e d=18 m (superior); e T_P=12 s, H_S=2.0 m e d=20 m (inferior). Banda de frequências infra-gravíticas (esquerda); espectro completo (direita). 447

Figura 6.26 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água (banda de frequências infra-gravíticas) para diferentes larguras da janela de dados ($NFFT$). Estado de agitação irregular caracterizado por: T_P=16 s, H_S=1.5 m e d=18 m. 448

Figura 6.27 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água (banda de frequências infra-gravíticas) para a máxima resolução em frequência (*raw spectrum*). Estado de agitação marítima caracterizado por: T_P=16 s, H_S=1.5 m e d=18 m (S11 T99). 450

Figura 6.28 – Posição das quatro sondas relativamente ao local de implantação do modelo físico no tanque de ondas. Primeira fase do estudo. 452

Figura 6.29 – Espectros de variância (banda de frequências infra-gravíticas) estimados para cada uma das quatro sondas. Testes realizados para uma profundidade de água de 18 m, considerando estados de agitação irregular caracterizados por uma H_S de 1.5 m e os seguintes T_P: 12 s (superior), 14 s (meio) e 16 s (inferior). 454

Figura 6.30 – Espectros de variância (banda de frequências infra-gravíticas) estimados para cada uma das quatro sondas. Testes realizados para uma profundidade de água de 20 m, considerando estados de agitação irregular caracterizados por uma H_S de 2.0 m e os seguintes T_P: 12 s (superior), 14 s (meio) e 16 s (inferior). 460

Figura 6.31 – Oscilações livres amortecidas de um navio. 463

Figura 6.32 – Exemplos de curvas de decaimento "livre" das oscilações do navio amarrado segundo os seis graus de liberdade possíveis (valores no modelo) [Série - S11]. 467

Figura 6.33 – Curva de decaimento da oscilação de balanço: escolha do critério a utilizar na definição das oscilações a considerar na determinação de δ. Condição PT-B & DF-Base e d=0.20 m [S13 T47 K47-B3]. 473

Figura 6.34 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço para d igual a 0.18 m e diferentes características do sistema de amarração: representação na forma dimensional (esquerda) e adimensional (direita). 475

Figura 6.35 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço para duas profundidades de água: representação na forma dimensional (esquerda) e adimensional (direita). 476

Figura 6.36 – Amplitudes dos movimentos de avanço (superior), balanço (intermédio) e guinada (inferior) num teste realizado com agitação regular, com uma altura de onda de 1.5 m e um período de 20 s (os valores referem-se ao protótipo) [S11 T0034]. 478

Figura 6.37 – Instantes iniciais das séries temporais de elevação da superfície livre da água medidas nas quatro sondas de níveis hidrodinâmicos instaladas (valores no protótipo) [S11 T0034]. 480

Figura 6.38 – Amplitudes dos movimentos do navio amarrado (no protótipo), segundo cada um dos 6 GL. Testes com agitação regular e irregular com uma altura de onda de 1.5 m e os seguintes períodos de onda: 20 s (superior), 16 s (intermédio) e 12 s (inferior). 483

Figura 6.39 – Resultados da análise espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado e da agitação incidente (no protótipo). Testes realizados com agitação irregular com um período de onda de pico igual a 16 s e uma altura de onda significativa igual a 1.5 m. 485

Figura 6.40 – Resultados da análise espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado e da agitação incidente (no protótipo). Testes realizados com agitação regular com um período de onda igual a 16 s e uma altura de onda igual a 1.5 m. 486

Figura 6.41 – *Layout* de amarração usado pelos navios de maior porte que com mais frequência acostam no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. 489

Figura 6.42 – *Layout* de amarração simétrico usado nos testes em modelo físico. 490
Figura 6.43 – Ganchos de amarração situados junto à extremidade do quebramar Norte de Leixões [Maio de 2009]. 490
Figura 6.44 – Forças máximas aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, para agitação irregular com H_S=2.0 m e vários períodos de pico. Nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas (d=20 m). 492
Figura 6.45 – Forças $F_{1/10}$ aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, para agitação irregular com H_S=2.0 m e vários períodos de pico. Nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas (d=20 m). 493
Figura 6.46 – Forças significativas aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, para agitação irregular com H_S=2.0 m e diferentes períodos de pico. Nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas. 494
Figura 6.47 – Forças médias aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, para agitação irregular com H_S=2.0 m e vários períodos de pico. Nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas (d=20 m). 495
Figura 6.48 – Amplitudes significativas dos movimentos do navio amarrado no plano horizontal, para os *layouts* de amarração assimétrico e simétrico. Testes efectuados com agitação irregular, com H_S=2.0 m e diferentes períodos de pico, para o nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas (d=20 m) 496
Figura 6.49 – Forças máximas aplicadas nos cabos de amarração (CA) e nas defensas (DF) para as duas profundidades de água estudadas: preia-mar de águas vivas (d=20 m) e nível médio da água do mar (d=18 m). 500
Figura 6.50 – Forças aplicadas nos cabos de amarração (CA) e nas defensas (DF) para as duas profundidades de água estudadas: preia-mar de águas vivas (d=20 m) e nível médio da água do mar (d=18 m). Forças médias (superior), forças significativas (meio) e forças médias do décimo superior (inferior). 501
Figura 6.51 – Amplitude significativa dos movimentos do navio amarrado no plano horizontal para as duas profundidades de água estudadas: preia-mar de águas vivas (d=20m) e nível médio da água do mar (d=18m). 502
Figura 6.52 – Cabeça do quebramar Norte do Porto de Leixões. 502
Figura 6.53 – Influência de um aumento da pré-tensão nos traveses na amplitude dos movimentos do navio amarrado (no protótipo), segundo cada um dos seis graus de liberdade. 506
Figura 6.54 – Amplitudes dos movimentos do navio amarrado no plano horizontal (valores no protótipo), para diferentes combinações de defensas com condições de pré-tensão nos cabos de amarração. 511
Figura 6.55 – Amplitudes dos movimentos do navio amarrado no plano vertical (valores no protótipo), para diferentes combinações de defensas com condições de pré-tensão nos cabos de amarração. 512
Figura 6.56 – Redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano horizontal, para diferentes intervenções no sistema de amarração e em relação a uma condição de referência. 514
Figura 6.57 – Redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano vertical, para diferentes intervenções no sistema de amarração e em relação a uma condição de referência. 517
Figura 6.58 – Variação das amplitudes máxima e significativa da oscilação de balanço do navio, em função do período de pico da agitação marítima, para as alturas de onda significativas de 1.5 e 2.0 m, e para as diferentes condições de teste. 518
Figura 6.59 – Porto de Leixões e área envolvente, com delimitação da região reproduzida no modelo físico da 2ª fase do estudo [fonte: Google Earth]. 523
Figura 6.60 – Planta e perfil da cabeça do quebramar Norte do Porto de Leixões (Vera-Cruz e Carvalho, 1993). 524
Figura 6.61 – Construção do modelo físico ensaiado na segunda fase do estudo: extremidade do quebramar Norte (superior, esquerda); Prainha e cabeça do antigo quebramar Norte (superior; direita); molhe Sul (meio, esquerda); Praia de Matosinhos (meio, direita); e vista frontal da cabeça do quebramar Norte (inferior). 525
Figura 6.62 – Esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas: 2ª fase do estudo. 526
Figura 6.63 – Modelo físico testado na segunda fase do estudo. 527
Figura 6.64 – Blocos usados na construção do quebramar Norte do Porto de Leixões reproduzidos à escala geométrica 1/100 (blocos tetrápodes e paralelepipédicos). 528
Figura 6.65 – Diagrama de difracção para uma onda com um comprimento de 300 m. 530
Figura 6.66 – Praia absorvente perfurada posicionada à entrada do anteporto. 531

Figura 6.67 – Batimetria recente da Praia de Matosinhos (11 Junho de 2008) sobreposta ao esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas (segunda fase do estudo). 532

Figura 6.68 – Talude interior do quebramar Norte (esquerda); extremidade Sul desse quebramar, ainda em fase de construção (modelo), evidenciando os módulos de geometria complexa da cabeça da estrutura (direita). 534

Figura 6.69 – Características elásticas do cabo de aço 6x36 IWRC e do cabo de poliamida, adaptado de OCIMF, 2008. 542

Figura 6.70 – Características elásticas determinadas para os cabos de amarração duplos existentes a bordo do navio petroleiro KORNATI. 543

Figura 6.71 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração. Cabos de amarração 1 a 6 do navio KORNATI. 546

Figura 6.72 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração. Cabos de amarração 7 e 8 do navio KORNATI, e defensas 1 e 2 (aproximação bilinear). 547

Figura 6.73 – Posição do navio em relação ao cais. Série de testes realizada para: condição de pré-tensão normal – PS05, esquerda; condição de pré-tensão extra – PS07, direita. 550

Figura 6.74 – Testes preliminares: determinação das condições de agitação marítima junto à estrutura de acostagem do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. 550

Figura 6.75 – Esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas com indicação do local de instalação das sondas de níveis hidrodinâmicos. 551

Figura 6.76 – Estados de agitação marítima versus condições-limite da instalação experimental, para as profundidades de água de 0.16 m (superior), 0.18 m (meio) e 0.20 m (inferior). 553

Figura 6.77 – Espectros de variância estimados para as sondas S1 a S4 (esquerda). Espectros incidentes que resultam da análise das condições de reflexão com base nos registos das sondas S1 a S4 (direita). 555

Figura 6.78 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água (valores de protótipo). Testes realizados com estados de agitação irregular caracterizados por: T_P=12 s, H_S=3.02 m e d=20 m (esquerda); e T_P=16 s, H_S=3.01 m e d=18 m (direita). 556

Figura 6.79 – Influência da largura da janela de dados nos resultados da análise da reflexão. Espectros de variância da agitação incidente e variação do coeficiente de reflexão em função da frequência, para seis condições de teste distintas. 557

Figura 6.80 – Espectros de variância estimados para as sondas S1 a S4 (esquerda). Espectros incidentes que resultam da análise das condições de reflexão com base nos registos das sondas S1 a S4 (direita). 559

Figura 6.81 – Índice de agitação (relativo à altura de onda significativa total) em função do local de instalação das sondas e do período de onda de pico, para as três profundidades de água estudadas: d=20 m (esquerda), d=18 m (centro) e d=16 m (direita). Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m. 562

Figura 6.82 – Espectros de variância estimados para as sondas S1 a S5: frequências da banda infra-gravítica (esquerda), espectro de variância global (direita). Testes realizados para uma profundidade de água de 20 m. 568

Figura 6.83 – Índices de agitação associados às componentes de curto e de longo períodos em função do local de instalação das sondas e do período de onda de pico, para as três profundidades de água: d=20 m (esquerda), d=18 m (centro) e d=16 m (direita). Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m. 569

Figura 6.84 – Quociente entre as alturas de onda significativas de longo e de curto períodos, em função do local de instalação das sondas e da profundidade de água, para os períodos de onda de pico de 12, 14 e 16 s. 570

Figura 6.85 – Espectros de variância estimados para as sondas S1 a S4: frequências da banda infra-gravítica. Testes realizados na primeira (esquerda) e segunda (direita) fases do estudo. 574

Figura 6.86 – Espectros de variância estimados com base nas séries temporais dos movimentos de avanço, deriva e guinada do navio amarrado. Testes realizados na segunda fase do estudo. 576

Figura 6.87 – Alteração da configuração da cabeça do quebramar Norte de Leixões: prolongamento de um muro cortina transversal (esquerda); construção de maciço com blocos de betão (direita). 578

Figura 6.88 – Simulação da passagem de jactos de água através da estrutura do quebramar Norte de Leixões. Localização no modelo do ponto de passagem do jacto de água à proa (esquerda) e à popa do navio (direita). 579

Figura 6.89 – Alteração do *layout* de amarração do navio por eliminação de um lançante de proa e outro de popa (cabos duplos): vista da proa, esquerda; vista da popa, direita. 580

Figura 6.90 – Redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano horizontal, para diferentes intervenções no sistema de amarração e em relação a uma condição de referência. 584

Figura 6.91 – Amplitude significativa das oscilações de avanço, para diferentes características do sistema de amarração, em função do período de pico da agitação marítima. 587

Figura 6.92 – Amplitude significativa das oscilações de deriva, para diferentes características do sistema de amarração, em função do período de pico da agitação marítima. 587

Figura 6.93 – Redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano vertical, para diferentes intervenções no sistema de amarração e em relação a uma condição de referência. 588

Figura 6.94 – Variação das amplitudes máxima e significativa das oscilações de balanço, em função do período de pico da agitação marítima, para uma altura de onda significativa de 3.0 m e para as diferentes condições de teste.....589

Figura 6.95 – Modelo físico do navio petroleiro KORNATI construído à escala geométrica 1/75.....602

ÍNDICE DE QUADROS

ÍNDICE DE QUADROS

VOLUME 1

CAPÍTULO 2

Quadro 2.1 – Características gerais das três principais categorias de defensas de borracha. 25
Quadro 2.2 – Características dos principais tipos de defensas de borracha (adaptado de Thoresen, 2003). 26
Quadro 2.3 – Parâmetros da Equação (2.6) para cada uma das classes de exposição consideradas. 45
Quadro 2.4 – Principais características das fibras sintéticas mais usadas no fabrico de cabos de amarração (adaptado de OCIMF, 2008, e de Flory *et al*., 1992). 57
Quadro 2.5 – Características gerais das fibras de módulo de elasticidade elevado e do aço, usados no fabrico de cabos de amarração (adaptado de OCIMF, 2008, e de Flory *et al*., 1992) 58
Quadro 2.6 – Forças máximas nos cabos de amarração, adaptado de OCIMF, 2008. 68
Quadro 2.7 – Número de cabos de amarração em função do tipo e das dimensões do navio, adaptado de PIANC, 1995. 85

CAPÍTULO 3

Quadro 3.1 – Valores dos parâmetros da Equação (3.15), Lara *et al*., 2004. 126
Quadro 3.2 – Áreas do navio expostas à acção do vento, para duas condições de carga. 137
Quadro 3.3 – Comparação dos resultados das medições realizadas com o sistema de visão estereoscópica e com o sistema *Qualisys* (condição de pré-tensão extra), Rosa Santos *et al*., 2009b. 190
Quadro 3.4 – Importância qualitativa dos movimentos de navios amarrados relativamente à segurança das operações no cais, adaptado de Rita, 1995a. 195
Quadro 3.5 – Limites operacionais dos movimentos de navios amarrados em operações de descarga, adaptado de Rita, 1984. 197
Quadro 3.6 – Limites operacionais dos movimentos de navios amarrados, adaptado de PIANC, 1995. 198
Quadro 3.7 – Limites operacionais em termos de velocidades de oscilação do navio amarrado, adaptado de PIANC, 1995. 198
Quadro 3.8 – Limites operacionais dos movimentos de navios amarrados durante as operações de carga e descarga, adaptado de ROM 2.0, 2008. 199
Quadro 3.9 – Influência das forças de restituição nos movimentos de um navio amarrado, adaptado de Goda, 2000. 201
Quadro 3.10 – Períodos naturais de oscilação de navios amarrados, adaptado de ROM 0.2, 1990. 201
Quadro 3.11 – Períodos naturais de oscilação navios do tipo petroleiro, adaptado de Rita, 1995a. 202
Quadro 3.12 – Períodos naturais das oscilações horizontais de navios amarrados, adaptado de Vis *et al*., 1986. 202

CAPÍTULO 4

Quadro 4.1 – Factores de escala de acordo com a semelhança de *Froude* (e de *Cauchy*). 237
Quadro 4.2 – Variação do deslocamento do navio e da duração de teste com a modificação da escala de construção do modelo físico. 238
Quadro 4.3 – Critérios de semelhança e efeitos de escala, Oumeraci, 2003. 240
Quadro 4.4 – Deslocamento do modelo do navio e número de *Reynolds*, para diferentes escalas. 247
Quadro 4.5 – Principais características do navio seleccionado para o estudo. 250
Quadro 4.6 – Características do modelo físico do navio petroleiro construído à escala geométrica 1/100 (modelo vazio). 255
Quadro 4.7 – Resultados de uma experiência de inclinação transversal do navio. 262
Quadro 4.8 – Raio de giração transversal, i_x, de um navio em função do seu estado de carga. 263
Quadro 4.9 – Características genéricas de navios. 268

Quadro 4.10 – Coeficientes de atrito entre diferentes materiais e o casco do navio, em aço. 280
Quadro 4.11 – Ângulos e coeficientes de atrito entre os dispositivos de simulação das defensas e o casco do navio, em plástico reforçado com fibra de vidro. 282
Quadro 4.12 – Métodos utilizados na geração dos diferentes estados de agitação. 291
Quadro 4.13 – Influência da introdução da compensação de *set-down* na altura de onda significativa medida no modelo físico e na energia na banda de frequências infra-gravíticas. 301
Quadro 4.14 – Influência do sistema de absorção activa nos estados de agitação marítima gerados. Alturas de onda significativas medidas no modelo físico, H_S, e valor do ganho do sistema de geração que seria necessário utilizar para obter no modelo físico as alturas de onda pretendidas, G. 304
Quadro 4.15 – Duração dos testes realizados em cada uma das fases do estudo em modelo físico. 310
Quadro 4.16 – Comprimento das sequências aleatórias testadas em cada uma das fases do estudo. 310
Quadro 4.17 – Erro associado à estimativa da altura de onda em testes realizados com uma frequência de aquisição constante e com diferentes períodos de onda de pico (valores de protótipo). 313
Quadro 4.18 – Frequências de aquisição que devem ser utilizadas para reduzir o erro na estimativa dos períodos de onda para valores inferiores a 1%. 313
Quadro 4.19 – Intervalos de variação do parâmetro de largura espectral e do período de pico associados aos espectros de variância estimados com base nas séries temporais dos movimentos do navio amarrado. 314
Quadro 4.20 – Intervalo de frequências válidas para cada um dos períodos de onda de pico considerados no estudo (valores de protótipo). 319
Quadro 4.21 – Espaçamentos entre sondas definidos para as condições testadas na primeira e na segunda fase do estudo em modelo físico (valores de protótipo). 319
Quadro 4.22 – Influência do número de pontos considerados em cada bloco de dados ($NFFT$) nos resultados da análise da reflexão. 322
Quadro 4.23 – Características do sistema *Qualisys* utilizado. 326
Quadro 4.24 – Correspondência entre os canais do sistema de aquisição, a referência dos sensores laser e as designações dos alvos associados. 334
Quadro 4.25 – Factores de calibração dos sensores laser. 337
Quadro 4.26 – Variáveis de incerteza associadas aos espectros de variância apresentados na Figura 4.67, para diferentes tamanhos da janela de dados. 343
Quadro 4.27 – Valores do parâmetro a (adaptado de Goda, 2000). 345
Quadro 4.28 – Correspondência entre os conversores USB, os canais do sistema de aquisição e a referência dos transdutores de força. 350
Quadro 4.29 – Sequência de carregamento e descarregamento dos transdutores de força. 353
Quadro 4.30 – Factores de calibração dos transdutores de força. 353
Quadro 4.31 – Resultados do ajuste linear aos pares de valores força-deformação. Parâmetro de rigidez linear do transdutor de força. 357
Quadro 4.32 – Características das molas helicoidais utilizadas. 358

VOLUME 2

CAPÍTULO 5

Quadro 5.1 – Número de registos por classes de altura de onda significativa e respectivos rumos (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1993 e 2003), adaptado de Coelho, 2005. 376
Quadro 5.2 – Número de registos por classes de períodos de onda médios e respectivos rumos (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1993 e 2003), adaptado de Coelho, 2005. 377
Quadro 5.3 – Regime de extremos transferido em Leixões, adaptado de LNEC, 1996. 377
Quadro 5.4 – Regime de extremos unificado em Leixões, adaptado de LNEC, 1996. 378
Quadro 5.5 – Alturas de onda significativas associadas a períodos de retorno de 10, 50 e 100 anos, adaptado de Silva *et al*., 2008. 378

Quadro 5.6 – Alturas significativas das ondas de longo período ligadas associadas ao regime de extremos em Leixões unificado, adaptado de LNEC, 1996. 381
Quadro 5.7 – Velocidade e direcção do vento. Projecto do Terminal de Petroleiros de Leixões. 384
Quadro 5.8 – Síntese dos resultados da modelação numérica para o Cenário A, IHRH-FEUP, 2004b. 394

CAPÍTULO 6

Quadro 6.1 – Características do navio petroleiro para a condição de carga máxima.....410
Quadro 6.2 – Comprimento total dos cabos de amarração (CA). 416
Quadro 6.3 – Características dos cabos de amarração (CA) e das defensas (DF).....421
Quadro 6.4 – Combinação de molas utilizada para reproduzir as características elásticas dos elementos do sistema de amarração e respectivo peso no modelo e em valores de protótipo. 422
Quadro 6.5 – Ângulos e coeficientes de atrito entre as superfícies de recobrimento das defensas no modelo físico e o casco do navio em plástico reforçado com fibra de vidro. 423
Quadro 6.6 – Síntese dos resultados das experiências de inclinação transversal (valores no modelo). 425
Quadro 6.7 – Síntese dos resultados das experiências de verificação da distribuição transversal de massas do navio (valores no modelo).....426
Quadro 6.8 – Síntese dos resultados das experiências de inclinação longitudinal (valores no modelo).....427
Quadro 6.9 – Frequências (e períodos) de separação das componentes gravítica e infra-gravítica. Largura da janela de dados de 512 pontos (largura de banda de 0.0046875 Hz). 432
Quadro 6.10 – Variação da energia na banda de frequências infra-gravíticas com o período de onda de pico e com a profundidade de água. Testes realizados com estados de agitação caracterizados por uma H_S de 2.0 m. 435
Quadro 6.11 – Variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica com a altura de onda significativa, para dois períodos de onda de pico.....437
Quadro 6.12 – Alturas de onda significativas de longo período por bandas de frequências (valores de protótipo).....449
Quadro 6.13 – Caracterização dos modos de oscilação longitudinal do tanque de ondas (d= 0.18 m).....451
Quadro 6.14 – Posicionamento das sondas e do modelo físico do navio relativamente aos nodos e antinodos do sistema (parcialmente) estacionário (d=0.18 m). 452
Quadro 6.15 – Caracterização dos modos de oscilação longitudinal do tanque de ondas (d= 0.20 m).....459
Quadro 6.16 – Posicionamento das sondas e do modelo físico do navio relativamente aos nodos e antinodos do sistema (parcialmente) estacionário (d=0.20 m). 459
Quadro 6.17 – Valores médios dos parâmetros caracterizadores do modo de oscilação de balanço do navio livre, para duas profundidades de água (valores no modelo físico – MF e no protótipo – P).....465
Quadro 6.18 – Quadro-síntese dos resultados das experiências de decaimento livre das oscilações do navio segundo os seis graus de liberdade possíveis.....468
Quadro 6.19 – Resultados de experiências de decaimento livre das oscilações do navio, segundo seis graus de liberdade, para diferentes condições de teste (Gravesen, 2005).....470
Quadro 6.20 – Valores médios dos parâmetros caracterizadores do modo de oscilação de balanço do navio amarrado.....473
Quadro 6.21 – Parâmetros caracterizadores do modo de oscilação de balanço do navio amarrado. 475
Quadro 6.22 – Comparação das duas metodologias de análise de agitação regular.....481
Quadro 6.23 – Períodos naturais de oscilação do navio amarrado (valores de protótipo). 482
Quadro 6.24 – Períodos de pico associados aos espectros estimados para os diferentes modos de oscilação do navio (valores de protótipo). Testes realizados com agitação com uma altura de onda de 1.5 m e um período de 16 s. 485
Quadro 6.25 – Períodos de pico associados aos espectros estimados para os diferentes modos de oscilação do navio (valores de protótipo). 487
Quadro 6.26 – Quocientes deriva/avanço e guinada/avanço para os *layouts* de amarração assimétrico e simétrico.....497
Quadro 6.27 – Influência de um aumento das forças de pré-tensão nos traveses na amplitude significativa dos movimentos de avanço e de deriva do navio. 507
Quadro 6.28 – Ângulos e coeficientes de atrito para as superfícies consideradas.....510

Quadro 6.29 – Amplitudes significativas dos movimentos de deriva e de guinada, para diferentes características do sistema de amarração. Testes com H_S = 1.5 m (valores de protótipo). 515
Quadro 6.30 – Síntese dos resultados das experiências de inclinação transversal do navio (valores no modelo).....540
Quadro 6.31 – Síntese dos resultados das experiências de verificação da distribuição transversal de massas do navio (valores no modelo). 540
Quadro 6.32 – Características dos cabos de amarração mistos no protótipo (navio KORNATI). 541
Quadro 6.33 – Características dos cabos de amarração de fibras sintéticas no protótipo (navio KORNATI). 541
Quadro 6.34 – Resultados da aproximação bilinear à curva de força-deformação das defensas. 545
Quadro 6.35 – Características dos cabos de amarração (CA). 545
Quadro 6.36 – Características das defensas (DF). 548
Quadro 6.37 – Combinação de molas utilizada para reproduzir as características elásticas dos elementos do sistema de amarração e respectivo peso no modelo e em valores de protótipo. 549
Quadro 6.38 – Estados de agitação marítima reproduzidos na 2ª fase do estudo. 552
Quadro 6.39 – Altura de onda significativa incidente e coeficiente de reflexão para análises realizadas com base em janelas de dados de diferentes tamanhos ($NFFT$). 558
Quadro 6.40 – Altura de onda significativa incidente e referência dos testes analisados. 560
Quadro 6.41 – Altura de onda significativa (total) e índice de agitação em diferentes locais do modelo físico. Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m. 561
Quadro 6.42 – Intervalos de variação dos índices de agitação. 562
Quadro 6.43 – Altura de onda significativa de curto período e índice de agitação em diferentes locais do modelo físico. Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m. 564
Quadro 6.44 – Redução percentual do índice de agitação que resulta da não consideração da componente infra-gravítica. 565
Quadro 6.45 – Altura de onda significativa de longo período e índice de agitação em diferentes locais do modelo físico. Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m. 566
Quadro 6.46 – Quociente entre as alturas de onda significativas de longo e de curto períodos, para diferentes condições de teste (valores percentuais). 570
Quadro 6.47 – Períodos de pico associados à resposta do navio amarrado no plano horizontal. 575
Quadro 6.48 – Síntese das condições de teste estudadas na segunda fase do estudo em modelo físico. 580
Quadro 6.49 – Amplitude significativa da oscilação de avanço, $A_{avanço}$, e quociente deriva-avanço, D/A, para diferentes combinações de defensas e forças de pré-tensão nos cabos de amarração. 586
Quadro 6.50 – Intervalo de frequências válidas dos estados de agitação estudados. 595
Quadro 6.51 – Número de *Reynolds* para as condições de teste estudadas (valores no modelo). 596
Quadro 6.52 – Peso dos cabos de amarração do navio (protótipo). 597

SIMBOLOGIA & ABREVIATURAS

SIMBOLOGIA & ABREVIATURAS

Nesta secção é apresentada uma listagem dos principais símbolos utilizados na presente dissertação de doutoramento. Devido ao elevado número de variáveis e parâmetros utilizados, que resulta das diversas matérias abordadas, em algumas situações, o mesmo símbolo apresenta mais do que um significado. Na maior parte dos casos, o uso desses símbolos está limitado a apenas um único capítulo, pelo que deverá ser fácil distinguir o seu significado a partir do contexto em que o símbolo é utilizado.

LETRAS LATINAS MAIÚSCULAS

A ..... parâmetro que traduz as condições de exposição de um terminal portuário
A ..... área da secção transversal de um cabo de amarração
$A(t)$ ..... curva de decaimento das oscilações do navio (máxima ou mínima)
$A'(t)$ ..... curva de decaimento normalizada das oscilações do navio (máxima ou mínima)
A_0 ..... amplitude inicial da curva de decaimento das oscilações do navio (máxima ou mínima)
A_0' ..... amplitude inicial normalizada da curva de decaimento das oscilações do navio (máxima ou mínima)
$A_{0,i}$ ..... coordenadas $(a_{0i},\ b_{0i},\ c_{0i})$ do ponto de amarração do cabo i no navio na situação de repouso (do navio)
A_{11} ..... massa adicionada associada ao modo de avanço em fase com a aceleração dessa oscilação
A_{33} ..... massa adicionada associada ao modo de arfagem em fase com a aceleração dessa oscilação
A_{44} ..... momento de inércia adicionado para o modo de balanço em fase com a aceleração angular dessa oscilação
A_{55} ..... momento de inércia adicionado para o modo de cabeceio em fase com a aceleração angular dessa oscilação
A_i ..... coordenadas $(a_i,\ b_i,\ c_i)$ do ponto de amarração do cabo i no navio num determinado instante
A_{kj} ..... matriz de massas e de momentos de inércia adicionados para frequência infinita (domínio do tempo)
A_L ..... área do navio exposta à acção do vento, segundo a longitudinal (área lateral)
$Ampl_{1/n}$ ..... amplitude pico-a-pico média do $1/n$ superior do movimento do navio (análise estatística)
$Ampl_{1/n,m_0}$ .. amplitude pico-a-pico média do $1/n$ superior do movimento do navio (análise espectral)
$Ampl_{máx}$ ..... amplitude pico-a-pico máxima do movimento do navio (análise estatística)
$Ampl_{máx,m_0}$ amplitude pico-a-pico máxima do movimento do navio (análise espectral)
$Ampl_{méd}$ ..... amplitude pico-a-pico média do movimento do navio (análise estatística)
$Ampl_{méd,m0}$ amplitude pico-a-pico média do movimento do navio (análise espectral)
$Ampl_{sign}$ ..... amplitude pico-a-pico significativa do movimento do navio (análise estatística)
$Ampl_{sign,m0}$ amplitude pico-a-pico significativa do movimento do navio (análise espectral)
A_T ..... área do navio exposta à acção do vento, segundo a transversal (área frontal)
A_w ..... área do navio no plano de água para o estado de carga considerado
B ..... boca do navio
B ..... centro de impulsão do navio
B ..... coeficiente de amortecimento linear das oscilações de um sistema massa-mola
B_{11} ..... força de amortecimento hidrodinâmico segundo o modo de avanço em fase com a velocidade dessa oscilação
B_{33} ..... força de amortecimento hidrodinâmico segundo o modo de arfagem em fase com a velocidade dessa oscilação
B_{44} ..... momento de amortecimento hidrodinâmico segundo o modo de balanço em fase com a velocidade angular dessa oscilação
B_{55} ..... momento de amortecimento hidrodinâmico segundo o modo de cabeceio em fase com a velocidade angular dessa oscilação
B_C ..... coeficiente de amortecimento crítico de um sistema massa-mola
B_i ..... coordenadas $(d_i,\ e_i,\ f_i)$ do ponto de amarração do cabo i no cais
B_k^0 ..... componente constante do amortecimento viscoso (matriz)
B_{kj} ..... matriz de amortecimento
B_{kj}^1 ..... componente linear do amortecimento viscoso (matriz)
B_{kj}^2 ..... componente quadrática do amortecimento viscoso (matriz)

B_{kj}^{3} ..... componente cúbica do amortecimento viscoso (matriz)
C ..... celeridade da onda
C_a ..... coeficiente de impacto anormal
Ca ..... número de *Cauchy*
C_A ..... coeficiente adimensional associado à estimação da amplitude dos movimentos de avanço de um navio amarrado
C_b ..... coeficiente de bloco do navio (*block coefficient*)
C_B ..... coeficiente adimensional associado à estimação da amplitude dos movimentos de balanço de um navio amarrado que é função do período de onda de pico
C_C ..... coeficiente de configuração da estrutura de acostagem
C_D ..... coeficiente adimensional associado à estimação da amplitude dos movimentos de deriva de um navio amarrado que é função do período de onda de pico
C_e ..... coeficiente de excentricidade
C_{exp} ..... coeficiente de acostagem experimental
C_g ..... coeficiente geométrico do navio
C_g ..... velocidade de grupo do sistema de ondas de curto período
C_G ..... coeficiente adimensional associado à estimação da amplitude dos movimentos de guinada de um navio amarrado
CG ..... centro de gravidade do navio
CG_L ..... distância horizontal do centro de gravidade do modelo do navio à popa (para um dado deslocamento)
$CG_{L,C}$ ..... distância horizontal do centro de gravidade do modelo do navio vazio (sem pesos de lastro) à popa
$CG_{L,pi}$ ..... distância horizontal do centro de gravidade do peso de lastro i à popa do navio
$\overline{CG\ CG_1}$ ..... deslocamento longitudinal do CG do navio, devido à movimentação de peso(s) segundo a direcção longitudinal, numa experiência de inclinação longitudinal
C_{kj} ..... matriz de restituição hidrostática
C_m ..... coeficiente de massa adicionada
C_m ..... coeficiente da secção a meio-navio (*midship section coefficient*)
C_p ..... coeficiente prismático do navio (*prismatic coefficient*)
CR ..... coeficiente de reflexão
C_S ..... coeficiente de rigidez relativa do casco do navio
C_V ..... factor de forma do navio para a acção do vento
C_{wp} ..... coeficiente da área de flutuação do navio (*waterplane area coefficient*)
D ..... diâmetro da estaca
D_{11} ..... coeficiente de restituição elástica dos cabos de amarração do navio segundo o modo de avanço
D_{kj} ..... matriz de restituição elástica dos cabos de amarração
D_{T_P} ..... direcção média da ondulação associada ao período de pico
E ..... erro relativo associado à estimativa (estatística) da altura de onda
E ..... energia absorvida por um elemento do sistema de amarração do navio
E ..... módulo de elasticidade
E ..... energia cinética associada ao movimento do navio
E_{cat} ..... capacidade de absorção de energia da defensa (valor de catálogo)
E_d ..... energia cinética a ser absorvida pelo sistema de acostagem (ou de dimensionamento da defensa)
$E_{d,a}$ ..... energia cinética a ser absorvida pelo sistema de acostagem em condições anormais
$E_{d,\alpha}$ ..... energia de acostagem cuja probabilidade de excedência é de α%
E_{kj} ..... matriz de restituição elástica das defensas
$E_{máx}$ ..... energia necessária para levar um elemento do sistema de amarração do navio à rotura
E_r ..... capacidade real (efectiva) de absorção de energia da defensa
E_S ..... energia de acostagem do navio
Eu ..... número de *Euler*
F ..... centro de flutuação do navio
F ..... força aplicada num cabo de amarração
F ..... resultante das acções do ambiente marítimo-portuário aplicadas no navio (força aceleradora)
F^+ ..... fluxo de energia infra-gravítica em direcção à costa (ondas com uma incidência normal à costa)

F^- ..... fluxo de energia infra-gravítica em direcção ao largo (ondas com uma incidência normal à costa)
$F(t)$ ..... conjunto de forças exteriores a actuar no navio
$F^{(1)}(t)$ ..... forças de primeira ordem que resultam da acção das ondas sobre o navio
F_0 ..... amplitude de uma força externa sinusoidal
$F_{0,i}$ ..... coordenadas $(X_{f0i,}\, Y_{f0i,}\, Z_{f0i,})$ da posição da superfície frontal da defensa i na situação não deformada
$F_{1/10}$ ..... força média do décimo superior aplicada num elemento do sistema de amarração do navio
F_{cal} ..... factor de calibração de uma sonda de níveis hidrodinâmicos
$\hat{F}_e$ e F_e ..... forças elásticas a actuar no fluido
F_E ..... força elástica aplicada num elemento do sistema de amarração do navio
$\hat{F}_g$ e F_g ..... forças devidas à aceleração da gravidade a actuar no fluido
$\hat{F}_i$ e F_i ..... forças de inércia a actuar no fluido
$F_{i,S}$ ..... força significativa aplicada no través i do navio
F_k ..... conjunto das forças (e dos momentos) externas que actuam no navio segundo o modo de oscilação k
$F_k^{av}(t)$ ..... forças de amortecimento viscoso
F_k^{df} ..... forças (e os momentos) aplicadas pelas defensas no navio, segundo a direcção k
F_k^{ml} ..... forças (e os momentos) aplicadas pelos cabos de amarração no navio, segundo a direcção k
$F_K^R(t)$ ..... forças de radiação associadas à reacção hidrodinâmica do fluido
$F_{k,f}$ ..... conjunto das forças (e dos momentos) externas que actuam no fluido
$F_{máx}$ ..... força máxima aplicada num elemento do sistema de amarração do navio
$F_{méd}$ ..... força média aplicada num elemento do sistema de amarração do navio
$\hat{F}_{pr}$ e F_{pr} ..... forças de pressão a actuar no fluido
F_{pr} ..... componente do fluxo horizontal de momento devida à pressão
$F_{PT,i}$ ..... força de pré-tensão aplicada no través i do navio
Fr ..... número de *Froude*
FS ..... factor de segurança
F_{sign} ..... força significativa aplicada num elemento do sistema de amarração do navio
F_t ..... fluxo de momento horizontal total, através de um plano vertical normal à direcção de propagação das ondas, resultante da soma das componentes devidas ao movimento da onda (F_u) e à pressão (F_{pr})
$FT_{teórica}$ ..... função de transferência teórica das pás do sistema de geração de ondas
F_u ..... componente do fluxo de momento horizontal, através de um plano vertical normal à direcção de propagação das ondas, devido ao movimento da onda e segundo a sua direcção de propagação
F_V ..... resultante das forças horizontais aplicadas no navio por acção do vento
$F_{V,L}$ ..... componente da força do vento segundo a direcção longitudinal
$F_{V,T}$ ..... componente da força do vento segundo a direcção transversal
$F_X(x)$ ..... função de distribuição de *Rayleigh* (normalizada)
$\hat{F}_{\hat{\zeta}}^{(1)}(\omega_i)$ ..... amplitude da função de transferência de primeira ordem para uma componente do espectro de agitação marítima de frequência angular ω_i
$\hat{F}_\mu$ e F_μ ..... forças de viscosidade a actuar no fluido
$\hat{F}_\sigma$ e F_σ ..... forças de tensão superficial a actuar no fluido
G ..... ganho do sistema de geração de ondas
G ..... função que indica a ocorrência de rotura da defensa
$\overline{GM}_l$ ..... altura metacêntrica longitudinal estática do navio (relativamente ao CG)
$\overline{GM}_t$ ..... altura metacêntrica transversal estática do navio (relativamente ao CG)
H ..... altura de onda
$\overline{H}$ ..... altura de onda média
$\overline{H}_{1/3}$ ..... altura de onda média do terço superior
$\overline{H}_{1/10}$ ..... altura de onda média do décimo superior
$\overline{H}_{1/n}$ ..... altura de onda média do $1/n$ superior
H_i ..... altura de onda incidente
H_{kj} ..... matriz dos coeficientes de amortecimento viscoso linearizados
$H_{máx}$ ..... altura de onda máxima
H_r ..... altura de onda reflectida

H_{rms} ..... altura de onda média quadrática
$H_{rms,o}$ ..... altura de onda média quadrática ao largo
H_S ..... altura de onda significativa (incluindo as componente de curto e longo períodos)
$H_{S,cp}$ ..... altura de onda significativa associada à componente de curto período da agitação marítima
$H_{S,cp+lp}$ ..... altura de onda significativa associada a um estado de agitação marítima, incluindo as componentes de curto e de longo períodos (sem análise das condições de reflexão)
$H_{S,i}$ ..... altura de onda significativa incidente
$H_{S,IG}$ ..... altura de onda significativa associada à banda infra-gravítica
$H_{S,lp}$ ..... altura significativa das ondas de longo período livres e ligadas
$\bar{H}_{S,lp}$ ..... altura de onda significativa média das componentes de longo período
$H_{S,lpb}$ ..... altura significativa das ondas de longo período ligadas
$H_{S,lpf}$ ..... altura significativa das ondas de longo período livres
$H_{S,r}$ ..... altura de onda significativa reflectida
$H_{S,t}$ ..... altura de onda significativa especificada no sistema de geração de ondas
I_{xx} ..... momento de inércia de massa do modelo do navio segundo a direcção transversal
I_{yy} ..... momento de inércia de massa do modelo do navio segundo a direcção longitudinal
K ..... rigidez de um sistema do tipo massa-mola
K ..... quilha do navio
$\overline{KCG}_V$ ..... distância vertical da quilha ao CG do navio (para um dado estado de carga)
$\overline{KCG}_{V,C}$ ..... distância vertical da quilha ao CG do modelo do navio vazio
$\overline{KCG}_{V,pi}$ ..... distância vertical do centro de gravidade do peso de lastro i à quilha do navio
K_e ..... coeficiente de excentricidade relativo à resultante horizontal das forças devidas ao vento no navio
K_{eq} ..... rigidez equivalente (linearizada) de um elemento do sistema de amarração do navio com características elásticas não-lineares
$K_{eq,conj}$ ..... rigidez equivalente de um dispositivo de reprodução dos elementos do sistema de amarração do navio no modelo físico, incluindo o transdutor de força e um conjunto de molas helicoidais
K_H ..... coeficiente de decaimento do modo de oscilação de arfagem ou factor de amortecimento da arfagem (navio livre)
K_i ..... rigidez do cabo de amarração i segundo a direcção transversal ao cais
$K_{m,i}$ ..... rigidez da mola i utilizada na reprodução de um elemento do sistema de amarração
K_{med} ..... rigidez média de um cabo de amarração (até à MBL do cabo)
K_{ml} ..... rigidez de um cabo de amarração segundo a direcção do modo de oscilação de avanço
$\overline{KM}_l$ ..... altura do metacentro longitudinal do navio relativamente à quilha
$\overline{KM}_t$ ..... altura do metacentro transversal do navio relativamente à quilha
K_P ..... coeficiente de decaimento do modo de oscilação de cabeceio ou factor de amortecimento do cabeceio (navio livre)
K_R ..... coeficiente de decaimento do modo de oscilação de balanço ou factor de amortecimento do balanço (navio livre)
K_t ..... rigidez do sistema de amarração segundo a direcção longitudinal
K_{TF} ..... rigidez do transdutor de força
L ..... comprimento do navio (genérico)
L ..... comprimento de onda
L ..... dimensão característica
L ..... comprimento característico associado à definição do espectro de potência da rajada de vento de *Davenport*
L_0 ..... comprimento de onda ao largo
L_0 ..... comprimento não deformado de um cabo de amarração
LA ..... linha de água do navio
Ll_i ..... comprimento do peso de lastro i
L_n ..... comprimento da onda estacionária associada a um dos modos de oscilação do tanque de ondas
L_{oa} ..... comprimento fora-a-fora (*length overall*)
L_{PP} ..... comprimento do navio entre perpendiculares (*length between perpendiculars*)
Lt_i ..... largura do peso de lastro i
M ..... deslocamento do navio

M ..... massa do navio de projecto (para um determinado estado de carga)
MBL ..... força mínima de rotura de um cabo de amarração
M_C ..... massa total do modelo do navio vazio (apenas o casco e o convés em madeira)
$M_{c,1}$ ..... massa do casco do modelo do navio
$M_{c,2}$ ..... massa do convés do modelo do navio
M_{kj} ..... matriz de massas e de momentos de inércia
M_l ..... metacentro longitudinal do navio
M_{pi} ..... massa do peso de lastro i
M_t ..... metacentro transversal do navio
$M_{V,T}$ ..... momento de eixo vertical aplicado no CG do navio devido à acção do vento
N ..... número de ondas de um registo
N ..... número de acostagens
N ..... número de pontos de um registo
$NFFT$ ..... tamanho da janela de dados (análise espectral)
$\overline{OG}$ ..... distância do ponto de suspensão do modelo do navio ao seu CG, numa experiência de calibração longitudinal do navio por suspensão
P ..... peso(s) do(s) bloco(s) deslocado(s) transversalmente (longitudinalmente) nas experiências de inclinação transversal (longitudinal) do modelo do navio
P ..... medição da pressão
$P(E_d)$ ..... probabilidade de E_d ser excedida
$PP(f)$ ..... auto-espectros de pressão
$PU(f)$ ..... espectro cruzado da pressão e da velocidade horizontal das partículas de água na direcção normal à linha de costa
R ..... força de reacção da defensa
R ..... matriz de rotação do corpo rígido
R ..... força aplicada por um cabo de amarração no navio (força desaceleradora)
$R(t)$ ..... resposta de um sistema linear a um impulso unitário
Re ..... número de *Reynolds*
$R_{elástica}$ ..... força de reacção máxima de um duque d'Alba em regime elástico
R_{kj} ..... funções de resposta a impulso, que descrevem a evolução temporal da força generalizada que actua no navio segundo a direcção k na sequência de um movimento do tipo impulsivo segundo a direcção j
R_L ..... componente longitudinal da força aplicada num cabo de amarração (paralela ao cais)
R_N ..... risco de um determinado valor de E_d ser excedido pelo menos uma vez em N acostagens
$R_{plástica}$ ..... força de reacção máxima de um duque d'Alba em regime plástico
R_T ..... componente transversal da força aplicada num cabo de amarração (perpendicular ao cais)
R_θ ..... matriz de rotação de um corpo em torno do eixo dos xx
R_φ ..... matriz de rotação de um corpo em torno do eixo dos yy
R_ψ ..... matriz de rotação de um corpo em torno do eixo dos zz
$S(f)$ ..... densidade espectral
$S(f)_{máx}$ ..... densidade de energia máxima de um espectro de variância
$S-Ampl_{máx}$ semi-amplitude máxima de oscilação de uma série temporal
$S-Ampl_{min}$ semi-amplitude mínima de oscilação de uma série temporal
S_i ..... sonda de níveis hidrodinâmicos i
SSE ..... soma do quadrado dos erros num ajuste não-linear a um conjunto de observações
SST ..... parâmetro associado à determinação de SSE
St ..... número de *Strouhal*
S_{xx} ..... componente normal das tensões de radiação na direcção de propagação da agitação
T ..... período de retorno associado a um determinado valor de E_d escolhido
T ..... período da onda
T ..... duração de um teste
$\overline{T}$ ..... período de onda médio
$T_{1/10}$ ..... período de oscilação médio do décimo superior do navio (análise estatística)
T_{ciclo} ..... tempo de ciclo de uma sequência aleatória de ondas

$T_{cp/lp}$ ..... período de separação das componentes de curto e de longo períodos num espectro de agitação marítima
T_H ..... período natural do modo de oscilação de arfagem - navio livre (sem amortecimento)
$T_{H,d}$ ..... período natural do modo de oscilação de arfagem - navio livre (com amortecimento)
T_{H_S} ..... período médio correspondente à média dos períodos das ondas que foram consideradas no cálculo da altura de onda significativa
$\bar{T}_{m_0}$ ..... período de onda médio ou período de oscilação médio do navio (análise espectral)
$T_{máx}$ ..... período de oscilação máximo do navio (análise estatística)
T_{MAX} ..... período entre amplitudes de oscilação máximas consecutivas numa experiência de decaimento livre
$T_{méd}$ ..... período de oscilação médio do navio (análise estatística)
T_{MIN} ..... período entre amplitudes de oscilação mínimas consecutivas numa experiência de decaimento livre
T_n ..... período natural de oscilação de um sistema massa-mola sem amortecimento
T_n ..... período natural de um dos modos de oscilação de uma bacia portuária (ou tanque de ondas)
T_{nat} ..... período natural de um dos modos de oscilação do navio (com amortecimento)
T_{nat} * ..... período médio das primeiras oscilações do navio (experiências de decaimento livre)
T_P ..... período natural do modo de oscilação de cabeceio - navio livre (sem amortecimento)
T_P ..... período natural do modo de oscilação de cabeceio previsto para o modelo do navio
T_P ..... período de onda de pico de um estado de agitação marítima (banda gravítica)
$T_{P,d}$ ..... período natural do modo de oscilação de cabeceio - navio livre (com amortecimento)
$T_{P,IG}$ ..... período de onda de pico associado à componente infra-gravítica de um estado de agitação marítima
T_R ..... período natural do modo de oscilação de balanço - navio livre (sem amortecimento)
T_R ..... período natural do modo de oscilação de balanço previsto para o modelo do navio
$T_{R,d}$ ..... período natural do modo de oscilação de balanço - navio livre (com amortecimento)
T_S ..... período natural do modo de oscilação de avanço - navio amarrado (sem amortecimento)
T_{sign} ..... período de oscilação significativo do navio (análise estatística)
T_Z ..... período médio entre zeros ascendentes
U ..... velocidade do fluido (genérica)
U ..... velocidade característica do escoamento
U ..... velocidade média do vento (espectro de *Davenport*)
U ..... medição da velocidade horizontal das partículas de água na direcção normal à linha de costa
$UU(f)$ ..... auto-espectros da velocidade horizontal das partículas de água na direcção normal à linha de costa
V ..... volume de água deslocado pelo corpo flutuante
V_b ..... componente normal à frente de acostagem da velocidade de aproximação do navio ao cais
$V_{máx}$ ..... velocidade horizontal máxima das partículas de água nos nodos de uma onda estacionária
V_V ..... velocidade horizontal do vento de projecto a 10 m de altura e considerada constante em altura
W ..... peso do navio (para um dado estado de carga)
We ..... número de Weber
X ..... amplitude da oscilação de um sistema massa-mola
X_0 ..... nível de referência de um sonda de níveis hidrodinâmicos
X_A ..... amplitude dos movimentos de avanço do navio amarrado
X_{AR} ..... amplitude dos movimentos de arfagem do navio amarrado
$X_{A,S}$ ..... amplitude significativa dos movimentos de avanço do navio amarrado
X_B ..... amplitude dos movimentos de balanço do navio amarrado
X_C ..... amplitude dos movimentos de cabeceio do navio amarrado
X_D ..... amplitude dos movimentos de deriva do navio amarrado
X_G ..... amplitude dos movimentos de guinada do navio amarrado
$X_{G,S}$ ..... amplitude significativa dos movimentos de guinada do navio amarrado
X_m ..... valor da grandeza X no modelo
$X_{máx}$ ..... excursão horizontal máxima das partículas de água nos nodos de uma onda estacionária
X_p ..... valor da grandeza X no protótipo
X_S ..... deformação máxima estática de um sistema do tipo massa-mola
Z ..... factor de defensa

LETRAS LATINAS MINÚSCULAS

a ..... coeficientes de inércia adicionada (genéricos)

a ..... amplitude da onda

$a'_{22}(\omega)$ ..... coeficiente de massa adicionada adimensionalizado para o modo de deriva em fase com a aceleração dessa oscilação e para a frequência ω

a_{kj} ..... matriz de massas e de momentos de inércia adicionados (análise no domínio da frequências)

$a_{kj}\ (\omega)$ ..... coeficiente de inércia adicionada para o modo k, devido a um movimento do navio segundo o modo j e para a frequência ω

b ..... distância que o(s) bloco(s) utilizados nas experiência de inclinação transversal do navio são deslocados, medida transversalmente ao seu eixo longitudinal central

b ..... coeficientes de amortecimento hidrodinâmico (genéricos)

b ..... parâmetro que traduz as condições de exposição de um terminal portuário

$b'_{22}(\omega)$ ..... coeficiente de amortecimento adimensionalizado para o modo de deriva em fase com a velocidade dessa oscilação e para a frequência ω

$b_{kj}(\omega)$ ..... coeficiente de amortecimento para o modo k, devido a um movimento segundo do navio segundo o modo j e para a frequência ω

c ..... coeficientes de restituição hidrostática (genéricos)

c ..... calado do navio

d ..... distância entre a posição inicial e final de um peso deslocado longitudinalmente no convés do navio, numa experiência de inclinação longitudinal

d ..... profundidade de água local ou o nível médio da água

d_1 ..... distância percorrida pelo navio antes de o seu movimento começar a ser desacelerado

d_2 ..... distância percorrida pelo navio em desaceleração até parar

e ..... espessura da parede de uma estaca

f ..... frequência da onda ou do vento

$f(t)$ ..... forças (ou momentos) externas

f_{clock} ..... frequência do relógio

$f_{cp/lp}$ ..... frequência de separação das componentes de curto e de longo períodos num espectro de agitação marítima

f_{min} ..... frequência mais baixa com interesse para a análise espectral

f_n ..... frequência natural de um dos modos de oscilação de uma bacia portuária (tanque de ondas)

f_P ..... frequência de pico de um estado de agitação marítima

f_S ..... frequência de aquisição

f_u ..... contribuição de uma partícula de água para o fluxo de momento horizontal através de um plano vertical perpendicular à direcção de propagação da onda

g ..... aceleração da gravidade

h_i ..... altura do peso de lastro i

h_x ..... declive da praia

i_x ..... raio de giração transversal do navio relativamente ao seu eixo longitudinal central

i_y ..... raio de giração longitudinal do navio relativamente a um eixo transversal que passa pelo seu CG

i_z ..... raio de giração do navio relativamente a um eixo vertical que passa pelo seu CG

k ..... número de onda

k ..... coeficiente de rugosidade superficial referente à acção do vento

kl_i ..... distância do centro de gravidade do peso de lastro i ao eixo transversal que passa pelo CG do modelo do navio

kt_i ..... distância do centro de gravidade do peso de lastro i ao eixo longitudinal central do modelo do navio

l ..... comprimento característico de uma bacia portuária (tanque de ondas)

l_{0i} ..... comprimento do cabo de amarração i na situação de repouso (do navio)

l_i ..... comprimento do cabo de amarração i num determinado instante

log_{10} ..... logaritmo de base 10

m ..... massa (ou momento de inércia) do navio ou de um sistema do tipo massa-mola

m ..... massa do fluído

$m_{0,cp}$ ..... momento espectral de ordem zero relativo à banda de frequências gravíticas (i.e. curto período) de um espectro de agitação marítima

$m_{0,lp}$ ..... momento espectral de ordem zero relativo à banda de frequências infra-gravíticas (i.e. longo período) de um espectro de agitação marítima

m_n ..... momento espectral de ordem n
m_u ..... momento por unidade de volume associado a uma partícula de água
n ..... número de cabos de amarração
n ..... número de nodos (ou linhas nodais) numa bacia portuária (ou tanque de ondas)
p ..... pressão hidrodinâmica (na presença de ondas)
p ..... pontal do navio
p ..... número de blocos de dados em que uma série temporal é subdividida
$p(H)$ ..... função densidade de probabilidade da altura de onda: distribuição de *Rayleigh*
$p(x)$ ..... função densidade de probabilidade da altura de onda (distribuição de *Rayleigh*) normalizada pela altura de onda média
p_0 ..... pressão hidrostática
p_i ..... série temporal (sinal) do movimento do alvo i
r ..... coeficiente de correlação
t ..... variável tempo
t ..... tempo característico
u ..... velocidade orbital horizontal das partículas de água segundo a direcção de propagação da onda
x ..... coordenada horizontal (eixo dos xx) no sentido de propagação das ondas
x ..... amplitude da oscilação de um sistema massa-mola
x ..... alteração do caimento do navio originada pela movimentação de um peso sobre o convés, na direcção longitudinal
$x(t)$ ..... amplitude do(s) movimento(s) de um navio livre
x_h ..... solução geral de uma equação diferencial homogénea (solução complementar ou transitória)
x_i ..... distância do ponto de passagem do través i para o exterior do navio em relação ao seu eixo transversal
x_j ..... amplitude do movimento do navio segundo o modo de oscilação j (m para j=1 a 3 e rad para j=4 a 6)
x_p ..... solução particular de uma equação diferencial
y ..... coordenada horizontal (eixo dos yy)
z ..... amplitude do movimento de arfagem do navio
z ..... coordenada vertical (eixo dos zz)

LETRAS GREGAS MAIÚSCULAS

Γ ..... proximidade relativa da sonda ao antinodo mais próximo, para um dado modo de oscilação ressonante do tanque de ondas
Δf ..... diferença entre duas frequências
Δf ..... largura de uma banda de frequências (ou da banda espectral)
Δf_i ..... deformação da defensa i
Δf_{min} ..... máxima resolução em frequência de uma estimativa espectral
Δl ..... deformação de um elemento do sistema de amarração do navio por aplicação de uma força
$\Delta l_{máx}$ ..... deformação-limite de um elemento do sistema de amarração do navio
$\Delta l_{máx,mi}$ ..... deformação máxima da mola helicoidal i (mola de alongamento condicionado)
Δ_S ..... intervalo de tempo entre aquisições sucessivas (o inverso da frequência de aquisição)
Δt ..... intervalo de tempo
ΔT ..... intervalo de períodos associados à banda de frequências Δf
Δx_i ..... distância entre duas sondas de níveis hidrodinâmicos
$\Delta\alpha$ ..... variação do ângulo de inclinação longitudinal do navio numa experiência de inclinação longitudinal
$\Delta\alpha_f$ ..... variação total do ângulo de inclinação longitudinal do navio numa experiência de inclinação longitudinal
$\Delta\theta$ ..... variação do ângulo de inclinação transversal do navio numa experiência de inclinação transversal
$\Delta\theta_f$ ..... variação total do ângulo de inclinação transversal do navio numa experiência de inclinação transversal
Λ ..... distância da sonda ao nodo mais próximo para um dado modo de oscilação natural do tanque de ondas
Π ..... factor de amplificação da resposta de um sistema 'massa-mola' ou de um navio amarrado
∇ ..... volume de água deslocado pelo navio, deslocamento do navio
Υ_{cp} ..... índice de agitação associado à componente de curto período da agitação marítima
Υ_{cp+lp} ..... índice de agitação total (incluindo as componentes de curto e de longo períodos da agitação marítima)

Y_{lp} ..... índice de agitação associado à componente de longo período da agitação marítima
Φ ..... ângulo entre o eixo longitudinal central do navio (sentido da popa para a proa) e a direcção de actuação da resultante das forças horizontais
Φ ..... potencial (tridimensional) de velocidades
Φ_D ..... potencial de velocidades associado às ondas difractadas pelo casco do navio imobilizado
Φ_I ..... potencial de velocidades associado às ondas incidentes no navio
Φ_j ..... potencial de velocidades associado às ondas geradas pelos movimentos do navio, em águas paradas, segundo cada um dos seus seis graus de liberdade (j=1…6)
$\Omega(t)$ ..... convolução entre uma força arbitrária aplicada num sistema linear e a sua função de reposta a impulso

LETRAS GREGAS MINÚSCULAS

α ..... ângulo de inclinação longitudinal do navio (cabeceio) numa experiência de inclinação longitudinal
α ..... ângulo vertical de um cabo de amarração com o plano horizontal
α ..... ângulo entre o eixo longitudinal do navio (sentido da proa para a popa) e a direcção de actuação do vento
β ..... ângulo de um cabo de amarração com o eixo longitudinal do navio
β ..... declive normalizado do perfil de praia
β ..... fase inicial da oscilação
β ..... diferença de fase (atraso) entre o movimento de um sistema 'massa-mola' e a força externa aplicada
γ ..... factor de segurança que majora a energia de dimensionamento da defensa
γ ..... factor correctivo da massa volúmica do fluido (água) utilizado no estudo experimental
γ ..... factor de forma do espectro de JONSWAP
γ_a ..... peso volúmico do material de um bloco utilizado na materialização do manto resistente de um quebramar
γ_{ar} ..... peso volúmico do ar
γ_w ..... peso volúmico da água
δ ..... declividade da onda - H/L
δ ..... deformação de um elemento do sistema de acostagem (defensa, duque d'alba flexível)
δ ..... decréscimo logarítmico das oscilações amortecidas do navio
δ ..... quociente entre a profundidade de água e o calado do navio
$\delta_{máx}$ ..... deformação máxima da defensa
ε ..... extensão de um cabo de amarração
ε ..... altura de onda relativa - H/d
ε ..... módulo de elasticidade de volume
ε ..... parâmetro de largura espectral (Equação (4.81))
ε_{0i} ..... extensão do cabo de amarração i na situação de repouso (do navio)
ε_i ..... extensão do cabo de amarração i num determinado instante
ε_{MBL} ..... extensão de um cabo de amarração associada à sua MBL
ϵ_i ..... ângulo de fase aleatória (entre 0 e 2 π rad) da componente i de um espectro de agitação marítima
ζ ..... elevação da superfície livre da água relativa às ondas de longo período ligadas
$\hat{\zeta}_i$ ..... amplitude da componente i de um espectro de agitação irregular
η ..... elevação da superfície livre da água em relação ao nível médio
θ ..... direcção da agitação marítima
θ ..... ângulo de inclinação transversal do navio (balanço) numa experiência de inclinação transversal
θ ..... amplitude (ângulo) da oscilação de balanço
θ_0 ..... ângulo inicial de balanço
$\dot{\theta}_0$ ..... velocidade angular inicial de balanço
θ_m ..... amplitude máxima da oscilação de balanço
λ ..... constante associada a um dos modos de oscilação do navio
λ ..... factor de escala genérico
λ' ..... constante associada a um dos modos de oscilação do navio (normalizada)
λ_A ..... factor de escala da área da secção transversal de um cabo de amarração
λ_D ..... factor de escala da dimensão do material pétreo usado na construção de uma estrutura de enrocamento
λ_E ..... factor de escala do módulo de elasticidade de um cabo de amarração

λ_{F_E} ..... factor de escala das forças elásticas aplicadas num elemento do sistema de amarração
λ_{F_H} ..... factor de escala das forças hidrodinâmicas
λ_H ..... constante associada ao modo de oscilação de arfagem (navio livre)
λ_l ..... factor de escala dos comprimentos (ou geométrico)
λ_P ..... constante associada ao modo de oscilação de cabeceio (navio livre)
λ_R ..... constante associada ao modo de oscilação de balanço (navio livre)
λ_W ..... factor de escala do peso
λ_x ..... factor de escala da grandeza X
$\lambda_{\gamma_{ml}}$ ..... factor de escala do peso volúmico do material constituinte de um cabo de amarração
μ ..... coeficiente de viscosidade dinâmica
μ ..... coeficiente de atrito
μ_c ..... coeficiente de atrito cinético
μ_e ..... coeficiente de atrito estático
ν ..... parâmetro de largura espectral (Equação (4.50))
ν ..... número de graus de liberdade de um espectro de variância
ζ ..... amplitude da onda estacionária no antinodo para um dado modo de oscilação natural do tanque de ondas
ζ_a ..... amplitude da onda incidente
ξ ..... factor de amortecimento
π ..... número *pi*
ρ ..... massa volúmica da água (ou fluido)
σ ..... ângulo de incidência da agitação em relação ao navio
σ ..... tensão superficial
ς ..... factor de compensação dos efeitos de escala associados à incorrecta reprodução das características de transmissão de uma estrutura costeira (porosa) de enrocamento.
τ ..... variável tempo
υ ..... coeficiente de viscosidade cinemática
φ ..... amplitude (ângulo) da oscilação de cabeceio
φ ângulo de atrito entre duas superfícies
$\varphi^{(1)}(\omega_i)$ ..... ângulo de fase da função de transferência de primeira ordem para uma componente do espectro de agitação marítima de frequência angular ω_i
ϕ ..... diâmetro de um cabo de amarração
ψ ..... amplitude (ângulo) da oscilação de guinada
ω ..... frequência angular da onda, ou de uma força externa sinusoidal de excitação
ω' ..... valor de ω escolhido arbitrariamente
ω_d ..... frequência angular natural de oscilação de um sistema massa-mola (com amortecimento)
ω_H ..... frequência angular natural do modo de oscilação de arfagem - navio livre (sem amortecimento)
$\omega_{H,d}$ ..... frequência angular natural do modo de oscilação de arfagem - navio livre (com amortecimento)
ω_n ..... frequência angular natural de oscilação de um sistema massa-mola (sem amortecimento)
ω_{nat} ..... frequência angular natural de um dos modos de oscilação do navio (com amortecimento)
ω_P ..... frequência angular natural do modo de oscilação de cabeceio - navio livre (sem amortecimento)
$\omega_{P,d}$ ..... frequência angular natural do modo de oscilação de cabeceio - navio livre (com amortecimento)
ω_R ..... frequência angular natural do modo de oscilação de balanço - navio livre (sem amortecimento)
$\omega_{R,d}$ ..... frequência angular natural do modo de oscilação de balanço - navio livre (com amortecimento)
ω_S ..... frequência angular natural do modo de oscilação de avanço - navio amarrado (sem amortecimento)

ABREVIATURAS

2D ..... Bidimensional
3D ..... Tridimensional
APDL ..... Administração dos Portos do Douro e Leixões
BMT ..... BMT *Fluid Mechanics Limited*
CA8 ..... Cabo de Amarração 8
CAD ..... Desenho Assistido por Computador (*Computer-Aided Design*)
CENTEC ..... Centro de Engenharia e Tecnologia Naval do IST, da Universidade Técnica de Lisboa

CHC-NRC.... *Canadian Hydraulics Centre – National Research Council*
DF1..... Defensa 1
DHI ..... *Danish Hydraulic Institute*
DMI ..... *Danish Maritime Institute*
DNV ..... *Det Norske Veritas*
EPDM ..... Borracha de *Etileno-Propileno-Dieno*
FEUP ..... Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
FFT ..... *Fast Fourier Transformation*
HMPE ..... Polietileno de Módulo de Elasticidade Elevado
IAHR ..... *International Association of Hydraulic Engineering and Research*
IHRH..... Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos
INEGI..... Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial
ISR..... Instituto de Sistemas e Robótica
IST ..... Instituto Superior Técnico, da Universidade Técnica de Lisboa
IWRC ..... *Independent Wire Rope Core*
LCP..... Polímeros de Cristal Líquido
LH-FEUP ..... Laboratório de Hidráulica da FEUP
LNEC ..... Laboratório Nacional de Engenharia Civil
LNG ..... Gás Natural Liquefeito (*Liquefied Natural Gas*)
LOM..... Técnica de Prototipagem Rápida (*Laminated Object Manufacturing*)
LPG ..... Gás de Petróleo Liquefeito (*Liquefied Petroleum Gas*)
LVDT ..... *Linear Variable Differential Transformer*
MF ..... Modelo Físico
OCIMF..... *Oil Companies International Maritime Forum*
P ..... Protótipo
PIANC ..... *Permanent International Association of Navigation Congresses* (Associação Internacional de Navegação)
PRFV..... Plástico Reforçado com Fibra de Vidro
ROM ..... Recomendaciones para Obras Marítimas
SHRHA..... Secção de Hidráulica, Recursos Hídricos e Ambiente
SIGTTO ..... *Society of International Gas Tanker and Terminal Operators*
SIWEH..... *Smoothed Instantaneous Wave Energy History*
SWL..... Força de amarração máxima para condições normais de amarração e condições ambientais padrão (*Service Working Load*)
UHMW..... *Ultra High Molecular Weight Plastic*
VLCC ..... *Very Large Crude Carrier*
WS..... *Wire Strand Core*
ZH..... Zero Hidrográfico
ZHL..... Zero Hidrográfico Local

CAPÍTULO 1

ENQUADRAMENTO GERAL

1. ENQUADRAMENTO GERAL

1.1. INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas assistiu-se a um importante aumento do volume de mercadorias transportadas por via marítima. Mais recentemente, numa conjuntura muito marcada pela crise económica e financeira internacional, verificou-se um abrandamento do ritmo de crescimento que vinha a ser observado. No contexto actual, a competitividade e a eficiência dos portos e dos seus terminais tornaram-se factores ainda mais decisivos, e não podem ser dissociadas das questões relacionadas com a segurança e com a minimização dos riscos e dos impactos ambientais associados a algumas actividades portuárias.

Com efeito, o transporte marítimo moderno requer que o tempo de permanência do navio no porto seja reduzido ao mínimo e que os terminais portuários estejam operacionais durante praticamente todos os dias do ano. Estes requisitos estão intimamente relacionados com o comportamento do navio depois de amarrado no cais, nomeadamente com a amplitude dos seus movimentos e com as forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração. As condições de acesso e de entrada no porto, o assoreamento dos canais de aproximação e das bacias de rotação e acostagem, o galgamento das estruturas de abrigo portuário, a acção do vento sobre os equipamentos de movimentação de carga, entre muitos outros, têm também influência nas condições operacionais do porto, mas não são tratados, em detalhe, no presente trabalho.

A necessidade de minimizar os custos operacionais e os riscos ambientais e de segurança associados, quer à manobra do navio no porto, quer ao seu comportamento depois de amarrado no cais, justificam um esforço de investigação no sentido de melhor se compreender a dinâmica do sistema, constituído pelo navio, pelo seu sistema de amarração, pela estrutura de acostagem e pela bacia portuária em que o mesmo se insere.

Neste contexto, e perante a complexidade que o comportamento de navios amarrados em portos tem subjacente, a modelação física assume, habitualmente, um papel de relevo nos estudos realizados nos domínios da engenharia marítima e portuária. Com efeito, os modelos físicos, mesmo tratando-se de reproduções simplificadas da realidade, permitem a simulação dos fenómenos que mais condicionam a resposta do navio, continuando a ser uma das ferramentas mais abrangentes e fiáveis para o estudo do comportamento de navios amarrados. Existem, no entanto, outras abordagens alternativas e igualmente válidas, nomeadamente a análise de resultados de medições no protótipo, ou o recurso à simulação numérica do comportamento de navios amarrados.

Além disso, a crescente utilização de navios de grande porte (e calado) no transporte de mercadorias por via marítima, tem levado à instalação dos terminais portuários em águas cada vez mais profundas, normalmente com o intuito de reduzir os custos com as operações de dragagem. Como resultado, esses terminais são frequentemente construídos em áreas muito expostas às acções do ambiente marítimo-portuário, o que tem implicações no comportamento dos navios aí amarrados e, consequentemente, ao nível das condições operacionais e de segurança.

Com efeito, nessas condições, existe uma maior probabilidade de o navio experimentar movimentos de grande amplitude, susceptíveis de reduzir a eficiência com que as operações de movimentação de carga são realizadas, obrigar à sua interrupção e, nos casos mais críticos, originar a rotura dos cabos de amarração e das defensas instaladas no cais, importantes estragos na estrutura de acostagem e no navio e, eventualmente, a perda de vidas humanas e catástrofes ambientais. Por conseguinte, os dispositivos de acostagem e de amarração desempenham um papel cada vez mais importante, na medida em que procuram dar uma resposta satisfatória a exigências cada vez mais elevadas, não apenas durante a fase

de acostagem, como também após a amarração no cais, uma vez que se espera que possam contribuir, de uma forma efectiva, para a minimização dos movimentos do navio.

Os trabalhos realizados no âmbito da presente dissertação de doutoramento foram centrados na análise da interacção de navios com dispositivos de acostagem e de amarração, tendo sido dada uma atenção especial ao estudo em modelo físico do comportamento de navios amarrados em portos. O Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões foi o caso de estudo analisado. Apesar de não existirem relatos de acidentes que tenham originado consequências muito graves a nível económico, ambiental e humano, é com alguma frequência que os navios amarrados nesse posto de acostagem experimentam movimentos de grande amplitude. Estas situações conduzem, por vezes, a uma perda de eficiência do terminal (por vezes inoperacionalidade), mas também à rotura de alguns cabos de amarração do navio.

Este trabalho começa por caracterizar os principais tipos de dispositivos de acostagem e de amarração, indicando os aspectos positivos e negativos que lhes estão associados, e apresentando também alguns métodos de dimensionamento e questões específicas relacionadas com a sua concepção. A influência desses dispositivos no comportamento de um navio amarrado e em manobra de acostagem é também discutida.

O estudo do comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Porto de Leixões foi baseado na análise da amplitude dos seus movimentos e na grandeza das forças aplicados nos elementos do seu sistema de amarração, para uma extensa gama de condições de teste. Na reprodução das características do caso de estudo (protótipo) no modelo físico foram utilizadas técnicas experimentais avançadas, que são descritas em pormenor nesta dissertação.

O estudo experimental efectuado permitiu compreender melhor a influência de alguns fenómenos nos problemas operacionais do Posto "A", analisar a eficácia de algumas alternativas de intervenção nesse posto de acostagem, apresentar novas perspectivas de investigação no que diz respeito ao estudo desse tipo de problemas, assim como obter uma quantidade significativa de resultados experimentais, alguns dos quais já utilizados no desenvolvimento, no melhoramento e na verificação de modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados.

De facto, a ideia da complementaridade entre os estudos experimentais e numéricos, apoiados, sempre que possível, em dados do protótipo, está patente ao longo do presente trabalho, que aborda, ainda que de uma forma muito superficial, alguns assuntos relacionados com a modelação numérica, a realização de medições no protótipo e a sua interligação.

Importa acrescentar que os apoios da Administração dos Portos do Douro e Leixões, SA, e da FCT, nomeadamente através do projecto de I&D 'DOLPHIN', foram decisivos para a realização do presente trabalho de investigação, particularmente na viabilização da componente experimental.

Por último, importa esclarecer que embora o presente trabalho não apresente uma resposta definitiva e categórica para todos os problemas que são sentidos no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, pretende contribuir para uma melhor compreensão dos mesmos. Por outro lado, o trabalho realizado permitiu analisar e discutir a eficiência de algumas intervenções nesse posto de acostagem, passíveis de serem implementadas. Com efeito, as intervenções mais promissoras, eventualmente com adaptações de ordem prática, podem possibilitar uma melhoria das condições de operacionalidade e de segurança do terminal.

Como forma de rentabilizar o tempo e os recursos dispendidos na construção dos modelos físicos, foi realizado um grande número de testes experimentais, alguns dos quais não puderam ser analisados, em pormenor, nesta dissertação. Esses resultados serão analisados em trabalhos a realizar posteriormente.

1.2. OBJECTIVOS

O comportamento de navios amarrados começou por ser avaliado, de uma forma indirecta, a partir das condições de tranquilidade na área envolvente ao cais. Os estudos experimentais destinados à avaliação dessas condições eram realizados sem navios, ou seja, com o porto vazio.

Por outro lado, numa primeira fase, esses estudos eram realizados com ondas regulares, quer visassem a avaliação das condições de tranquilidade para ondas de curto período, quer o estudo das condições de ressonância do porto para ondas de longo período. Só mais tarde foi reconhecida a sensibilidade das bacias portuárias ao período da agitação marítima incidente e a importância da natureza espectral dos estados de agitação reais. Foi essa consciência que conduziu à realização dos estudos em modelo físico com ondas irregulares.

Como os modelos portuários continuavam a não incluir navios, subsistiam as dificuldades inerentes ao estabelecimento de uma relação entre os movimentos da água junto aos vários postos de acostagem e o comportamento dos navios aí amarrados. Para ultrapassar essas dificuldades foi necessário incluir nos estudos experimentais efectuados no domínio da engenharia marítimo-portuária modelos de navios, reproduzindo de uma forma conveniente e rigorosa o seu comportamento dinâmico e as características dos sistemas de amarração e das estruturas de acostagem. Deste modo, passou a ser possível optimizar as características e a orientação das obras de abrigo, assim como a configuração das bacias portuárias, directamente, a partir da amplitude dos movimentos dos navios e da grandeza das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração.

Depois de um breve enquadramento do tema, em que se procurou demonstrar a importância do estudo do comportamento de navios amarrados em portos, a complexidade dos fenómenos físicos envolvidos e a especificidade do tipo de problemas em análise, importa apresentar os objectivos parcelares que se pretendem alcançar com o presente trabalho. Esses objectivos são apresentados de seguida, pela ordem com que são tratados nesta dissertação:

- apresentar e caracterizar os principais tipos de cais e de dispositivos de acostagem e amarração, não esquecendo aqueles que apresentam características mais inovadoras e que ainda se encontram pouco disseminados, bem como discutir os aspectos positivos e negativos que lhes estão associados, tendo por base situações documentadas ou a documentar no âmbito do trabalho;
- analisar a concepção e os métodos de dimensionamento dos dispositivos de acostagem e amarração, e discutir a sua influência no comportamento dos navios na fase final da manobra de acostagem e depois de amarrados no cais;
- dar uma perspectiva geral da utilidade dos sistemas de monitorização do comportamento de navios amarrados, e de apoio à sua manobra de acostagem e de amarração, especialmente no que concerne a questões de segurança;
- apresentar e caracterizar as principais acções do ambiente marítimo-portuário tendo em consideração a sua influência no comportamento do navio depois amarrado, e dando uma atenção muito particular à agitação marítima e aos fenómenos não-lineares a ela associadas, sempre numa perspectiva mais centrada na percepção física desses fenómenos do que nas complexas formulações matemáticas que, normalmente, lhe estão subjacentes;
- abordar o problema da dinâmica do navio amarrado de uma forma simples e intuitiva, que permita a introdução/dedução de conceitos/parâmetros indispensáveis à compreensão e à análise (crítica) da sua resposta, quando actuado pelas acções do ambiente marítimo-portuário, sem contudo deixar de realçar a complexidade subjacente à abordagem teórica do problema;

- dar uma perspectiva geral dos métodos utilizados nos modelos de simulação do comportamento de navios amarrados, de algumas dificuldades que ainda existem neste domínio do conhecimento, bem como das abordagens mais recentes ao problema;
- apresentar alguns exemplos práticos da articulação/complementaridade entre a modelação física e a modelação numérica, frisando a importância dos resultados das medições efectuadas no protótipo, na calibração, validação e verificação desses modelos;
- fazer uma compilação de critérios de caracterização dos limites de operacionalidade e de segurança para diferentes tipos de terminais portuários, e de expressões simples para a avaliação da amplitude dos movimentos do navio e das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração;
- apresentar um conjunto de técnicas experimentais avançadas que permita a correcta reprodução (no modelo físico) do comportamento de um navio amarrado no interior de um porto, quando submetido à acção da agitação marítima e dos efeitos não-lineares que lhe estão associados, fazendo referência à importância da modelação física nos estudos de concepção, planeamento e optimização de infra-estruturas portuárias;
- estudar um terminal portuário com problemas de operacionalidade e, eventualmente, de segurança, sobre o qual existam dados de base facilmente acessíveis, e margem para uma possível e desejável melhoria das condições existentes;
- realizar um estudo experimental que permita clarificar a origem dos problemas operacionais desse terminal portuário, e analisar a eficácia de diferentes alternativas de intervenção tendo em vista a melhoria das suas condições operacionais e de segurança;
- contribuir para uma melhoria do estado actual do conhecimento no que concerne à compreensão das complexas interacções que têm lugar no sistema constituído pelo navio, o seu sistema de amarração e o porto, quando submetido às solicitações do ambiente marítimo-portuário. Esse contributo pode resultar, quer da análise directa dos resultados do estudo experimental, quer da utilização destes no desenvolvimento e na validação de modelos de simulação do comportamento de navios amarrados;
- apresentar contributos (inovadores) para a concepção e para o dimensionamento dos dispositivos de acostagem e amarração e, na medida do possível, generalizar os resultados e as conclusões obtidos a situações semelhantes;
- por fim, decorridos cerca de 26 anos desde a conclusão do último trabalho experimental realizado em Portugal nesta área (Rita, 1984)[1], que foi também o primeiro, procura-se fazer uma actualização dos vários assuntos relacionados com o comportamento de navios amarrados em portos, à luz do estado actual do conhecimento.

1.3. ESTRUTURAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

O trabalho efectuado foi organizado em sete capítulos e num conjunto de nove anexos, e encontra-se dividido em dois volumes, por questões de ordem funcional. Assim, após este capítulo introdutório de enquadramento geral do tema da dissertação, o capítulo 2 caracteriza os principais tipos de estruturas de acostagem e amarração, os elementos do sistema de amarração do navio ao cais (defensas e cabos de amarração), os duques d'Alba de acostagem e amarração, e os dispositivos de amarração instalados no cais e a bordo do navio. São também analisadas algumas questões relacionadas com a concepção e o dimensionamento desses dispositivos, assim como os aspectos positivos e negativos que lhes estão

[1] Em 1993 foi concluída uma dissertação sobre esta temática, mas que incidiu sobre a modelação numérica do comportamento de navios amarrados (Santos, 1993).

associados, sendo dada uma atenção especial à sua influência no comportamento do navio, quer na fase final da sua manobra de acostagem, quer depois de amarrado no cais.

No capítulo 2 é ainda apresentado um conjunto de princípios e de recomendações que deve ser seguido na definição do *layout* de amarração do navio no cais. Os dispositivos de acostagem e amarração não convencionais são também objecto de análise, sendo discutidas as suas vantagens e os aspectos menos positivos, que podem constituir um obstáculo à sua utilização generalizada. O papel dos sistemas de monitorização do comportamento dos navios amarrados, e de apoio à sua manobra de acostagem e de amarração, na melhoria das condições de segurança de um terminal portuário, é discutido com algum pormenor.

O capítulo 3 pretende mostrar toda a complexidade associada ao estudo do comportamento de navios amarrados em portos, assim como dos principais processos hidrodinâmicos que lhe estão associados. Assim, após a caracterização das principais acções do ambiente marítimo-portuário, a (hidro)dinâmica do navio (amarrado) é tratada de um modo tão simples quanto possível, sendo introduzidos conceitos indispensáveis à análise e à compreensão da resposta do navio (quando actuado por essas solicitações), que são posteriormente utilizados na interpretação dos resultados dos estudos experimentais. É ainda apresentada uma perspectiva muito geral dos principais métodos utilizados nos modelos de simulação do comportamento de navios amarrados, de algumas dificuldades que ainda subsistem neste domínio do conhecimento, assim como das abordagens mais recentes ao problema. Nesse exercício é prestada uma atenção especial à complementaridade entre a modelação física e numérica, fundamental no contexto deste trabalho, na medida em que se pretende que os resultados dos estudos experimentais efectuados possam ser usados no melhoramento, verificação e validação de modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados. É também realçada a importância dos resultados de protótipo na validação e na verificação dos modelos físicos e numéricos. Por último, são apresentados critérios para a definição dos limites operacionais e de segurança em vários tipos de terminais portuários e discutida a razoabilidade da sua utilização em diferentes situações, bem como algumas expressões simples para a estimação da amplitude dos movimentos de navios amarrados e das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, e algumas medidas mitigadoras dos efeitos das ondas de longo período no comportamento desses navios.

O capítulo 4 apresenta uma descrição geral da instalação experimental utilizada no estudo em modelo físico e um conjunto de técnicas experimentais avançadas, destinadas à reprodução do comportamento de navios amarrados em portos, quando sujeitos à acção da agitação marítima e dos fenómenos não-lineares a ela associados. É também feita referência à importância da modelação física nos estudos de concepção, planeamento e optimização de infra-estruturas portuárias. Deste modo, após a introdução de noções elementares sobre critérios (leis) de semelhança, é justificada a escolha da escala geométrica adoptada no estudo experimental. Neste capítulo é dada uma atenção especial às medidas tomadas no sentido de minimizar os efeitos laboratoriais na instalação experimental, assim como às metodologias utilizadas na calibração de cada uma das componentes dos modelos (agitação marítima, navio, sistema de amarração) e dos diversos sistemas de medição utilizados no estudo. Por último, são apresentadas as principais técnicas de processamento e de análise dos resultados experimentais utilizadas no estudo, e as rotinas de cálculo automático desenvolvidas com o intuito de facilitar e automatizar essa análise.

O capítulo 5 apresenta a motivação e a relevância do presente trabalho, e serve ainda como introdução ao capítulo 6, na medida em que caracteriza, em detalhe, o terminal portuário que constitui o caso de estudo desta dissertação de doutoramento. Por fim é feito o enquadramento deste trabalho no âmbito do Projecto de I&D ‘DOLPHIN’.

O capítulo 6 é relativo ao estudo em modelo físico do comportamento de um navio amarrado no Posto “A” do Terminal de Petroleiros de Leixões. Esse estudo envolveu duas fases de testes, realizadas por

ordem crescente de complexidade, nas quais foram estudados alguns tipos de intervenção nesse posto de acostagem. Após uma descrição genérica das experiências realizadas, são apresentados os modelos físicos construídos e testados em cada uma das fases do estudo: o primeiro simplificado, e o segundo, mais complexo, a procurar reproduzir as características do Posto "A" e da sua área envolvente de uma forma mais rigorosa. A análise das várias alternativas de intervenção no terminal é precedida de uma caracterização das condições de agitação marítima no interior do tanque de ondas e do comportamento dinâmico do navio livre e amarrado.

Como forma de rentabilizar o tempo e os recursos dispendidos na construção dos modelos físicos, foi realizado um elevado número de testes, alguns dos quais não puderam ser analisados em pormenor no capítulo 6. Essas séries de testes são, no entanto, descritas sumariamente nesse capítulo. Importa ainda acrescentar que o estudo incluiu séries de testes, quer com uma natureza marcadamente prática, quer de carácter mais académico. Por último, são sintetizadas as conclusões obtidas no estudo experimental e efectuada uma análise global dos efeitos de escala.

O capítulo 7 condensa todo o trabalho efectuado no âmbito da presente dissertação de doutoramento, apresentando as considerações finais e uma síntese das conclusões obtidas. São ainda apresentados os desenvolvimentos futuros que, após a realização deste trabalho, são passíveis de ser executados.

Em conjunto com os sete capítulos apresentados anteriormente, são incluídos nove anexos no final do documento. Esses anexos contêm, essencialmente, resultados de testes experimentais, que embora não sejam essenciais para a compreensão e a discussão dos assuntos tratados no capítulo 6, complementam a informação aí apresentada. Alguns anexos são, no entanto, relativos a resultados das calibrações dos dispositivos utilizados nos estudos experimentais.

CAPÍTULO 2

ESTRUTURAS E DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO

2. ESTRUTURAS E DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO

2.1. INTRODUÇÃO

Um porto tem como principais funções criar condições que possibilitem a amarração em segurança de navios e a realização das operações de movimentação de mercadorias de uma forma eficiente e segura. A concepção, o planeamento e o desenvolvimento sustentado de uma infra-estrutura portuária requerem uma abordagem integrada e pluridisciplinar, que pode envolver: o estudo da propagação da agitação marítima para o interior do porto; o estudo do comportamento de navios amarrados (i.e. dos movimentos desses navios segundo os seis graus de liberdade existentes e das forças aplicadas nos elementos dos seus sistemas de amarração); a análise das repercussões de diferentes tipos de intervenção no porto nas suas condições de tranquilidade; o estudo do assoreamento dos canais de acesso e das bacias portuárias; a análise das condições de manobrabilidade dos navios no acesso aos terminais portuários e na operação de acostagem; estudos de impacto ambiental; entre outros.

O presente trabalho de investigação centra-se, exclusivamente, no estudo do comportamento de navios amarrados em portos, e na análise da concepção e do dimensionamento dos principais dispositivos de acostagem e amarração.

Genericamente, a concepção e o dimensionamento das estruturas de acostagem e amarração devem ter em consideração: a dinâmica dos navios durante as operações de acostagem e depois de amarrados no cais, a resposta dos sistemas de defensas e dos duques d'Alba, a transmissão ou não das solicitações à estrutura principal, a força de reacção transmitida ao navio e o comportamento dos cabos de amarração. As principais tipologias de estruturas de acostagem e de interface são apresentadas, sumariamente, na secção 2.2.

Após a acostagem e a amarração no cais, o navio não permanece estático, uma vez que as solicitações do ambiente marítimo-portuário o fazem movimentar. O aumento da amplitude desses movimentos pode originar, de forma gradativa, a redução da eficiência do terminal portuário, a interrupção das operações de movimentação de mercadorias, a rotura de cabos de amarração e/ou defensas, importantes estragos na estrutura de acostagem e navio e, nas situações mais críticas, a perda de vidas humanas e catástrofes ambientais. Do exposto resultam importantes custos operacionais, e riscos ambientais e de segurança, quer para a autoridade portuária, quer para as empresas concessionárias dos terminais, que é importante minimizar.

Neste contexto, as defensas e os cabos de amarração, sendo normalmente os elementos mais flexíveis do sistema de amarração, assumem particular importância, influenciando de uma forma significativa o comportamento do navio amarrado, especialmente no plano horizontal (movimentos de avanço, deriva e guinada). Estes elementos são analisados nas secções 2.3.2 e 2.3.3, respectivamente.

A construção de postos de acostagem em locais expostos às condições adversas do ambiente marítimo-portuário coloca exigências elevadas aos sistemas de acostagem e de amarração do navio. Nas últimas décadas foram desenvolvidos sistemas de características inovadoras, que procuram dar uma resposta mais satisfatória a essas exigências, no que concerne ao comportamento do navio na acostagem e após a amarração, e à estrutura de acostagem propriamente dita (secções 2.3.2.3 e 2.5). Alguns dispositivos permitem também controlar, dinamicamente, a resposta do navio amarrado.

Após a amarração do navio, os responsáveis pela exploração do terminal portuário e o comandante do navio devem ter um relacionamento cooperante, e tomar decisões de uma forma concertada, com o objectivo de garantir que este permanece amarrado em condições de segurança. No entanto, de acordo com as normas internacionais, a responsabilidade de garantir que o navio se encontra devidamente

amarrado é do comandante do navio. A instalação de alguns tipos de dispositivos de amarração não convencionais no terminal (secção 2.5), controlados habitualmente a partir de terra por pessoal da equipa técnica do porto, levanta a questão da transferência de responsabilidades, do navio para o porto, e poderá constituir uma importante barreira à sua utilização.

A interacção entre os navios amarrados e algumas estruturas de acostagem em estacas é materializada através de estruturas especiais, designadas por duques d'Alba de acostagem e amarração, usualmente dotados de defensas. Este tipo de estruturas é apresentado na secção 2.3.4.

Os sistemas de apoio à manobra de acostagem e de monitorização, em tempo real, do comportamento de navios amarrados registaram notáveis avanços tecnológicos nas últimas décadas. A implementação desses sistemas permite melhorar as condições de segurança com que as diferentes operações que têm lugar no terminal portuário são realizadas, e salvaguardar a integridade física do pessoal que as realiza. Os diversos sistemas funcionam, usualmente, de forma integrada e incluem diferentes tipos de avisos, quer para o pessoal a bordo do navio, quer para o pessoal de terra (secção 2.6). A informação registada por esses sistemas poderá também ser utilizada para esclarecer as causas que estiveram na origem de determinada situação crítica e para fins de investigação.

2.2. ESTRUTURAS DE ACOSTAGEM

2.2.1. INTRODUÇÃO

O transporte de mercadorias e de pessoas por via marítima requer a existência de estruturas especializadas nos locais de partida e de chegada. Estas estruturas procuram proporcionar as condições de segurança necessárias à realização das operações de acostagem e de amarração do navio, e permitir que as operações portuárias (carga e descarga) decorram de uma forma eficiente e segura. Nos últimos anos tem-se assistido ao aumento progressivo das dimensões dos navios, que são também cada vez mais especializados. A adaptação das estruturas de acostagem e amarração a esta evolução é, por isso, fundamental.

As estruturas de acostagem podem ser classificadas sob diferentes pontos de vista, nomeadamente: localização, condições de abrigo, tipo de carga movimentada, configuração do cais em planta, perfil-tipo da estrutura, capacidade de retenção de solos, se são aderentes ou destacadas, características do paramento frontal, materiais usados na construção, modo de transmissão das acções à fundação, entre outros. Na secção 2.2.2 faz-se uma caracterização de cada um desses tipos de estruturas, apresentado, sempre que possível, exemplos. O significado das diferentes designações existentes na língua inglesa para a palavra cais (ou estrutura de acostagem) é também clarificado. Por último, na secção 2.2.3, são caracterizadas, em mais detalhe, as estruturas do tipo Ponte-Cais.

2.2.2. TIPOS DE ESTRUTURAS DE ACOSTAGEM

A classificação das estruturas de acostagem pode ser formulada com base em diferentes pontos de vista. Atendendo à sua localização, as estruturas de acostagem podem dividir-se em marítimas, fluviais e lacustres. Relativamente às condições de abrigo no local de implantação, as estruturas de acostagem podem ser agrupadas em estruturas protegidas das acções do ambiente marítimo, quer seja por condições naturais (e.g. bacias ou enseadas naturais) ou por obras especialmente construídas para o efeito (e.g. quebramares), e em estruturas em mar aberto (e.g. terminais ao largo, monobóias).

Utilizando como critério de classificação o tipo de carga movimentada, as estruturas de acostagem podem estar associadas a diferentes tipos de terminais portuários, nomeadamente: granéis sólidos,

granéis líquidos, carga geral, passageiros, mineraleiros, contentores, *Roll-on Roll-off*, entre outros. O tipo de carga movimentada condiciona as características da estrutura de acostagem e amarração, bem como o tipo de equipamentos usados para a movimentação das mercadorias/pessoas transportadas.

No que diz respeito à configuração em planta, as estruturas de acostagem podem ser classificadas em estruturas contínuas e descontínuas (ou discretas). Estas últimas são normalmente constituídas por uma estrutura acostável avançada sobre o plano de água, composta por vários elementos estruturais isolados, que desempenham funções muito específicas, tais como: o suporte dos equipamentos de movimentação de cargas, a acostagem e a amarração de navios.

Regra geral, as estruturas descontínuas são implantadas paralelamente à costa ou a uma obra de abrigo (e.g. quebramar), e a ligação a terra é estabelecida por intermédio de passadiços. Este tipo de estrutura é, geralmente, mais económico que uma solução contínua, sendo utilizado quando o equipamento de carga e descarga a instalar no cais possibilita a adopção de uma estrutura de acostagem mais "leve". São exemplos de estruturas descontínuas os *jetties*, constituídos por uma plataforma central e por um conjunto de duques d'Alba de acostagem e de amarração. Estas estruturas de acostagem são utilizadas, frequentemente, em terminais de granéis líquidos (e.g. Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, Figura 2.1 – esquerda).

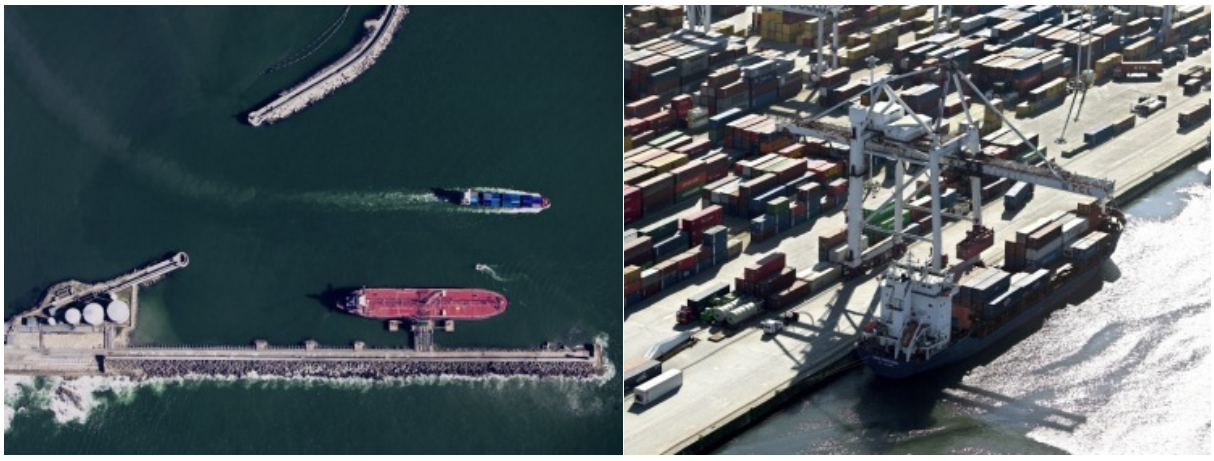


Figura 2.1 – Vista aérea do Posto "A" do Terminal de Petroleiros (esquerda) e do Terminal de Contentores do Porto de Leixões (direita).

As estruturas de acostagem contínuas, Figura 2.1 – direita, permitem a instalação de equipamentos de movimentação de carga do tipo deslizante e podem apresentar um paramento frontal fechado (contínuo) ou aberto (descontínuo ou transparente). As estruturas com um paramento vertical contínuo podem interferir, significativamente, com as condições de circulação da água e alterar as condições de tranquilidade (agitação) na bacia portuária, especialmente na vizinhança do cais. Muitas vezes, estas estruturas têm também associada a função de retenção dos solos adjacentes (no tardoz da estrutura).

A retenção dos solos pode ser feita pela própria estrutura de acostagem (e.g. muro-cais gravítico), ou por elementos da estrutura especialmente concebidos para o efeito, como é o caso das cortinas de retenção de solos presentes em algumas soluções em estacaria. Nestes casos, a cortina de retenção pode ser frontal, ou estar recuada relativamente à frente de acostagem.

A utilização de uma cortina de retenção de solos recuada possibilita a criação de um talude, sob a estrutura de acostagem e até à linha de dragagem, com um coeficiente de reflexão relativamente baixo, que é vantajoso para as condições de tranquilidade da bacia portuária. Este tipo de soluções, que

promovem a dissipação da energia da agitação no interior do porto, são especialmente adequadas nas situações em que devido a condicionantes físicas, ou aos custos elevados das soluções alternativas, é impossível impedir que uma parcela considerável de energia da agitação marítima incidente penetre na bacia portuária, e prejudique as condições de operacionalidade e de segurança dos terminais portuários existentes. Para reforçar a importância destas soluções pode salientar-se que a construção de praias de dissipação é de difícil aplicação na prática devido, essencialmente, às limitações de espaço no interior do porto. De um modo geral, a eficiência deste tipo de soluções reduz-se, consideravelmente, com o aumento do período da agitação marítima incidente.

Quando se recorre a elementos de retenção de solos que se prolongam até à frente de acostagem, as características reflectoras do paramento frontal do cais podem ser melhoradas através da utilização de soluções que promovam a dissipação da energia da agitação incidente. A este respeito salienta-se a existência de várias tipologias de blocos de betão que podem ser usados na construção de estruturas de acostagem, algumas das quais já patenteadas, que procuram melhorar as condições de tranquilidade na bacia portuária, tornar as operações de acostagem do navio mais fáceis de realizar e, simultaneamente, contribuir para a redução da frequência de ocorrência de (eventuais) episódios de galgamento do cais durante condições de agitação marítima especialmente adversas. Os coeficientes de reflexão que estas estruturas apresentam são relativamente mais baixos do que os das soluções tradicionais de paramento vertical contínuo e "fechado". São exemplos da aplicação destas soluções os cais constituídos por blocos NOREF, IGLOO (Figura 2.2), *Warock*, entre outros.

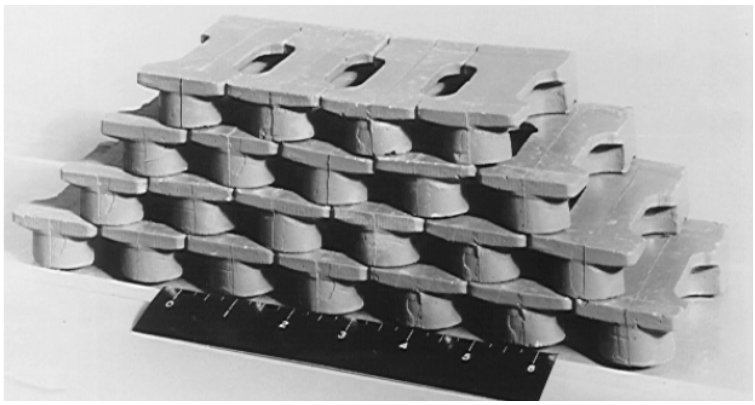


Figura 2.2 – Modelo físico dos blocos IGLOO, que procuram promover a dissipação da energia da agitação incidente, Thompson *et al.*, 2001.

Para a construção do novo Terminal Multiusos do Porto de Leixões foi seleccionada uma solução estrutural do tipo gravítico, materializada pela sobreposição de blocos NOREF (*Non Reflection Blocks*), Brògueira Dias *et al.*, 2007. Estes blocos, com uma geometria inovadora e patenteada pela CONSULMAR em 2002, permitem a constituição de um paramento de acostagem com cavidades, conferindo, deste modo, uma certa porosidade ao cais.

A ideia subjacente ao desenvolvimento desta solução é a de que as cavidades existentes no paramento acostável possam funcionar como câmaras de dissipação da energia da agitação incidente. Este efeito terá como consequência a redução da altura de onda reflectida pela estrutura e da oscilação do nível da água junto ao cais, diminuindo assim também a probabilidade de ocorrência de galgamentos. Esta solução procura não agravar as condições de agitação no plano de água adjacente ao cais, oferecendo melhores condições de tranquilidade e, consequentemente, manobrabilidade, operacionalidade e de segurança nas imediações do cais, Brògueira Dias *et al.*, 2007.

Apesar de já terem sido utilizados numa pequena obra portuária (em 2005 no cais da Afurada em Vila Nova de Gaia, foz do Rio Douro, com fundos de serviço, sensivelmente, à cota – 3.0 m ZH), o comportamento hidráulico à reflexão de estruturas de acostagem construídas com blocos NOREF não tinha sido ainda avaliado experimentalmente.

Os resultados do estudo em modelo físico da eficiência hidráulica à reflexão de um cais em blocos NOREF são apresentados em Veloso Gomes *et al.*, 2007. A geometria dos blocos usados nesse estudo é a que consta no projecto de execução do novo Terminal Multiusos (CONSULMAR). Os testes foram realizados à escala geométrica 1/30, para dois desenvolvimentos de cais: 2.0 m (60.0 m no protótipo) e 0.5 m (15.0 m no protótipo). O plano de ensaios incluiu dois níveis de maré (nível médio da água do mar e preia-mar de águas vivas), quatro alturas de onda significativa (0.50, 0.75, 1.0 e 1.5 m) e quatro períodos de onda de pico (3, 4, 5 e 6 s). O comportamento hidráulico de um cais em blocos NOREF é também comparado com o de um cais de paramento acostável contínuo (sem cavidades).

O modelo físico do cais em blocos NOREF utilizado no estudo experimental realizado no Laboratório de Hidráulica da FEUP, bem como os padrões de agitação observados junto ao paramento frontal da estrutura de acostagem durante os ensaios, são apresentados na Figura 2.3.

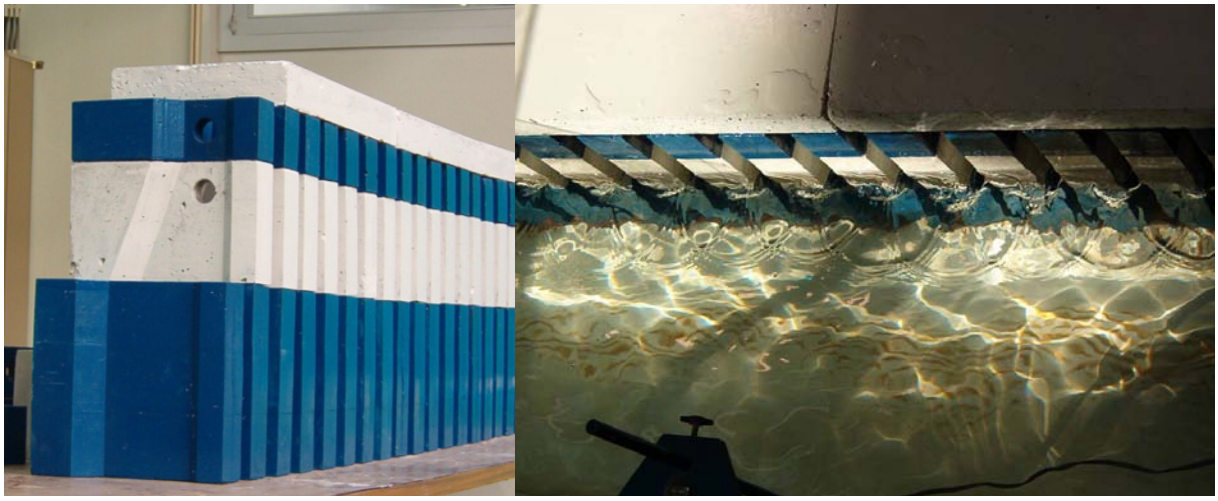


Figura 2.3 – Modelo físico do cais em blocos NOREF construído à escala geométrica 1/30 (esquerda); padrão de agitação observado junto ao paramento frontal do cais (direita), Veloso Gomes *et al.*, 2007.

Os resultados desse estudo mostram que, em geral, o coeficiente de reflexão global de um cais em blocos NOREF aumenta com a diminuição da altura de onda significativa incidente e com o aumento do período de onda de pico. Observou-se também uma melhoria da eficiência hidráulica à reflexão do cais quando se considerou o nível de água associado a uma preia-mar de águas vivas, e uma maior constância dos resultados, para as mesmas condições de ensaio, nos testes que foram realizados com um comprimento de cais igual a 0.50 m (15.0 m no protótipo). De um modo geral, a solução estudada permitiu reduzir o coeficiente de reflexão do paramento frontal do cais para valores de cerca de 0.45 a 0.75 nos testes realizados com os períodos de onda de pico mais baixos (3 e 4 s). No entanto, esse coeficiente de reflexão aumenta para cerca de 0.70 – 0.90 quando se consideram os períodos de onda de pico mais elevados (5 e 6 s).

Os cais contínuos de paramento frontal fechado incluem as estruturas constituídas por blocos pré-fabricados de betão, caixotões e aduelas de betão armado, agrupamentos de células (de betão armado ou pré-esforçado, metálicas), estacas-prancha metálicas ancoradas ou não, paredes de betão armado

moldadas no solo, elementos estruturais pré-fabricados de betão armado de diferentes configurações geométricas, estruturas do tipo dinamarquês com cortina de retenção avançada ou recuada, entre outras.

Os cais contínuos com paramento frontal aberto têm, em geral, uma interferência pouco significativa no movimento da massa água sob a estrutura. As plataformas sobre estacas e as pontes-cais (em betão armado ou pré-esforçado, aço e mistas) são exemplos deste tipo de estruturas.

No que concerne ao modo como as acções são transmitidas à fundação, as estruturas de acostagem podem ser classificadas em estruturas gravíticas, flexíveis, mistas, flutuantes, porticadas e plataformas sobre estacas.

As estruturas do tipo flutuante são constituídas, genericamente, por um elemento flutuante (o pontão) amarrado ao fundo do mar por poitas, ou ligado por apoios rolantes a estacas cravadas no terreno de fundação. A ligação a terra, se existir, é realizada por pontes ou rampas de acesso. O pontão flutuante pode ser usado como plataforma de trabalho, não sendo afectado pela variação do nível de água. A interferência da estrutura no movimento da água é habitualmente pouco significativa, variando em função das condições de agitação marítima. Esta tipologia de estruturas é frequentemente utilizada em marinas construídas em locais com uma grande amplitude de maré. No entanto, a sua utilização está condicionada a zonas abrigadas, com condições de agitação pouco energéticas. Quando utilizadas em rios, as estruturas do tipo flutuante podem adaptar-se facilmente à variação do nível de água resultante da alteração do caudal afluente a essa secção.

Os sistemas do tipo monobóia[1] (*Single Point Mooring* - SPM) são estruturas flutuantes amarradas ao fundo do mar, frequentemente utilizadas como ponto de amarração de navios de grande porte em zonas não abrigadas. Nestes sistemas, o navio, transportando geralmente granéis líquidos, é amarrado apenas pela proa ao corpo flutuante da monobóia, ficando livre para se movimentar em torno deste. Assim, o navio pode facilmente adquirir uma orientação estável que minimize as forças exteriores que actuam sobre ele (agitação marítima, vento, correntes). Este tipo de sistemas é usado, principalmente, em locais onde não é economicamente viável implantar a estrutura de acostagem numa zona portuária abrigada, e com a profundidade de água necessária à recepção dos navios de projecto. Adicionalmente, as condições do ambiente marítimo no local de implantação, apesar de mais adversas, deverão permitir a operação do sistema monobóia de forma segura, eficiente, e com exigências ao nível da manutenção e da reparação reduzidas (ou pelo menos razoavelmente baixas). O Terminal Oceânico de Leixões, em funcionamento desde 2006, é um exemplo de um sistema SPM e será apresentado na secção 5.3. Existem também sistemas de amarração do tipo flutuante constituídos por vários corpos flutuantes.

Os cais sobre estacas podem ser divididos em estruturas de acostagem destacadas e aderentes (ou não destacadas). As estruturas de acostagem aderentes têm usualmente a função de retenção de solos e incluem o cais em estacaria aberto (*open piled quay*) e o *wharf*. As estruturas de acostagem destacadas não têm, obviamente, a função de retenção de solos e são designadas, de uma forma geral, como pontes-cais. Nesta última categoria incluem-se as estruturas de acostagem em estacaria (*piled pier*) e os *jetties*. Os cais flutuantes em estacas (*floating pier*) podem também ser incluídos na categoria das estruturas de acostagem destacadas.

Enquanto em português a palavra cais inclui, praticamente, todos os tipos de estruturas de acostagem existentes, na língua inglesa existem várias, todas com significados distintos e sem tradução directa. São exemplos dessas palavras o *berth*, o *quay*, o *pier*, o *wharf* e o *jetty*. De seguida é feita a descrição geral do tipo de cais que cada uma dessas palavras caracteriza, sendo sempre que possível, apresentada a correspondente tradução.

[1] Os sistemas SPM não são, verdadeiramente, uma estrutura de acostagem. Com efeito, o navio não chega a acostar na estrutura, permanecendo apenas amarrado a esta, e a uma certa distância do corpo flutuante (bóia).

O *quay wall* (muro-cais) é o tipo de estrutura de acostagem mais tradicional, sendo apenas constituído por um muro de retenção de solos. O terrapleno situado na retaguarda desse muro permite a circulação de pessoas e dos equipamentos de movimentação de carga, podendo também ser usado como local de depósito das mercadorias transportadas. Enquanto o paramento de acostagem é geralmente vertical, o paramento interior é habitualmente inclinado, de forma a obter uma distribuição mais favorável das pressões do terreno adjacente sobre o muro-cais.

De um modo geral, podem ser distinguidos dois tipos de muros-cais: os gravíticos (ou pesados) e os flexíveis (ou do tipo leve). Os primeiros são constituídos por blocos de betão, aduelas, caixotões, betão ciclópico, *gabions*, entre outros. A estabilidade deste tipo de muro-cais em relação às acções exteriores resulta, essencialmente, do seu peso e das forças de atrito desenvolvidas ao nível da base. Os segundos são constituídos, por exemplo, por cortinas de estacas de betão armado ou de estacas-prancha de aço, sendo a estabilidade do muro-cais garantida pela deformação, por flexão, da estrutura de retenção e pela mobilização de impulsos passivos, por exemplo, através de ancoragens no terreno que retêm. Por vezes é conveniente utilizar plataformas de alívio, com o objectivo de reduzir as pressões aplicadas pelos terrenos adjacentes na cortina de estacas. Nestes casos, a acção das sobrecargas aplicadas no terrapleno, e uma parte do peso do material utilizado no aterro, são transformados em cargas verticais e transferidos para níveis mais profundos, por pilares ou estacas, não interferindo com a cortina de estacas. No paramento acostável da superstrutura dos dois tipos de muros-cais apresentados são instaladas defensas elásticas. Devido à elevada rigidez deste tipo de estruturas, estes elementos são os principais responsáveis pela absorção da energia de impacto do navio, quer durante o processo de acostagem, quer após a amarração ao cais, minimizando-se, assim, a possibilidade de ocorrência de danos no navio e na estrutura de acostagem. No coroamento da estrutura são colocados os cabeços de amarração. Os muros-cais flexíveis podem também tomar a designação de *bulkheads*.

O *Pier* é uma estrutura que se projecta perpendicularmente, ou com um determinado ângulo, a partir da linha de costa para o mar, geralmente com um paramento de acostagem aberto. Este tipo de cais apresenta a vantagem de poder ser utilizado, caso as condições locais o permitam, de ambos os lados. Esta particularidade torna a estrutura do tipo *pier* apropriada para as situações em que há necessidade de maximizar o espaço acostável.

O *Wharf* é uma estrutura semelhante ao *pier*, mas com uma orientação aproximadamente paralela à costa. Quando a totalidade do seu comprimento está ligada à costa e existe uma estrutura de retenção de solos associada, o cais toma a designação de *marginal wharf*. Devido às características deste tipo de cais, os navios podem apenas ser amarrados numa das faces. Se as profundidades de água junto à costa são reduzidas, e não permitem a acostagem de navios com as dimensões e o calado pretendidos, a estrutura de acostagem (geralmente uma plataforma sobre estacas) é construída em águas profundas e ligada à costa por uma ou mais pontes de acesso, sendo por vezes necessária a construção de uma plataforma. Quando o cais é usado para a movimentação de granéis líquidos, que são transportados desde a plataforma de carga/descarga até à costa por intermédio de condutas submarinas, a estrutura poderá designar-se por *island wharf*.

O *Jetty* é uma estrutura de acostagem descontínua, avançada sobre a água, composta por vários elementos estruturais com funções distintas, e ligada a terra por um passadiço. De certa forma, um *jetty* pode ser considerado uma estrutura próxima do *pier* ou do *wharf*, mas do tipo descontínuo.

As estruturas do tipo *pier*, *wharf* e *jetty*, apresentam maior flexibilidade que os muros-cais, no entanto, requerem também a instalação de dispositivos do tipo defensa no seu paramento acostável.

A opção por uma determinada tipologia de estrutura de acostagem deverá tomar em consideração as características dos terrenos de fundação, as profundidades de água no local, as características e as

tipologias dos navios a receber, o tipo de carga a movimentar e os equipamentos necessários para a sua movimentação, a importância das correntes e da agitação no local, a eventual necessidade de criar um terrapleno no tardoz da estrutura, a possibilidade de executar trabalhos de conservação do cais sem interrupção da sua exploração, critérios económicos, entre outros. Os vários tipos de cais apresentam, frequentemente, variantes. Estas resultam da adaptação da estrutura tipo às condições específicas de cada projecto. Veloso Gomes, 2002, trata, de forma detalhada, a temática das estruturas de acostagem e amarração de navios, focando assuntos relacionados com a classificação dessas estruturas, os factores a ponderar na sua selecção, as condições-limite em termos de agitação, entre outros.

2.2.3. ESTRUTURAS DO TIPO PONTE-CAIS

As estruturas de acostagem destacadas, que não têm a função de retenção de solos, são designadas, de uma forma geral, por pontes-cais. Nesta categoria podem ser englobadas as estruturas que na língua inglesa se designam por *piled pier*, *floating pier* e os *jetties.*

De um modo geral, este tipo de estruturas de acostagem é mais económico do que os convencionais muros-cais. Por este motivo, as pontes-cais são habitualmente utilizadas nas situações em que o equipamento de carga e descarga do navio permite a opção por um tipo de estrutura de acostagem mais leve. Os terminais de granéis líquidos, pelas suas características, são frequentemente construídos recorrendo a estruturas deste tipo, Figura 2.4.

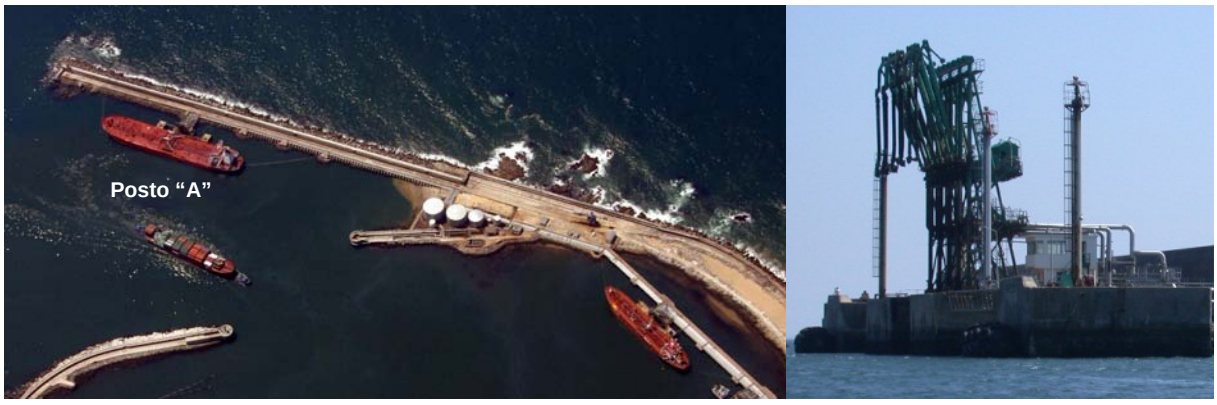


Figura 2.4 – Plataforma de descarga da Ponte-Cais do Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões.

As funções de acostagem/amarração e de carga/descarga podem estar associadas, quando o navio acosta directamente na ponte-cais, ou separadas. Neste último caso recorre-se a estruturas destacadas especiais, destinadas a receber os impactos do navio e, eventualmente, os esforços de amarração. A separação de funções permite que cada uma das estruturas seja concebida e projectada exclusivamente para a função específica que irá desempenhar.

Estas estruturas podem ser constituídas por duques d'Alba de acostagem, que se destinam a receber os impactos do navio durante a fase de acostagem e após a amarração (quando o navio se movimenta por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário), e por duques d'Alba de amarração, onde as forças de amarração do navio são aplicadas. A mesma estrutura pode desempenhar, simultaneamente, a função de duque d'Alba de acostagem e de amarração, como no caso dos duques d'Alba centrais do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões.

Os duques d'Alba de acostagem podem assim ser usados para aliviar a estrutura principal das forças de impacto do navio durante a acostagem e após a amarração (fazendo ou não parte integrante do

sistema de absorção da energia de acostagem), mas também nas situações em que se torne conveniente reduzir o comprimento total da estrutura de acostagem, por não ser necessário para as operações de movimentação de carga, como acontece, por exemplo, em terminais de granéis líquidos e em alguns terminais *Roll-on Roll-off*. Estas estruturas são analisadas em mais detalhe na secção 2.3.4.

2.3. DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO

2.3.1. INTRODUÇÃO

As últimas décadas têm sido marcadas por um significativo aumento das trocas comerciais a nível internacional, em resultado da crescente globalização da economia mundial. No sector marítimo em particular, esta conjuntura tem levado à construção de navios de grande envergadura e calado para o transporte de mercadorias (a longas distâncias), com o propósito de minimizar o custo por unidade transportada.

Por outro lado, questões relacionadas com a disponibilidade de fundos, ou com condicionantes ambientais e de segurança (e.g. movimentação de cargas perigosas e de produtos inflamáveis), têm obrigado à construção de novos terminais nas zonas mais exteriores dos portos marítimos, ou mesmo em costa aberta. Nestes locais, os terminais (e obviamente os navios que os utilizam) encontram-se muito mais expostos às condições adversas do ambiente marítimo, nomeadamente, à acção da agitação marítima, do vento e das correntes.

Neste contexto, os dispositivos de acostagem e amarração têm um papel cada vez mais importante, na medida em procuram dar uma resposta satisfatória a exigências cada vez mais elevadas, tanto na fase de acostagem, como após a amarração. Nesta última fase, espera-se que contribuam de forma efectiva para a minimização dos movimentos do navio amarrado. De facto, as características dos dispositivos de acostagem e de amarração são determinantes para a satisfação das exigências operacionais de um terminal portuário, na medida em que influenciam a frequência com que este se encontra operacional, a eficiência com que as operações de movimentação de mercadorias são realizadas, assim como as condições de segurança existentes. Estes aspectos são tanto mais importantes quanto o facto de a eficiência, a segurança e a competitividade serem variáveis-chave na actual conjuntura.

A influência das características dos dispositivos de acostagem e amarração no comportamento de um navio acostado e amarrado faz-se sentir, sobretudo, ao nível dos seus movimentos no plano horizontal (avanço, deriva e guinada), tendo pouca influência na redução dos movimentos verticais (arfagem, balanço e cabeceio). As defensas e os cabos de amarração, sendo tradicionalmente os componentes mais flexíveis do sistema de amarração, são os elementos que mais condicionam a resposta do navio, PIANC, 1995. De facto, as frequências naturais de oscilação do navio amarrado estão intimamente relacionadas com as características de elasticidade desses elementos. Com a alteração do tipo de cabos usados na amarração do navio e das defensas instaladas no cais, as suas frequências naturais de oscilação podem ser afastadas das frequências ‘perigosas’ das acções exteriores que actuem sobre o navio (e.g. ondas de longo período).

A concepção e o dimensionamento de sistemas de acostagem e amarração deverá seguir um processo criterioso, e ter em atenção todas as condicionantes locais. A solução encontrada deverá optimizar o funcionamento da instalação portuária, maximizando os períodos de operacionalidade e contribuindo para uma maior rentabilidade do terminal, não descuidando obviamente as condições de segurança.

Sob a designação ‘dispositivos de acostagem e amarração’ podem incluir-se: as defensas, que constituem a interface do navio com o cais; os cabos de amarração, que seguram o navio ao cais; os

cabeços e os ganchos de amarração, os cabrestantes e as argolas de amarração (instalados no cais); os guinchos de amarração, os cabeços de amarração e as castanhas de roletes (habitualmente a bordo do navio); os ganchos de amarração de desengate rápido, frequentemente instalados em duques d'Alba de acostagem e amarração; entre outros. Estes dispositivos, que são abordados, em detalhe, nas secções subsequentes, devem ter a capacidade de suportar as forças a que o navio é submetido por acção da agitação marítima, do vento, das correntes, das marés, das ondas originadas pela passagem de navios na proximidade do local de amarração, das seichas e também as que resultam da alteração do estado de carga, caimento e inclinação transversal do navio, entre outros.

2.3.2. DEFENSAS

2.3.2.1. Introdução

As defensas são dispositivos usados como interface entre a estrutura de acostagem e o navio, que têm como principal finalidade transformar uma parte substancial da energia cinética que está associada ao(s) impacto(s) do navio em forças de reacção que a estrutura de acostagem, o casco do navio e a própria defensa possam suportar em segurança. Isto é, o sistema de defensas deverá ser capaz de parar, suavemente, um navio em manobra de acostagem, ou simplesmente em movimento, sem causar danos no navio, na própria defensa, ou no cais. Após a manobra de acostagem, já com o navio devidamente amarrado, o sistema de defensas deverá ser capaz de absorver a energia do navio quando este se move por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário (vento, agitação marítima, seichas, correntes, variação do nível da água, operações de carga e descarga, entre outros).

A parcela da energia associada ao navio que é absorvida pela defensa depende, fundamentalmente, da rigidez da estrutura de acostagem, da deformabilidade da defensa e do casco do navio, e do tipo de impacto. Assim, quando defensas flexíveis são instaladas em estruturas de acostagem muito rígidas, a quase totalidade da energia de acostagem do navio é absorvida através da deformação (elástica) da defensa (e.g. defensa de borracha instalada num muro-cais). No entanto, uma pequena parte da energia cinética que anima o navio pode também ser absorvida na deformação da estrutura de acostagem e do casco do navio. No extremo oposto está a situação em que o navio acosta (ou está amarrado) numa estrutura do tipo flexível (e.g. alguns duques d'Alba). Neste caso, a estrutura de acostagem poderá ser responsável pela absorção de uma parte significativa da energia cinética do navio, possivelmente por deformação lateral (secção 2.3.4).

Os sistemas de defensas têm uma função protectora importante na medida em que procuram minimizar os riscos de ocorrência de estragos no navio e na estrutura de acostagem. Simultaneamente, permitem melhorar a segurança e a rapidez com que as manobras de acostagem se realizam, tendo também influência nas condições operacionais e de segurança do terminal portuário, pela forma como podem influenciar o comportamento do navio depois de amarrado. Assim, a utilização de defensas justifica-se não apenas por questões de segurança, mas também por razões económicas, PIANC, 2002.

No entanto, poderá existir uma certa conflituosidade entre as exigências ao nível da concepção destes dispositivos no que concerne ao seu comportamento durante a acostagem e após a amarração do navio. Durante a manobra de acostagem há a necessidade de recorrer a defensas rígidas, com uma capacidade de absorção de energia elevada. Após a amarração do navio ao cais as defensas deverão apresentar um comportamento menos rígido, de modo a reduzir os esforços de amarração e os movimentos do navio, PIANC, 1995.

Cada tipologia de defensa tem a sua própria curva de 'força de reacção-deformação' característica, que exprime o seu desempenho, Figura 2.5. A forma dessa curva permite ter uma ideia geral da eficiência

da defensa na absorção da energia cinética do navio, bem como da magnitude da força de reacção que é transmitida à estrutura de acostagem.

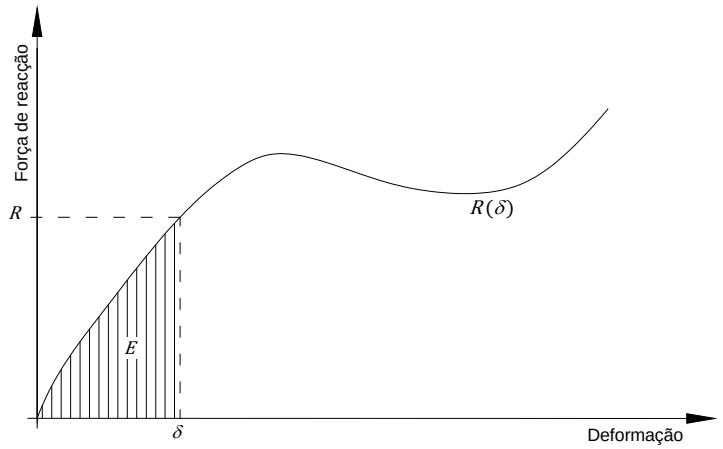


Figura 2.5 – Curva genérica de 'força de reacção-deformação' de uma defensa.

A energia absorvida pela defensa durante a fase de compressão, E, é dada pela área compreendida entre a curva de 'força de reacção-deformação' e o eixo das abcissas, desde zero até à máxima deformação atingida, δ, e pode ser determinada através de,

$$E = \int_{o}^{\delta} R(\delta).d\delta \tag{2.1}$$

Estes dispositivos podem contribuir também para a redução da amplitude dos movimentos do navio amarrado, especialmente os realizados na direcção paralela ao cais (avanço), através da mobilização de forças de atrito na interface entre o casco do navio e a defensa. No entanto, este efeito só se faz sentir quando o navio está em contacto directo e permanente com as defensas, o que acontece, por exemplo, através do pré-tensionamento dos cabos de amarração, ou por efeito do vento, Rita, 1995a.

Com o intuito de acautelar, logo numa fase inicial, o desenvolvimento de situações potencialmente críticas, especialmente quando se trata da amarração de navios de grande porte, Bruun, 1989, sugere as seguintes medidas: a utilização de defensas de baixa reflectividade (idealmente não-reflectivas), que proporcionem coeficientes de atrito elevados na interface com o casco do navio; a aplicação de forças de pré-tensão nos cabos de amarração; e o recurso a sistemas de monitorização.

Na fase de concepção e de dimensionamento de um sistema de defensas devem ser tidas em atenção as consequências, para o navio e para a estrutura de acostagem, de um eventual acidente causado por uma insuficiente capacidade de absorção de energia desse sistema (PIANC, 2002, e Thoresen, 2003). Em geral, uma estrutura de acostagem do tipo muro-cais é muito mais resistente a impactos horizontais do que uma estrutura do tipo ponte-cais. Assim, no segundo caso, e apenas no que concerne à integridade da estrutura de acostagem, a defensa deve assumir um papel de maior importância.

O processo de selecção e de dimensionamento de um sistema de defensas envolve diferentes etapas e, geralmente, o recurso a várias iterações, tendo em vista a optimização da solução para as condições particulares do projecto. Existem vários fabricantes de defensas, os quais disponibilizam diferentes soluções, numa variada gama de dimensões *standard*. A selecção da defensa mais adequada a cada situação deve ter em atenção diferentes tipos de condicionantes (secção 2.3.2.5).

A instalação de defensas no cais permite reduzir os custos associados às operações de manutenção da estrutura de acostagem e dos navios que a utilizam, bem como os resultantes da inoperacionalidade de ambos para a realização dessas operações. Adicionalmente, quando o dimensionamento da estrutura de acostagem é muito condicionado pela grandeza dos esforços de acostagem (e.g. os duques d'Alba), a instalação de defensas permite reduzir o valor das forças de reacção aplicadas na estrutura, o que se pode traduzir numa importante redução dos custos associados à construção do cais.

2.3.2.2. Tipos e características

As defensas podem ser classificadas de acordo com a forma como absorvem e/ou dissipam a energia cinética transmitida pelo navio durante o impacto. Genericamente, essa energia pode ser transformada em energia potencial através de: deformação elástica da defensa por compressão, flexão, tensões de corte, torção, ou qualquer combinação dos efeitos referidos (unidades fabricadas em borracha e outros elastómeros, Figura 2.6 – esquerda); forças de gravidade (defensas gravíticas, Figura 2.6 – direita); e forças de impulsão (e.g. bóias flutuantes). Algumas defensas procuram dissipar a energia transmitida pelo navio sob a forma de calor, através de fricção (e.g. defensas hidráulicas), ou pela deformação plástica de certos elementos prescindíveis (os dispositivos de sobrecarga), Gaythwaite, 2004. Esses elementos podem ser de aço ou de betão, situam-se habitualmente entre a defensa e o cais, e têm um funcionamento do tipo fusível em caso de ocorrência de um impacto acidental na estrutura, PIANC, 2002. Os diferentes tipos de defensas podem ser utilizadas em conjunto, formando sistemas contínuos e/ou discretos.

Figura 2.6 – Defensa do tipo cónico com painel frontal protector, Porto de Aveiro, Portugal (esquerda); Defensa do tipo gravítico, Porto do Namibe, Angola (direita).

Rita, 1984, faz a distinção entre defensas de protecção, usadas fundamentalmente com o intuito de proteger o navio, e defensas de impacto, destinadas a proteger o cais do impacto do navio em manobra de acostagem. Enquanto as primeiras seriam instaladas, com um certo espaçamento, em estruturas de acostagem do tipo contínuo (e.g. muro-cais), as segundas seriam usadas, principalmente, em estruturas isoladas do tipo duque d'Alba de acostagem. No entanto, o autor refere que essa distinção nem sempre é clara devido à variedade de funções que uma defensa habitualmente desempenha.

As defensas de borracha e as estacas flexíveis, que transformam a energia cinética do navio em energia potencial por deformação elástica, são os sistemas de defensas mais frequentemente usados, PIANC, 2002, sendo portanto analisados em maior detalhe nesta dissertação. Outros tipos de defensas, mais antigos e com menor aceitação, mas que ainda se encontram instalados em alguns terminais portuários, estão a cair em desuso e a ser progressivamente substituídos por sistemas mais modernos. Pese embora

o referido, algumas autoridades portuárias, motivadas por questões de ordem prática e económica, sempre que as condições o permitem, optam pela utilização de defensas de baixo custo e de materiais localmente disponíveis (e.g. pneus de borracha usados, defensas de madeira).

Os sistemas de defensas mais correntes podem ser agrupados em três categorias distintas, cada uma delas com uma curva de desempenho característica, Figura 2.7 – esquerda: a curva (1) é representativa de uma defensa rígida, a curva (2) é referente a uma defensa de características intermédias, enquanto a curva (3) é típica de uma defensa flexível. Estas diferenças de comportamento estão bem patentes na Figura 2.7 – direita. Os três tipos de defensas representados apresentam a mesma força de reacção de projecto e igual capacidade de absorção de energia, mas diferentes deformações máximas. A curva (1) representa a curva de desempenho de defensas do tipo *Buckling*, a curva (2) é característica de duques d'Alba flexíveis, enquanto a curva (3) é representativa de defensas do tipo pneumático, defensas com enchimento de espuma e de defensas cilíndricas comprimidas lateralmente.

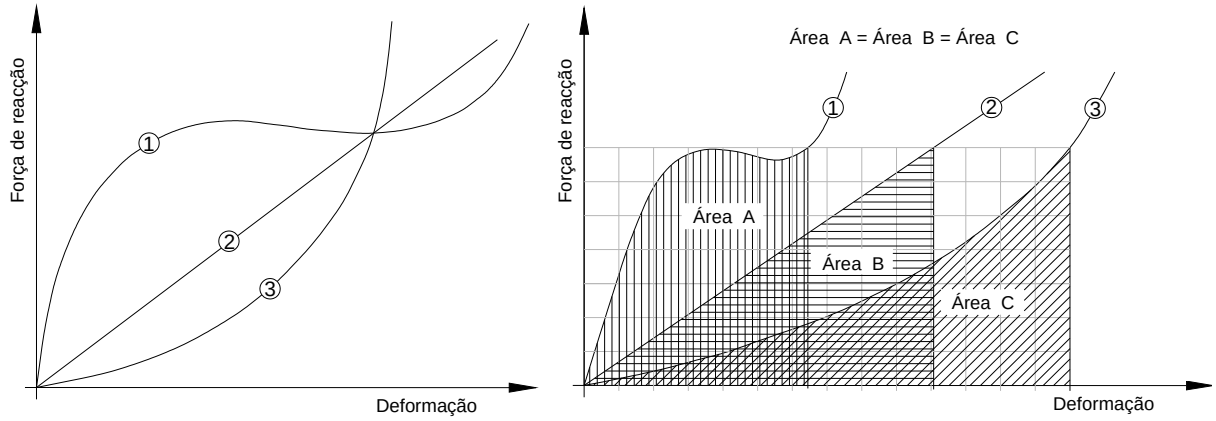


Figura 2.7 – Diagramas genéricos das curvas de desempenho de três tipos de defensas (esquerda), curvas de 'força de reacção-deformação' características de vários tipos de defensas (direita), Thoresen, 2003.

Uma defensa do tipo (1) experimenta uma deformação muito menor do que uma defensa do tipo (3) para absorver a mesma energia de projecto, Figura 2.7 – direita. Este facto resulta de, na fase inicial de compressão, a força de reacção da defensa do tipo (1) aumentar muito rapidamente com a deformação sofrida. Esta particularidade faz com que a força de reacção máxima nessa defensa seja atingida com frequência, mesmo quando a estrutura de acostagem é utilizada por navios com dimensões inferiores às do navio de projecto. Deste modo, as defensas do tipo (1) são habitualmente instaladas em conjunto com painéis frontais protectores, de forma a distribuir uniformemente a pressão exercida sobre o casco do navio. Apesar da sua eficiência na absorção de energia, esta defensa pode não ser recomendada nas situações em que o cais se destina a receber navios com energias de acostagem muito variadas. Além disso, a capacidade de absorção de energia deste tipo de defensas está condicionada pelo seu ângulo de compressão, sendo portanto susceptível de ser reduzida quando o impacto do navio durante a manobra de acostagem não é perpendicular à frente de acostagem.

Os duques d'Alba flexíveis podem combinar as funções de estrutura de acostagem com a de defensa, constituindo frequentemente uma alternativa económica quando as condições do terreno de fundação permitem a sua utilização, Thoresen, 2003. Em algumas situações a capacidade de absorção de energia destas estruturas é aumentada com a introdução de defensas elásticas (ver secção 2.3.4). A Figura 2.8 apresenta a curva de 'força de reacção-deformação' do sistema constituído por uma defensa elástica de borracha e por um duque d'Alba flexível. Pode observar-se um significativo aumento da capacidade de absorção de energia do duque d'Alba com a introdução da defensa elástica.

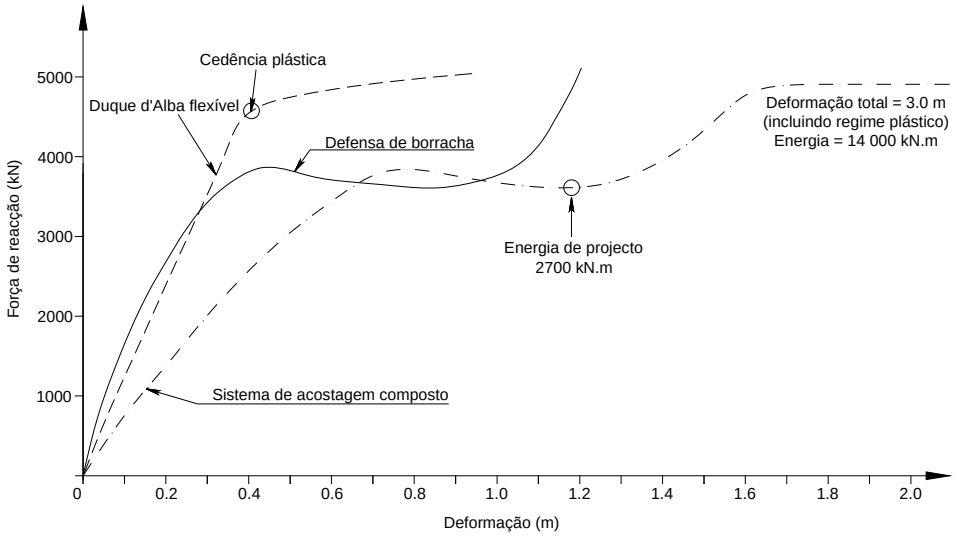


Figura 2.8 – Curva de desempenho de um sistema de acostagem composto, adaptado de Bruun, 1989.

A associação de um painel frontal à defensa pode permitir, além de uma distribuição mais uniforme e favorável das pressões aplicadas no costado do navio, melhorar a eficiência com que as operações de carga e descarga do navio são realizadas. Com efeito, se esse painel for dotado de um revestimento superficial rugoso, as forças de atrito que são desenvolvidas na interface com o casco do navio podem contribuir, de uma forma efectiva, para a redução da amplitude dos movimentos longitudinais do navio amarrado. Rosa Santos *et al.*, 2009a e 2009b, analisaram a influência dessas forças na redução dos movimentos de avanço e de deriva de um navio petroleiro amarrado.

As forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, ainda que favoráveis no que diz respeito ao comportamento do navio amarrado, podem originar alguns problemas nos sistemas de defensas mais sensíveis aos esforços de corte. De facto, os sistemas de defensas com uma superfície frontal com um coeficiente de atrito elevado podem ser submetidos a forças tangenciais significativas, quer quando o navio, em manobra de acostagem, se aproxima obliquamente do cais, quer por efeito da variação do posicionamento do navio em relação às defensas (e.g. alteração do nível de água junto ao cais ou do estado de carga do navio), sobretudo quando são aplicadas forças de pré-tensão elevadas nos cabos de amarração do navio.

Para acautelar o tipo de problemas referidos, Bruun, 1989, apresenta algumas soluções, das quais se destacam: a utilização de painéis frontais com coeficientes de atrito diferentes segundo as direcções horizontal e vertical, a incorporação de rolamentos nesses painéis para facilitar a movimentação do navio segundo a direcção vertical e a utilização de painéis frontais mais estreitos. O uso de correntes de suporte é também vantajoso na medida em que permite reduzir os esforços de corte transmitidos à defensa e controlar a sua deformação, melhorando deste modo o seu desempenho. Por outro lado, a instalação de painéis frontais revestidos com materiais de baixo atrito facilita o deslizamento do navio aquando do contacto com o sistema de defensas, e minimiza os problemas associados aos esforços de corte, mas não é uma medida eficaz na atenuação dos movimentos do navio segundo a direcção longitudinal.

O desempenho de uma defensa de borracha é influenciado por vários factores externos, que podem ser agrupados em quatro categorias, Kawakami, 1988: factores mecânicos, relacionados com o ângulo e a direcção de compressão da defensa (flexão, corte, atrito, torção, etc.); factores dinâmicos, relacionados com o comportamento visco-plástico da borracha (frequência de carregamento, fadiga, velocidade de

deformação, fluência, relaxação, histerese, etc.); factores químicos (temperatura, exposição aos raios ultra-violetas, envelhecimento, etc.); e factores estatísticos, que têm em linha de conta os desvios no desempenho das defensas que resultam das tolerâncias de fabrico. Como o desempenho das defensas de borracha é função de um grande número de factores, é difícil avaliar, numa dada aplicação prática, qual a grandeza do desvio global em relação ao desempenho de referência. Kawakami, 1988, indica a ordem de grandeza desses desvios para diferentes tipos de factores externos.

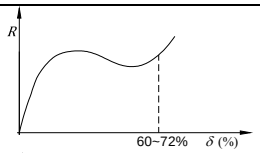
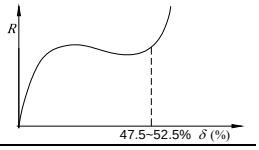
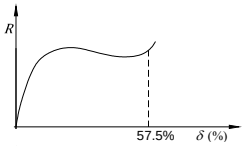
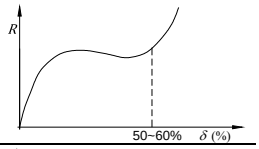
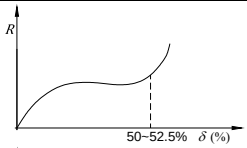
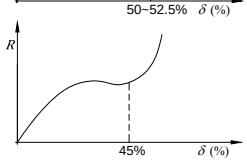
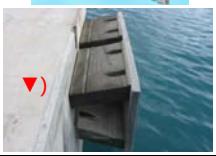
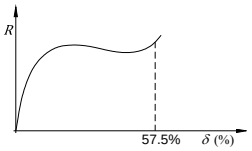
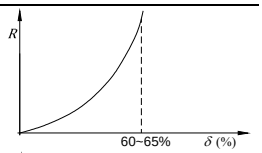
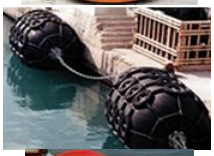
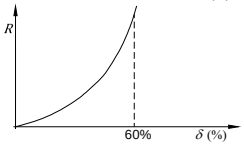
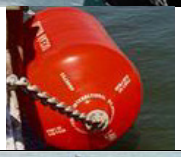
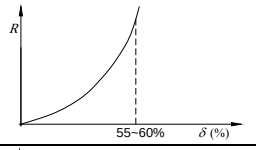
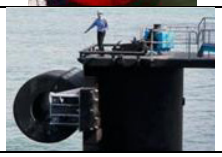
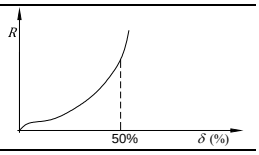
Com efeito, as características de desempenho do sistema de defensas instalado num dado terminal portuário podem diferir, significativamente, das que são apresentadas em catálogos. PIANC, 2002, recomenda vivamente o estabelecimento de um programa de testes adequado, de modo a assegurar que o sistema instalado satisfaz os requisitos de projecto, e apresenta orientações sobre os procedimentos de teste a adoptar.

O Quadro 2.1 apresenta, de uma forma sintética, as principais vantagens e inconvenientes associados a três categorias genéricas de defensas de borracha, enquanto o Quadro 2.2 faz uma caracterização dos principais tipos de defensas de borracha, indicando, para cada um desses tipos, a sua gama de forças de reacção, a capacidade de absorção de energia, a deformação nominal e a curva de desempenho característica. Esse quadro é baseado em informação publicada por vários fabricantes de defensas.

Quadro 2.1 – Características gerais das três principais categorias de defensas de borracha.

Tipo	Principais características
Buckling	A energia de acostagem é absorvida através do trabalho desenvolvido na deformação do material constituinte da defensa (compressão, flexão, tensões de corte e torção). + Elevada capacidade de absorção de energia; - A força de reacção máxima da defensa (aplicada no cais e no navio) é atingida em quase todas as manobras de acostagem; - Necessidade de utilizar um painel frontal para reduzir a pressão aplicada no casco do navio; - Perda de eficácia em acostagens angulares (compressão oblíqua da defensa); - Devido à sensibilidade aos esforços tangenciais é, por vezes, necessário utilizar painéis frontais de baixo atrito (possível influência negativa no comportamento do navio amarrado). Nota: melhoramentos recentemente introduzidos em algumas defensas deste tipo permitem minorar as consequências de alguns dos seus pontos fracos, em particular a fraca resistência ao corte e a perda de eficiência em acostagens angulares.
Pneumáticas (Fixas e flutuantes, incluindo as defensas com enchimento de espuma)	A energia de acostagem é absorvida através do trabalho desenvolvido na compressão do ar interior (ou do material de enchimento), com o consequente aumento da pressão desse ar até valores muito superiores aos de repouso. + Forças de reacção baixas que se traduzem em baixas pressões superficiais; + Elevada absorção de energia e baixas forças de reacção (factor de defensa baixo); + Bom desempenho em compressões oblíquas; + Facilidade de ajuste à variação do nível de água (maré); + Adequadas para instalações permanentes ou semi-permanentes; ± As defensas de maior diâmetro mantêm o navio relativamente afastado do cais, o que pode ter implicações no alcance do sistema de movimentação de cargas; + Para dimensões idênticas, as defensas com enchimento de espuma apresentam melhores características de desempenho do que as pneumáticas; - As defensas com enchimento de espuma têm um risco mais elevado de, com a utilização, perderem a capacidade de recuperar a sua forma inicial; + A interface com o navio apresenta um coeficiente de atrito elevado, o que pode traduzir-se num melhor comportamento deste quando amarrado.
Cilíndricas (comprimidas lateralmente)	A energia de acostagem é absorvida através do trabalho desenvolvido na deformação do material constituinte da defensa (compressão, flexão, tensões de corte e torção). + Solução económica; + A força de reacção aumenta, progressivamente, com a deformação, tornando este tipo de defensa adequado para cais destinados a uma gama alargada de navios.

Quadro 2.2 – Características dos principais tipos de defensas de borracha (adaptado de Thoresen, 2003).

Tipo	Forma	Dimensões (mm)	Reacção (kN)	Energia (kN.m)	Curva de desempenho
Buckling (configuração circular com painel frontal)		$d/D/H$ 295/500/300 ↓ 1765/2880/1800	60 ↓ 3775	9 ↓ 3530	
		D/H 400/550 ↓ 3000/3250	52 ↓ 5800	8 ↓ 6700	
Buckling (configuração alongada com painel frontal)	▼)	H/L_V 300/600 ↓ 1800/2000	66 ↓ 1708	9 ↓ 1260	
		H/L_V 400/500 ↓ 2500/4000	140 ↓ 6900	22 ↓ 7000	
Buckling (tipo "V" com contacto directo)		H/L_H 250/1000 ↓ 1000/2000	150 ↓ 2290	15 ↓ 940	
		H/L_H 200/1000 ↓ 1300/3500	150 ↓ 3400	10 ↓ 1500	
	 ▼)	H/L_H 300/600 ↓ 1800/2000	66 ↓ 1708	9 ↓ 1260	
Bloco de ar (*Airblock*)		D/H 600/450 ↓ 3200/3200	138 ↓ 6210	15 ↓ 4990	
Flutuante Pneumática		D/L_H 500/1000 ↓ 4500/12000	50 ↓ 10570	4 ↓ 9080	
Flutuante (com enchimento de espuma)		D/L_H 1000/1500 ↓ 3500/8000	200 ↓ 4050	41 ↓ 3000	
Cilíndrica (compressão lateral)		D/L_H 150/1000 ↓ 2800/5800	80 ↓ 6600	3 ↓ 5000	

Dimensões: d - diâmetro menor, D - diâmetro principal; H - altura; L_V - comprimento (vertical); L_H - comprimento (horizontal);
Nota: ▼) defensa de borracha constiuída por dois elementos individuais ligados.

Num determinado projecto podem ser combinados diferentes tipos de defensas, com o intuito de tirar partido das vantagens que cada um deles apresenta isoladamente e, eventualmente, superar quaisquer condicionantes que possam existir. Como exemplo, a Figura 2.9 apresenta um sistema composto que é constituído por uma defensa flutuante posicionada à frente de uma cortina de estacas cravadas no solo, que funciona, não só como elemento de suporte, mas também como elemento de absorção de energia. O apoio superior dessas estacas poderá ser em borracha, proporcionando uma capacidade adicional de absorção de energia. As alternativas de combinação de sistemas de defensas são variadas. Na Figura 2.8 foi apresentada a curva de 'força de reacção-deformação' de um sistema constituído por uma defensa de borracha e por um duque d'Alba flexível.

Figura 2.9 – Sistema de defensas composto, USACE, 2005.

Em locais com uma grande amplitude de maré pode ainda utilizar-se o sistema composto que resulta da cravação, no solo, de uma estaca-prancha numa posição frontal a uma defensa de borracha instalada no cais, com o intuito de evitar o contacto entre o navio e o cais durante os níveis de água mais baixos. A estaca-prancha contribui, também, para aumentar a capacidade de absorção de energia do sistema.

O desempenho de um sistema de defensas é normalmente caracterizado com base na sua capacidade de absorção de energia, e nas correspondentes força de reacção e deformação, representados sob forma gráfica, Bruun, 1989. Na opinião do autor, esses três parâmetros não permitem fazer a caracterização completa da eficiência operacional de um sistema de defensas, tarefa essencial na análise comparativa de soluções com características muito diferentes. De seguida são apresentados vários parâmetros que podem auxiliar na caracterização do desempenho dos sistemas de defensas, alguns dos quais podem ser determinados, directa ou indirectamente, a partir de catálogos de fabricantes:

- Deformação de cedência – deformação a partir da qual se verifica uma mudança de comportamento da defensa, dado que se esgota a capacidade de absorção de energia para a qual foi projectada. Após esta deformação-limite a força de reacção aumenta acentuadamente sem que se verifique um aumento assinalável da energia absorvida, ficando em risco a integridade da defensa, do costado do navio e da estrutura de acostagem. Este parâmetro permite também caracterizar a folga de projecto entre o costado do navio e o paramento frontal da estrutura de acostagem;
- Capacidade de absorção de energia – quantidade de energia absorvida pela defensa até ser atingida a sua deformação (ou força de reacção) de projecto, ou seja, até à deformação de cedência;
- Força de reacção de projecto – força de reacção transmitida pela defensa à estrutura de acostagem no momento em que se atinge a deformação de cedência;

- Coeficiente de eficiência – quociente entre a capacidade de absorção de energia da defensa e o produto da força de reacção de projecto pela deformação de cedência. Este coeficiente varia entre zero e a unidade, e depende apenas da relação entre a força de reacção e a deformação da defensa. O valor unitário corresponde à situação em que a força de reacção transmitida pela defensa ao cais é constante durante a fase de compressão da defensa;
- Factor de defensa (*fender factor*) – quociente entre a força de reacção e a correspondente energia absorvida pela defensa para uma deformação igual à de projecto. Este factor pode ser também usado para distinguir as defensas utilizadas, essencialmente, como elemento de protecção de superfícies, das que têm como função principal absorver a energia cinética do navio, Figura 2.10. Importa frisar que o factor de defensa não tem, forçosamente, uma relação directa com a elasticidade da defensa, Thoresen, 2003. De facto, existem defensas com factores baixos (defensas de absorção de energia) muito rígidas, e defensas com factores elevados (defensas de protecção) que são flexíveis. Importa ainda referir que o quociente entre a força de reacção e a energia absorvida varia com a deformação da defensa, em alguns casos de forma muito significativa. Assim, uma defensa poderá comportar-se como elemento de protecção de superfície para uma determinada gama de navios, e como elemento de absorção de energia para outra gama de navios;

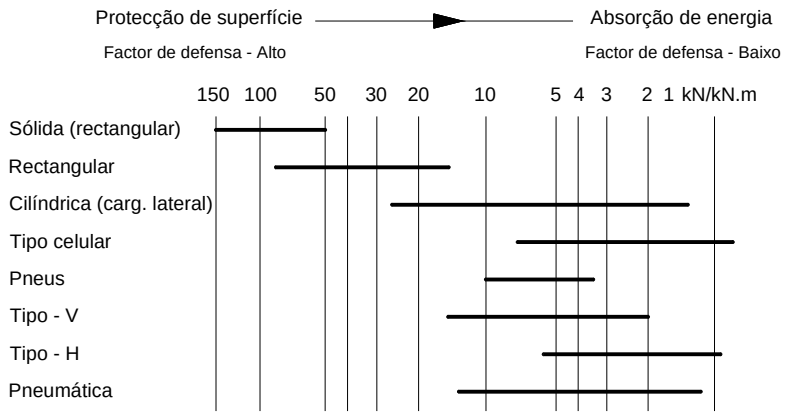


Figura 2.10 – Factor de defensa para diferentes tipos de defensas de borracha, Thoresen, 2003.

- Deformação de cedência relativa – quociente entre a deformação de cedência e uma dimensão característica da defensa. Este parâmetro situa-se, em geral, entre 0.50 e 0.65, Quadro 2.2;
- Área de projecto da superfície de contacto da defensa – área da superfície de contacto da defensa com o costado do navio quando esta atinge a força de reacção de projecto. Para uma dada defensa, a área de contacto com o navio varia durante a sua fase de compressão, com a deformação sofrida e a força de reacção transmitida ao cais. Este parâmetro tem interesse, por exemplo, para as defensas pneumáticas, cilíndricas e flutuantes com enchimento de espuma;
- Força de reacção por unidade de área de projecto – quociente entre a força de reacção de projecto e a área da superfície de contacto da defensa com o costado do navio (pressão) quando se atinge a deformação de cedência;
- Capacidade específica de absorção de energia – quociente entre a capacidade de absorção de energia da defensa e a sua massa. Dá uma indicação do grau de aproveitamento das propriedades físicas e mecânicas do material da defensa. É o principal índice económico da defensa.

Importa ainda referir que a longevidade de qualquer sistema de defensas depende da frequência com que é utilizado, e da regularidade com que as operações de inspecção e de manutenção são realizadas.

2.3.2.3. Defensas especiais

A investigação realizada pelos diversos fabricantes de defensas tem conduzido ao desenvolvimento de novas soluções, que procuram melhorar e aproximar o desempenho destes dispositivos de acostagem das necessidades impostas por certas situações particulares. Por exemplo, alguns sistemas de defensas foram concebidos tendo em vista a protecção de cantos expostos de estruturas portuárias, e para serem usados como dispositivos de auxílio à manobra de navios em áreas muito limitadas. Nesta secção são apresentados alguns desses sistemas especiais, com características diferentes dos mais tradicionais.

Parallel Motion Fenders

Este tipo de defensas apresenta um desempenho (força de reacção e absorção de energia) independente da localização do ponto de contacto do navio com o painel frontal da defensa, e em que a redução da capacidade de absorção de energia da defensa em acostagens com um ângulo de aproximação até 20º é residual. A combinação de duas defensas do tipo *Buckling* em série permite obter reduções da força de reacção, para a mesma energia absorvida, entre 30 e 60%, Figura 2.11.

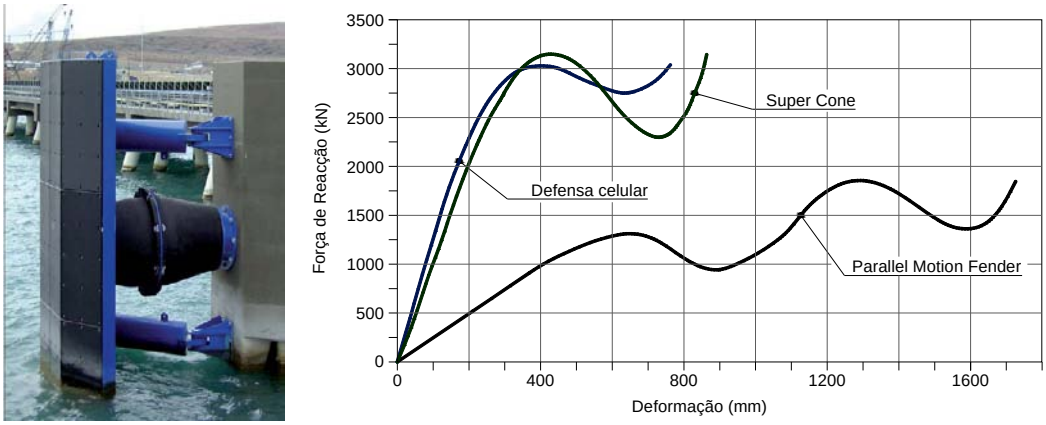


Figura 2.11 – *Parallel Motion Fender* (esquerda) e respectiva curva de desempenho (direita), Trelleborg, 2007.

Estas defensas incorporam um mecanismo anti-inclinação e torção, que mantém o painel frontal na vertical em qualquer situação, evitando contactos duplos com o costado do navio. No entanto, esse painel pode rodar 'livremente' para lidar com ângulos de acostagem elevados. O mecanismo referido recebe também as forças transversais transmitidas pelo navio ao conjunto, dispensando a utilização de correntes de suporte. O painel frontal da defensa é, em geral, de baixo atrito. Estas defensas, pelas suas características, são indicadas para cais destinados a navios com um casco frágil, em locais de grande amplitude de maré e em navios com *hull belting*.

Trellex® MX Fender

Este sistema é composto por duas defensas circulares ligadas entre si e com características de rigidez diferentes, Figura 2.12. Quando o casco do navio entra em contacto com o sistema, é o elemento menos rígido que começa por absorver a energia do impacto. No entanto, quando a capacidade de absorção de energia desse elemento se esgota, é o elemento mais rígido que passa a absorver a principal fracção da energia cinética transmitida pelo navio. Este modo de funcionamento melhora a estabilidade do sistema e o controlo da deformação que lhe é imposta pelo navio. Durante uma manobra de acostagem angular, o desalinhamento do navio com o sistema é corrigido pelo elemento menos rígido, sendo o desempenho do elemento mais rígido melhorado.

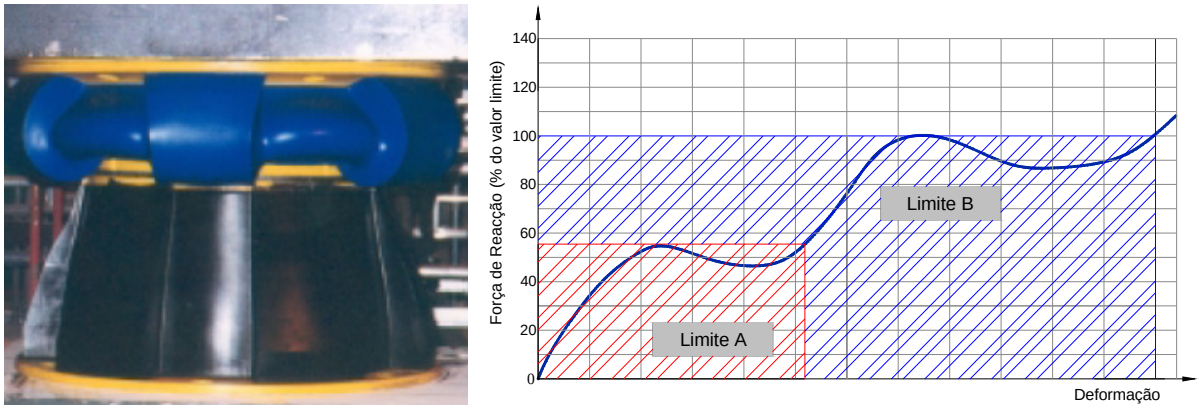


Figura 2.12 – Defensa "*Trellex* ® *MX Fender*" (esquerda) e respectiva curva de desempenho (direita), Metso Minerals, 2004.

Defensas hidropneumáticas

Este tipo de defensa foi desenvolvido para ser utilizado em instalações destinadas a submarinos, e consiste numa defensa pneumática cilíndrica, colocada na vertical e parcialmente cheia com água. A adição de um peso de lastro permite ajustar o grau de submergência da defensa, sendo assim possível modificar o posicionamento do seu centro vertical, de modo a proporcionar um contacto adequado com o casco do submarino dentro de água. O calado da defensa pode ser modificado através do ajuste do quociente ar-água e da pressão interna do ar. Como a defensa é do tipo flutuante, a sua posição em relação ao casco do submarino mantém-se quando o nível de água se modifica.

2.3.2.4. Histerese – reflectividade da defensa

Uma parte substancial da energia cinética associada ao movimento do navio é absorvida pela defensa durante o contacto com o navio. A energia que não é absorvida pela defensa pode ser dissipada, quer na deformação do casco do navio, quer da estrutura de acostagem. A energia que é absorvida pela defensa durante a fase de compressão é apenas "armazenada" temporariamente, sendo parcialmente devolvida ao navio, e parcialmente dissipada na própria defensa, normalmente sob a forma de calor. Durante a manobra de acostagem, a energia acumulada elasticamente na defensa, é depois devolvida ao navio e fará com que este, após o contacto inicial, tenda a afastar-se da estrutura de acostagem. Segue-se nova aproximação ao cais, desta vez com menor velocidade, e o processo repete-se até à imobilização do navio. Um processo semelhante terá lugar quando, após a amarração, o navio se movimenta por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário.

A Figura 2.13 apresenta a curva de 'força de reacção-deformação' típica de uma defensa de borracha durante a fase de compressão (1) e duas curvas de descompressão alternativas. A área delimitada pela curva de compressão e por cada uma das curvas de descompressão representa a quantidade de energia dissipada na defensa, através de um fenómeno que se designa por histerese. Assim, enquanto a curva de descompressão (2) é característica de uma defensa muito reflectiva, que restitui ao navio a quase totalidade da energia absorvida, a curva (3) é típica de uma defensa de baixa reflectividade, ou seja, que tem a capacidade de dissipar uma grande quantidade da energia que lhe é transmitida pelo navio durante o impacto.

Os quocientes entre a quantidade de energia dissipada e absorvida variam, tipicamente, entre cerca de 0.1 e 0.4, dependendo do tipo de defensa de borracha, Thoresen, 2003. A dissipação de energia na defensa pelo fenómeno de histerese, e a velocidade com que esta recupera a sua forma inicial na fase de descompressão, são função da velocidade de compressão da defensa, Kawakami, 1988.

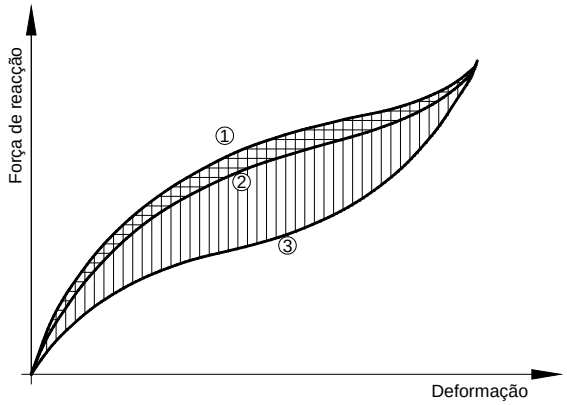


Figura 2.13 – Curva de 'força de reacção – deformação' de uma defensa: fenómeno de histerese (adaptado de Thoresen, 2003).

A título de exemplo, a Figura 2.14 mostra a influência da variável velocidade de compressão na curva de desempenho de uma defensa do tipo *buckling* da *Bridgestone*.

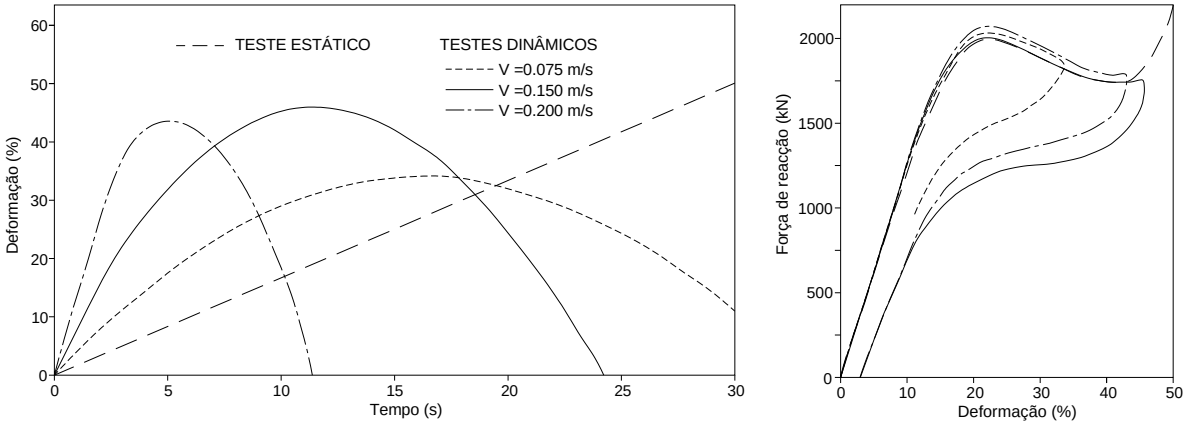


Figura 2.14 – Influência da velocidade de compressão no desempenho de uma defensa do tipo *buckling* (C2000H) da *Bridgestone* (adaptado de Kawakami, 1988).

Há uma necessidade efectiva de desenvolvimento de sistemas de defensas que promovam a dissipação eficaz da energia que lhes é transferida durante o impacto do navio, Bruun, 1989. De facto, um sistema com uma dissipação por histerese elevada será vantajoso para a acostagem do navio, e na redução dos seus movimentos de deriva após a amarração, Thoresen, 2003. Alguns fabricantes têm procurado tirar partido da viscosidade da borracha, no sentido de criarem novos materiais que possam ser usados na fabricação de defensas com uma capacidade de dissipação de energia por histerese elevada. Uma das principais dificuldades encontradas resulta da necessidade de garantir uma elasticidade mínima, que permita à defensa recuperar a sua forma original depois de a força de compressão ter sido retirada, e a tempo do próximo impacto do navio, Kawakami, 1988.

A Figura 2.15 – esquerda apresenta curvas de desempenho de um modelo de defensa fabricado com um material de elevada viscosidade, capaz de dissipar cerca de 80% da energia absorvida durante um ciclo de compressão-descompressão. No entanto, é importante frisar que os ganhos conseguidos numa determinada característica se podem traduzir, por vezes, em perdas noutras características. As elevadas perdas por histerese da defensa de baixa reflectividade apresentada contrastam com o comportamento claramente reflectivo da defensa pneumática convencional apresentada na Figura 2.15 – direita. No

que concerne às curvas de desempenho da defensa pneumática faz-se referência à relação unívoca entre a variável pressão interna do ar e as variáveis força de reacção e deformação da defensa.

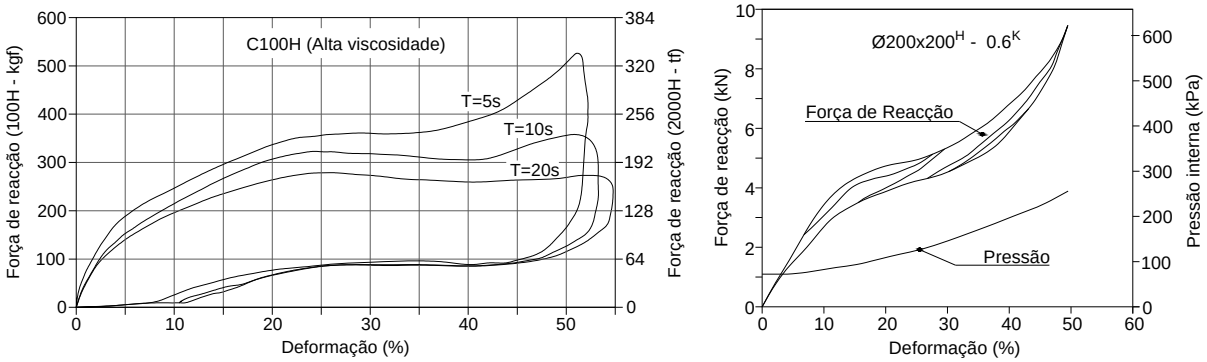


Figura 2.15 – Curvas de desempenho de um modelo de defensa desenvolvido pela *Bridgestone (*esquerda - Kawakami, 1988) e de uma defensa do tipo pneumático da *Yokohama* (direita - Sakakibara e Kubo, 2007).

As defensas de borracha do tipo *buckling* apresentam, regra geral, um coeficiente de reflectividade um pouco superior a 50%, Nikerov, 1981. No que à reflectividade diz respeito, as defensas do tipo cónico parecem ser aquelas que apresentam o comportamento mais favorável dentro da gama das defensas de borracha. No entanto, como já foi referido, este tipo de defensas tem uma fraca resistência a esforços de corte. Por outro lado, as defensas do tipo pneumático são consideradas muito reflectivas, Janssen, 1995. O Terminal de Petroleiros de Leixões está equipado com defensas deste último tipo.

Os sistemas de defensas do tipo hidráulico são aconselhados para locais expostos, devido, não apenas à sua eficiência na absorção da energia cinética do navio, mas também às suas características não-reflectivas, Bruun, 1989. O funcionamento destes sistemas pode ainda ser ajustado de forma a fornecer uma dada força de reacção. O facto de os sistemas do tipo hidráulico poderem não retomar de imediato a sua posição inicial após o impacto do navio, e os (provavelmente) elevados custos de manutenção em comparação com outros sistemas, podem justificar a sua fraca implantação, Gaythwaite, 2004.

Actualmente, assim como há cerca de duas décadas atrás (Bruun, 1989), a informação apresentada em catálogos pelos fabricantes de defensas consiste, essencialmente, na capacidade de absorção de energia e na força de reacção transmitida à estrutura de suporte, para uma determinada deformação da defensa, aquando do impacto do navio. Essa informação é apresentada graficamente ou em tabelas. Algumas informações úteis para a caracterização e a selecção das defensas, como sejam as suas características de reflectividade, não são usualmente apresentadas.

A maioria dos sistemas de defensas considerados convencionais é reflectiva, uma vez que, após a fase de compressão, aplicam forças reflectivas importantes no navio, que o levam a afastar-se do cais. Estas forças, em conjunto com as que são aplicadas pelos cabos de amarração, podem originar movimentos do navio oscilatórios (eventualmente ressonantes) e contribuir, de forma decisiva, para a ocorrência de acidentes. Deste modo, Bruun, 1989, recomenda a utilização de defensas de baixa reflectividade (ou mesmo não reflectivas), especialmente nos terminais portuários que estão expostos a condições mais adversas. Outro problema associado à utilização de defensas reflectivas é a possibilidade de ocorrência de impactos múltiplos nas defensas durante a manobra de acostagem.

Assim, as características reflectivas do sistema de defensas, directamente relacionadas com a fracção da energia que é transmitida ao navio após cada impacto, são decisivas, quer durante a operação de acostagem, contribuindo para uma mais rápida imobilização do navio, quer na fase em que o navio

permanece amarrado, reduzindo os seus movimentos e facilitando a realização das operações de carga e descarga em condições de segurança.

2.3.2.5. Critérios de selecção

O processo de selecção do sistema de defensas mais adequado para uma dada situação particular deve ter em consideração a existência de duas fases de características distintas: a manobra de acostagem do navio e a fase em que este, depois de amarrado, se movimenta por influência das acções do ambiente marítimo-portuário. Em qualquer uma destas fases, o sistema de defensas deverá ter a capacidade de absorver a energia cinética transmitida pelo navio e de contribuir para a redução dos seus movimentos, melhorando as condições de operacionalidade e de segurança do terminal. Embora exista uma grande diversidade de sistemas disponível, uma solução simples e fácil para todos os problemas relacionados com a salvaguarda da integridade do navio e do cais não existe, Thoresen, 2003. Pelo contrário, cada sistema deverá ser seleccionado tendo em atenção um elevado número de requisitos.

Como já se referiu anteriormente, as defensas têm como principal finalidade transformar parte da energia cinética associada ao(s) impacto(s) do navio em forças de reacção que, quer o casco do navio, quer a própria defensa, possam suportar em segurança. É importante frisar que essa energia cinética será sempre absorvida, mas as consequências que resultam desse processo dependem da forma como é absorvida (e.g. deformação permanente do costado do navio, danos no cais). Assim, a capacidade de absorção da energia da defensa e a força de reacção transmitida, quer à estrutura de acostagem, quer ao navio, são habitualmente os critérios de selecção mais importantes. A fracção da energia cinética do navio que é transferida para o sistema de acostagem é função de vários factores, como se detalha na secção 2.3.2.6.

Idealmente, a defensa deve ser capaz de absorver grandes quantidades de energia e de transmitir forças de reacção baixas para a estrutura de acostagem. Tendo em conta estas características, Thoresen, 2003, faz a distinção entre defensas de protecção de superfície, que transmitem forças de reacção elevadas para o cais por cada kJ de energia absorvida, e defensas destinadas à absorção da energia do navio, que apresentam um factor de defensa baixo.

A força de reacção aplicada pela defensa no cais é uma variável importante, especialmente quando se trata de estruturas de acostagem flexíveis, ou com uma resistência a esforços horizontais limitada (e.g. duques d'Alba). No dimensionamento de novas estruturas de acostagem, a adopção de um sistema de defensas com uma força de reacção de projecto reduzida, pode conduzir a soluções estruturais mais aligeiradas e, consequentemente, a uma diminuição dos custos de construção. No entanto, quando se trata de estruturas de acostagem existentes, a força de reacção máxima da defensa está condicionada pela estabilidade dessa estrutura.

A pressão máxima que poderá ser exercida pela defensa no costado do navio está limitada a valores que não causem deformações permanentes[2]. Num dado impacto, a pressão aplicada no navio resulta do quociente entre a força de reacção da defensa e a área de contacto com o casco do navio. As defensas que apresentam forças de reacção elevadas e áreas frontais reduzidas são usadas, habitualmente, em conjunto com painéis frontais de protecção, que têm como função reduzir a pressão exercida sobre o casco do navio.

As defensas do tipo pneumático, por exemplo, não requerem a instalação de um painel de protecção, nem o mesmo poderia ser implementado, com facilidade, neste tipo de soluções. Com efeito, devido ao seu tamanho e flexibilidade, as defensas pneumáticas, quando se deformam, proporcionam áreas de

[2] PIANC, 2002, apresenta valores de referência para as pressões máximas admissíveis em cascos de diferentes tipos de navios.

contacto suficientemente grandes, que permitem limitar as forças de pressão exercidas no costado do navio a valores considerados aceitáveis, Rita, 1984. Este tipo de defensas requer um parâmetro de acostagem sólido, com as dimensões adequadas à sua instalação.

Na escolha do revestimento do painel frontal de protecção é importante ter em atenção a agressividade do meio ambiente, a grandeza das solicitações que lhe serão impostas, a sua resistência à abrasão, o coeficiente de atrito na sua interface com o costado do navio, assim como os custos iniciais e os custos associados às operações de manutenção. Quando se trata de terminais destinados à movimentação de substâncias inflamáveis (e.g. terminais para navios petroleiros e transportadores de LPG[3] e LNG[4]), é fundamental minimizar/eliminar o risco de formação de faíscas, que podem resultar, por exemplo, do contacto entre metais. O coeficiente de atrito entre o painel frontal de protecção e o navio condiciona o dimensionamento do sistema de fixação e de suporte da defensa, e tem influência na resposta do navio depois de amarrado.

Os sistemas de defensas com uma superfície de contacto com o navio muito flexível têm a capacidade de distribuir, quase uniformemente, a força de reacção a que estão submetidas, exercendo pressão em áreas frágeis, localizadas entre os elementos resistentes da estrutura do navio, Figura 2.16 – esquerda. Por seu turno, as defensas com uma superfície de contacto mais rígida aplicam essa força de reacção, essencialmente, nos elementos resistentes referidos, evitando danos nas zonas mais frágeis do casco, Figura 2.16 – direita. As defensas cilíndricas e as pneumáticas podem ser consideradas exemplos de defensas com uma superfície de contacto flexível. A probabilidade de ocorrência de estragos é função, obviamente, da resistência do costado do navio e da força de pressão aplicada.

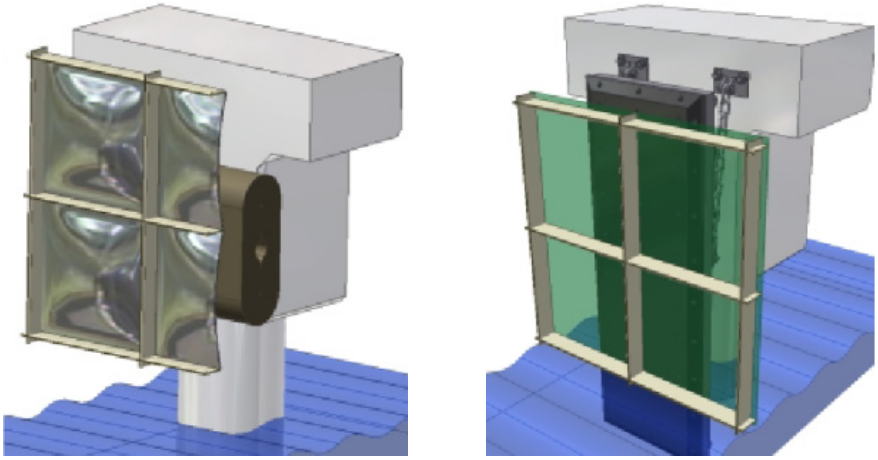


Figura 2.16 – Interface do navio com a defensa (adaptado de Metso Minerals, 2004).

No contexto desta secção, a deformação do sistema de defensas corresponde à distância, medida na perpendicular à frente de acostagem, que é percorrida pela superfície frontal do sistema, no processo de absorção da energia cinética do navio. A deformação máxima do sistema está limitada pelo tipo de defensa e por eventuais protuberâncias existentes no costado do navio e na estrutura de acostagem.

A folga entre o costado do navio (depois de amarrado) e a superfície frontal do cais depende, não apenas da deformabilidade da defensa seleccionada (ou instalada), mas também das suas dimensões e das características do sistema de acostagem. Essa folga (medida na horizontal) deverá ser reduzida ao mínimo para não condicionar, em demasia, a capacidade dos sistemas de movimentação de carga (e.g.

[3] *Liquefied petroleum gas.*
[4] *Liquefied natural gas.*

lanças de gruas). No entanto, a consideração de uma folga muito pequena aumenta a probabilidade de o navio tocar o cais durante a acostagem, especialmente quando estes têm um ângulo de *flare* elevado.

A capacidade de absorção de energia, a força de reacção transmitida ao cais e ao casco do navio, e a deformação, são três variáveis determinantes no processo de selecção de qualquer sistema de defensas, que se relacionam entre si. De facto, como já foi referido anteriormente, a área sob uma curva de 'força de reacção-deformação' representa a energia absorvida pela defensa, quando esta é comprimida.

Cada uma das três curvas de desempenho apresentadas na Figura 2.7 – direita, representa um sistema de defensas. Esses sistemas apresentam a mesma capacidade de absorção de energia e igual força de reacção de projecto. No entanto, essa capacidade de absorção de energia é atingida para deformações de grandeza distinta. A defensa do tipo *buckling* é a que apresenta menor deformação de cedência.

A análise comparativa dos sistemas de defensas referidos pode ser feita, alternativamente, a partir de um cenário em que as deformações de cedência e as forças de reacção são idênticas. Na Figura 2.17 a curva (1) traduz a curva de desempenho de defensas do tipo *buckling*, a curva (2) é característica de duques d'Alba flexíveis, e a curva (3) é representativa de defensas do tipo pneumático, defensas com enchimento de espuma, e de defensas cilíndricas comprimidas lateralmente. Este tipo de abordagem do problema é típico das situações em que se procura substituir um sistema de defensas, estando as alternativas disponíveis condicionadas, quer pela capacidade resistente da estrutura de acostagem existente, quer por critérios de compatibilização com os sistemas já instalados ou pelo alcance dos sistemas de movimentação de carga, USACE, 2005. A figura apresentada mostra, claramente, que as defensas do tipo *buckling* têm uma capacidade de absorção de energia superior às restantes, para a mesma força de reacção de projecto e deformação de cedência.

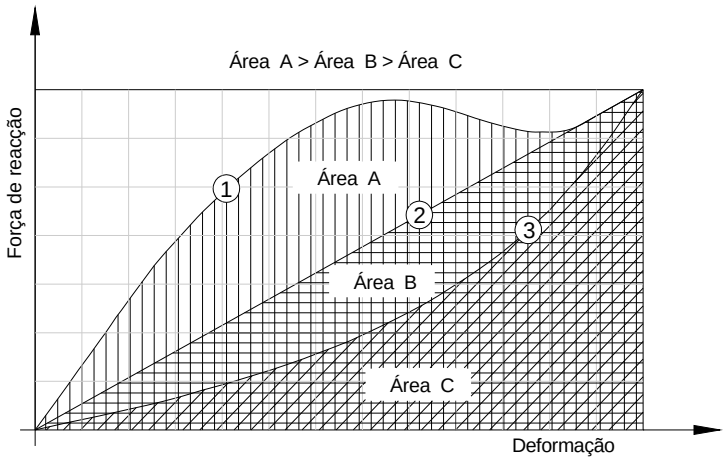


Figura 2.17 – Análise comparativa de três sistemas de defensas:
igual força de reacção e deformação (adaptado de USACE, 2005).

Se a análise comparativa dos três tipos de sistemas for agora realizada sob o ponto de vista da força de reacção desenvolvida na defensa para uma dada capacidade de absorção de energia, Figura 2.18, pode verificar-se que as defensas do tipo (3) são as mais flexíveis. Uma vez que estas defensas apresentam uma razoável capacidade de absorção de energia para forças de reacção inferiores às de projecto, são particularmente adequadas para estruturas de acostagem destinadas a uma gama alargada de navios, uma vez que apresentarão uma deformação relativamente significativa, mesmo quando são submetidas a pequenos impactos de acostagem. A gama de navios que se prevê virem a usar o cais é, assim, um critério importante de selecção (navios da mesma classe *versus* uma grande variedade de navios).

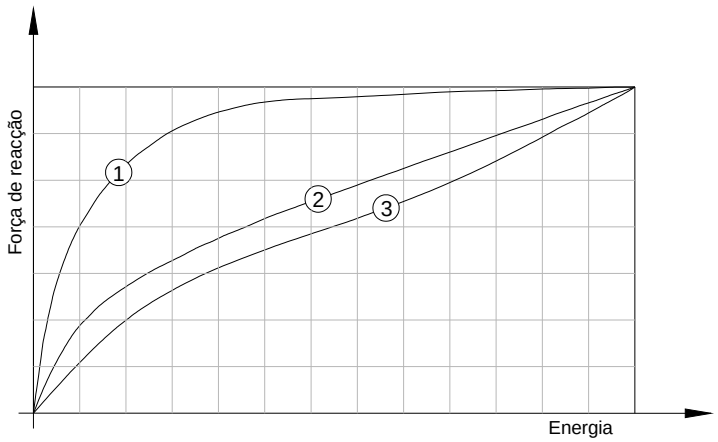


Figura 2.18 – Análise comparativa de três sistemas de defensas: força de reacção *versus* energia absorvida (adaptado de USACE, 2005).

O tipo, as dimensões e a forma do costado do navio são também factores determinantes no processo de selecção de um sistema de defensas. Com efeito, a manobra de acostagem de navios com um grande ângulo de *flare* (e.g. navios porta-contentores modernos) é problemática para muitos desses sistemas, requerendo uma atenção especial durante a fase de concepção e de projecto. Nestas situações, o risco de contacto entre o navio e o cais é mais elevado, bem como a possibilidade de sobre-tensionamento de alguns componentes da defensa, Figura 2.19. Além disso, poderá ocorrer uma redução considerável da capacidade de absorção de energia da defensa (compressão angular), assim como a aplicação de forças concentradas no costado do navio. Importa acrescentar que é geralmente difícil estabelecer uma relação entre o ângulo de acostagem, o ângulo de *flare* do casco do navio e o desempenho do sistema de defensas quando submetido a uma compressão angular, Yamase e Ueda, 2007.

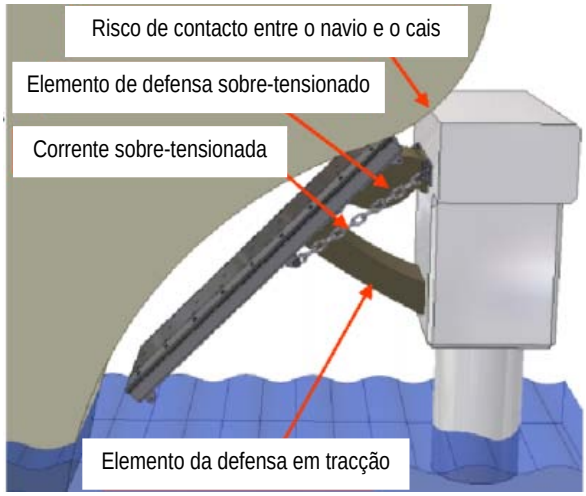


Figura 2.19 – Contacto do navio com a defensa durante a acostagem (adaptado de Metso Minerals, 2004).

Com efeito, em terminais para navios porta-contentores os problemas relacionados com os sistemas de defensas são mais frequentes do que em terminais para petroleiros e navios transportadores de LNG e LPG, Yamase *et al.*, 2006. Segundo os autores, esta situação é explicada não apenas pela configuração particular do costado dos navio porta-contentores, mas também pelo facto de as empresas que operam nessa área de negócio procurarem minimizar o tempo de permanência do navio no porto por razões

económicas, dando menor importância ao controlo da velocidade de aproximação do navio ao cais e do ângulo de acostagem, Yamase e Ueda, 2007.

Nas situações em que se prevê a utilização da estrutura de acostagem por navios que apresentam um rebordo saliente no costado (*hull belting*), devem ser usados painéis frontais com um recorte superior ou, em alternativa, painéis com uma altura capaz de abranger os níveis máximos e mínimos desse rebordo. O objectivo é evitar que o rebordo do navio toque o painel frontal superior ou inferiormente, quando se movimenta segundo a direcção vertical. Em condições normais, o rebordo saliente do navio aplicará uma força linear no painel frontal da defensa, que deverá estar dimensionado para a suportar.

O desempenho do sistema de acostagem é influenciado pelas características do impacto do navio. Se na sequência de um impacto a defensa for comprimida obliquamente, a sua capacidade de absorção de energia reduz-se. A grandeza dessa redução depende do ângulo de compressão e do tipo de defensa instalada. Além disso, todas as singularidades existentes no casco dos navios que se prevê virem a usar o cais devem ser tidas em atenção (presença de rampas, ganchos, rebordos salientes, etc.), na medida em que condicionam a interface de contacto do navio com a superfície frontal do sistema de defensas e, naturalmente, a repartição de esforços e a capacidade desse sistema trabalhar de forma eficiente.

Uma distribuição incorrecta dos esforços de acostagem pelo sistema de defensas pode conduzir a uma deformação excessiva de alguns dos seus elementos constituintes. Por seu turno, essas deformações podem originar um importante aumento da temperatura interna da defensa. Quando esta é submetida, continuamente, a vários ciclos de carga-descarga, o calor desenvolvido na deformação da defensa pode originar a sua rotura prematura, Metso Minerals, 2004.

O sistema de defensas deverá funcionar de forma eficiente e segura seja qual for o nível de água que se observe, num determinado momento, no local de implantação do cais. O posicionamento do navio em relação ao cais é também modificado durante as operações de movimentação de carga. Assim, o processo de selecção e de dimensionamento desse sistema deverá ter em atenção a gama de navios que se prevê virem a utilizar o cais, quer na condição de carregamento máximo, quer em lastro, bem como os diferentes níveis de água que possam ocorrer no local. Os sistemas de defensas do tipo flutuante são especialmente indicados para locais com grandes amplitudes de maré.

As condições de exposição do terminal portuário são também um factor a ter em conta. Quando a estrutura de acostagem está exposta a acções importantes da agitação marítima, das correntes e do vento (isoladamente ou em conjunto), o processo de selecção e de dimensionamento do sistema de defensas pode ser mais condicionado pelas condições do navio durante o período de tempo em que permanece amarrado, do que pelas condições de acostagem, USACE, 2005.

A componente tangencial das forças aplicadas no sistema de acostagem está intimamente relacionada com o coeficiente de atrito na interface desse sistema com o costado do navio. Durante as manobras de acostagem em que o movimento do navio, na aproximação ao cais, tem uma componente importante segundo o modo de avanço ou de balanço, a existência de um coeficiente de atrito elevado na interface referida pode originar forças tangenciais significativas, condicionado o dimensionamento do sistema de acostagem. Essas forças tangenciais são prejudiciais para o desempenho do sistema de defensas, e podem aumentar os custos da estrutura de acostagem, uma vez que esta terá de ser dimensionada para resistir a esses esforços.

Como já foi referido anteriormente, alguns sistemas de defensas apresentam uma fraca resistência a esforços tangenciais. Este tipo de sistemas é frequentemente utilizado em composições que incluem um painel frontal protector de baixo atrito e um conjunto de correntes de suporte. Estas correntes permitem reduzir os esforços de corte transmitidos à defensa, nomeadamente os resultantes do peso do

painel frontal e das forças de atrito geradas na interface do navio com o painel frontal, e uma melhoria do desempenho da defensa, na medida em que condicionam a sua geometria de deformação.

No processo de selecção de um sistema de defensas devem também ser devidamente ponderados os seguintes aspectos: durabilidade, devido à agressividade do ambiente marítimo; resistência aos raios UV, à abrasão e ao desgaste; reflectividade (ver secção 2.3.2.4); facilidade de instalação, manutenção, reparação e substituição em caso de acidente; condições da garantia e programa de testes propostos; período de vida útil; avaliação global dos custos envolvidos, tendo em conta, não apenas o sistema de defensas, mas também a estrutura de acostagem (incluindo construção/instalação, manutenção e reparação); possibilidade de recorrer a soluções mais tradicionais, com desempenho comprovado nas condições de utilização previstas; frequência das operações de acostagem; características da manobra de acostagem; entre outros.

2.3.2.6. Métodos de dimensionamento

As forças desenvolvidas na interacção entre o navio e a estrutura de acostagem podem ser divididas em forças de impacto, com uma direcção normal ao paramento de acostagem, e em forças de atrito, com uma direcção paralela a esse paramento. Como já foi referido anteriormente, os sistemas de defensas são utilizados com a finalidade de transformarem a energia cinética associada ao movimento do navio, em forças de reacção que a estrutura de acostagem e o próprio costado do navio possam suportar em segurança.

Os esforços a que os sistemas de defensas são submetidos durante a manobra de acostagem e após a amarração do navio são influenciados por diversos factores, nomeadamente: características do navio (geometria, rigidez do casco, deslocamento); configuração da estrutura de acostagem; características mecânicas da defensa; velocidade de aproximação do navio na manobra de acostagem; forças exercidas pelos rebocadores, ventos, correntes e agitação marítima; características da manobra de acostagem, profundidade de água abaixo da quilha, entre outros. Nesta secção são apresentadas, sumariamente, as principais metodologias utilizadas na determinação da energia de dimensionamento dos sistemas de defensas, nomeadamente:

- o método determinista;
- os métodos empíricos;
- os métodos estatísticos;
- os estudos em modelo físico;
- as simulações com modelos numéricos.

Com base na estimativa da quantidade de energia a absorver pelo sistema de defensas, e tendo por base os critérios de selecção apresentados na secção 2.3.2.5, a força de reacção que será transmitida à estrutura de acostagem poderá ser determinada a partir das curvas de desempenho apresentadas em catálogos de fabricantes. Importa acrescentar que, como se referiu na secção 2.3.2.2, as características de desempenho dos diferentes tipos de defensas são influenciadas por vários factores externos. Alguns fabricantes, por exemplo, referem que para a curva de 'força de reacção-deformação' da defensa se deverá considerar uma tolerância de ±10%. Nestas situações, a capacidade de absorção de energia da defensa deverá ser reduzida em 10%, e a força de reacção transmitida à estrutura de acostagem deverá ser aumentada 10%, USACE, 2005.

A velocidade de compressão da defensa pode afectar, significativamente, a sua curva de desempenho. Assim, a análise comparativa de defensas produzidas por diferentes fabricantes deverá ter sempre esse factor em consideração, USACE, 2005. Como se referiu anteriormente, PIANC, 2002, apresenta linhas de orientação para a realização de testes de verificação do desempenho de defensas.

Condições gerais para a instalação de sistemas de defensas, bem como os espaçamentos que devem ser adoptados entre as unidades que constituem esses sistemas, podem ser encontrados, por exemplo, em ROM 0.2, 1990, PIANC, 2002, e Thoresen, 2003.

Método determinista ou método da energia cinética

O método determinista é o mais antigo e o mais correntemente usado no dimensionamento de sistemas de defensas, PIANC, 2002. Com efeito, este método foi adoptado por várias normas e recomendações internacionais, encontrando-se descrito, em detalhe, em Rita, 1984, Veloso Gomes, 1988, ROM 0.2, 1990, EAU, 1996, PIANC, 2002, Thoresen, 2003 e USACE, 2005. O sucesso deste método deverá estar relacionado com a facilidade da sua aplicação, especialmente quando são desconhecidos (ou mesmo inexistentes) dados de base sobre algumas das variáveis imprescindíveis à aplicação de metodologias mais complexas.

O método determinista baseia-se no princípio de que a energia cinética associada ao movimento do navio, em manobra de acostagem, no momento imediatamente anterior ao seu primeiro contacto com o cais, será absorvida, essencialmente, por essa estrutura, e em particular pela defensa (ou sistema de defensas) instalada. Admitindo que o movimento do navio nessa manobra é uma translação sem rotação, e que a aproximação é realizada segundo uma direcção praticante coincidente com a normal ao cais, a energia cinética do navio pode ser determinada através de,

$$E = \frac{1}{2}\, C_m\, M\, V_b^2 \tag{2.2}$$

em que E representa a energia cinética associada ao movimento do navio (kN.m), C_m o coeficiente de massa adicionada (adimensional), M a massa do navio de projecto (t) e V_b a componente normal à frente de acostagem da velocidade de aproximação do navio ao cais (m/s). A manobra de aproximação referida é muito frequente, especialmente quando se trata da acostagem de navios de grande porte com o auxílio de rebocadores.

A massa do navio de projecto a utilizar na Equação (2.2) deverá ser a que corresponde a um nível de confiança[5] de 95%, PIANC, 2002. Regra geral, considera-se o navio de maior deslocamento que poderá operar na estrutura de acostagem em estudo, tendo em consideração as suas condições de exploração e admitindo que esse navio se encontra numa condição de carregamento máximo. Esta condição é, em geral, a mais desfavorável para o dimensionamento, Thoresen, 2003.

A velocidade de aproximação, V_b, é definida como a velocidade do navio no momento imediatamente anterior ao primeiro contacto com o sistema de defensas, medida na direcção perpendicular à estrutura de acostagem. Esta variável é função de vários factores e tem, como se depreende da Equação (2.2), uma grande influência no valor da energia cinética do navio. Regra geral, é também das variáveis mais difíceis de quantificar na prática, não apenas pela escassez de medições no protótipo (em quantidade e qualidade), mas também devido à sua dependência das condições locais e do que é designado como 'factor humano' (e.g. experiência do piloto, comunicação com/entre os rebocadores).

Na ausência de informação mais precisa, PIANC, 2002, apresenta um diagrama que permite a determinação de V_b (valores médios) em função do deslocamento do navio, do grau de dificuldade da manobra de acostagem e das condições de exposição do cais. Esse diagrama refere-se exclusivamente a manobras de acostagem realizadas com o auxílio de rebocadores. Nos casos em que essa manobra não é auxiliada por rebocadores, os valores referidos poderão aumentar consideravelmente, PIANC,

[5] Considera-se que essa publicação pretende fazer referência ao valor que só é excedido em 5% das ocorrências, embora tal não seja referido de forma explícita. Alternativamente poder-se-ia interpretar essa referência como correspondendo ao limite superior do intervalo de confiança associado a um nível de confiança de 95%.

2002. No entanto, não são indicados valores de referência. Esta norma recomenda também que o valor médio de V_b seja considerado como o correspondente a um nível de confiança de 50%.

As normas espanholas ROM 0.2, 1990, indicam também os valores de V_b a adoptar em cada situação, em função do deslocamento do navio de projecto (em situação de carga máxima), das condições locais do ambiente marítimo-portuário e do tipo de manobra de aproximação. Contrariamente a PIANC, 2002, estas normas caracterizam essas condições locais em função da velocidade média do vento e das correntes, e da altura de onda significativa, apresentando a informação sob forma gráfica, quer para manobras de acostagem auxiliadas por rebocadores, quer para manobras realizadas sem esse auxílio. São também apresentados valores indicativos das velocidades de aproximação do navio ao cais em manobras de acostagem realizadas em condições diferentes das consideradas no estabelecimento da Equação (2.2). Quando o navio não se encontra numa situação de carregamento máximo sugere-se um aumento de pelo menos 20% das velocidades de aproximação apresentadas, ROM 0.2, 1990.

Thoresen, 2003, apresenta também velocidades de aproximação do navio ao cais em manobras de acostagem realizadas sem o auxílio de rebocadores, para diferentes condições do meio-ambiente e graus de dificuldade da manobra, mas apenas para navios de pequeno e médio portes (até 20 000 t de deslocamento).

O coeficiente de massa adicionada, C_m, refere-se ao aumento da massa aparente do navio por efeito da massa de água que, situada na proximidade do contorno do seu casco, se desloca juntamente com este na manobra de acostagem, animada de uma certa aceleração. Ao longo dos anos foram propostas várias fórmulas para determinar este coeficiente que, nas acostagens em que o movimento do navio consiste basicamente numa translação transversal de pequena velocidade, e em profundidade de água reduzida, depende, essencialmente, das dimensões e da forma do casco do navio dentro de água, da folga abaixo da quilha, da direcção das correntes na área de acostagem, da velocidade de aproximação, e da influência do tipo e das características de rigidez da estrutura de acostagem na desaceleração do movimento do navio. ROM 0.2, 1990, Headland, 1992, PIANC, 2002 e Thoresen, 2003, apresentam várias fórmulas que permitem a determinação de C_m. Estas fórmulas foram estabelecidas com base em resultados de testes em modelo físico, medições no protótipo, ou ambos. Os valores usuais de C_m nas manobras de acostagem realizadas segundo a direcção transversal ao cais situam-se entre 1.3 e 2.0, ROM 0.2, 1990. Para manobras realizadas através de uma translação longitudinal, ROM 0.2, 1990, sugere a adopção de um valor de C_m igual a 1, enquanto PIANC, 2002, recomenda o valor de 1.1. Importa ainda acrescentar que este parâmetro é de difícil quantificação teórica.

A energia cinética associada ao movimento do navio em manobra, Equação (2.2), não é transferida na sua totalidade para o sistema de acostagem. Na ausência de deslocamento relativo entre a defensa (ou sistema de defensas) e o costado do navio, no momento em que se verifica a compressão máxima da defensa, e supondo que as forças externas a actuar no navio (e.g. devidas aos rebocadores, ao vento e a outras acções) são desprezáveis quando comparadas com a força de reacção desenvolvida no sistema de acostagem, a energia de dimensionamento da defensa pode ser obtida através de,

$$E_d = C_e\, C_g\, C_c\, C_s\, E \tag{2.3}$$

em que E_d representa a energia cinética a ser absorvida pelo sistema de acostagem, C_e o coeficiente de excentricidade, C_g o coeficiente geométrico do navio, C_C o coeficiente de configuração da estrutura de acostagem e C_S o coeficiente de rigidez relativa do casco do navio.

O coeficiente de excentricidade está relacionado com a fracção da energia cinética que é dissipada na manobra de acostagem, quando o ponto de contacto com o sistema de acostagem não coincide com o centro de gravidade do navio. Nestas condições, o navio tenderá a rodar em torno desse ponto de

contacto, dissipando parte da sua energia cinética. No cálculo de C_e são consideradas as características da manobra de acostagem (especialmente o ângulo de acostagem) e do navio de projecto.

Para incluir no método determinista a influência da curvatura do casco do navio no ponto de contacto com o sistema de defensas, ROM 0.2, 1990, introduziu na Equação (2.3) o coeficiente geométrico do navio. A influência deste coeficiente no valor da energia cinética a absorver pelo sistema de acostagem é mínima, uma vez que toma o valor de 0.95 quando o ponto de contacto se situa numa parte curva do costado e o valor de 1.0 quando se situa numa parte plana.

A configuração da estrutura de acostagem pode conduzir à formação de uma "almofada" de água entre o costado do navio e o paramento frontal do cais, com capacidade para absorver uma parte da energia cinética associada ao navio em manobra de acostagem, reduzindo a fracção dessa energia a absorver pelo sistema de acostagem. O coeficiente de configuração da estrutura de acostagem contabiliza esse efeito no cálculo da energia de dimensionamento do sistema de acostagem, e é função da configuração da estrutura de acostagem, da velocidade e do ângulo de acostagem do navio, da folga abaixo da quilha, da configuração geométrica do casco do navio, e da folga entre o costado do navio e a estrutura de acostagem. Este coeficiente toma valores geralmente próximos da unidade. ROM 0.2, 1990, e PIANC, 2002, apresentam os valores a utilizar em diferentes situações. Para ângulos de acostagem superiores a 5º o efeito de "tamponagem" desaparece e C_C toma o valor de 1, PIANC, 2002.

O coeficiente de rigidez relativa do casco do navio, C_S, contabiliza a fracção da energia cinética que é dispendida na deformação elástica do costado do navio por efeito das forças de pressão exercidas no contacto com a defensa. O valor deste coeficiente está assim dependente da relação entre a rigidez do sistema de acostagem (defensa e estrutura de acostagem) e a rigidez do casco do navio. Na maioria das situações, a contribuição da deformação do casco para a absorção da energia de acostagem do navio é mínima. Tendo em conta o referido e, por questões de segurança, C_S toma habitualmente o valor de 1.

A Equação (2.3) permite determinar a energia cinética de dimensionamento do sistema de acostagem em condições normais. No entanto, a manobra de acostagem do navio poderá não ser sempre realizada nessas condições, devendo o sistema de acostagem ter uma capacidade de absorção de energia de reserva para atender a situações anormais, relacionadas com manobras mal realizadas, condições do ambiente marítimo especialmente adversas, ou acidentes, PIANC, 2002. A energia cinética a absorver pelo sistema de acostagem em condições anormais, $E_{d,a}$, é dada por,

$$E_{d,a} = C_a \, E_d \tag{2.4}$$

A escolha do coeficiente de impacto anormal, C_a, deve ter em atenção: as consequências que a rotura de uma defensa teria nas condições de operacionalidade do cais e a frequência de utilização do mesmo, o valor da velocidade de aproximação do navio considerada na determinação de E, Equação (2.2), a vulnerabilidade da estrutura de suporte da defensa, a gama de navios que irá utilizar o cais e o tipo de cargas movimentadas. PIANC, 2002, refere que, à excepção de situações extraordinárias devidamente fundamentadas, este coeficiente deve ser superior a 1.1 e inferior a 2. PIANC, 2002, e Thoresen, 2003, apresentam valores de referência do coeficiente de impacto anormal para diferentes tipos de navios.

Importa ainda acrescentar que as forças de reacção da defensa que resultam de impactos do navio de natureza anormal devem ser tidas em conta no dimensionamento da estrutura de suporte. Com efeito, PIANC, 2002, recomenda a verificação da estabilidade dessa estrutura para forças substancialmente maiores (duas a três vezes) do que aquelas que resultam desses impactos anormais, dependendo das consequências que os estragos nessa estrutura possam originar. O princípio da rotura progressiva deve também ser implementado, para assegurar que os elementos mais baratos e mais fáceis de reparar são os primeiros a falhar.

Como se referiu anteriormente, o método determinista é o mais frequentemente usado na determinação da energia de dimensionamento de sistemas de acostagem. Importa acrescentar que neste método toda a complexidade inerente, quer à interacção hidrodinâmica entre o navio e o fluido envolvente durante a manobra de acostagem, quer à interacção mecânica com a própria estrutura de acostagem, é reduzida a uma noção simples: o sistema de acostagem deverá ser dimensionado para absorver uma fracção da energia cinética associada ao movimento do navio no momento do impacto.

Por outro lado, os coeficientes apresentados na Equação (2.3) não expressam a influência de todos os factores que determinam a parcela da energia cinética que é absorvida pelo sistema de acostagem, no momento do impacto do navio, mas apenas daqueles que se acredita serem os mais importantes, Rita, 1984. Além disso, a forma como os coeficientes C_S e C_C são avaliados não tem base científica, sendo apenas uma tentativa de quantificar dois fenómenos que se acredita terem influência no valor da energia de dimensionamento do sistema de acostagem. No entanto, a realidade é bem mais complexa, como se mostra, de seguida, para o caso do coeficiente de configuração da estrutura de acostagem.

Uma estrutura de acostagem pode apresentar um paramento frontal aberto ou fechado. No primeiro caso, a interferência da estrutura com o escoamento e com os campos de pressões em torno do navio durante a manobra de acostagem (ou depois de amarrado) é praticamente desprezável, enquanto no segundo caso, essa estrutura pode ter uma influência significativa nos fenómenos hidrodinâmicos em torno do navio, dificultando o tratamento do problema, Fontijn, 1988a. Assim, um navio em manobra de acostagem, movendo-se lateralmente em direcção ao cais, arrasta consigo (à sua frente) um campo de pressões positivo, cuja importância é proporcional à elevação do nível da água originada. Quando a estrutura de acostagem tem um paramento frontal fechado, o campo de pressões gerado é reflectido pela estrutura, e o nível de água na região entre o navio e o cais tenderá a aumentar à medida que a distância entre ambos diminui. Na fase de abrandamento do navio, e mesmo nos instantes após a sua imobilização, o escoamento que se continua a processar sob a quilha arrasta, consigo, parte da água contida na região entre o costado do navio e o cais, reduzindo, consequentemente, o nível da água nessa região. Este efeito, que tende a empurrar o navio contra o cais (i.e. defensas), opõe-se ao efeito amortecedor da "almofada" de água criada entre o navio e o cais na acostagem (ver explicação do C_C). Dada a complexidade dos fenómenos envolvidos, não se conhece à partida qual dos dois efeitos é dominante, justificando-se, em algumas situações, a realização de estudos detalhados, baseados na utilização de modelos físicos ou numéricos, Fontijn, 1988a. Os fenómenos referidos anteriormente, que apenas se fazem sentir de modo não desprezável nas manobras de acostagem laterais, perdem importância com o aumento do ângulo de aproximação do navio ao cais.

Importa ainda referir que nem sempre a situação mais condicionante para o dimensionamento do sistema de acostagem ocorre durante a manobra de acostagem do navio. Em locais muito expostos às condições adversas do ambiente marítimo, o navio amarrado poderá experimentar movimentos de grande amplitude, potencialmente condicionantes para o dimensionamento desse sistema. O método determinista não é também uma opção válida nas situações em que as forças exteriores actuando sobre o navio têm uma influência significativa na sua energia de acostagem. Nas situações referidas, ou quando se torne necessário realizar uma avaliação rigorosa da energia de dimensionamento do sistema de acostagem, deverá recorrer-se a métodos mais sofisticados de análise, PIANC, 2002.

Métodos empíricos

Como foi referido anteriormente, no método determinista[6], a velocidade de aproximação do navio é, simultaneamente, a variável que mais influência tem na determinação da energia de dimensionamento

[6] Também designado como método teórico por alguns autores.

do sistema de acostagem e a de mais difícil quantificação na prática. Tendo por base o referido, e a subjectividade de que se reveste a avaliação de alguns dos coeficientes utilizados nesse método, alguns autores propuseram equações empíricas simples para a determinação da energia de dimensionamento do sistema de acostagem.

A fórmula de *Girgrah*, apresentada em Rita, 1984, e em Thoresen, 2003, permite determinar a energia cinética máxima a absorver pelo sistema de acostagem (kN.m) com base apenas no único factor que é geralmente conhecido - o deslocamento do navio (t), M, através de,

$$E_d = \frac{10\,M}{120 + \sqrt{M}} \tag{2.5}$$

Ainda que devido à complexidade do problema em análise não se possam esperar resultados muito precisos, a aplicação da equação anterior permite, pelo menos, a obtenção expedita de uma ordem de grandeza da energia de dimensionamento do sistema de acostagem, razão pela qual é aqui apresentada.

Métodos estatísticos

O dimensionamento de sistemas de acostagem com base em métodos do tipo estatístico baseia-se, normalmente, em resultados de medições directas da energia absorvida por estes sistemas durante a manobra de acostagem do navio (no protótipo). Por este motivo, os métodos estatísticos incluem, automaticamente, o efeito de todos os factores que determinam a energia a absorver pelo sistema de acostagem (e.g. velocidade de aproximação, coeficiente de excentricidade, factores humanos).

Tendo em conta a natureza estatística da variável energia de acostagem, é importante ter presente que, independentemente do valor de dimensionamento definido para essa variável, existe sempre o risco de este ser excedido. Assim, uma das filosofias associadas a este tipo de abordagem é a determinação do nível de risco que se poderá considerar aceitável no problema em análise, que poderá envolver uma análise de custo – benefício, Tryde e Svendsen, 1988.

Apesar das vantagens referidas e da sua fácil aplicação, a fiabilidade dos métodos estatísticos está sempre dependente do número de medições realizadas em condições semelhantes às de projecto. Esta particularidade torna-se especialmente condicionante quando se procura utilizar este tipo de métodos no dimensionamento de novos terminais portuários, a menos que as condições locais sejam (muito) próximas daquelas em que as medições das energias de acostagem disponíveis foram realizadas, Rita, 1984. De facto, estes métodos estão intimamente ligados às condições locais, nomeadamente, ao tipo e ao *layout* do sistema de acostagem, às características dos navios que utilizam o cais, entre outros, USACE, 2005.

O dimensionamento de sistemas de acostagem para terminais portuários ainda em fase de projecto, a partir de dados medidos noutros locais, obriga ao conhecimento do modo como os factores locais, isto é, as condições do ambiente marítimo-portuário e operacionais, influem nas propriedades estatísticas das distribuições da energia absorvida pelo sistema de acostagem (Tryde e Svendsen, 1988; ROM 0.2, 1990). Esta informação é obtida correlacionando as medições das energias absorvidas com os valores de algumas variáveis consideradas relevantes, nomeadamente: o deslocamento do navio, a velocidade e a direcção das correntes e do vento, o recurso ao auxílio (ou não) de rebocadores, entre outros. Sobre este tema faz-se referência ao trabalho desenvolvido por Svendsen, 1970, e Tryde e Svendsen, 1988. O primeiro baseou-se em resultados de 750 manobras de acostagem em três terminais para petroleiros na Dinamarca, enquanto o segundo recorreu a medições da energia de acostagem efectuadas em vários portos europeus (Holanda, Dinamarca, Reino Unido, Suécia e Alemanha).

Embora com base em medições realizadas em apenas três terminais para petroleiros, Svendsen, 1970, analisou, de uma forma sistemática, a relação entre as energias absorvidas pelo sistema de acostagem e algumas variáveis com influência na sua grandeza. Assim, as energias de acostagem registadas foram correlacionadas com o deslocamento do navio (incluindo uma análise por classes de deslocamento) e o seu estado de carga, a direcção e a velocidade da corrente, o tipo de manobra de acostagem (estibordo ou bombordo), o número de rebocadores utilizados para auxiliar a manobra, a direcção e a velocidade do vento, e o posicionamento de cada defensa no cais.

Nesse trabalho Svendsen chama a atenção para a influência que o factor humano pode ter na grandeza da energia absorvida pelo sistema de acostagem, realçando as vantagens decorrentes da aplicação de métodos estatísticos, baseados em resultados de medições da energia de acostagem, na medida em que consideram, de forma directa e automática, esse factor. A considerável dispersão da variável 'energia de acostagem' em manobras realizadas em condições idênticas (i.e. pelo mesmo piloto, no mesmo cais, sem o auxílio de rebocadores, com o mesmo navio, sensivelmente na mesma condição de carga, e para condições meteorológicas e oceanográficas semelhantes) é, na opinião do autor, uma confirmação da importância desse factor humano. Na mesma linha, Yamase e Ueda, 2007, referem que embora o nível de abrigo do porto e as características das instalações portuárias sejam importantes, é o factor humano que mais influencia a operação de acostagem do navio.

Svendsen, 1970, concluiu também que algumas variações estatísticas anormais da variável 'energia de acostagem' deveriam resultar daquilo que designou como factor humano. De facto, o autor verificou que a energia absorvida pelo sistema de acostagem não aumentava monotonamente com o porte do navio, mas antes exibia um máximo local para navios de porte intermédio (i.e. com um deslocamento de cerca de 60 a 70% do deslocamento dos navios de maior porte), que se tornava mais claro quando se consideravam, apenas, as energias de acostagem com uma frequência de excedência mais baixa. A hipótese sugerida para a explicação destes resultados é a de que um piloto experiente, que já realizou muitas manobras bem sucedidas com os navios de maior porte que utilizam o cais, quando é chamado a pilotar navios de porte intermédio, reduz os cuidados e as precauções que tem quando acosta os primeiros, porque sabe, intuitivamente, que a estrutura de acostagem é capaz de suportar velocidades de aproximação maiores desses navios de menor porte. O trabalho realizado por Svendsen, 1970, mostra outras tendências, algumas contra-intuitivas, que realçam a influência do factor humano e das condições locais, na energia absorvida pelo sistema de acostagem.

Caso se disponha de registos de energias de acostagem fiáveis, medidos em condições idênticas às de projecto e em número suficiente, podem utilizar-se métodos estatísticos na determinação da energia de dimensionamento do sistema de acostagem. Cada um dos registos deverá estar associado às condições do ambiente marítimo e operacionais em que foi adquirido. O ajuste dos dados observados a uma função clássica de distribuição estatística (distribuição log-normal, *Gumbel*), permite extrapolar a informação disponível para períodos de tempo superiores aos dos registos dos dados, ROM 0.2, 1990. Regra geral, nesse ajuste são só considerados os dados correspondentes aos navios pertencentes à classe dos que são previstos no projecto em estudo. Nesta análise são previamente eliminados os valores que originem dispersões significativas (e.g. impactos extraordinários devidos a falha humana e à perda de controlo do navio). Deste modo, a análise é centrada apenas nas energias absorvidas pelo sistema de acostagem em condições normais, obtendo-se um "regime de acostagens", que permite estimar, por extrapolação, a energia de acostagem, ou a força de impacto, características. As normas ROM 0.2, 1990, adoptam como energia de acostagem característica, em condições normais de operação, aquela cujo período de retorno, ou frequência média de ocorrência, é igual à vida útil da estrutura em projecto.

Os métodos estatísticos podem ser complementados com estudos em modelo físico ou numérico e, eventualmente, utilizados em associação com modelos de simulação da manobrabilidade do navio. As

normas ROM 0.2, 1990, sugerem a utilização do método determinista apenas nas situações em que se torne inviável a aplicação do método estatístico e na falta de estudos em modelo.

Com o objectivo de sistematizar a aplicação da abordagem estatística ao problema da determinação da energia de dimensionamento do sistema de acostagem, Tryde e Svendsen, 1988, dividiram os registos de energias de acostagem disponíveis[7] em três grupos, tendo em conta as condições de exposição dos terminais portuários (o grau de abrigo e o regime de correntes) em que foram obtidos, Quadro 2.3. O pressuposto de base era o de que a manobra de navios do mesmo tamanho deveria ser realizada em condições semelhantes nos terminais pertencentes à mesma classe de exposição. Para cada uma dessas classes, as energias de acostagem foram representadas, graficamente, em função do deslocamento do navio. Os autores determinaram também as expressões analíticas associadas às energias de acostagem com uma probabilidade de excedência de 50% e 5%. As expressões obtidas têm a forma,

$$E_{d,\alpha} = A\, M^b \tag{2.6}$$

em que $E_{d,\alpha}$ representa a energia de acostagem cuja probabilidade de excedência é de α% (kN.m), M o deslocamento do navio (t), enquanto A e b são parâmetros que traduzem as condições de exposição do terminal portuário, Quadro 2.3.

Quadro 2.3 – Parâmetros da Equação (2.6) para cada uma das classes de exposição consideradas.

Exposição do terminal	α = 50%		α = 5%	
	A	b	A	b
A. Terminais abrigados, sem correntes ou agitação marítima significativas. Manobras de acostagem auxiliadas por um número adequado de rebocadores.	0.2120	0.50	3.900	0.37
B. Terminais abrigados da agitação marítima mas expostos a correntes moderadas com velocidades até 1 a 2 m/s, com uma direcção paralela ao cais.	0.0390	0.70	0.153	0.70
C. Terminais abrigados mas expostos a correntes com direcções significativamente diferentes da orientação do cais.	0.00043	1.20	0.061	0.90

Uma vez que as expressões analíticas apresentadas foram determinadas com base em registos obtidos num número limitado de locais (terminais portuários), podem apenas traduzir, qualitativamente, a realidade noutros locais, Tryde e Svendsen, 1988. Por esse motivo, os autores referem que as estimativas apresentadas se deverão modificar com a incorporação de resultados de novas medições.

O risco de um determinado valor de E_d ser excedido pelo menos uma vez em N acostagens poderá ser determinado através de,

$$R_N = 1 - e^{-\frac{N}{T}} \tag{2.7}$$

em que T representa o período de retorno associado ao valor de E_d escolhido e pode ser determinado através de,

$$T(E_d) = \frac{1}{P(E_d)} \tag{2.8}$$

em que $P(E_d)$ representa a probabilidade de E_d ser excedida.

[7] Cerca de 5000 registos, correspondentes a medições efectuadas em nove terminais portuários.

Jahren e Jones, 1996, apresentam um coeficiente de acostagem experimental, que é estimado a partir de resultados de medições no protótipo da velocidade de aproximação do navio, segundo a direcção perpendicular ao cais, V_b, e da energia cinética absorvida pelo sistema de acostagem, E_b. Esta energia foi calculada a partir da deformação sofrida pelo sistema de acostagem instalado. As medições foram realizadas num terminal *ferry*. O coeficiente de acostagem experimental, C_{exp}, é dado por,

$$C_{exp} = \frac{E_b}{\frac{1}{2} M V_b^2} \tag{2.9}$$

Este coeficiente tem em conta, portanto, a influência da massa adicionada do navio, da excentricidade do impacto de acostagem, da geometria do casco do navio, da configuração da estrutura de acostagem e da rigidez do sistema de acostagem. O coeficiente de acostagem experimental é ainda influenciado pelas forças de impulso resultantes do sistema propulsor dos navios e por factores relacionados com a forma como as medições foram conduzidas no protótipo.

A aceitação que o método determinista ainda possui actualmente, tem conduzido ao desenvolvimento de novas metodologias, que procuram determinar a probabilidade de rotura do sistema de acostagem (em particular da defensa ou do sistema de defensas) através de métodos estatísticos, tratando alguns dos coeficientes e das variáveis das Equações (2.1), (2.2) e (2.3) como variáveis aleatórias. Este tipo de abordagem ao problema é aplicado a sistemas de acostagem para navios do tipo porta-contentores em Ueda *et al.*, 2001, e Yamase e Ueda, 2007, e para navios de carga geral em Ueda *et al.*, 2002. Este tipo de métodos tem particular interesse na conjuntura actual, que se caracteriza por um crescente aumento das dimensões e da capacidade de transporte dos navios, e em que se torna necessário avaliar a adequação dos terminais e dos sistemas de acostagem existentes às exigências que estes colocam.

Os sistemas de defensas devem ser dimensionados de forma a que a energia transmitida pelo navio na acostagem não ultrapasse a sua capacidade de absorção de energia. No entanto, como algumas das variáveis que intervêm nesse dimensionamento têm uma natureza que se poderá considerar aleatória, existe a possibilidade de a energia de acostagem do navio exceder a capacidade desses sistemas. O método proposto por Ueda *et al.*, 2001 e 2002, compreende as seguintes fases:

1. Análise da distribuição em frequência da variável 'peso bruto do navio' por classes e ajuste de uma função de densidade de probabilidade a esses dados (distribuição log-normal). Nesta análise são considerados os navios que utilizam, ou irão utilizar, o terminal portuário em estudo;
2. Estabelecimento da relação entre a variável 'peso bruto do navio' e as seguintes variáveis aleatórias: deslocamento do navio, M; velocidade de aproximação, V_b; coeficiente de massa adicionada, C_m; e coeficiente de excentricidade, C_e. Esta análise é baseada em resultados de medições no protótipo, e em fórmulas de regressão ou dados existentes. As relações entre as variáveis são determinadas para diferentes níveis de confiança (e.g. 50, 75, 90 e 95%);
3. Avaliação do factor de defensa, Z, que neste contexto corresponde ao quociente entre a capacidade real (efectiva) de absorção de energia da defensa, E_r, e o valor apresentado no catálogo, E_{cat};
4. Determinação da energia de dimensionamento da defensa, E_d, através do método determinista, e considerando para as variáveis que intervêm nesse método os valores correspondentes aos níveis de confiança habituais (e.g. Ueda *et al.*, 2001, consideraram para as variáveis M, C_e e C_m um nível de confiança de 75%, e para a variável V_b um nível de confiança de 95%);
5. A capacidade efectiva de absorção de energia da defensa é dada por,

$$E_r = Z\, E_{cat} > \gamma\, E_d \tag{2.10}$$

em que γ é um factor de segurança que majora a energia de dimensionamento da defensa.

6. Cálculo da energia de acostagem, E_S, para um determinado número de simulações numéricas (e.g. 10000 testes) realizadas por um método de *Monte Carlo*[8;9], tendo por base a caracterização estatística das variáveis que intervêm na determinação dessa energia (i.e. passos 1 a 3). Ou seja, com base na distribuição de probabilidades que foi ajustada à variável 'peso bruto do navio', são geradas entradas aleatoriamente. As restantes variáveis são definidas a partir dessas entradas, através da sua relação com o peso bruto do navio e da sua função de distribuição. Em cada teste a energia de acostagem é calculada pelo método determinista;
7. Comparação dos valores de E_r e E_S no final de cada teste. A contagem do número de vezes em que a energia de acostagem do navio, E_S, é superior à capacidade de absorção de energia da defensa, E_r, no conjunto dos testes realizados, permite determinar a probabilidade de excedência do valor de E_r considerado. A função que indica a ocorrência de rotura da defensa (ou do sistema de acostagem) é dada por,

$$G = E_r - E_S = Z\, E_{cat} - \frac{1}{2}\, M\, V_b^2\, C_m\, C_e \tag{2.11}$$

8. Se a probabilidade de excedência calculada no ponto anterior não corresponder ao valor pretendido, o factor de segurança, γ, deverá ser modificado, repetindo-se os passos 5 a 8. No final são obtidos o factor de segurança e a capacidade de absorção de energia efectiva do sistema de acostagem que satisfazem a probabilidade de excedência requerida.

Este método assume que, numa escala logarítmica natural, a relação entre o peso bruto do navio e as variáveis que influenciam a grandeza da sua energia de acostagem é linear, e que, para um dado peso bruto, as variáveis referidas se distribuem de acordo com uma lei de distribuição normal, Figura 2.20.

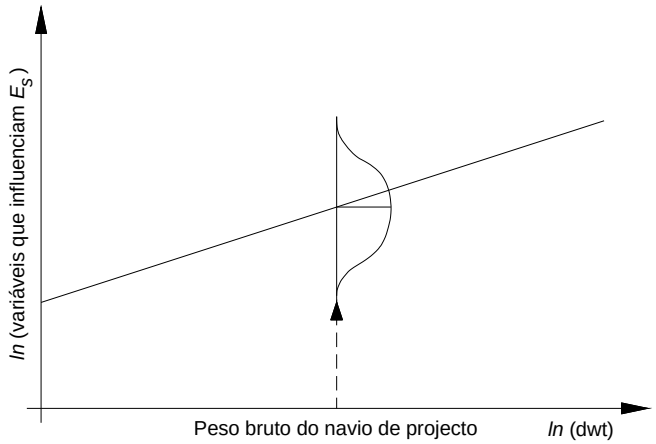


Figura 2.20 – Relação entre a variável 'peso bruto do navio' e as variáveis que influenciam a grandeza da sua energia de acostagem, Ueda *et al.*, 2002.

[8] Os métodos de *Monte Carlo* são uma classe de algoritmos que se baseia numa amostragem aleatória contínua para o cálculo de resultados. Estes métodos são adequados ao cálculo computacional pois recorrem à geração repetitiva de números aleatórios e pseudo-aleatórios, e tendem a ser usados quando é inviável, ou impossível, obter um resultado exacto com um algoritmo determinista. Além disso, os métodos de *Monte Carlo* são úteis na simulação de fenómenos com um grau de incerteza elevado associado aos dados de entrada.

[9] O método do momento de segunda ordem pode ser usado como alternativa aos de *Monte Carlo.* Estes métodos são utilizados por Ueda *et.al.*, 2002, no cálculo da probabilidade de a energia de acostagem do navio exceder a capacidade de absorção de energia do sistema de defensas, num terminal projectado para navios porta-contentores de 35 000 t de peso bruto. Tendo em conta as especificidades do problema, os autores concluíram que os métodos de *Monte Carlo* eram os mais adequados para o cálculo dessa probabilidade de excedência.

Yamase e Ueda, 2007, analisaram o dimensionamento dos sistemas de defensas instalados em dois terminais para navios porta-contentores, recorrendo a resultados de medições no protótipo e ao método estatístico apresentado anteriormente, e concluíram que o coeficiente de impacto anormal apresentado em PIANC, 2002, deverá estar mais relacionado com a probabilidade de excedência das condições de projecto, do que com a ocorrência de manobras de acostagem anormais.

A aplicação de métodos estatísticos requer, como foi referido anteriormente, uma caracterização estatística conveniente das diferentes variáveis que intervêm na determinação da energia de acostagem do navio. A velocidade de aproximação ao cais, sendo o factor que mais influi nessa energia, deverá merecer, portanto, um destaque especial.

De facto, as principais dificuldades associadas à aplicação de métodos estatísticos estão relacionadas com a necessidade de basear o estudo num número suficiente de medições fiáveis da variável 'energia de acostagem' (ou dos vários factores que a influenciam), e com a dependência dos resultados dessas medições das condições locais (e.g. ambiente marítimo-portuário, tipos de navios, características dos terminais portuários).

Os sistemas de apoio à manobra de acostagem do navio, de monitorização do seu comportamento depois de amarrado, e de monitorização das condições meteorológicas e oceanográficas (secção 2.6), podem contribuir, no futuro, para um aumento da fiabilidade e da aplicabilidade dos métodos estatísticos, ao permitirem a medição sistemática de algumas das principais variáveis que influenciam a energia de dimensionamento do sistema de acostagem (ou da própria energia de acostagem) e das condições do ambiente marítimo-portuário (e.g. agitação marítima, vento, correntes). No entanto, para que tal seja possível, será fundamental a disseminação do tipo de sistemas referidos, e uma estreita colaboração das autoridades portuárias e dos responsáveis pela exploração dos vários terminais com as instituições de investigação. Este tipo de medições no protótipo tem a vantagem de incluir, de forma automática, a influência do factor humano.

Refere-se, como exemplo, o trabalho desenvolvido por Yamase *et al.*, 2006, que procura suprimir a lacuna existente no que diz respeito a dados de base sobre as velocidades de aproximação e os ângulos de acostagem de navios porta-contentores (um sector em forte crescimento). A metodologia utilizada consistiu na utilização de 2 sensores laser para a medição continua da distância do navio ao cais, na fase final da manobra de acostagem. A direcção e velocidade do vento foram também monitorizadas.

Modelos numéricos

Os métodos de dimensionamento do sistema de acostagem apresentados até ao momento centraram-se, apenas, na manobra de acostagem do navio. No entanto, nem sempre a situação mais condicionante para esse dimensionamento ocorre durante a fase de acostagem. Em alguns casos, após a amarração ao cais, o navio é submetido a importantes acções do ambiente marítimo-portuário, que podem originar movimentos do navio de grande amplitude, potencialmente condicionantes para o dimensionamento do sistema de acostagem.

Actualmente, devido a condicionantes de várias naturezas, é relativamente frequente a construção de terminais portuários em locais expostos, por vezes sem qualquer protecção efectiva contra a acção da agitação marítima, do vento e das correntes. Neste contexto, os sistemas de acostagem têm de dar uma resposta satisfatória a exigências cada vez mais elevadas, PIANC, 2002. No processo de selecção e de dimensionamento do sistema de defensas mais adequado a essas condições locais adversas, pode ser importante avaliar com rigor, e por antecipação, a interacção entre o navio e o sistema de acostagem, não descuidando os (complexos) fenómenos hidrodinâmicos que lhe estão associados. Os modelos

numéricos possibilitam este tipo de abordagem ao problema, bem como a análise comparativa de um determinado número de alternativas num intervalo de tempo relativamente curto.

Assim, nas situações mais complexas, o sistema de defensas deve ser concebido e dimensionado tendo em atenção a existência de duas fases distintas: a fase da manobra de acostagem, em que a energia de dimensionamento do sistema de defensas depende, fundamentalmente, da massa do navio e da sua velocidade de aproximação; e a fase em que o navio se encontra amarrado ao cais, na qual os esforços aplicados no sistema de acostagem resultam dos movimentos que o navio experimenta, por exemplo, por acção da agitação marítima. Actualmente existem modelos numéricos que permitem analisar as duas fases referidas. Importa referir que a simulação numérica do comportamento de navios amarrados é apenas abordada, sumariamente, na secção 3.5.

A descrição da manobra de acostagem de um navio ao cais (de paramento frontal aberto ou fechado), bem como o cálculo das forças aplicadas no sistema de acostagem durante essa manobra, requerem uma abordagem no domínio do tempo, na qual a interacção do navio com o fluido envolvente seja considerada de forma apropriada, e as forças exteriores actuantes sejam tidas em consideração durante o período de tempo em análise, Fontijn, 1988b.

Os modelos de simulação da manobra de acostagem baseiam-se, usualmente, na função de resposta a impulso proposta por Cummins, 1962, que implica a linearidade da interacção entre o corpo flutuante e as ondas. Com base nesta abordagem, as equações do movimento do navio livre são resolvidas no domínio do tempo durante toda a manobra de acostagem, permitindo a determinação da energia e das forças transmitidas ao sistema de acostagem. A equação clássica que descreve o(s) movimento(s) do navio livre, $x(t)$, quando submetido a forças (ou momentos) externas, $f(t)$, é dada por,

$$(m + a)\,\ddot{x} + b\,\dot{x} + c\,x = f(t) \tag{2.12}$$

em que m representa a massa do navio (ou momento de inércia), a a massa adicionada (ou momento de inércia adicionado), b os coeficientes de amortecimento hidrodinâmico e c os coeficientes de restituição hidrostática. Este tipo de abordagem ao problema do dimensionamento do sistema de acostagem tem, portanto, em consideração a influência da profundidade de água nos coeficientes de massa adicionada e de amortecimento.

A aplicação de técnicas de resposta a impulso na determinação dos esforços de dimensionamento de sistemas de acostagem é apresentada, em detalhe, em Fontijn, 1988a e 1988b. O modelo numérico desenvolvido foi aplicado a um caso de estudo simplificado, que consistia na acostagem lateral de uma embarcação de forma prismática (i.e. sem velocidade de avanço) em estruturas de paramento frontal aberto e fechado, dotadas de uma defensa não-linear e sem amortecimento. Os testes foram realizados em águas pouco profundas e calmas (sem ondas), e incluíram impactos cêntricos e excêntricos. Apesar das simplificações introduzidas no modelo numérico, os resultados das várias simulações realizadas eram consistentes com os resultados obtidos por via experimental (modelo físico reduzido).

Headland, 1992, refere que apesar dos modelos baseados em funções de resposta a impulso terem sido validados, extensivamente, com resultados de testes em modelo físico reduzido, regra geral, ainda não são aplicados correntemente no dimensionamento de sistemas de acostagem. O autor considera que os principais obstáculos à utilização generalizada destes modelos são, não só a complexidade das técnicas usadas, mas também o facto de ainda não terem sido validados com resultados de medições realizadas no protótipo. Deste modo, Headland, 1992, comparou os resultados obtidos com um modelo baseado em funções de resposta a impulso com medições no protótipo, tendo concluído que a concordância era satisfatória para velocidades de acostagem baixas. No entanto, esse modelo sobrestimava a energia de acostagem e a força de reacção transmitida à estrutura quando as velocidades de aproximação do navio

eram mais elevadas. A verificação do modelo foi, portanto, apenas parcial. O autor coloca, no entanto, algumas reservas nos resultados do protótipo, nas acostagens do navio realizadas com velocidades de aproximação elevadas. Além disso, recomenda que sejam feitos maiores investimentos na realização de medições no protótipo, de modo a aumentar o nível de confiança nos métodos de dimensionamento dos sistemas de acostagem.

Embora os modelos numéricos mais rigorosos, baseados em análises por elementos finitos, apresentem maior precisão, são computacionalmente muito exigentes. Por outro lado, os modelos baseados em funções de resposta a impulso de sistemas linearizados têm mostrado uma precisão satisfatória, quando comparados com resultados de estudos experimentais, Rizos e Stehmeyer, 2004. Os modelos numéricos desenvolvidos por Rizos e Stehmeyer, 2004, e Neser e Ünsalan, 2006, recorrem a técnicas de resposta a impulso para simular, no domínio do tempo, a interacção do navio com o sistema de acostagem, na fase de aproximação, impacto e largada. Estes modelos permitem, portanto, determinar os esforços no sistema de acostagem e a respectiva deformação, e o comportamento do navio em manobra, tomando ainda em consideração a acção da agitação marítima, do vento e das correntes.

De acordo com Headland, 1992, as principais vantagens dos métodos baseados em funções de resposta a impulso são: a consideração das interacções hidrodinâmicas entre o navio em manobra e a massa de água envolvente de forma apropriada e sistemática, incluindo a massa adicionada e os coeficientes de amortecimento; a possibilidade de analisar e de dimensionar sistemas complexos de defensas com características não-lineares; e a sua adequação ao estudo de sistemas de acostagem localizados em profundidades de água reduzidas, nas quais os efeitos associados à massa adicionada são importantes. Adicionalmente, as necessidades ao nível computacional são modestas, Rizos e Stehmeyer, 2004.

Actualmente, em terminais portuários com condições locais particularmente difíceis, PIANC, 2002, recomenda a utilização de modelos numéricos sofisticados, que combinem, de uma forma integrada, a simulação da manobra de acostagem e a resposta do navio depois de amarrado. Tradicionalmente, o problema era abordado com dois modelos distintos. De acordo com PIANC, 2002, o módulo destinado à simulação da manobra de acostagem deverá incluir: as características de manobrabilidade do navio, que dependem da configuração do casco, do leme e dos sistemas de propulsão instalados (principais e laterais); a simulação, detalhada, da interacção entre o leme, os sistemas de propulsão e o casco do navio; os factores do ambiente local, tais como a profundidade da água, o vento, a agitação marítima e as correntes (variação espacial e temporal); a simulação detalhada da acção dos rebocadores de auxílio à manobra de acostagem; a reprodução do comportamento não-linear do sistema de defensas (reacção normal e forças tangenciais), incluindo os fenómenos de histerese e a determinação, no espaço *3D*, do ponto de contacto do costado do navio com o sistema de defensas; e a descrição detalhada da estrutura de acostagem e de todos os dispositivos de auxílio à manobra.

Da classe dos modelos numéricos mais sofisticados, faz-se referência ao que foi desenvolvido pelo *Naval Facilities Engineering Service Centre.* Este modelo permite determinar com precisão as forças de impacto do navio durante a manobra de acostagem, para o que recorre a uma abordagem baseada na mecânica dos fluidos computacional (CFM), acoplando um modelo *Reynolds-Averaged-Navier-Stokes* (RANS) com um modelo de simulação, no domínio do tempo, dos movimentos do navio segundo seis graus de liberdade e das forças aplicadas nas defensas, USACE, 2005. Este modelo foi verificado com resultados de testes em modelo físico e de medições no protótipo.

Estudo em modelo físico

O dimensionamento de sistemas de acostagem pode também ser realizado com base em resultados de estudos em modelo físico. Este método de dimensionamento requer a construção de um modelo físico

da estrutura de acostagem e do(s) navio(s) de projecto, assim como a existência de um laboratório de hidráulica bem equipado. O tempo necessário à realização do estudo é elevado comparativamente às alternativas já apresentadas. Os resultados obtidos podem, contudo, ser afectados por efeitos de escala, USACE, 2005, sendo a sua interpretação apoiada, muitas vezes, na experiência, Veloso Gomes, 2002. Os resultados dos estudos em modelo físico são usados, frequentemente, na validação e na verificação de outros métodos de dimensionamento.

2.3.3. CABOS DE AMARRAÇÃO

2.3.3.1. Introdução

A principal função dos cabos de amarração é, como o próprio nome indica, amarrar o navio à estrutura de acostagem, mantendo-o em condições de segurança. No entanto, isto não significa que o navio fique imóvel depois de amarrado, ou seja impedido de se movimentar, mas antes que a amplitude dos seus movimentos não ultrapassa os limites considerados admissíveis. Dos seis tipos de movimentos que o navio pode experimentar, apenas os que têm lugar no plano horizontal (i.e. o avanço, a deriva e a guinada), podem ser restringidos, de uma forma mais ou menos efectiva, com a amarração do navio ao cais.

Actualmente existe uma grande diversidade de cabos de amarração, que podem ser agrupados nas seguintes categorias: cabos de fibras naturais vegetais, cabos de fibras sintéticas convencionais, cabos de fibras sintéticas com módulo de elasticidade elevado, cabos híbridos, cabos de aço e cabos mistos (ou combinados). O tipo de cabo a utilizar em cada situação particular depende, essencialmente, do tipo e das dimensões do navio, do tipo de amarração, dos limites admissíveis para os movimentos do navio depois de amarrado, das forças de amarração, da existência de solicitações dinâmicas e da sua importância, da facilidade de manuseamento dos cabos, do nível de exposição do local de amarração às acções do meio ambiente e, obviamente, do seu custo. Regra geral, os navios do tipo petroleiro de grande porte são amarrados com cabos de aço, ou com cabos de aço com extremidades de amarração em poliamida, PIANC, 1995.

Os cabos de amarração do navio deformam-se por acção das forças que lhe são aplicadas, aumentando de comprimento. A energia armazenada nesses cabos é proporcional, quer à força aplicada, quer à deformação sofrida. Quando, por algum motivo, um cabo de amarração parte, essa energia é libertada de uma forma súbita e violenta. Após a rotura, as extremidades do cabo de amarração, impelidas pela energia libertada, movimentam-se atingindo, e destruindo, tudo o que encontrarem no seu caminho. Nesse movimento podem ferir, ou mesmo matar, qualquer pessoa que esteja na sua trajectória. Esta característica é comum a todos os cabos de amarração. No entanto, como os cabos de amarração sintéticos apresentam maior extensibilidade, para a mesma força aplicada a energia libertada é maior, tornando-se, portanto, mais perigosos, OCIMF, 2008.

O problema da amarração de navios é, por natureza, um problema de dinâmica, na medida em que envolve alterações do movimento do navio (corpo) por acção de forças que não estão em equilíbrio. Com efeito, é importante ter em atenção que as forças aplicadas nos cabos de amarração do navio são, essencialmente, o resultado de fenómenos dinâmicos, PIANC, 1995. Nesse sentido, Vasco Costa, 1978, sugere a adopção de critérios de selecção que tenham em linha de conta a variação do momento linear do navio ou da sua energia cinética, e não apenas a grandeza das solicitações aplicadas no navio (análise estática). Esta abordagem alternativa requer o conhecimento de características dos cabos de amarração que não se encontram, habitualmente, disponíveis, assim como um esforço adicional na caracterização das forças que actuam sobre o navio.

O número e as características dos cabos de amarração a bordo de um navio são especificados com base em regras estabelecidas por sociedades de classificação (PIANC, 1995 e Goda, 2000). Estes cabos destinam-se a manter o navio imóvel e em condições de segurança, de modo a facilitar a realização das operações de movimentação de carga, durante condições do ambiente marítimo-portuário normais. No entanto, esses cabos não deverão ser suficientemente resistentes para segurarem o navio quando este é sujeito a solicitações anormais (e.g. tempestades), o que explica a frequente rotura destes elementos nessas situações. Assim, embora os cabos de amarração sejam uma parte integrante do equipamento do navio, para fazer face a situações excepcionais, os operadores do terminal portuário podem fornecer cabos adicionais, de forma a dar resposta a necessidades pontuais do navio.

2.3.3.2. Materiais e características

A elasticidade e a extensibilidade encontram-se entre as características mais importantes dos cabos de amarração. Enquanto a primeira se refere à capacidade de o cabo recuperar o seu comprimento inicial após ter sido retirada uma força previamente aplicada, a segunda é uma medida da sua capacidade de sofrer variações de comprimento por aplicação de uma força, Vasco Costa, 1978. A extensibilidade representa, assim, o alongamento total de um cabo de amarração em resposta a uma força, incluindo quer a deformação elástica, quer a deformação por fluência[10], em proporções que dependem, quer da força aplicada, quer do intervalo de tempo em que é aplicada.

Elasticidade e extensibilidade são muitas vezes consideradas sinónimos quando aplicadas a cabos de amarração, embora se refiram a características diferentes, Rita, 1984. Embora nesta secção se faça uma distinção clara entre essas duas características, no restante trabalho considera-se que a designação elasticidade se refere também, no seu sentido mais lato, à extensibilidade de um cabo de amarração. Esta simplificação pode ser encontrada em diversas referências da especialidade (OCIMF, 1989; Sørensen e Thompson, 2002; Thoresen, 2003; OCIMF, 2008).

A força mínima de rotura, MBL [11], *minimum breaking load*, define-se como a força mínima que um cabo de amarração novo pode suportar antes da rotura, quando é testado até à sua destruição, OCIMF, 2008. Esta característica depende de diversos factores, nomeadamente do material, diâmetro, temperatura e tipo de construção do cabo de amarração.

A facilidade de manuseamento do cabo de amarração é também uma característica importante. Um critério de selecção dos cabos de amarração poderá ser a mais elevada força mínima de rotura que é compatível com uma facilidade de manuseamento adequada às condições de utilização desse cabo.

A extensibilidade de um cabo de amarração é habitualmente representada através de curvas de força-alongamento (alternativamente tensão-extensão), que relacionam a força de tracção aplicada no cabo e o alongamento resultante. Estas variáveis são por vezes expressas em percentagem da força mínima de rotura e do comprimento do cabo de amarração, respectivamente. Na Figura 2.21 são apresentadas as curvas de força-alongamento típicas de cabos de aço e de fibras sintéticas, quer convencionais, quer de módulo de elasticidade (E) elevado. Uma vez que as características dos cabos de amarração de fibras sintéticas variam significativamente com o seu uso, são apresentadas as curvas de força-alongamento para cabos novos e para cabos usados (*broken-in*).

[10] A fluência é uma propriedade dos cabos de amarração que consiste na deformação progressiva desse cabo, ao longo tempo, quando é submetido a uma força constante. Esta propriedade é especialmente importante nos cabos de fibras sintéticas. Se não ocorrer cedência, o cabo pode recuperar a sua deformação de fluência após um certo período de tempo.

[11] A Ref. ISO 3108 é usada para cabos de amarração de aço e a Ref. ISO 2307 para cabos de amarração de fibras sintéticas.

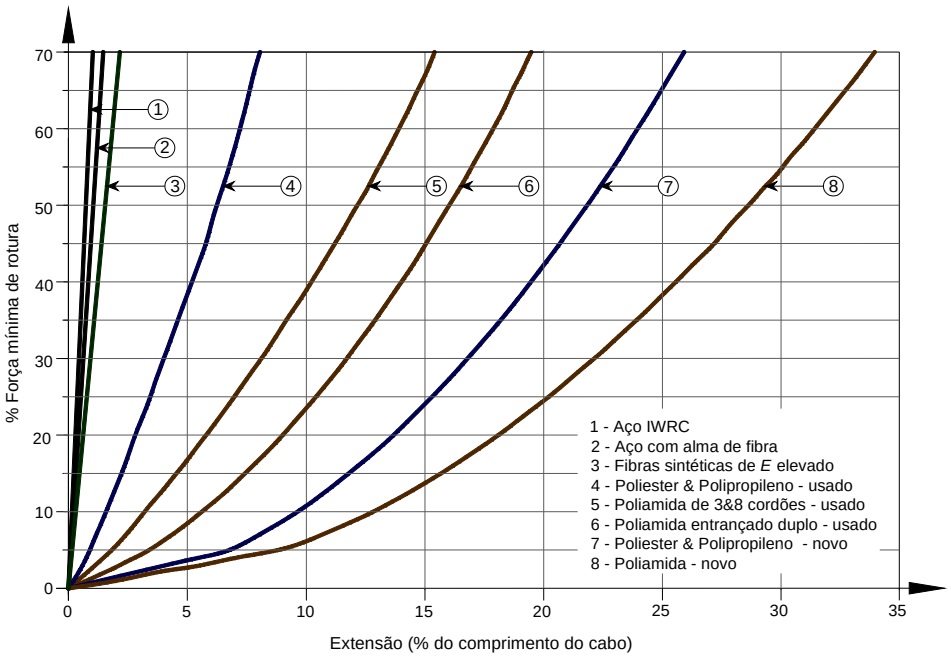


Figura 2.21 – Curvas de força-alongamento de cabos de amarração novos e usados, adaptado de OCIMF, 2008.

As características dos cabos de amarração usados resultam de um procedimento de ensaio em que os cabos são submetidos a dez ciclos de carga-descarga, até uma força máxima de 50% da sua resistência nominal. Este procedimento de ensaio, realizado a um ritmo acelerado, permite determinar a curva de força-alongamento que, em condições normais de utilização (i.e. forças mais baixas), apenas ocorreria após muitos mais ciclos de carga-descarga. Em geral, os cabos de fibras sintéticas devem apresentar características elásticas próximas destas após terem sido submetidos a vários ciclos de carga-descarga, e estas não se deverão alterar significativamente com o seu uso, mesmo após muitos ciclos de carga-descarga, OCIMF, 2008.

As curvas de força-alongamento apresentadas na Figura 2.21 aplicam-se a situações em que o período da solicitação principal é da ordem de um minuto (ou superior), ou seja, à maioria das situações em que o navio é amarrado num local abrigado. Em condições muito expostas, o navio pode experimentar movimentos de elevada amplitude por acção directa da agitação marítima. Nestas condições, o período das solicitações aplicadas nos cabos de amarração será mais pequeno (carregamento cíclico contínuo). Os cabos de amarração que são submetidos, com frequência, a carregamentos do tipo referido, tendem a apresentar, após várias utilizações, um comportamento mais rígido do que o indicado na Figura 2.21, particularmente quando as forças médias aplicadas nesses cabos são relativamente elevadas, OCIMF, 2008.

A extensibilidade dos cabos de amarração depende, não apenas do material constituinte, mas também do fabricante e do procedimento de teste que é adoptado. As principais variáveis do procedimento de teste com influência na característica referida são: o número de ciclos de carga-descarga, a grandeza das forças aplicadas durante esses ciclos, o tempo de relaxação, a taxa (ou frequência) de carregamento, o comprimento do cabo testado e se o cabo está seco ou molhado. A título de exemplo, apresentam-se na Figura 2.22 as curvas de força-alongamento características de vários tipos de cabos de amarração, PIANC, 1995.

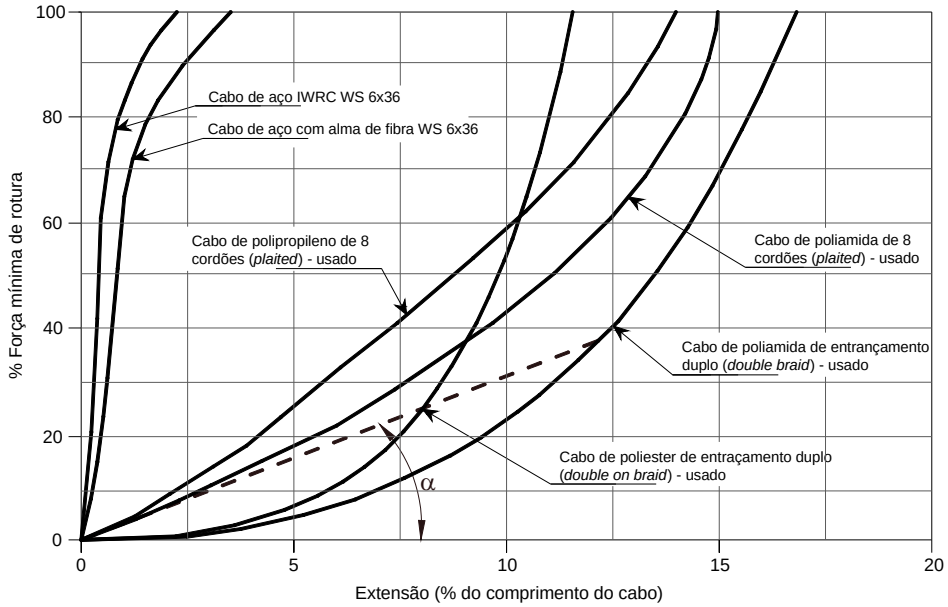


Figura 2.22 – Curvas típicas de força-alongamento de vários tipos de cabos de amarração, adaptado de PIANC, 1995, e de Gravesen, 2005.

Importa também referir que a resistência dos cabos de amarração de fibras sintéticas é influenciada, de forma significativa, pela velocidade com que as forças são aplicadas no cabo, Vasco Costa, 1978. Por exemplo, para forças aplicadas a uma velocidade de 15 m/s, dependendo do tipo de fibra, pode ocorrer uma redução da resistência do cabo de 10 a 20%.

Os cabos de amarração de fibras sintéticas de módulo de elasticidade elevado têm uma extensibilidade muito mais reduzida do que os cabos de fibras sintéticas convencionais, e apenas ligeiramente mais elevada do que os cabos de aço, Figura 2.21.

A extensibilidade dos cabos usados na amarração de um navio tem um papel de relevo no desempenho global do sistema de amarração. De facto, os cabos de maior extensibilidade têm um comportamento mais favorável face a solicitações dinâmicas e, se usados no mesmo grupo, proporcionam uma melhor repartição de esforços entre os vários cabos que constituem esse grupo[12], OCIMF, 2008. No entanto, para a mesma força aplicada, o alongamento de um cabo de amarração varia na razão directa da sua extensibilidade. Isto significa que, com o aumento da extensibilidade dos cabos de amarração, o navio tenderá a experimentar, previsivelmente, movimentos de maior amplitude, o que pode constituir um problema para os sistemas de movimentação de carga instalados no cais. Além disso, se dois cabos de diferentes extensibilidades forem usados no mesmo grupo, para amarrar o navio ao cais, o de menor extensibilidade suportará a maior parte da força, mesmo que a orientação desses cabos seja igual. De facto, como os dois cabos de amarração sofrem alongamentos idênticos, a relação entre as forças aplicadas em cada um depende da relação entre as suas extensibilidades.

A rigidez de um cabo de amarração varia na razão inversa da sua extensibilidade. Para cada ponto de uma curva de força-deformação, a rigidez do cabo de amarração pode ser definida como a inclinação da recta que liga esse ponto à origem do sistema de eixos, Rita, 1984 (i.e. $tg\ \alpha$ na Figura 2.22).

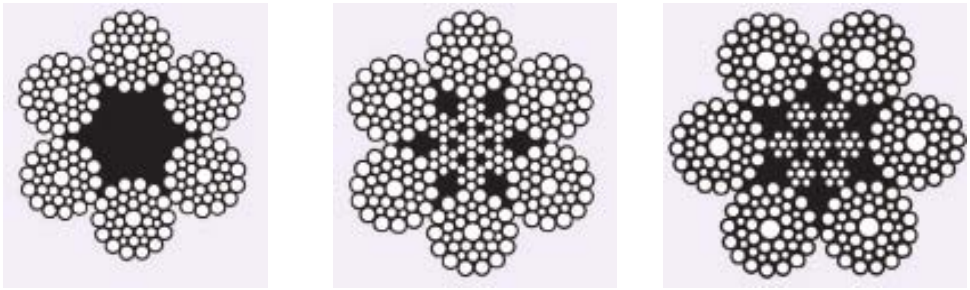
[12] Os cabos pertencentes a um dado grupo de amarração são lançados, sensivelmente, a partir do mesmo ponto do navio, e fixos, no cais, em pontos de amarração próximos. Estes cabos de amarração apresentam, portanto, orientações e comprimentos muito semelhantes.

Os cabos de amarração têm tendência a conservar uma deformação permanente no final de cada ciclo de carga-relaxamento, e também a tornarem-se mais rígidos. Esta tendência é mais acentuada nos cabos de fibras sintéticas ou naturais. Como resultado, a capacidade do cabo de amarração suportar solicitações dinâmicas tende a diminuir, podendo verificar-se a sua rotura por fadiga. Esta situação pode ocorrer mesmo que, nos vários ciclos de carga, as forças de amarração não atinjam mais do que 30 a 40% da força de rotura do cabo, PIANC, 1995.

Cabos de Aço

Os cabos de amarração de aço não são excessivamente caros e têm um período de vida útil elevado. No entanto, devem ser realizadas regularmente operações de manutenção (limpeza, lubrificação) para evitar a corrosão e prolongar a vida útil do cabo. O quociente força/diâmetro e a rigidez destes cabos são elevados. Devido à sua baixa extensibilidade, pequenos movimentos do navio podem dar origem a forças de amarração elevadas. Consequentemente, o potencial de rotura dos cabos de amarração de aço é elevado, não sendo o seu uso aconselhado em situações em que se verificam solicitações dinâmicas importantes, PIANC, 1995. O manuseamento destes cabos é difícil devido à sua rigidez e ao seu peso. Estes cabos são adequados para as situações em que se pretende reduzir ao mínimo as amplitudes dos movimentos do navio depois de amarrado.

Como apresentam uma extensibilidade reduzida, Figura 2.21, os cabos de amarração de aço têm, em geral, uma fraca capacidade de absorção de energia. Os cabos de aço são constituídos por arames metálicos, que são entrelaçados, por torção, formando cordões. Estes, por sua vez, são entrelaçados em torno de uma alma central, de fibra ou de aço, dando então origem ao cabo, Figura 2.23. Os arames metálicos podem ser de diferentes classes de resistência, e poderão ser galvanizados como forma de protecção contra a corrosão.



6×36 WS	6×36 WS	6×41 WS
(1+7+(7+7)+14)	(1+7+(7+7)+14)	(1+8+(8+8)+16)
Alma de fibra	Alma de aço	Alma de aço

Figura 2.23 – Alguns tipos de construção de cabos de aço (adaptado de OCIMF, 2008).

Os cabos com alma de fibra (vegetal ou sintética) apresentam uma maior flexibilidade e capacidade de retenção de substâncias lubrificantes, e uma menor fricção interna. Os cabos com alma de aço podem ser subdivididos em cabos IWRC[13], com uma alma independente em cabo de aço, e em cabos WSC[14], com alma em cordão de aço. Estes últimos são mais rígidos e, portanto, mais adequados às situações em que a flexibilidade não é um factor determinante. O tipo de construção de um cabo de amarração é habitualmente designado por dois números: o número de cordões que constituem o cabo e o número de arames em cada um dos cordões, Figura 2.23.

[13] *Independent Wire Rope Core*.
[14] *Wire Strand Core*.

A torção dos arames e dos cordões pode ser realizada em dois sentidos diferentes, conferindo ao cabo características distintas: torção direita, quando é realizada no sentido dos ponteiros do relógio; e torção esquerda, no caso de ser efectuada em sentido contrário. Na construção dos cordões, os arames podem ter um entrelaçamento idêntico ou cruzado. Se a torção dos cordões for realizada no sentido contrário à dos arames diz-se que o cabo tem uma torção do tipo cruzado ou regular. Quando o sentido de torção dos cordões coincide com o dos arames toma a designação de torção *Lang*.

Os tipos de construção recomendados pela *Oil Companies Internationam Maritime Forum* (OCIMF) são 6×36 e 6×41, em que os arames têm um entrelaçamento não cruzado em cada um dos cordões, e os cabos são fabricados por torção regular direita desses cordões, OCIMF, 2008. Em geral, os arames são de aço de uma classe de resistência à tracção compreendida entre 1180 e 2160 N/mm^2, embora se recomende como mínimo o valor de 1770 kN/mm^2. O módulo de elasticidade do aço encontra-se entre 195 e 205 kN/mm^2.

Os cabos de amarração de aço possuem um alongamento na rotura reduzido e têm uma relação força-alongamento aproximadamente linear, Figura 2.21. Os cabos com alma independente de aço (IWRC) são recomendados relativamente aos cabos que possuem alma de fibra, devido à sua maior resistência ao esmagamento (*crushing*), força mínima de rotura para um dado diâmetro e reserva de resistência quando curvados (Schellin e Ostergaard, 1995; OCIMF, 2008).

A protecção contra a corrosão pode ser conseguida através da galvanização dos arames que constituem o cabo de amarração, OCIMF, 2008. A instalação de ânodos sacrificiais, ou a utilização de uma bainha de polietileno de alta densidade e de compostos de bloqueio do processo de corrosão, são exemplos de medidas alternativas de protecção dos cabos de aço contra a corrosão.

Cabos de fibras naturais

Os cabos de fibras naturais (vegetais) podem ser fabricados de manila, sisal, juta, algodão, cânhamo, entre outros. Estes cabos mais tradicionais são de baixo custo e de manuseamento fácil (em seco), têm uma resistência moderada à abrasão, e são sensíveis a alguns produtos químicos e a altas temperaturas, PIANC, 1995. Os cabos de fibras naturais apresentam um rácio força/diâmetro relativamente reduzido e têm dificuldade em lidar com as forças mais elevadas (de pico). O período de vida útil destes cabos é relativamente curto e absorvem água facilmente, o que dificulta o seu manuseamento. Destas fibras, a de aplicação mais geral em trabalhos marítimos é a manila, Rita, 1984. Importa ainda acrescentar que com o aparecimento das fibras sintéticas estes cabos foram sendo progressivamente substituídos.

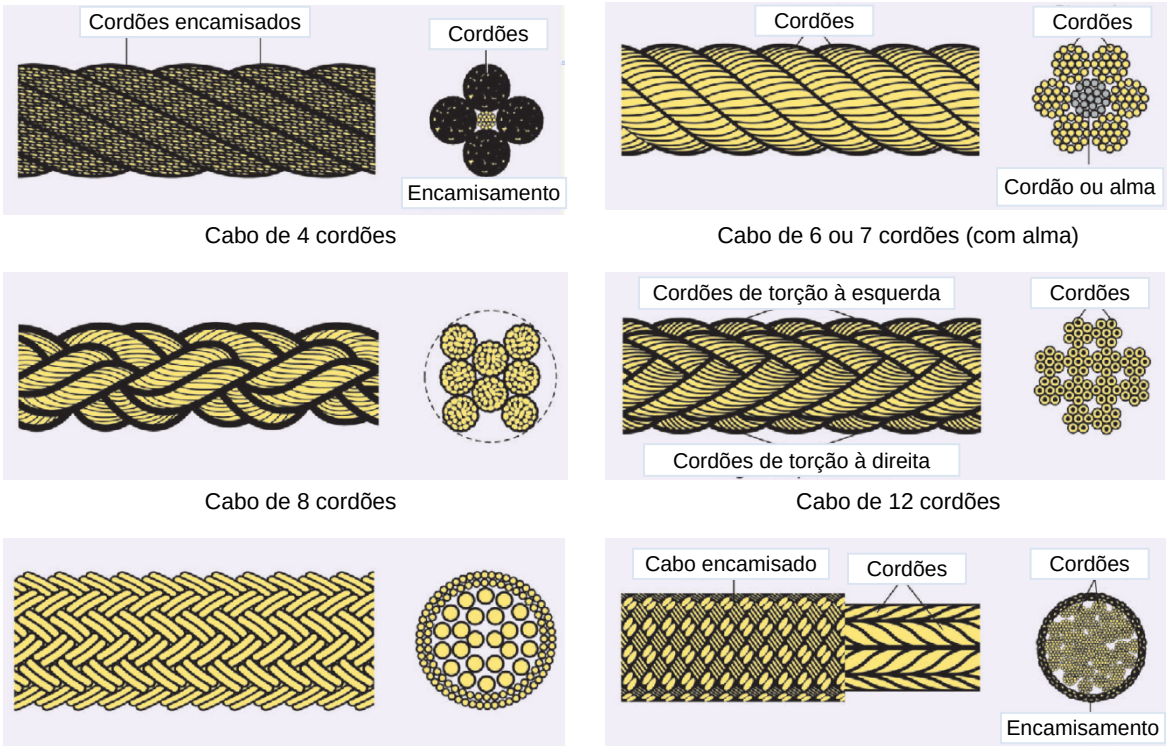
Cabos de fibras sintéticas

Os cabos de fibras sintéticas são de utilização corrente, possuem um alongamento na rotura elevado, e apresentam uma relação não-linear entre a força aplicada e o alongamento experimentado, Figura 2.21. Os materiais mais usados no fabrico destes cabos de amarração são a poliamida (*nylon*), o poliéster, o polipropileno e o polietileno, OCIMF, 2008. Estes e outros materiais sintéticos podem também ser combinados no fabrico de cabos que se designam, normalmente, por 'cabos híbridos' e têm algumas características melhoradas em relação aos cabos fabricados com apenas um tipo de fibras, Flory *et al.*, 1992. No Quadro 2.4 são apresentadas as principais características das fibras mais usadas no fabrico de cabos de amarração sintéticos.

A Figura 2.24 apresenta os principais tipos de construção dos cabos de amarração de fibras sintéticas. Os cabos de 8 e 12 cordões entrançados são anti-rotacionais (*torque-free*), ou seja, não têm tendência a rodar quando se encontram sob tensão.

Quadro 2.4 – Principais características das fibras sintéticas mais usadas no fabrico de cabos de amarração (adaptado de OCIMF, 2008, e de Flory *et al.*, 1992).

Material	Peso Volúmico (kN/m^3)	Módulo de elasticidade (kN/mm^2)	Resistência à tracção (N/mm^2)	Notas
Poliéster	1380	13.85	1160	Boa resistência à abrasão interna quando molhada; Não perde resistência rapidamente após carregamentos cíclicos à tracção; Resistência a forças de tracção e módulo de elasticidade relativamente elevados, e praticamente independentes do teor de humidade; Muito durável;
Poliamida	1140	4.58	960	Resistência diminui 10 a 15% com a humidade; Fraca resistência à abrasão interna quando molhadas, durante carregamentos cíclicos; Elevada extensibilidade; Fluência moderada;
Polipropileno	910	7.31	670	Menor densidade que a água; Baixa extensibilidade; Pior comportamento durante carregamentos cíclicos; Fluência moderada; Custo mais baixo.



Cabo de 4 cordões | Cabo de 6 ou 7 cordões (com alma)

Cabo de 8 cordões | Cabo de 12 cordões

Cabo de entrançamento duplo | Cabo de cordões paralelos

Figura 2.24 – Tipos de construção dos cabos de fibras sintéticas convencionais e de módulo de elasticidade elevado (adaptado de OCIMF, 2008).

Os cabos de fibras sintéticas apresentam um quociente força/diâmetro elevado em comparação com os cabos de fibras naturais, e são relativamente leves e fácies manusear, PIANC, 1995. Estes cabos têm ainda um longo período de vida útil e não são muito caros. No entanto, os cabos de fibras sintéticas têm tendência a sofrer grandes alongamentos (especialmente os de poliamida), e a sua resistência é muito afectada pelas altas temperaturas, originadas, por exemplo, por fricção.

Existem diversos tipos de cabos de fibras sintéticas, cada um adaptado a condições de utilização específicas, PIANC, 1995. Os cabos de polipropileno são usados, com frequência, na amarração de navios de pequeno a médio porte, nomeadamente, embarcações de pesca e de cabotagem, e navios de carga geral. De um modo geral, os cabos de fibras sintéticas, por apresentarem maior extensibilidade, são mais adequados para a amarração de embarcações de pequeno porte. De facto, nestes casos, como os esforços de amarração são mais reduzidos, a facilidade de manuseamento do cabo e a flexibilidade na amarração são critérios importantes de selecção, OCIMF, 2008.

Cabos de fibras de módulo de elasticidade elevado

Os cabos de amarração de fibras de módulo de elasticidade elevado são fabricados com fibras que apresentam um módulo de elasticidade e uma resistência à tracção significativamente mais elevados do que os das fibras sintéticas convencionais. Nesta classe de fibras podem ser incluídas a aramida, o polietileno de módulo elevado – HMPE (forma de polietileno de alta densidade) e os polímeros de cristal líquido – LCP. Estas fibras apresentam módulos de elasticidade quase tão elevados como o do aço e resistências à tracção superiores, Quadro 2.5. Estes cabos de amarração são leves e fáceis de manusear, não sofrendo a acção da corrosão. Actualmente existe uma tendência para equipar alguns navios de grande porte com cabos de fibras de módulo de elasticidade elevado, nomeadamente com cabos de HMPE, OCIMF, 2008.

Quadro 2.5 – Características gerais das fibras de módulo de elasticidade elevado e do aço, usados no fabrico de cabos de amarração (adaptado de OCIMF, 2008, e de Flory *et al.*, 1992)

Material	Peso Volúmico (kN/m^3)	Módulo de elasticidade (kN/mm^2)	Resistência à tracção (N/mm^2)	Notas
Aramida	1440	70.8	2930	Fadiga por compressão axial; Boa resistência à fadiga em tensão; Baixa fluência;
LCP	1400	84.3	3370	Muito baixa fluência; Boa resistência à fadiga por compressão axial; Elevada durabilidade;
HMPE	970	107.1	3416	Fluência elevada; Menor densidade que a água; Muito boa resistência à abrasão; Baixo coeficiente de atrito; Sem problemas de fadiga por compressão axial;
Aço	7850	204.8	1420	Elevada tendência para a corrosão.

Não existe ainda qualquer tipo de regulamentação, a nível nacional ou internacional, que especifique as características (mínimas) dos cabos de fibras de módulo de elasticidade elevado, Flory *et al.*, 1992, e OCIMF, 2008. As características elásticas destes cabos são apresentadas na Figura 2.21 e não se alteram, de uma forma significativa com o uso. A sensibilidade aos raios ultra violeta não constitui um problema para cabos de amarração com um diâmetro superior a 24 mm.

As características dos cabos fabricados com fibras de módulo de elasticidade elevado dependem do seu tipo de construção. Regra geral, estes cabos têm uma resistência da mesma ordem de grandeza da dos cabos de aço, tendo a vantagem de ser mais leves e mais fáceis de manusear. No entanto, são mais susceptíveis à abrasão e ao desgaste, e apresentam uma gama de temperaturas de trabalho mais baixa, OCIMF, 2008. Na fase inicial de utilização, os cabos de HMPE exibem um aumento de resistência que pode ser da ordem dos 20% da sua MBL.

Os cabos de baixa extensibilidade são especialmente adequados para as situações em que a amplitude máxima dos movimentos do navio está significativamente limitada, como por exemplo, nas situações em que as operações de carga (ou descarga) do navio são realizadas com sistemas de movimentação de mercadorias rígidos, ou de mobilidade reduzida. No entanto, estes cabos de amarração não devem ser utilizados, isoladamente, em locais em que fiquem submetidos a solicitações dinâmicas importantes. Nesses casos, estes cabos devem ser utilizados em conjunto com extremidades de amarração de maior extensibilidade. Como alternativa pode optar-se por fornecer ao navio cabos de maior extensibilidade.

2.3.3.3. Cabos de amarração mistos

Os cabos de amarração mistos são constituídos por um cabo principal, de aço ou de fibras de módulo de elasticidade elevado, ligado em série a um cabo de fibras sintéticas convencionais (e.g. poliéster, poliamida). Este tipo de cabos é frequentemente utilizado na amarração de navios de grande porte, nomeadamente: petroleiros, navios transportadores de LNG e de LPG, Figura 2.25.

Figura 2.25 – Navio petroleiro de 105 411 t de peso bruto amarrado no Posto “A” do Terminal de Petroleiros de Leixões, com cabos de amarração mistos.

A extremidade de fibras sintéticas convencionais tem como função melhorar a capacidade de absorção de energia do cabo principal (mais rígido). Em geral, o comprimento dessa extremidade de amarração não deve ultrapassar os 10 m, para evitar a ocorrência de movimentos do navio de grande amplitude, PIANC, 1995. No entanto, em postos de acostagem expostos, pode ser vantajoso utilizar extremidades de amarração de maior comprimento, para aumentar a elasticidade do sistema de amarração, e evitar a rotura dos cabos de amarração por tracção e problemas de fadiga, a longo prazo, nos equipamentos de amarração instalados no navio. OCIMF, 2008, refere que o comprimento *standard* de 11 m é adequado para amarrações em terminais localizados em zonas abrigadas, nas quais os movimentos dos navios induzidos pela agitação são mínimos ou inexistentes. A Figura 2.26 mostra o efeito da adição de uma extremidade de amarração com 11 m de comprimento a um cabo de aço e a um cabo de polietileno de módulo de elasticidade elevado (HMPE). Verifica-se que as extremidades de amarração de poliéster e de poliamida modificam, de forma significativa, as características elásticas do conjunto (cabo misto).

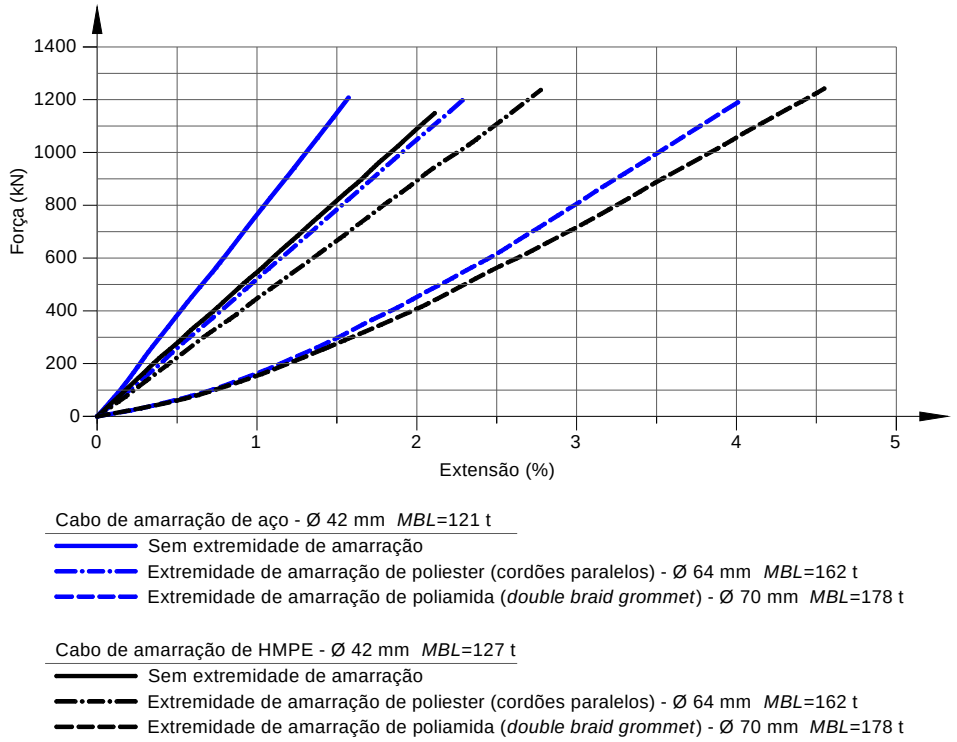


Figura 2.26 – Características elásticas de cabos de amarração de aço e de HMPE, com e sem extremidades de amarração de poliéster e de poliamida, OCIMF, 2008.

As extremidades de amarração, por aumentarem a elasticidade dos cabos utilizados na amarração do navio, reduzem as consequências de um mau (pré-)tensionamento desses cabos, sendo a sua utilização recomendada em terminais situados em locais com uma grande amplitude de maré, ou naqueles em que as taxas de carga e/ou descarga do navio são elevadas, OCIMF, 2007. Com efeito, nesses casos, é importante verificar as forças aplicadas nos cabos de amarração do navio com mais frequência, para evitar a sobrecarga de alguns desses cabos, ou uma repartição de esforços inadequada entre os vários elementos do sistema de amarração. Além disso, as extremidades de amarração são úteis na amarração de navios em terminais em que apenas é possível usar regeiras e/ou traveses de pequeno comprimento, para aumentar a sua elasticidade. O manuseamento dos cabos de amarração é também facilitado.

As extremidades de amarração reduzem, também, a grandeza das solicitações dinâmicas aplicadas nos cabos de amarração, ao permitirem que o navio responda mais 'livremente' às acções do ambiente marítimo-portuário. Além disso, esses elementos contribuem para uma distribuição mais uniforme dos esforços entre os cabos pertencentes ao mesmo grupo de amarração. No entanto, se as extremidades de amarração forem muito longas, ou muito elásticas, os movimentos do navio podem exceder os limites impostos pelos sistemas de movimentação de carga instalados no cais.

Em geral, a utilização de extremidades de amarração mais compridas, ou fabricadas com materiais de maior extensibilidade, permite reduzir as forças máximas aplicadas nos cabos de amarração, o que se traduz num maior tempo de vida útil, quer do cabo principal, quer do cabo utilizado como extremidade de amarração. A Figura 2.27 apresenta o efeito de um aumento do comprimento das extremidades de amarração nas condições-limite do ambiente marítimo-portuário para um navio petroleiro de 107 000 t de peso bruto, submetido à acção combinada de vento (18.0 m/s e 315º), correntes (2.6 m/s e 350º) e ondulação (45º). Essas condições-limite resultam da consideração de uma força máxima nos cabos de amarração igual a 50% da sua força mínima de rotura.

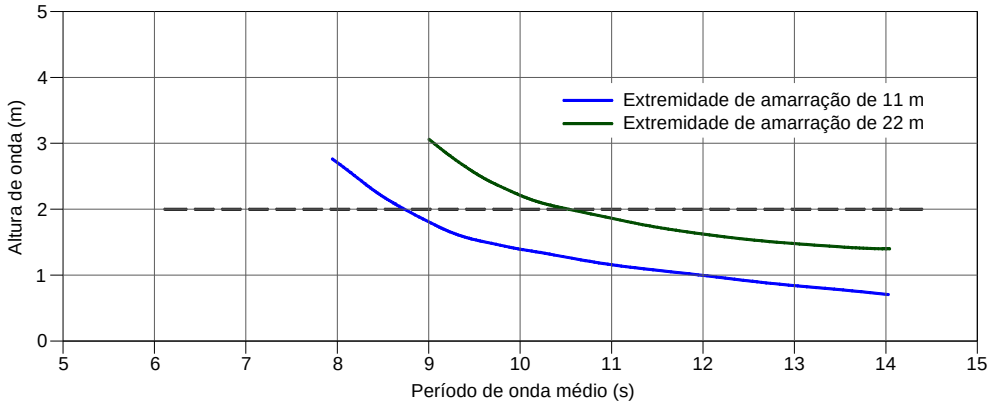


Figura 2.27 – Condições-limite de agitação marítima para uma força máxima nos cabos de amarração igual a 50% da força mínima de rotura. Cabos de amarração de HMPE com extremidades de amarração de poliamida (adaptado de OCIMF, 2008).

Alguns estudos mostram que a amplitude dos movimentos de um navio amarrado não é directamente proporcional ao aumento do comprimento da extremidade de amarração, isto no que diz respeito à componente do movimento induzida pela agitação marítima, OCIMF, 2008. Por exemplo, o aumento do comprimento da extremidade de amarração de 11 para 33 m pode conduzir, apenas, a um aumento de aproximadamente 20% da amplitude dos movimentos do navio.

Quando, na fase inicial de concepção de um terminal portuário, devido às suas condições de exposição ambiental, se revele necessária a utilização de cabos com extremidades de amarração de comprimento superior a 11 m, deverá considerar-se, como norma para terminais expostos, a utilização de cabos com extremidades de poliamida de 22 m de comprimento. O objectivo é dotar os navios aos quais é exigido ter sistemas de amarração compatíveis internacionalmente, de um tipo de extremidade de amarração compatível com as necessidades de uma gama alargada de terminais portuários em situação exposta.

As extremidades de amarração de fibras sintéticas são submetidas a importantes fenómenos de fadiga (devido aos frequentes carregamentos cíclicos), que originam uma redução da sua resistência com o uso. Por este motivo, os factores de segurança usados na selecção destes elementos são mais elevados, Quadro 2.6.

Os factores que determinam o comportamento dos cabos de amarração aos ciclos de carregamento são: o valor da força inicial de pré-tensão, a grandeza das forças e o número de ciclos aplicado. O tempo de vida útil de um cabo de amarração diminui com o aumento de qualquer um destes parâmetros.

2.3.3.4. Elasticidade e extensibilidade

A elasticidade é uma propriedade que está relacionada com a capacidade de um cabo de amarração se deformar por aplicação de uma força, e de recuperar o seu comprimento inicial após a força deixar de actuar.

Os cabos de amarração são submetidos a importantes ciclos de carregamento, devido aos movimentos que o navio amarrado experimenta por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário. Quando uma dada força é removida após ter estado aplicada num cabo por algum tempo, a curva de descarga desse cabo obedecerá a uma relação força-alongamento diferente da da curva de carregamento, Figura 2.28. Adicionalmente, o cabo não deverá retomar o seu comprimento inicial, apresentando uma deformação plástica.

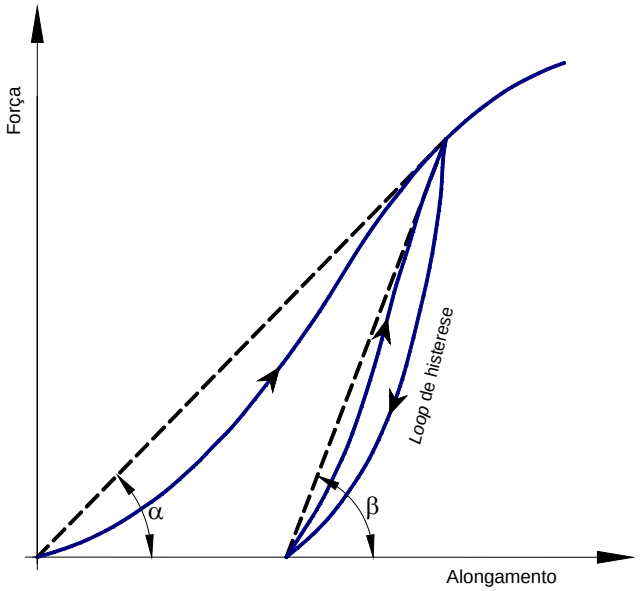


Figura 2.28 – Curva de força-alongamento típica de um cabo de amarração submetido a um carregamento cíclico (adaptado de Rita, 1984).

Se a força referida for aplicada de novo no cabo de amarração, a nova curva de carregamento terá uma configuração diferente da anterior, originando juntamente com a curva de descarga o que designa por *loop* de histerese[15]. A área delimitada por essas curvas representa a energia que é dissipada no cabo, durante o ciclo de carga-descarga. Esta dissipação de energia pode ser atribuída ao atrito intersticial, quer entre os fios, quer entre os cordões que constituem o cabo, que os impede de retomarem o seu posicionamento relativo inicial, Vasco Costa, 1978.

De um modo geral, com a repetição dos ciclos de carga-descarga, os sucessivos *loops* de histerese são sobrepostos aos anteriores, e tendem a deslocar-se no sentido dos alongamentos mais elevados, o que indicia um aumento da deformação permanente do cabo, Figura 2.29. Durante esses ciclos de carga-descarga, cada vez que no cabo é aplicada uma força maior do que aquela que tinha sido aplicada no ciclo anterior, ocorrem novos ajustamentos nos fios e nos cordões, originando um maior alongamento do cabo de amarração. Deste modo, o cabo será capaz de absorver e de dissipar uma maior quantidade de energia nos primeiros ciclos após o aumento da força aplicada. No entanto, após alguns ciclos de carregamento até à força referida, o cabo torna-se mais rígido e os sucessivos *loops* de histerese ficam mais estreitos, passando a apresentar um comportamento quase elástico. Esse cabo perde, portanto, a capacidade de absorver e de dissipar grandes quantidades de energia, ou seja, tem elasticidade mas não tem extensibilidade. A elasticidade pode, assim, tornar-se uma propriedade inconveniente em algumas situações, na medida em que é a responsável pela transmissão da energia absorvida pelos cabos de amarração para o navio, Vasco Costa, 1978.

De forma a ter em conta o aumento da rigidez dos cabos de amarração quando estes são submetidos a ciclos de carga-descarga, Bitting, 1980, aconselha o uso de uma rigidez dinâmica no dimensionamento dos sistemas de amarração, nos casos em que os cabos vão estar submetidos a solicitações dinâmicas importantes (e.g. navios amarrados submetidos à acção da agitação marítima).

[15] Histerese é o fenómeno físico que se verifica quando os pares de valores correspondentes a duas grandezas (neste caso a força e o alongamento do cabo de amarração), que são função uma da outra, não se repetem do mesmo modo, quando variam no mesmo sentido ou em sentido inverso.

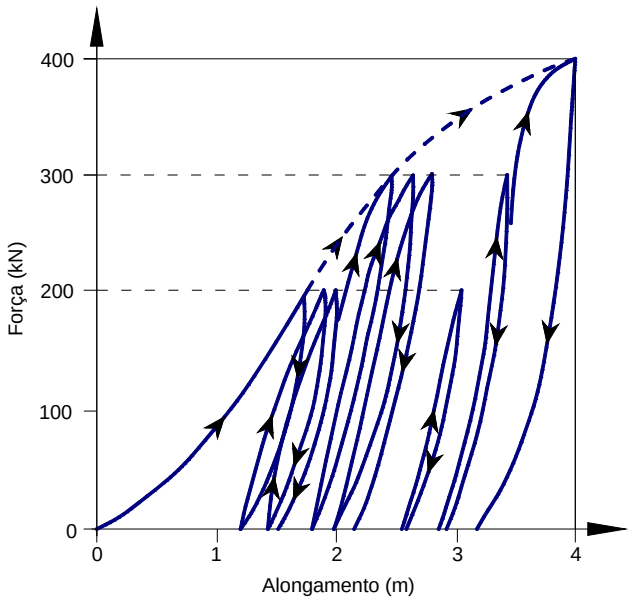


Figura 2.29 – *Loops* de histerese de um cabo de amarração submetido a ciclos de carga-descarga (adaptado de Vasco Costa, 1978).

A rigidez dinâmica, que é função da amplitude da força aplicada no cabo e da frequência com que é aplicada, é definida como a inclinação da recta que une os extremos do *loop* de histerese (i.e. $tg\ \beta$ na Figura 2.28). Esta rigidez é cerca de 3 a 4 vezes superior à estática ($tg\ \alpha$), o que faz com que as forças máximas (de pico) nos cabos de amarração possam ser cerca de 3 a 4 vezes maiores do que as forças estimadas tendo por base a rigidez estática.

A extensibilidade de um cabo depende do material de fabrico (aço, fibras naturais, poliamida, manila, polipropileno, etc.), do tipo de construção, do diâmetro, do comprimento, do grau de envelhecimento e da frequência com que os ciclos de carregamento se repetem. Esta característica está directamente relacionada com a quantidade de energia que um cabo de amarração pode absorver.

Para forças inferiores à força de rotura, poderá considerar-se, como primeira aproximação, que a curva de força-alongamento de um cabo de amarração segue uma lei parabólica, Vasco Costa, 1978. Nestas condições, a energia absorvida pelo cabo de amarração, quando experimenta um alongamento, Δl, por aplicação de um força, F, é dada por,

$$E = \frac{1}{3} F\ \Delta l \tag{2.13}$$

Assim, para a mesma força aplicada, quanto maior for a extensibilidade do cabo de amarração, maior será a energia que este poderá absorver. Alternativamente, para uma dada energia a absorver, quanto maior for a extensibilidade do cabo, menor será a força de reacção no cabo de amarração, Figura 2.30.

Na avaliação da capacidade de absorção de energia de um cabo de amarração, a extensibilidade desse cabo é tão importante como a sua força mínima de rotura, Vasco Costa, 1978. Adicionalmente, a capacidade de absorção de energia de um cabo de amarração de características uniformes ao longo do seu comprimento, é proporcional a esse comprimento, Figura 2.31, um vez que,

$$\Delta l = \varepsilon\ L_0 \tag{2.14}$$

em que ε e L_0 representam a extensão e o comprimento não deformado do cabo, respectivamente.

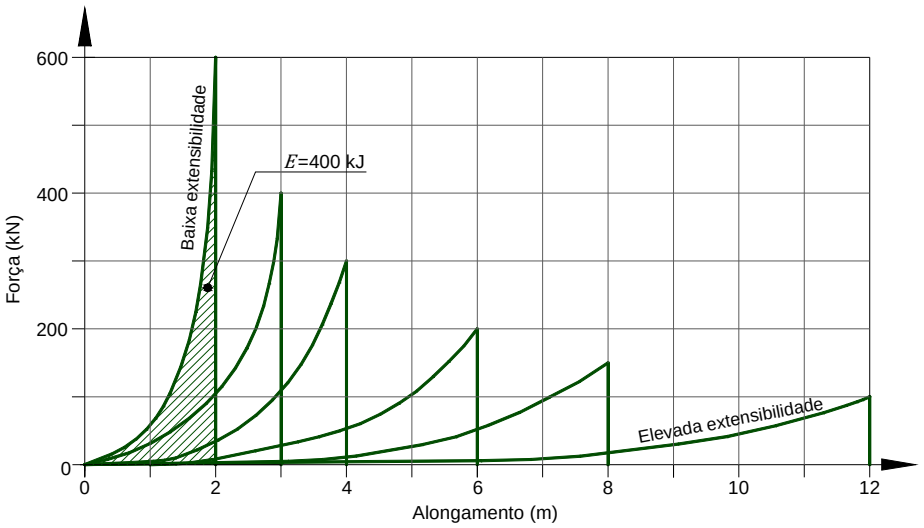


Figura 2.30 – Variação da força aplicada em cabos de amarração com extensibilidades diferentes para absorver a mesma energia – 400 kJ (adaptado de Vasco Costa, 1978).

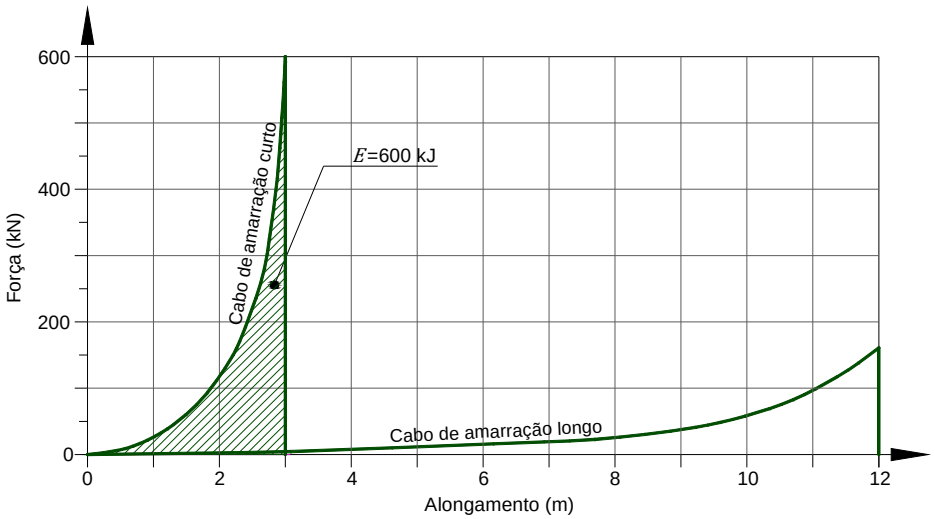


Figura 2.31 – Variação da força aplicada em dois cabos de amarração do mesmo tipo, em que o comprimento de um é quatro vezes superior ao do outro, para absorver a mesma energia – 600 kJ (adaptado de Vasco Costa, 1978).

Os cabos de amarração podem ser submetidos a forças superiores ou inferiores àquelas que actuam no navio, por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário (e.g. agitação marítima, vento, correntes), dependendo das características desses cabos, do *layout* de amarração utilizado, do modo como o navio é amarrado ao cais, e da forma como as forças aceleradoras e desaceleradoras variam no tempo. Para demonstrar isto, e realçar a importância da extensibilidade dos cabos utilizados na amarração do navio, Vasco Costa, 1978, apresenta um exemplo prático.

Considere-se que um navio depois de amarrado é submetido a acções do ambiente marítimo-portuário de resultante igual a F, que provocam o seu movimento. Por simplicidade, e para enfatizar o quanto as forças nos cabos podem ser superiores às que actuam no navio, admita-se que essa força aceleradora F é constante no tempo e que a variação da força aplicada pelo cabo (desaceleradora) no navio, R, com o

alongamento experimentado segue uma lei parabólica (aproximadamente o que se verifica com cabos de amarração novos). Adicionalmente, admita-se que as alterações da energia cinética do navio, quer a direcção da força aplicada passe ou não pelo seu centro de gravidade, podem ser determinadas, apenas, multiplicando a magnitude dessa força pela distância percorrida pelo ponto no navio em que essa força foi aplicada, de modo a dispensar a consideração de rotações, velocidades e acelerações angulares (que à partida seriam pequenas).

Admitindo que o cabo de amarração que se opõe ao movimento está inicialmente frouxo, o navio irá deslocar-se, por acção da força aceleradora F, uma distância d_1, antes de esse cabo começar a actuar, desacelerando o movimento. Por efeito da força aplicada pelo cabo, o navio pára após percorrer uma distância adicional igual a d_2. Nas condições referidas, a energia transferida para o navio pela força aceleradora é obtida multiplicando F pela distância total percorrida pelo navio, i.e., $d_1 + d_2$. A energia retirada ao navio pelo cabo, durante o seu alongamento, corresponde a um terço do produto da força máxima atingida no cabo, $R_{máx}$, pelo alongamento sofrido, d_2. Igualando as quantidades de energia transferida e retirada ao navio obtém-se,

$$R_{máx} = 3F\left(1 + \frac{d_1}{d_2}\right). \tag{2.15}$$

A Equação (2.15) mostra a importância da extensibilidade dos cabos de amarração. De um modo geral, quanto maior for a distância percorrida pelo navio apenas sob a acção da força aceleradora, e menor o alongamento do cabo, maior será a força de reacção, $R_{máx}$, atingida nesse cabo de amarração.

Se o alongamento do cabo for apenas igual a um quarto da distância percorrida pelo navio até o seu movimento começar a ser desacelerado, esse cabo será submetido a uma força de reacção quinze vezes superior à resultante das forças que actuam no navio amarrado. Esta situação pode acontecer com relativa facilidade, se o navio estiver amarrado com cabos de aço, que apresentam uma extensibilidade reduzida, e se não existir o cuidado de manter esses cabos, constantemente, sob tensão, por exemplo, quando o navio é carregado e descarregado, ou com a variação do nível de maré.

No entanto, se o cabo de amarração for mantido, constantemente, em tensão, o navio começa a ser desacelerado logo a partir do momento em que o seu movimento tem início (i.e. $d_1 = 0$). Neste caso, a força máxima aplicada no cabo seria três vezes maior do que a força aceleradora a actuar no navio. Importa ainda realçar que, neste caso de estudo simplificado, a força no cabo é independente da sua extensibilidade. Na realidade o problema é mais complexo: as diferentes acções do ambiente marítimo-portuário têm uma natureza dinâmica e multidimensional, e as forças aplicadas no navio amarrado são repartidas por um conjunto de cabos com orientações e extensibilidades muito variadas.

O facto de os cabos de aço não permitirem que o navio adquira tanta energia cinética como os de fibras não significa que estes sejam submetidos a forças menores, Vasco Costa, 1978. Com efeito, devido às suas características, os cabos de aço, mesmo desacelerando o navio numa distância mais curta, podem ser submetidos a forças da mesma ordem de grandeza das que seriam aplicadas em cabos de fibras, enquanto absorvem uma quantidade de energia cinética menor. Como os cabos de aço apresentam uma extensibilidade reduzida, requerem um maior cuidado no controlo das forças de pré-tensão aplicadas do que os cabos de fibra.

Uma análise baseada na capacidade de absorção de energia permite tecer mais algumas considerações importantes sobre os cabos de amarração. Enquanto a eficácia de um cabo de amarração na restrição de um determinado movimento do navio depende da sua orientação, a sua eficiência como elemento com capacidade para absorver a energia desse movimento, é independente dos ângulos que este faz

com a horizontal e a vertical. Com efeito, a força aplicada num dado cabo de amarração, R, pode ser decomposta nas suas componentes longitudinal, R_L, e transversal, R_T,

$$R_L = F\ cos\alpha\ cos\ \beta \tag{2.16}$$

$$R_T = F\ cos\alpha\ sen\ \beta \tag{2.17}$$

em que α representa o ângulo vertical do cabo com o plano horizontal do cais e β o ângulo desse cabo com o eixo longitudinal do navio, Figura 2.32. Existe também uma componente segundo a vertical que puxará o navio para cima ou para baixo, dependendo da diferença de nível entre o navio e o cais. As Equações (2.16) e (2.17) permitem determinar, a partir da orientação do cabo de amarração, a sua eficiência a 'segurar' o navio segundo as direcções longitudinal e transversal. Pode também constatar-se que para aplicar uma determinada força transversal, R_T, no navio (no sentido do cais), o cabo terá de ser submetido a uma força, F, cuja grandeza depende da amplitude dos ângulos α e β, mas que será sempre superior a R_T. Deste modo, para tirar o máximo partido da resistência do cabo, este deverá ser lançado segundo uma orientação próxima da da força aplicada no navio que pretende suster.

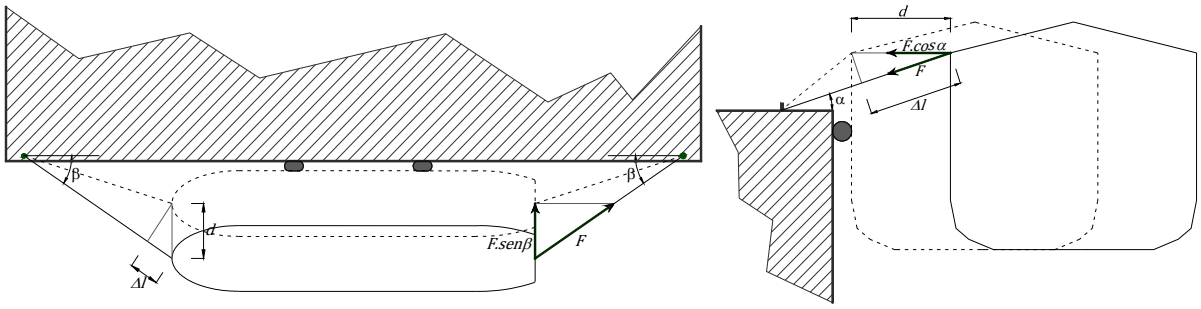


Figura 2.32 – Forças aplicadas nos cabos de amarração e distância percorrida pelo navio.

No entanto, no que diz respeito à capacidade de o cabo de amarração absorver a energia cinética associada ao movimento do navio, a direcção com que é lançado é irrelevante. Sendo essa capacidade uma grandeza física escalar, quaisquer que sejam os ângulos α e β, a eficiência do cabo é sempre igual a 100%. Para demonstrar esta particularidade considere-se um navio amarrado ao cais por dois cabos, com o mesmo comprimento, e fazendo os mesmos ângulos com a vertical e com o eixo longitudinal central do navio, Figura 2.32. Por acção das forças associadas ao ambiente marítimo-portuário, o navio desloca-se transversalmente ao cais uma distância d. A componente transversal das forças aplicadas nos cabos que impedem o navio de se movimentar pode ser determinada através da Equação (2.17). A distância percorrida pelo navio, enquanto sujeito à acção dos cabos de amarração, pode ser definida em função do alongamento experimentado por cada um desses cabos, Δl, através de,

$$d = \frac{\Delta l}{cos\alpha\ sen\beta} \tag{2.18}$$

Verifica-se, assim, que o trabalho realizado pelos cabos de amarração na absorção da energia cinética do navio (produto da componente transversal das forças aplicadas no cabo pela distância percorrida pelo navio) é independente da sua orientação. No entanto, importa frisar que a distância percorrida pelo navio depende dos ângulos α e β, o que significa que uma má orientação dos cabos de amarração é prejudicial para o comportamento do navio.

A opção pela utilização de vários cabos de amarração, com a mesma orientação, ou de apenas um, com uma resistência idêntica à do conjunto, pode ser realizada, também, com base em considerações baseadas na capacidade de absorção de energia. Por exemplo, se durante um evento extremo, um dos dois cabos de amarração parte, o outro apenas tem que absorver a energia cinética que ainda faltava absorver, e não toda a energia cinética do navio. Caso a situação em análise fosse, meramente, um problema de estática, o cabo que não partiu não seria capaz de suportar, *per se*, a força que antes era suportada pelos dois cabos. No entanto, tratando-se de um problema de dinâmica, é provável que o cabo que ficou intacto consiga segurar o navio. Com efeito, mesmo na situação (a evitar) em que os cabos de um mesmo grupo de amarração não se encontram tensionados de forma idêntica, ou são de materiais diferentes, ou não têm o mesmo comprimento, cada um deles contribuirá para a redução da quantidade de energia cinética do navio a absorver pelos restantes cabos de amarração.

A análise apresentada aborda a problemática da amarração do navio, essencialmente sob o ponto de vista das forças máximas aplicadas nos cabos de amarração, atribuindo-lhes como função principal a de absorver a energia associada aos movimentos do navio enquanto este permanece amarrado ao cais. Em alguns terminais portuários especializados (e.g. terminais de contentores, terminais LPG e LNG) são impostos limites muito restritivos aos movimentos do navio amarrado, transformando a questão das forças máximas aplicadas nos cabos de amarração num problema mais secundário. Nestes casos, uma extensibilidade elevada poderá ser desfavorável, na medida em que permite que movimentos de grande amplitude tenham lugar. Adicionalmente, será necessário um controlo mais rigoroso das folgas dadas aos cabos de amarração do navio.

2.3.3.5. Vida útil do cabo de amarração

O tempo de vida útil dos cabos de amarração depende de vários factores, tais como, a salinidade da água, a exposição à luz solar, a humidade e a abrasão (Vasco Costa, 1978; PIANC, 1995). A vida útil dos cabos de amarração pode ser aumentada através da manutenção adequada dos mesmos. PIANC, 1995, apresenta tempos de vida médios para diferentes tipos de cabos de amarração.

Os cabos de amarração são submetidos, ao longo da sua vida útil, a vários ciclos de carregamento de intensidade variável. A repetição desses ciclos de tensão/relaxamento origina fenómenos de fadiga, que devem ser tidos em linha de conta, tanto nos cabos de fibras sintéticas e naturais, como nos cabos de aço, PIANC, 1995. Dos vários tipos de cabos de amarração, os de aço são os que possuem uma melhor resistência à fadiga. Os cabos de fibras sintéticas têm um tempo de vida útil relativamente curto, OCIMF, 2007. Regra geral, com o passar do tempo, os cabos de amarração vão-se deteriorando progressivamente, mesmo que sejam realizadas, frequentemente, operações de manutenção.

Como resultado do processo de "envelhecimento", a extensibilidade dos cabos de amarração diminui, ou seja, a sua rigidez aumenta. Esta alteração de comportamento é acompanhada por uma redução da resistência à tracção que, em conjunto com o aumento da rigidez, origina uma importante redução da capacidade de absorção de energia do cabo de amarração, Figura 2.33. Os cabos de fibra são muito propensos a estas modificações de comportamento. As características de desempenho dos cabos de amarração estão, portanto, intimamente relacionadas com o número e a intensidade dos ciclos de carregamento a que são submetidos.

Medições realizadas no protótipo mostram que os cabos de amarração de aço e de fibra, após um período de inactividade razoável (i.e. sem nenhuma força aplicada), apresentam uma curva de força-alongamento idêntica à dos cabos novos, PIANC, 1995, exibindo praticamente a mesma deformação plástica até se atingir a força de trabalho, Wilson, 1969.

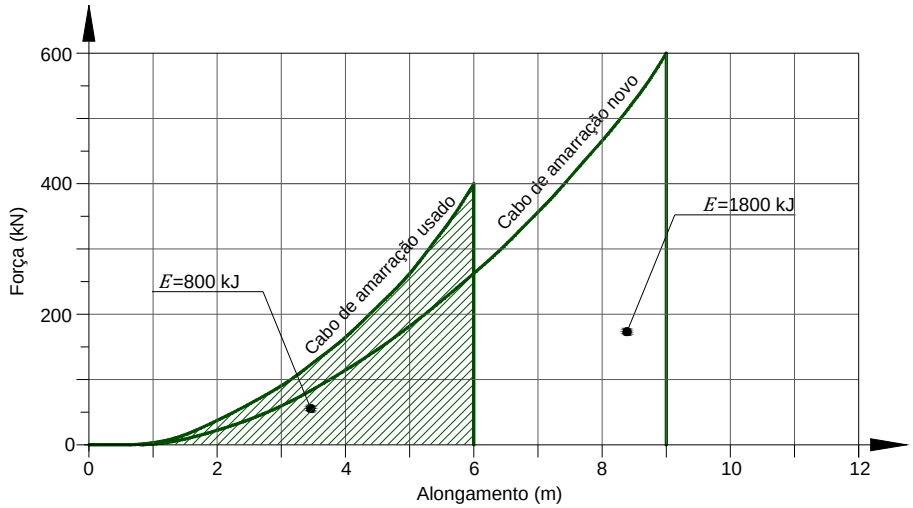


Figura 2.33 – Capacidade de absorção de energia de um cabo de amarração novo e usado, do mesmo tipo (adaptado de Vasco Costa, 1978).

2.3.3.6. Forças máximas nos cabos de amarração

As forças aplicadas nos cabos de amarração do navio, em condições normais de utilização, não devem ultrapassar certos valores-limite, que correspondem a percentagens da força mínima de rotura do cabo (PIANC, 1995; OCIMF, 2008). Esses valores-limite são definidos em função do material constituinte do cabo de amarração e da sua função, Quadro 2.6.

Quadro 2.6 – Forças máximas nos cabos de amarração, adaptado de OCIMF, 2008.

Função	Material	FS	% MBL
Cabo de amarração	Aço[1]	1.82	55%
	Poliamida	2.22	45%
	Outras fibras sintéticas	2.00	50%
Extremidades para cabos de amarração de aço	Poliamida	2.50	
	Outras fibras sintéticas	2.28	
Extremidades para cabos de amarração de fibras sintéticas	Poliamida	2.75	
	Outras fibras sintéticas	2.50	

[1]com alma central de aço ou de fibra.

O factor de segurança, FS, é definido como,

$$FS = \frac{MBL}{SWL} \tag{2.19}$$

em que MBL representa a força mínima de rotura e SWL a força de amarração máxima em condições normais de amarração, e sob as condições ambientais padrão adoptadas.

As extremidades de amarrações devem apresentar uma força mínima de rotura superior à dos cabos de amarração (quer sejam de aço ou de fibras sintéticas). Isto resulta do facto de estes elementos estarem submetidos a maior fadiga e abrasão do que o cabo a que estão ligados. O factor de segurança para os

cabos de poliamida (*nylon*) é superior ao das restantes fibras sintéticas, de modo a incluir uma folga de resistência que tem em conta a perda de resistência destes cabos quando estão molhados.

O factor de segurança aplicado aos cabos de amarração sintéticos é superior ao usado nos cabos de amarração de aço, devido ao facto de este ser aplicado a uma gama mais alargada de materiais e de tipos de construção. Por outro lado, a utilização de um factor de segurança mais elevado visa, também, proporcionar um tempo de vida útil mais longo e uma resistência residual maior (final da vida útil) ao cabo de amarração de fibras sintéticas.

Além disso, os cabos de fibras sintéticas nunca devem ser submetidos a solicitações superiores a 75% da sua força mínima de rotura, enquanto a força média deve, preferencialmente, não ultrapassar 25% dessa força. As forças cíclicas devem ainda ser inferiores a 50% da força mínima de rotura do cabo. O objectivo é assegurar que o cabo tem um tempo de vida útil suficientemente longo, PIANC, 1995.

2.3.4. Duques d'Alba de Acostagem e Amarração

2.3.4.1. Introdução

Os duques d'Alba são estruturas especializadas, separadas da linha de costa, geralmente materializados por uma estaca ou um grupo de estacas cravadas no solo, um caixotão de betão armado, ou um conjunto de estacas-prancha, Figura 2.34. As principais funções deste tipo de estruturas são: resistir às forças de impacto do navio em manobra de acostagem e após a amarração, suportar as forças aplicadas pelos cabos de amarração, servir como estrutura de guiamento na manobra de aproximação e de acostagem do navio, ou como protecção contra o impacto do navio noutras estruturas mais sensíveis.

Figura 2.34 – Duque d'Alba de acostagem flexível dotado de defensa (esquerda - Bruijn, 2004); duque d'Alba de acostagem rígido (meio - Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões); duques d'Alba de acostagem e de amarração rígidos, formados por um agrupamento de estacas (direita - OCIMF, 2007).

Estas estruturas especializadas são usadas frequentemente para fins portuários, e podem ser instaladas individualmente, ou em conjunto com outras. Por exemplo, numa estrutura do tipo ponte-cais (*jetty*), com base nas funções específicas que desempenham, podem distinguir-se os seguintes tipos de duques d'Alba: acostagem, amarração, guiamento e aproximação. Os dois primeiros tipos de duques d'Alba são os mais frequentes e integram a estrutura de acostagem esquematizada na Figura 2.35.

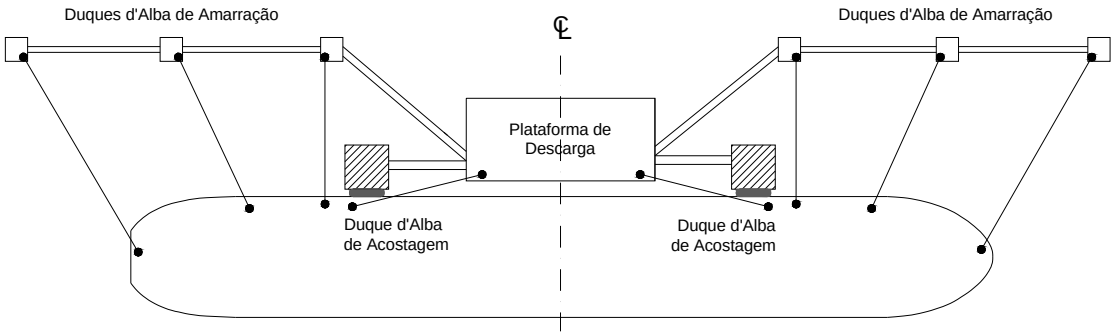


Figura 2.35 – Estrutura de acostagem do tipo *jetty*.

A principal função dos duques d'Alba de acostagem é resistir às forças de impacto do navio durante a manobra de acostagem, e após a amarração ao cais, quando este se movimenta por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário. Estas estruturas destinam-se, portanto, a aliviar a estrutura principal dessas acções do navio, podendo ou não fazer parte integrante do sistema de absorção da energia de acostagem. Os duques d'Alba de amarração, como o próprio nome indica, são estruturas usadas para a amarração do navio, e podem estar equipados com cabeços ou ganchos de amarração, cabrestantes, e outros dispositivos de amarração. Os duques d'Alba de guiamento (*turning dolphins*) destinam-se a guiar o navio até ao cais, ou a afastá-lo de obstáculos conhecidos. Podem também ser utilizados como estruturas de guiamento em eclusas de navegação e perto de pilares de pontes. Os duques d'Alba de aproximação são utilizados nas situações em que o trecho extremo de uma estrutura de acostagem requer protecção adicional relativamente aos navios que chegam.

As forças de impacto (ou de reacção) a que o sistema de acostagem é submetido são função, quer da quantidade de energia cinética que lhes é transmitida pelo navio (ver secção 2.3.2.6), quer das suas características de deformação. Assim, no que diz respeito ao modo de lidar com as forças que lhe são transmitidas pelo navio, os duques d'Alba de acostagem podem ser subdivididos em estruturas rígidas e flexíveis, Figura 2.36. Os duques d'Alba rígidos devem estar, obrigatoriamente, dotados de defensas elásticas, que têm a função de absorver a (quase) totalidade da energia cinética transferida durante o impacto do navio com a estrutura. A energia absorvida pela defensa durante a fase de compressão, E, é dada pela área compreendida entre a curva de 'força de reacção-deformação' e o eixo das abcissas, desde zero até à máxima deformação atingida, $\delta_{máx}$, e pode ser determinada através de,

$$E = \int_{o}^{\delta_{máx}} R(\delta)\, d\delta \tag{2.20}$$

Nas condições referidas, o duque d'Alba é projectado para apresentar uma rigidez elevada, sendo o elemento responsável pela transmissão das forças de reacção da defensa para o terreno de fundação, Figura 2.36 – esquerda. Os duques d'Alba rígidos podem ser constituídos, por exemplo, por grupos de estacas, estacas de grande diâmetro, caixotões de betão armado e células de estacas-prancha de várias configurações, com preenchimento de areia ou de materiais de ângulo de atrito interno mais elevado. Importa acrescentar que neste último caso, embora o impacto do navio não deva originar a deformação global da estrutura, podem ocorrer deformações localizadas no contorno da célula de estacas-prancha.

Os duques d'Alba flexíveis têm a capacidade de absorver a energia transmitida pelo navio durante o impacto com a estrutura, por deformação lateral. Estas estruturas são habitualmente formadas por estacas verticais, ou quase verticais, encastradas no terreno de fundação (fundo de um rio ou do mar). A capacidade de absorção de energia destas estruturas pode ser aumentada com a instalação de uma defensa elástica, Figura 2.36 – direita.

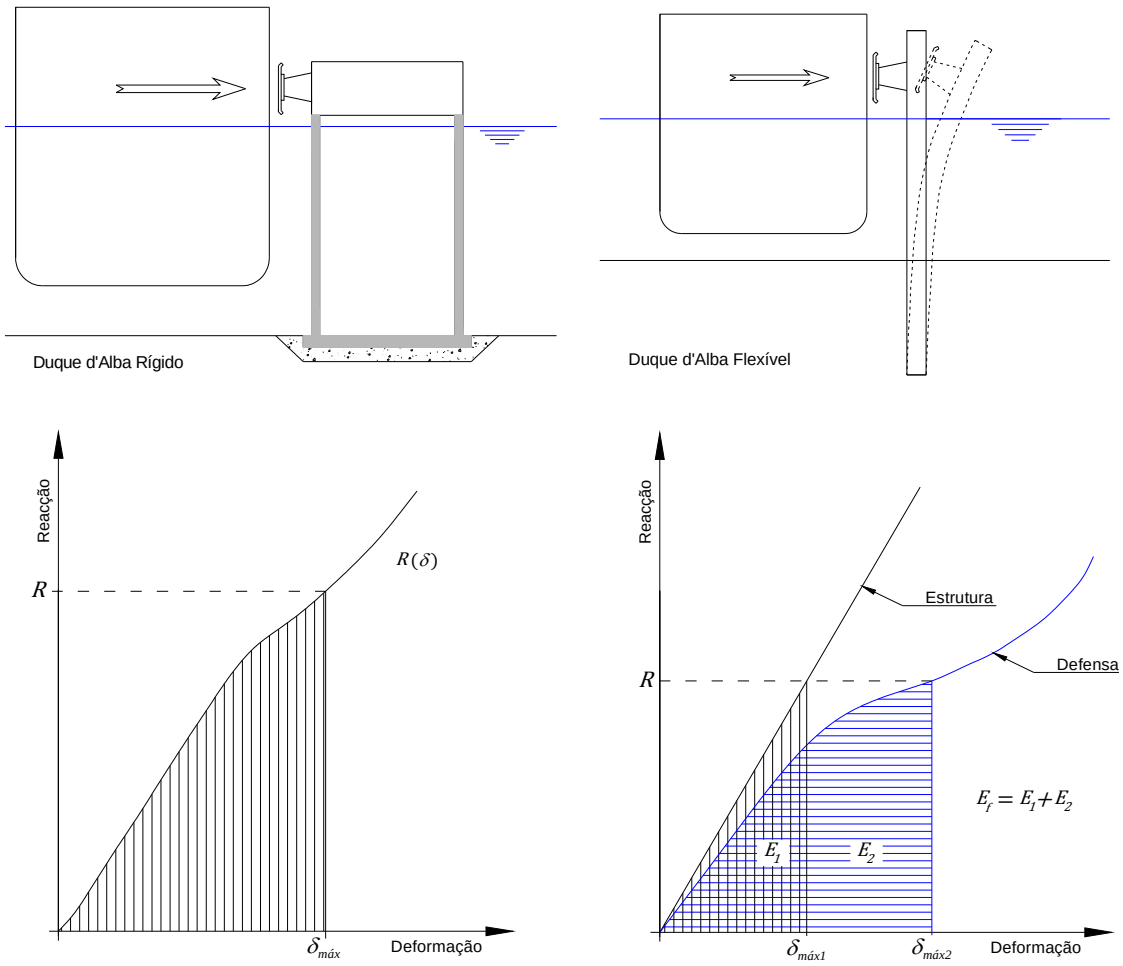


Figura 2.36 – Duques d'Alba de acostagem rígido (esquerda) e flexível (direita), ambos dotados de defensa: diagramas de 'força de reacção-deformação' (adaptado de ROM 0.2, 1990).

Quando um duque d'Alba flexível é utilizado individualmente, ou em conjunto com uma defensa de grande rigidez (e.g. defensa de madeira), a quase totalidade da energia cinética transmitida pelo navio ao sistema de acostagem é absorvida pelo duque d'Alba. Supondo que a deformação do duque d'Alba é uma translação simples, de grandeza proporcional à força aplicada no seu centro de gravidade, a energia absorvida pela estrutura é dada por,

$$E_1 = \frac{1}{2}\,\delta_{máx1}\,R \tag{2.21}$$

em que $\delta_{máx1}$ representa a deformação máxima da estrutura e R a força de impacto que produz essa deformação máxima.

Quando o duque d'Alba flexível está equipado com uma defensa elástica, a energia transferida para o sistema de acostagem é absorvida, em conjunto, pelos dois elementos referidos, Figura 2.36 – direita. Neste caso, a força de reacção transmitida ao terreno de fundação é aquela para a qual a soma das energias absorvidas, isoladamente, pela defensa (E_2) e pelo duque d'Alba (E_1), para essa mesma força de reacção, é igual à energia cinética transmitida pelo navio ao sistema de acostagem. Esta hipótese é válida, apenas, se a deformação máxima da defensa elástica e do duque d'Alba flexível ocorrer ao mesmo tempo.

2.3.4.2. Mecanismos de rotura

Dada a importância que os duques d'Alba têm em muitas obras portuárias, interessa fazer uma análise sucinta dos seus principais mecanismos de rotura, que traduzem as diferentes formas que a rotura da estrutura pode ter quando as solicitações nela aplicadas ultrapassam a sua resistência. Os mecanismos de rotura estão, obviamente, relacionados com a função e com o tipo de estrutura. Dada a diversidade de tipologias de duques d'Alba existentes, nesta secção, a análise é centrada, apenas, nos mecanismos de rotura associados a dois tipos de estruturas distintos: um rígido, do tipo gravítico (e.g. caixotão de betão armado), e o outro flexível (e.g. estaca metálica cravada).

Os mecanismos de rotura do sistema de acostagem podem estar associados ao navio, à estrutura de acostagem e ao próprio terreno de fundação. Assim, tanto a estrutura rígida como a flexível podem experimentar os seguintes modos de rotura:

- cedência do casco do navio em resultado da aplicação de forças de pressão elevadas pela defensa (força de reacção da defensa elevada ou área de contacto com o navio reduzida);
- rotura da defensa após impacto anormal do navio (i.e. com energia superior à de projecto), ou por se ter ultrapassado a sua resistência ao corte. Neste mecanismo pode incluir-se, também, a rotura da defensa por compressão oblíqua, devido a singularidades existentes no costado do navio (rampas, ganchos, rebordos salientes, entre outros), ou por a manobra de acostagem ter sido realizada com um ângulo de aproximação ao cais elevado;
- danificação da estrutura de acostagem principal, em resultado do contacto do navio (em manobra) com essa estrutura, no espaço compreendido entre duques d'Alba, devido à manobra de acostagem ter sido realizada com um ângulo de aproximação ao cais elevado;
- estragos no sistema de acostagem durante a ocorrência de níveis de maré extremos, eventualmente em conjunto com uma alteração importante do estado de carga do navio (bordo livre). Nestes casos o navio pode atingir o painel frontal da defensa abaixo do nível de projecto, ou o duque d'Alba abaixo desse painel. Além disso, quando o cais é utilizado por navios que apresentam um rebordo saliente no casco (e.g. *hull belting*), ou ângulos de *flare* elevados, o painel frontal da defensa pode ser tocado, superior ou inferiormente, quando o navio se movimenta na vertical.

Os duques d'Alba flexíveis, em particular os materializados por uma estaca cravada no terreno, podem experimentar os seguintes mecanismos de rotura adicionais:

- contacto do costado do navio com o duque d'Alba, abaixo da superfície livre da água, devido à deformação excessiva dessa estrutura;
- contacto do duque d'Alba com a estrutura principal, também motivado pela deformação excessiva da estrutura;
- rotura da estaca por qualquer um dos seguintes motivos: cedência, colapso da secção transversal devido à sua ovalização, esmagamento da parede (*buckling*) e rotura pelo material das juntas (uniões soldadas);
- liquefacção[16] do terreno de fundação por acção sísmica, com a consequente perda de resistência e de rigidez desse terreno;
- rotura do terreno de fundação, em resultado da redução da profundidade de cravação da estaca, devido à ocorrência de erosões localizadas;

[16] Durante a ocorrência de um sismo, as partículas do solo são agitadas, rapidamente, para a frente e para trás, elevando a pressão da água nos vazios existentes. Em solos arenosos, soltos e saturados, essa pressão da água pode aumentar, rapidamente, até um nível em que as partículas de solo, por instantes, se separam umas das outras, e se comportam como se flutuassem individualmente. Assim, o solo perde, temporariamente, a sua resistência e a sua rigidez. Este fenómeno toma o nome de liquefacção.

- rotura do terreno de fundação, por se ter ultrapassado a sua resistência máxima (com deslocamento da estaca em relação ao terreno de fundação envolvente, em regime plástico), ou por se ter utilizado uma profundidade de cravação da estaca insuficiente (rotura do terreno em forma de cunha);

Os duques d'Alba rígidos, do tipo gravítico, podem experimentar os seguintes mecanismos de rotura:

- derrube, quando a soma dos momentos destabilizadores é superior à dos momentos estabilizadores (o peso próprio da estrutura é a principal acção estabilizadora);
- deslizamento (ou escorregamento) pela base, nas situações em que a soma das forças horizontais destabilizadoras é superior à das forças horizontais estabilizadoras (estas incluem as forças de atrito mobilizadas ao nível da base, o impulso passivo do terreno, a resistência de bermas estabilizadoras, entre outras);
- rotura do terreno de fundação, em resultado da aplicação de tensões de compressão superiores à sua resistência, podendo originar o assentamento e a inclinação (assentamentos diferenciais) do duque d'Alba;
- rotura do maciço de fundação por deslizamento (ou escorregamento) global;
- liquefacção do terreno de fundação do duque d'Alba devido a acção sísmica, com possibilidade de ocorrência de assentamentos (eventualmente diferenciais), deslocamentos horizontais e rotação da estrutura.

2.3.4.3. Duques d'Alba flexíveis

Nas estruturas de acostagem do tipo *jetty* são por vezes instalados duques d'Alba numa linha avançada em relação à plataforma de carga, Figura 2.37. Comparativamente à alternativa de instalar defensas no paramento frontal dessa plataforma, esta solução apresenta as seguintes vantagens, PIANC, 2002: separação de funções, de forma a evitar a transmissão das forças aplicadas pelo navio nos dispositivos de acostagem (especialmente as acções de carácter anormal) para as estruturas operacionais, reduzindo assim os movimentos e as vibrações das componentes mais sensíveis do sistema; em caso de acidente, as estruturas operacionais não são, em princípio, afectadas.

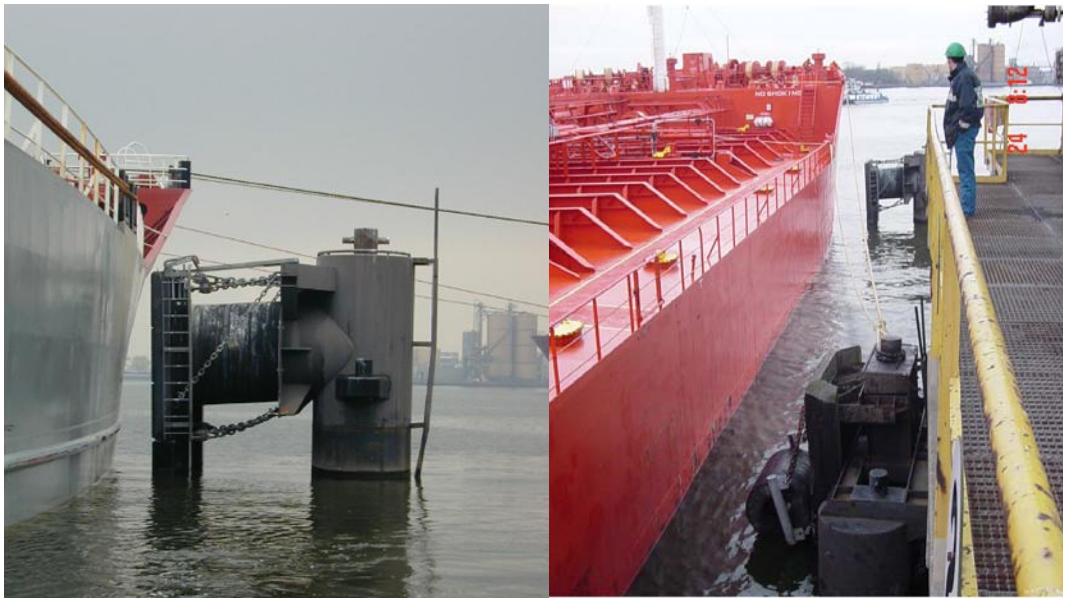


Figura 2.37 – Estrutura de acostagem com duques d'Alba de acostagem flexíveis: Posto "A", BP *Amsterdam Terminal, The Netherlands*.

Quando as características do terreno de fundação o permitem, a utilização de duques d'Alba flexíveis pode tornar-se vantajosa, na medida em que estas estruturas combinam as funções de defensa e de estrutura de acostagem. Como a capacidade de absorção de energia deste tipo de duques d'Alba é função do seu comprimento[17], estas estruturas tornam-se especialmente adequadas para aplicações em águas profundas, Bruijn, 2004. A capacidade de absorção de energia de um duque d'Alba flexível, materializado por uma estaca metálica encastrada, é também proporcional ao quadrado da tensão de cedência do aço, variando linearmente com a espessura da parede da estaca, PIANC, 2002.

Os duques d'Alba flexíveis devem ser dimensionados para resistir às acções de acostagem, às forças de amarração do navio (se for o caso) e às forças aplicadas sobre o navio, depois de amarrado, pelas acções do ambiente marítimo-portuário (agitação marítima, vento, correntes). Quando são requeridas capacidades de absorção de energia elevadas, estes duques d'Alba são materializados por estacas de grande diâmetro e espessura, fabricadas de aço de uma classe de resistência elevada. Estas soluções requerem, também, solos de características adequadas, e equipamentos pesados para o manuseamento e a cravação das estacas, Rita, 1984.

O comportamento de um duque d'Alba flexível é muito influenciado pela sua rigidez. Quando um duque d'Alba muito flexível é solicitado, a deformação experimentada será previsivelmente elevada, o que poderá originar o contacto deste com a estrutura principal (ponte-cais) ou com o navio (abaixo do nível da água). Caso a rigidez do duque d'Alba seja elevada, para a mesma capacidade de absorção de energia, a correspondente força de reacção será mais elevada, podendo ocorrer rotura por cedência (*yielding*) do duque d'Alba ou mesmo do casco do navio, Bruijn, 2004.

De modo a acautelar a eventualidade de, numa acostagem anormal (extrema), o duque d'Alba flexível atingir a estrutura de acostagem principal, deve-se, na fase de concepção, dar uma atenção especial à definição da folga entre essas duas estruturas. Por exemplo, a consideração de uma folga igual a duas vezes a máxima deformação elástica do duque d'Alba, permite que esta estrutura consiga absorver uma quantidade de energia (considerando já a ocorrência de deformação plástica) cerca de três vezes superior à que é absorvida em regime elástico (projecto), antes de esta atingir a estrutura principal, PIANC, 2002. Esta hipótese é válida, obviamente, se a flexibilidade do duque d'Alba permitir que a deformação plástica referida tenha lugar.

Os duques d'Alba flexíveis têm, frequentemente, secção circular e resultam da união em série de vários troços de diâmetro exterior constante, mas com uma espessura de parede variável. Por vezes, a classe de resistência do aço é também alterada ao longo do desenvolvimento da estaca. O objectivo é optimizar a resistência e a utilização da capacidade de deformação (e de absorção de energia) desse elemento, tendo em atenção que o momento de flexão varia ao longo do desenvolvimento da estaca.

O comportamento destas estruturas flexíveis depende, em larga medida, das características do terreno de fundação, nomeadamente da sua capacidade para resistir às acções horizontais transmitidas pelo trecho de estrutura cravado no terreno durante o impacto do navio, e de o fazer regressar à sua posição original, após essa força deixar de actuar. Para a análise deste tipo de estruturas, PIANC, 2002, faz referência a quatro tipos de métodos alternativos: métodos clássicos, baseados na teoria da pressão do solo em estado de equilíbrio último, que procuram simplificar sistemas estaticamente indeterminados tornando-os determinados (e.g. método de *Blum* e o método de *Brinch Hansen*); uma aproximação elástica sustentada na utilização de curvas *p-y*, que são baseadas em testes no terreno e descrevem a interacção combinada entre o solo e a estrutura, na forma de curvas não-lineares de força-deformação, para estacas carregadas lateralmente; o método proposto pelo *The Port and Harbour Reserch Institute*

[17] A capacidade de absorção de energia de um duque d'Alba flexível é proporcional ao cubo do seu comprimento em consola.

- PHRI, Japão, que considera o comportamento do solo como sendo não-linear; e a aplicação de um modelo de elementos finitos, a três dimensões, para descrever a interacção entre o solo e a estrutura, que tome em consideração a possibilidade de ocorrência de deformação plástica. Este último método, é mais preciso e mais complexo do que os restantes, requerendo uma boa caracterização do terreno de fundação.

No dimensionamento de duques d'Alba flexíveis tem-se assistido a um aumento gradual das tensões máximas que são admitidas na estrutura, no sentido de as aproximar da tensão de cedência do material constituinte. Esta tendência baseia-se no princípio de que a ocorrência de deformações permanentes na estrutura, por se ultrapassar a tensão de cedência do material, não conduz, imediatamente, à sua rotura global, Bruijn *et al.*, 2005.

Nas normas e nas recomendações aplicáveis a duques d'Alba flexíveis publicadas mais recentemente, pode também observar-se a tendência referida, ou seja, a aceitação da possibilidade de ocorrência de deformações em regime plástico, quando essas estruturas são submetidas a solicitações de carácter anormal por parte dos navios. Por exemplo, PIANC, 2002, permite a consideração de um factor de majoração da força aplicada no duque d'Alba igual 1.0, nas situações em que não ocorra rotura da estrutura, no mínimo, até se atingir uma deformação igual a duas vezes a sua deformação máxima em regime elástico. EAU, 1996, apresenta uma recomendação idêntica, mas não torna explícitas as suas condições de aplicação, Bruijn, 2004.

A tendência de aproximar as tensões máximas admissíveis na estrutura da tensão de cedência do seu material constituinte, visa optimizar a capacidade de absorção de energia do duque d'Alba, e baseia-se no facto de que a ocorrência de deformação plástica, dentro de certos limites, pode permitir aumentar a capacidade de absorção de energia da estrutura. De facto, quando a tensão de cedência do material que constitui o duque d'Alba é excedida, este entra em regime plástico. Quando a força aplicada deixa de actuar, a estrutura tende a regressar à sua posição inicial, no entanto, exibirá uma pequena deformação permanente. Como ilustra a Figura 2.38, depois de o duque d'Alba ter sofrido deformação plástica, a sua capacidade de absorção de energia é maior ($E_2 > E_1$).

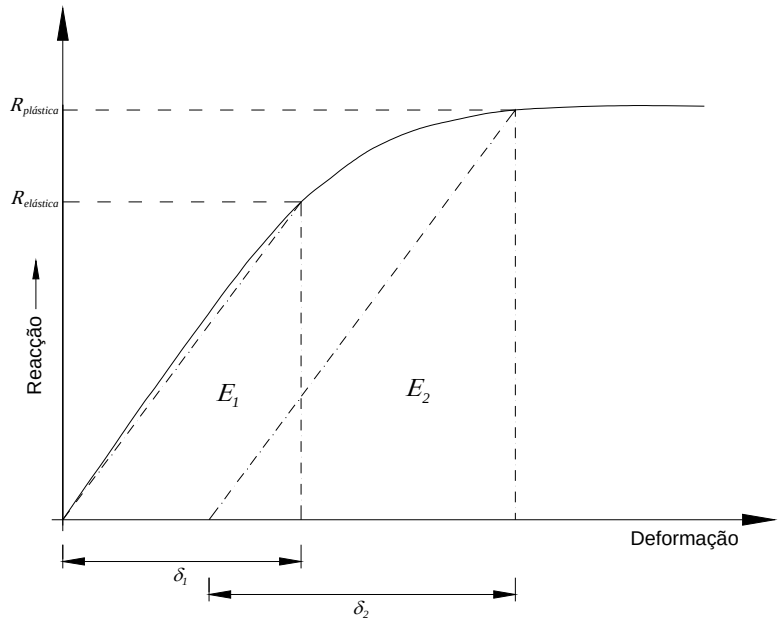


Figura 2.38 – Curva de 'força de reacção-deformação' de um duque d'Alba: aumento da capacidade de absorção de energia após a ocorrência de deformação plástica.

Em teoria, o aumento da "segurança", ou seja, da capacidade de absorção de energia do duque d'Alba flexível, pode chegar a 70%, Equação (2.22), desde que não ocorram primeiro outras formas de rotura, nomeadamente por esmagamento e ovalização da secção transversal da estaca, ou por rotura do terreno de fundação. Esta abordagem implica, portanto, a utilização de uma parte da capacidade de cedência do duque d'Alba em regime plástico na definição da sua margem de segurança à rotura.

$$\left.\begin{matrix} R_{plástica} \approx 1.3\, R_{elástica} \\ \delta_2 \approx 1.3\, \delta_1 \end{matrix}\right\} E_2 \approx (1.3^2)\, E_1 \approx 1.7\, E_1 \tag{2.22}$$

A forma como a contribuição do regime plástico (capacidade de cedência plástica), para a segurança da estrutura, é considerada nas normas referidas anteriormente, não é, no entanto, a mais adequada, podendo originar soluções com um coeficiente de segurança baixo ou, no pior dos cenários, inseguras. Bruijn *et al.*, 2005, referem que esta constatação se pode tornar alarmante pelas seguintes razões:

- maior probabilidade de ocorrência de rotura por esmagamento e ovalização da secção transversal da estaca devido à utilização de diâmetros cada vez maiores, em combinação com espessuras de parede relativamente pequenas. As normas referidas apenas têm em consideração a possibilidade de ocorrência de rotura por deformação excessiva e por cedência;
- a utilização, cada vez mais frequente, de aços com uma tensão de cedência elevada (com o intuito de aumentar a capacidade de absorção de energia da estrutura) conduz, também, a um aumento do risco de rotura do duque d'Alba por esmagamento e ovalização da sua secção transversal;
- em regime plástico, o risco de rotura do duque d'Alba por esmagamento e ovalização da sua secção transversal pode aumentar significativamente;
- a tendência observada no sentido da consideração do regime plástico, não é acompanhada pelo desenvolvimento de modelos de cálculo e de critérios de dimensionamento, que permitam avaliar a capacidade de carga da estaca nesse regime, considerando todos os modos de rotura relevantes.

Com o objectivo de suprimir as lacunas referidas, Bruijn, 2004, desenvolveu um modelo numérico que permite a determinação do comportamento não-linear da curva de força-deformação de duques d'Alba flexíveis até à rotura. Esse modelo inclui todos os mecanismos de rotura relevantes em regime elástico e plástico (cedência, deformação, esmagamento e ovalização), e considera uma interacção não-linear entre a estaca vertical e o terreno de fundação. A aplicação do modelo permite, portanto, uma melhor avaliação da segurança à rotura, optimizando o dimensionamento deste tipo de estruturas flexíveis.

O modelo desenvolvido é definido, pelo autor, como um modelo do tipo *nonlinear beam on nonlinear winkler foundation* (NBNWF), na medida em que tem em conta o regime plástico do duque d'Alba flexível (estaca vertical) e considera o comportamento não-linear do terreno de fundação. Este modelo foi verificado e validado por comparação com um modelo baseado numa análise por elementos finitos, Bruijn, 2004.

Os casos de estudo analisados por Bruijn, 2004, permitiram concluir que os modos de rotura por esmagamento e por ovalização da secção transversal do duque d'Alba, não devem ser esquecidos nas verificações aos estados-limite últimos, especialmente quando o quociente entre o diâmetro da estaca, D, e a espessura da parede, e, é elevado. Além disso, a utilização da capacidade de deformação plástica do duque d'Alba flexível deve ficar limitada às situações em que o quociente D/e é baixo (em torno de 40). Com efeito, nestes casos, o comportamento da estaca é governado, apenas, pelos estados-limite de deformação. No entanto, com o aumento do quociente D/e, o esmagamento da parede da estaca passa a ser o modo de rotura condicionante. As conclusões apresentadas mostram a necessidade de reavaliar as linhas de orientação para o dimensionamento de duques d'Alba flexíveis apresentadas em algumas

normas e recomendações internacionais (e.g. EAU, 1996; PIANC, 2002). Embora a optimização do dimensionamento dos duques d'Alba, com base no aproveitamento da sua capacidade de deformação plástica, permita reduções do peso de aço a utilizar na estaca de cerca de 30 a 40%, os coeficientes de segurança da estrutura devem ser mantidos a um nível suficientemente elevado, Bruijn *et al.*, 2005.

No seguimento do que foi referido, importa ainda acrescentar que o problema do esmagamento local da secção transversal da estaca é referido, ainda que de forma muito superficial, em PIANC, 2002. De facto, essa publicação recomenda a adopção de estacas com espessuras de parede elevadas para evitar esse problema, ou o enchimento da secção oca da estaca com uma mistura de areia e brita, ou betão.

2.3.5. Dispositivos de Amarração

2.3.5.1. Dispositivos de amarração instalados no navio

Os dispositivos de amarração do navio são um conjunto de equipamentos instalados a bordo, que tem como função guiar e suportar os esforços de amarração do navio ao cais, ou a outro navio, e que pode incluir: os cabeços de amarração (*mooring bitts* ou *bollards*), as buzinas (*closed chocks*), as castanhas de roletes (*roller fairleads*) e os guinchos de amarração. Os cabeços de amarração são peças metálicas verticais, com a base solidamente fixa ao convés do navio, que servem para amarrar (i.e. dar volta) os cabos de amarração, sendo usados, especialmente, nas amarrações entre navios e para a amarração de rebocadores ao navio. Estes elementos podem ser individuais ou duplos, Figura 2.39 – esquerda. As buzinas são aberturas na borda falsa do navio, em geral à proa e à popa, destinadas a dar passagem aos cabos de amarração para o exterior, com igual facilidade, quer acima, quer abaixo do plano horizontal em que são instaladas, Figura 2.39 – direita. Na ausência de borda falsa, estes dispositivos podem ser instalados, individualmente, junto à borda do navio, Figura 2.39 – esquerda.

Figura 2.39 – Dispositivos de amarração instalados no navio: cabeços de amarração, castanha de roletes e buzina (esquerda), OCIMF, 2008; buzinas de proa de um navio amarrado no Porto de Leixões (direita).

As castanhas são peças metálicas usadas como guia na mudança de direcção dos cabos de amarração no convés do navio (para os não danificar), e podem apresentar um ou mais roletes de eixo vertical (e.g. *pedestal roller*). Estes elementos são utilizados quando não é possível conseguir um alinhamento directo entre o tambor do guincho de amarração e a buzina. No entanto, nalguns navios, as castanhas de roletes podem ser utilizadas em substituição das buzinas, tendo para tal configurações específicas, e apresentando vários roletes de eixo horizontal e vertical (e.g. *universal roller fairlead*). Nestes casos,

os roletes permitem reduzir o desgaste dos cabos de amarração e melhorar o desempenho dos guinchos de amarração, na medida em que reduzem a fricção dos cabos na passagem para o exterior do navio. Estes dispositivos são, portanto, adequados para navios que usem cabos de fibras sintéticas, uma vez que a fricção os pode danificar com mais facilidade, no entanto requerem mais manutenção do que as buzinas. Importa ainda acrescentar que na língua inglesa existem designações próprias para cada um destes dispositivos, dependendo das funções específicas que desempenham e da sua forma.

Alguns navios estão também equipados com ganchos de amarração, alguns dos quais de desengate rápido, e cabrestantes. Os guinchos de amarração são dispositivos usados com a função de tensionar os cabos de amarração do navio, que têm a capacidade de manter as forças aplicadas nesses cabos através de um mecanismo do tipo travão. O cabo de amarração recolhido é armazenado no tambor do guincho. Pela sua importância, estes dispositivos são apresentados, em maior detalhe, na secção seguinte.

2.3.5.2. Guinchos de amarração

Os guinchos de amarração do navio (*mooring winches*) são um elemento-chave em qualquer sistema de amarração na medida em que: seguram as extremidades dos cabos de amarração a bordo do navio; permitem o ajuste do comprimento desses cabos e das forças de pré-tensão neles aplicadas, bem como a compensação dessas forças aquando da modificação das condições em que a amarração foi realizada (e.g. estado de carga do navio, nível de maré); são utilizados como dispositivos de auxílio à realização das operações de acostagem e de amarração do navio, e na manutenção do posicionamento do navio em relação ao cais durante o período de tempo em que este permanece amarrado; e guardam os cabos de amarração quando estes não estão a ser utilizados. Podem também funcionar como mecanismos de segurança, libertando o cabo de amarração de forma controlada, quando as forças exteriores aplicadas ultrapassam valores-limite especificados.

As principais componentes dos guinchos de amarração são: o motor, o tambor e o travão. O tambor (*winch drum*) pode ser dividido numa secção de tensionamento e numa secção de armazenamento do cabo de amarração recolhido, Figura 2.40. No entanto, em alguns guinchos existe apenas um tambor, que combina essas duas funções.

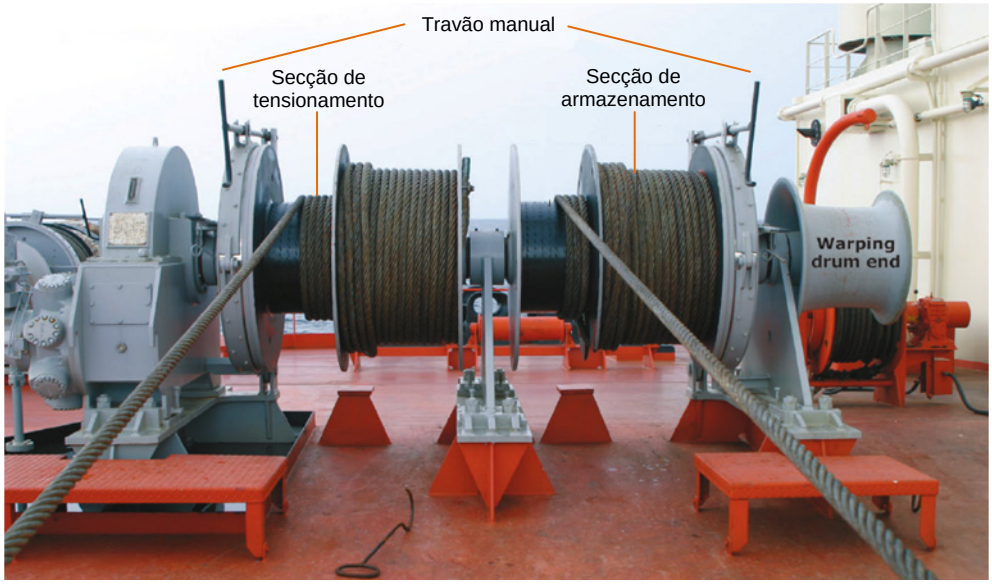


Figura 2.40 – Guincho de amarração de tambor dividido, OCIMF, 2008.

Os guinchos de tambor dividido permitem ter um maior controlo, quer das forças de tracção aplicadas no cabo de amarração na operação de tensionamento, quer da força de fixação do tambor, uma vez que o cabo é enrolado, na secção de tensionamento, em apenas uma camada. Estes guinchos são também de mais difícil operação. O travão (*winch brake*) é o componente de maior importância, uma vez que é o responsável pela fixação do tambor e, consequentemente, da extremidade do cabo de amarração a bordo do navio. Pode também funcionar como um mecanismo de segurança, caso a força de tracção aplicada no cabo de amarração se torne demasiadamente elevada, na medida em que, por cedência, permite que o cabo alivie parte dessa força, reduzindo assim a probabilidade de ocorrência de rotura. O intervalo de forças para as quais o travão entra em funcionamento deve ser muito pequeno, cedendo apenas o suficiente para trazer as forças aplicadas no cabo de amarração para um nível seguro.

A força de tracção nominal que o guincho de amarração deverá poder aplicar num cabo não deve ser inferior a 22% nem superior a 33% da força mínima de rotura dos cabos de amarração de projecto do navio, considerando apenas uma camada de cabo no tambor e a velocidade de alagem de projecto, OCIMF, 2008.

Os guinchos de amarração instalados no navio podem ser de operação manual ou automática. Nesta última categoria podem ser incluídos os guinchos anteriormente designados como de tensão constante (*constant tension*), de tensão própria (*selftension*) e de tensão automática (*auto-tension*), Krogstad, 1988. Actualmente, os guinchos de tensão automática permitem a especificação de valores-limite para as forças de tracção aplicadas no cabo de amarração. Deste modo, quando o valor da força aplicada ultrapassa o limite superior especificado, o guincho afrouxa automaticamente o cabo de amarração. Se pelo contrário, o valor da força aplicada no cabo é inferior ao limite inferior especificado, o guincho é activado, tensionando o cabo de amarração. As forças aplicadas nos cabos de amarração são, portanto, conhecidas.

No entanto, quando um dado navio está equipado com guinchos de tensão automática, estes devem ser operados em modo manual sempre que o navio está amarrado ao cais e ligado ao sistema de descarga (Schellin e Ostergaard, 1995; OCIMF, 2007 e 2008). Esta recomendação é uma consequência das más experiências que resultaram da utilização incorrecta deste tipo de dispositivos de amarração, Krogstad, 1988. De facto, a desactivação do modo de operação automático visa evitar a perda de controlo sobre o navio amarrado, motivada por um funcionamento inadequado desses dispositivos, quando o navio é submetido a acções importantes do ambiente marítimo (em particular do vento e de correntes). É ainda recomendado que os cabos de amarração do navio sejam seguros com o tambor do guincho fixo com o travão manual, estando o motor desengatado, OCIMF, 2008.

Com efeito, a utilização desses guinchos em modo automático pode fazer com que as regeiras de proa e de proa, e os lançantes de proa e de popa, trabalhem de forma incorrecta (i.e. uns contra os outros). Como resultado, o navio pode deslocar-se, continuamente, ao longo do cais, no sentido de actuação das forças exteriores, com os guinchos de amarração instalados numa das extremidades do navio (e.g. à proa) a afrouxarem os cabos de amarração respectivos (i.e. desenrolando o cabo), e os guinchos de amarração instalados na outra extremidade (e.g. à popa) a tensionarem os cabos de amarração aos quais estão associados (i.e. enrolando o cabo), Schellin e Ostergaard, 1995. De forma análoga, existe também a possibilidade de alguns guinchos estarem a afrouxar os traveses de uma das extremidades do navio, enquanto os outros trabalham no sentido de tensionar os traveses amarrados na extremidade oposta, resultando num afastamento diferencial do navio em relação ao cais, Krogstad, 1988.

Tendo em conta o que foi referido, os guinchos de tensão automática podem reduzir, drasticamente, a eficácia do sistema de amarração na oposição às acções do ambiente marítimo-portuário, permitindo ao navio amarrado experimentar movimentos longitudinais (e, eventualmente, transversais) superiores

aos limites operacionais do sistema de movimentação de cargas instalado no cais, situação essa que pode originar estragos nesse sistema e a poluição ambiental, Schellin e Ostergaard, 1995. No entanto, com a tecnologia actual, é possível controlar todos os guinchos de amarração do navio de uma forma integrada, de modo a evitar a ocorrência das situações críticas referidas e a manter o navio amarrado ao cais na posição pretendida, Krogstad, 1988.

Os riscos referidos podem ser minimizados, em certa medida, através da escolha criteriosa dos valores das forças para as quais os vários guinchos afrouxam e tensionam os respectivos cabos de amarração. No entanto, importa frisar que os guinchos de tensão constante, que apresentam uma força-limite de afrouxamento idêntica à de tensionamento, não são recomendados e nunca deverão ser utilizados para a amarração das regeiras, Krogstad, 1988. Com efeito, em geral, os traveses permitem a utilização de forças de afrouxamento e de tensionamento mais próximas do que as regeiras. Assim, pode ainda ser equacionada a possibilidade de fixar o tambor das regeiras com o travão manual, enquanto os guinchos associados aos traveses são deixados em modo automático, Krogstad, 1988.

Nos guinchos de amarração tradicionais, o afrouxamento ou o tensionamento dos cabos de amarração, assim como o travamento do tambor, são realizados de uma forma manual. O travão do guincho deve ser ajustado de forma a suportar uma força mínima de 60% da força mínima de rotura do cabo de amarração de projecto. Se for considerada uma força maior deve permitir-se o escorregamento do cabo antes da ocorrência de rotura, Schellin e Ostergaard, 1995. O desempenho do travão do guincho depende de diversos factores, sendo fundamental realizar operações de inspecção e de manutenção periódicas destes equipamentos, OCIMF, 2008.

Em geral, os guinchos de amarração instalados no navio apresentam uma força de tracção nominal pequena e não têm, usualmente, uma manutenção adequada. Pelos motivos referidos, Bruun, 1989, recomenda a utilização de guinchos instalados na estrutura de acostagem e operados por uma equipa do porto, como forma de tirar partido das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, na redução da amplitude dos movimentos do navio depois de amarrado. Importa ainda referir que um dos pontos fracos dessa solução é o provável aumento das responsabilidades da equipa afecta ao porto na manutenção do navio amarrado ao cais em condições de segurança.

2.3.5.3. Dispositivos de amarração instalados no cais

Os dispositivos de amarração instalados no cais devem ser compatíveis com os instalados no navio, estar posicionados em locais convenientes e possibilitar a amarração dos navios, que se prevê virem a utilizar o cais, em condições de segurança. Estes dispositivos devem também ser instalados em número suficiente e com um espaçamento entre si adequado. A facilidade com que permitem o manuseamento dos cabos de amarração do navio é um requisito adicional.

Os dispositivos mais correntes são os cabeços de amarração, os ganchos de amarração (incluindo os de desengate rápido), os cabrestantes e as castanhas de roletes. No entanto, alguns terminais portuários estão também equipados com guinchos de amarração de capacidade superior aos que habitualmente se encontram instalados a bordo dos navios, Bruun, 1988. Estes dispositivos podem ser utilizados com o objectivo de permitir a aplicação de forças de pré-tensão nos cabos de amarração mais elevadas, ou para auxiliar o manuseamento desses cabos, em substituição dos cabrestantes.

Os cabeços de amarração (*bollards*) são peças metálicas verticais, com a base cravada solidamente ao cais, utilizadas para prender os cabos de amarração lançados a partir do navio, Figura 2.41. Este tipo de dispositivo não é, contudo, apropriado para a amarração de navios de grande porte, Schellin e Ostergaard, 1995. Com efeito, quando se utilizam cabeços de amarração, os cabos do navio podem apenas ser libertados quando se encontram frouxos e por levantamento manual. Estas condições de

funcionamento são muito limitativas, especialmente em caso de emergência. Nos terminais destinados a navios de grande porte devem, portanto, ser instalados ganchos de amarração de desengate rápido de controlo remoto, para permitir a libertação rápida e segura dos cabos de amarração.

Figura 2.41 – Dispositivos de amarração instalados no cais: cabeço de amarração (esquerda, superior), gancho de amarração duplo (direita, superior), cabrestante (*Harbour & Marine Engineering*[18] - esquerda, inferior), e gancho de desengate rápido de controlo remoto com cabrestante integrado (*Harbour & Marine Engineering* - direita, inferior).

Os cabrestantes (*capstan*) são unidades destinadas a facilitar o manuseamento dos cabos de amarração do navio. Contrariamente aos guinchos de amarração, estas unidades possuem um eixo de rotação vertical e são usadas para a alagem dos cabos de amarração para terra, habitualmente com recurso a um cabo mensageiro. Os cabrestantes devem ser instalados num local próximo do ponto de amarração, ou estar integrados no próprio dispositivo de amarração (e.g. gancho de desengate rápido), numa posição que permita que o "olho" do cabo de amarração deslize, facilmente, para o gancho ou cabeço de amarração, Figura 2.41. Estes dispositivos não permitem o armazenamento do cabo de amarração. Em alternativa aos cabrestantes, alguns operadores preferem a utilização de guinchos de amarração de eixo horizontal, com a mesma capacidade de tracção. As castanhas de roletes destinam-se a auxiliar o manuseamento dos cabos de amarração do navio, sendo para o efeito instaladas em locais próximos dos cabrestantes.

[18] http://www.harbourmarine.com

Os ganchos de amarração de desengate rápido (*quick release mooring hooks*) são recomendados para a amarração de navios de grande porte (Schellin e Ostergaard, 1995; OCIMF, 2007), sendo utilizados em todo o mundo nos principais terminais para navios do tipo petroleiro e de transporte de gás, Wilson e Toth, 2004. Comparativamente aos tradicionais cabeços de amarração, este tipo de dispositivos torna possível realizar as operações de amarração e de libertação do navio de uma forma mais fácil, rápida e segura, sem necessidade de reduzir as forças aplicadas nos cabos de amarração. Estas características são especialmente importantes em situações de emergência.

A configuração típica destes dispositivos de amarração consiste na instalação de ganchos de desengate rápido múltiplos (e.g. duplos, triplos e quádruplos) numa base comum. Cada um desses ganchos deve estar dimensionado para uma força de trabalho, em condições de segurança, superior à força mínima de rotura do cabo mais resistente que se prevê vir a ser utilizado na amarração dos navios à estrutura de acostagem em estudo. Estes dispositivos devem ainda ser constituídos por um número de ganchos adequado, que permita que apenas um cabo seja amarrado em cada um dos ganchos disponíveis. Além disso, todos os ganchos de amarração devem poder ser accionados (desengatados) independentemente e possibilitar a libertação dos cabos, quer quando estes têm aplicadas forças muito elevadas (próximas da sua força mínima de rotura), quer quando estão frouxos, Schellin e Ostergaard, 1995.

O mecanismo de desengate rápido pode ser concebido para permitir um accionamento manual no local (sistema *standard*), ou remoto. O sistema de desengate pode ser mecânico, eléctrico, pneumático ou hidráulico, permitindo a libertação do cabo de amarração do respectivo gancho de forma controlada e segura. A possibilidade de controlar remotamente o dispositivo é uma característica determinante em situações de emergência, uma vez que permite salvaguardar a segurança do pessoal afecto à operação de libertação do navio, ao mesmo tempo que aumenta a eficiência da operação, reduzindo ao mínimo o número de pessoas necessárias à sua realização (podem ser necessárias duas pessoas na vizinhança do dispositivo para a eventualidade de os cabos de amarração ficarem emaranhados e para acautelar uma possível falha local de energia).

Com efeito, a libertação dos cabos de amarração do navio é uma tarefa de risco elevado para quem a realiza, Wilson e Toth, 2004. A energia libertada durante a rotura de um cabo em tensão pode ferir gravemente, ou mesmo matar, as pessoas que estiverem na sua proximidade. Esses riscos aumentam, significativamente, pelo facto de a equipa que trabalha no terminal portuário ter pouco controlo sobre as condições em que os cabos de amarração se encontram, pois são propriedade do navio, e porque é muito provável que a libertação sucessiva dos vários cabos aumente as forças aplicados nos que ainda se encontram amarrados. Importa ainda referir que o accionamento dos ganchos de desengate rápido deve apenas ser realizado após aviso prévio à tripulação do navio.

Actualmente existem diversos sistemas de apoio à manobra de acostagem e de largada do navio, e de monitorização, em tempo real, das condições em que este se encontra amarrado ao cais. Esses sistemas funcionam, usualmente, de forma integrada e incluem diferentes tipos de avisos, quer para o pessoal a bordo do navio, quer para o pessoal de terra. Esses sistemas são abordados nas secções 2.5 e 2.6.

2.4. LAYOUTS DE AMARRAÇÃO DO NAVIO À ESTRUTURA DE ACOSTAGEM

No âmbito do presente trabalho, a designação "*layout* de amarração" refere-se à disposição geométrica e espacial dos cabos usados na amarração do navio à estrutura de acostagem. O *layout* de amarração mais adequado a cada situação é função das características do navio e da estrutura de acostagem, do número e do posicionamento dos pontos de amarração disponíveis (quer no navio, quer no cais), das condições de abrigo da estrutura de acostagem e das acções locais do ambiente marítimo-portuário, da experiência da equipa responsável pela amarração do navio, entre outros.

O *layout* utilizado na amarração do navio influencia a distribuição de esforços pelos vários cabos de amarração que o constituem, Krogstad, 1988, podendo, portanto, desempenhar um papel importante na redução dos movimentos do navio, OCIMF, 2008, e, consequentemente, nas condições operacionais e de segurança de um terminal portuário.

A orientação mais eficaz para resistir a uma qualquer força resultante do ambiente marítimo-portuário é aquela em que o cabo de amarração é lançado segundo a direcção da força actuante. Como na prática se torna impossível cumprir o requisito anterior, na abordagem ao problema, as forças a actuar sobre o navio são divididas numa componente longitudinal, paralela ao eixo longitudinal central do navio, e numa componente transversal, perpendicular ao eixo referido. Assim, um *layout* de amarração deve incluir cabos de amarração que são lançados segunda uma direcção paralela ao cais, e outros com uma direcção perpendicular. Os cabos de amarração, no seu conjunto, devem ter a capacidade de resistir às forças máximas que ocorrem segundo essas direcções e, simultaneamente, de limitar a amplitude dos vários movimentos do navio a valores considerados aceitáveis.

A eficiência com que os diversos cabos de amarração se opõem aos seis tipos de movimento do navio é diferente, e está directamente relacionada com a sua orientação em relação ao movimento em causa e elasticidade. No que diz respeito à orientação, a eficiência de um determinado cabo é função de dois ângulos: do ângulo vertical que o cabo faz com o plano do cais, α, e do ângulo horizontal que o cabo faz com o eixo longitudinal central do navio, β, Equações (2.16) e (2.17). Assim, quanto maior for a inclinação de um cabo de amarração, menor será a sua eficiência a resistir a forças horizontais (e.g. se α passar de 20º para 45º, a eficiência do cabo diminui cerca de 75%). Analogamente, quanto maior for o ângulo β, maior será a eficácia do cabo de amarração na oposição ao movimento de deriva do navio (movimento transversal ao cais), e menor será a eficiência desse cabo na limitação do movimento de avanço (movimento longitudinal ao cais).

A Figura 2.42 apresenta o *layout* típico de amarração de um navio a uma estrutura de acostagem do tipo *jetty*, frequente em terminais para navios petroleiros, indicando as designações dos diversos cabos de amarração que o constituem. O *layout* de amarração de um navio num cais do tipo contínuo deverá ser diferente do apresentado, devido à necessidade de manter o cais desimpedido, Rita, 1995a.

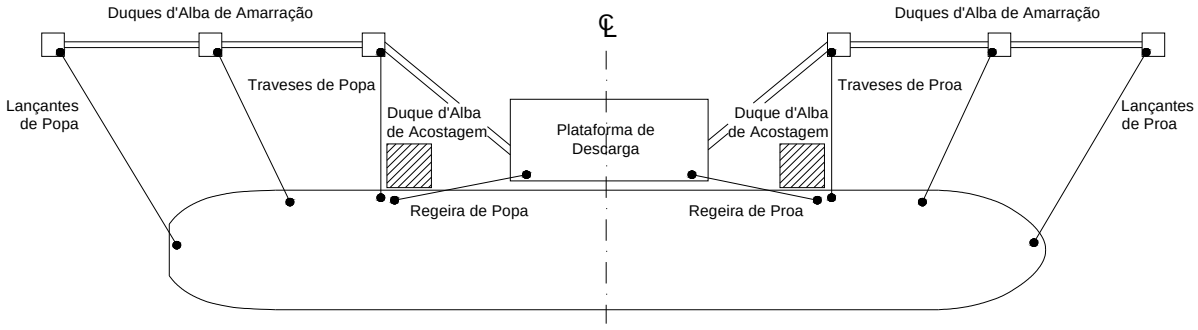


Figura 2.42 – *Layout* típico de amarração de um navio numa estrutura de acostagem do tipo *jetty* (adaptado de PIANC, 1995).

As regeiras (*spring lines*) têm como função principal oporem-se aos movimentos do navio segundo a direcção longitudinal. As forças aplicadas nestes cabos de amarração estão, portanto, relacionadas com a amplitude dos movimentos de avanço. As regeiras devem ser lançadas a partir de pontos situados o mais próximo possível das extremidades do navio (i.e. da proa e da popa), para que apresentem um comprimento adequado à função que desempenham (a elasticidade do cabo varia na razão directa do

seu comprimento), embora ainda dentro da zona do corpo paralelo da embarcação, de modo a evitar o contacto destes cabos com o costado.

Os traveses (*breast lines*) procuram limitar a amplitude dos movimentos do navio segundo a direcção perpendicular ao cais, nomeadamente de deriva e de guinada. A influência sobre os movimentos de arfagem, balanço e cabeceio é menos significativa. Estes cabos de amarração devem ser lançados com uma direcção próxima da perpendicular ao eixo longitudinal do navio, para maximizar a sua eficácia na oposição aos movimentos referidos. Adicionalmente, o ângulo dos traveses com a horizontal deve ser pequeno, e o seu comprimento determinado em função da elasticidade pretendida para o sistema de amarração segundo a direcção transversal ao cais. Das condicionantes apresentadas, resulta, por vezes, a necessidade de recuar os pontos de amarração desses cabos no cais, relativamente à frente acostável, o que nem sempre é possível. Tal como as regeiras, os traveses devem ser lançados o mais próximo possível das extremidades do navio (i.e. da proa e da popa), para se tornarem eficazes na oposição aos movimentos de guinada.

Os equipamentos de movimentação de cargas deslocam-se, com frequência, sobre carris instalados ao longo de toda a frente acostável do cais. Esses carris são um impedimento à utilização de traveses na amarração do navio, PIANC, 1995. Em certas situações é possível minimizar a interferência com a circulação no cais elevando a posição dos pontos de amarração relativamente à cota do terrapleno adjacente. Esta medida permite também que o ângulo dos traveses com o plano horizontal seja mais pequeno.

Os lançantes de proa e de popa (*head* e *stern lines*) são utilizados como complemento às regeiras e aos traveses. Estes cabos de amarração não são usualmente muito eficientes na limitação dos movimentos do navio devido, sobretudo, ao seu comprimento elevado (que se traduz numa elasticidade também elevada) e à sua orientação (ângulos entre 30º e 60º com o alinhamento do cais), Schellin e Ostergaard, 1995, podendo em alguns casos ser dispensados, OCIMF, 2008. Assim, se a estrutura de acostagem possuir pontos de amarração bem distribuídos, as regeiras e os traveses podem ser utilizados de forma eficiente, ficando o navio convenientemente amarrado numa extensão de cais sensivelmente igual ao seu próprio comprimento.

Como foi referido anteriormente, o papel dos vários cabos de amarração na oposição aos movimentos do navio depende, essencialmente, da sua orientação e das suas características elásticas. Por exemplo, Goda, 2000, refere que os lançantes de proa e de popa são cabos de amarração que têm como função principal oporem-se aos movimentos segundo a direcção longitudinal, enquanto os traveses são usados para restringir os movimentos de deriva e de guinada. As regeiras são usadas para amarrar o navio em condições normais, sendo recomendada a sua libertação em condições de tempestade.

É importante ter em atenção que, em muitas situações, o ângulo do cabo de amarração com o cais e o seu comprimento estão relacionados. Ângulos reduzidos são vantajosos, no entanto, para os conseguir pode ser necessário utilizar cabos com um comprimento elevado (admitindo que existe um ponto de amarração no local pretendido). Os cabos de amarração longos são mais flexíveis, permitindo ao navio movimentos de maior amplitude, que podem originar uma redução da eficiência das operações de carga e descarga, problemas de segurança e riscos ambientais. Por outro lado, estes cabos apresentam também maior capacidade de absorver a energia cinética do navio e facilitam as operações de pré-tensionamento.

O número de cabos a utilizar na amarração de um navio ao cais deve ser o mínimo possível, de modo a facilitar as operações de amarração e, simultaneamente, evitar uma disposição dos cabos de amarração muito congestionada, PIANC, 1995. A título de exemplo, o Quadro 2.7 apresenta o número de cabos necessário para a amarração de diferentes tipos de navios.

Quadro 2.7 – Número de cabos de amarração em função do tipo e das dimensões do navio, adaptado de PIANC, 1995.

Cabo de amarração	Navio A	Navio B	Navio C	Navio D
Lançantes de proa	1	2	3	4
Traveses de proa	(1)	2	2	2
Regeiras de proa	1	1	2	2
Regeiras de popa	1	1	2	2
Traveses de popa	(1)	2	2	2
Lançantes de popa	1	2	3	4
Total	4	10	14	16

Navio A – Pequeno navio de carga.
Navio B – Navio de carga médio.
Navio C – Graneleiro ou petroleiro até 40 000 t de peso bruto.
Navio D – Graneleiro ou petroleiro com mais de 40 000 t de peso bruto.

A concepção e o dimensionamento dos sistemas utilizados na amarração de navios devem basear-se num conjunto de princípios e de recomendações, numa perspectiva de maximização da sua eficiência, e não descurando as condições de segurança do navio amarrado. Essas recomendações, que podem ser encontradas em PIANC, 1995, para navios em geral, e em OCIMF, 2008, especificamente, para navios do tipo petroleiro e navios transportadores de gás, são apresentadas de seguida:

1. Idealmente, a rigidez dos cabos de amarração deve ser idêntica à das defensas de modo a minimizar a amplitude dos movimentos do navio amarrado (PIANC, 1995);
2. Os cabos de amarração devem ser distribuídos simetricamente em relação ao centro de gravidade do navio, de modo a obter uma repartição de forças uniforme entre os vários elementos do sistema de amarração e minorar as forças máximas que lhes são aplicadas (PIANC, 1995; OCIMF, 2008). Por outro lado, uma distribuição desigual das forças aplicadas sobre o navio pelos vários cabos de amarração pode originar a sua rotura em cadeia (sequencialmente);
3. É importante que as componentes transversais das forças aplicadas pelos vários cabos de amarração à popa e à proa do navio se mantenham simetricamente distribuídas em torno do seu centro de gravidade, quando o navio se movimenta segundo a direcção longitudinal, a partir da sua posição de equilíbrio. Se isto não se verificar, o movimento de avanço do navio dará origem a movimentos de guinada, ou seja, a um movimento acoplado (PIANC, 1995);
4. Regra geral, os cabos de amarração devem ser todos do mesmo material, construção, diâmetro e, se possível, do mesmo comprimento, OCIMF, 2008. Se tal não for possível, pelo menos os cabos de amarração pertencentes ao mesmo grupo devem obedecer aos requisitos referidos. O objectivo é obter uma repartição de forças uniforme entre os cabos pertencentes ao mesmo grupo de amarração (PIANC, 1995; OCIMF, 2008). As diferenças de rigidez entre cabos do mesmo grupo condicionam a repartição dos esforços entre eles, potenciando primeiro a rotura dos mais rígidos, e de seguida dos mais elásticos. Os comprimentos mínimos dos cabos usados na amarração de navios de grande porte podem ser da ordem dos 35 a 50 m, PIANC, 1995. Embora as características elásticas dos cabos de fibras sintéticas de módulo de elasticidade elevado se aproximem das dos cabos de aço, o uso de cabos de materiais distintos no mesmo grupo de amarração deve ser evitado, OCIMF, 2008. Por exemplo, se os cabos de aço forem passados pelos mesmos dispositivos que outros cabos mais macios, os segundos podem ser danificados pelos primeiros;

5. O ângulo dos cabos de amarração com a horizontal deve ser o mais pequeno possível, de forma a aumentar a sua eficiência na redução da amplitude dos movimentos de avanço, deriva e guinada. Recomendam-se, portanto, ângulos verticais máximos de 25º a 30º (PIANC, 1995; OCIMF, 2008);
6. Os cabos de amarração devem ser mantidos permanentemente em tensão com o intuito de potenciar o desenvolvimento de forças de atrito adequadas na interface das defensas com o casco do navio e, simultaneamente, evitar que sejam solicitados de uma forma muito brusca (PIANC, 1995);
7. Quando os cabos de amarração são compostos por extremidades mais flexíveis, estas devem ter o mesmo comprimento e ser do mesmo material em todos os cabos pertencentes a um determinado grupo de amarração (Schellin e Ostergaard, 1995; OCIMF, 2008);
8. Os traveses devem ser orientados o mais perpendicularmente possível ao eixo longitudinal central do navio, e ser lançados o mais próximo possível da proa e da popa (OCIMF, 2008);
9. As regeiras devem ter, tanto quanto possível, uma direcção paralela ao eixo longitudinal central do navio (OCIMF, 2008);
10. Os lançantes de proa e de popa não são necessários se existirem cabeços de amarração em posições convenientes (OCIMF, 2008).

A Figura 2.43 apresenta um *layout* de amarração genérico para navios do tipo petroleiro, que se baseia nos princípios e nas recomendações anteriormente referidos. Esse *layout*, que foi normalizado pela indústria do sector, refere-se a condições *standard* do meio-ambiente e deve ser utilizado, sobretudo, em ambientes multi-direccionais, nos quais nenhuma direcção singular domina, ou onde qualquer uma das forças ambientais se pode tornar num factor dominante.

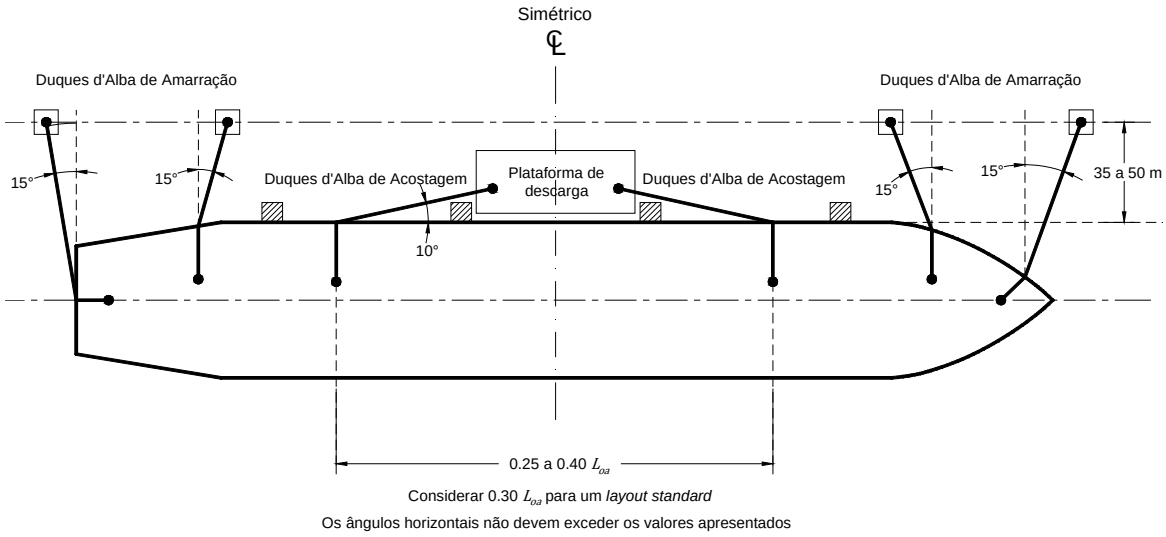


Figura 2.43 – *Layout* de amarração genérico, adaptado de OCIMF, 2008.

No entanto, nas estruturas de acostagem implantadas em locais com condições ambientais direccionais (ondulação elevada, ventos ou correntes), poderá ser mais vantajoso utilizar um *layout* de amarração específico para esse local, nomeadamente um que inclua lançantes de proa e de popa, e/ou traveses e regeiras adicionais, OCIMF, 2008. Com efeito, a utilização de lançantes de proa e de popa, com uma orientação compreendida entre a direcção longitudinal e a transversal, pode, por exemplo, restringir os movimentos do navio segundo a direcção longitudinal (direcção das acções dominantes do ambiente marítimo) de uma forma optimizada e, simultaneamente, dar um contributo favorável para a limitação

dos movimentos segundo a direcção transversal ao cais (direcção das acções secundárias do ambiente marítimo).

A utilização de lançantes de proa e de popa requer, pelo menos, dois pontos de amarração adicionais (e.g. dois duques d'Alba de amarração), um à popa e outro à proa do navio, podendo contribuir para a redução da eficiência global do sistema de amarração do navio quando o número de cabos disponível é limitado, OCIMF, 2008. Assim, a utilização desses cabos deverá estar condicionada às situações em que as condições locais o exigem por questões de manobrabilidade do navio (alguns pilotos usam estes cabos de amarração para auxiliar na acostagem ou na largada do navio, bem como para o movimentar ao longo do cais), pela localização dos pontos de amarração disponíveis (e.g. navio de pequeno porte amarrado num cais projectado para navios de grande porte), pelas condições do ambiente marítimo-portuário, ou quando as forças longitudinais a actuar sobre o navio são elevadas.

A utilização de lançantes de proa e de popa é também recomendada quando os pontos de amarração instalados no cais se encontram muito próximos do navio, inviabilizando a utilização de traveses, ou quando a sua localização torna indispensável a utilização de regeiras com um ângulo vertical elevado (Bruun, 1989; Schellin e Ostergaard, 1995; OCIMF, 2008). Por outro lado, nos locais com um regime de ventos e/ou correntes com uma direcção dominante bem caracterizada, e com velocidades elevadas, poderá ser necessário utilizar *layouts* de amarração assimétricos, eventualmente incluindo lançantes de proa e de popa, OCIMF, 2008.

Sakakibara e Kubo, 2008b, analisaram a influência da assimetria do sistema de amarração (em termos de rigidez) no comportamento de navios amarrados. Para tal definiram um parâmetro de assimetria que representa o quociente entre a rigidez das defensas e dos cabos utilizados na amarração do navio, segundo a direcção transversal ao cais. O estudo incluiu a simulação numérica do comportamento de três navios do tipo petroleiro em lastro, sob a acção de agitação marítima de través e do vento. Nestas condições, os movimentos de deriva são predominantes. Nas várias simulações realizadas apenas a rigidez das defensas foi modificada, tendo o parâmetro de assimetria do sistema de amarração variado de 1 a 300. Não foram aplicadas forças de pré-tensão nos cabos de amarração do navio (condição mais desfavorável).

Os resultados obtidos mostraram que o parâmetro de assimetria do sistema de amarração influencia, de uma forma significativa, a resposta sub-harmónica[19] do navio. Nas simulações em que esse parâmetro é unitário, a amplitude dos movimentos de deriva e as forças aplicadas nas defensas e nos traveses são mínimos. No entanto, os valores dessas grandezas aumentam rapidamente com o aumento da rigidez das defensas, estabilizando para valores intermédios do parâmetro de assimetria. Tendo por base estes resultados, Sakakibara e Kubo, 2008b, concluíram que as condições de operacionalidade de um cais são significativamente influenciadas pelas características do sistema de amarração, sendo vantajosa a substituição dos sistemas de amarração assimétricos por sistemas simétricos ou de fraca assimetria. Com esse objectivo, os autores sugerem a substituição dos cabos de amarração de fibras sintéticas por cabos de amarração de aço, a utilização de defensas de maior elasticidade e o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração.

Habitualmente, o parâmetro de assimetria do sistema de amarração varia entre 100 e 300 nos terminais dotados de defensas do tipo *buckling*, Sakakibara e Kubo, 2008b. No entanto, nas situações em que as defensas instaladas no cais são do tipo pneumático, para a mesma capacidade de absorção de energia,

[19] As acções exteriores que actuam num navio amarrado podem dar origem aos seguintes tipos de resposta: harmónica, ou seja, na gama de frequências dessas acções (e.g. agitação marítima, vento); sub-harmónicas, com frequências inferiores às dessas acções, e cuja origem está relacionada com a assimetria do sistema de amarração e com a não-linearidade do seu comportamento, e com as ondas de longo período ligadas; e super-harmónicas, com frequências superiores às das acções exteriores.

esse parâmetro diminui para valores entre 10 e 30. Assim, de acordo com esses autores, as condições operacionais de um terminal portuário podem ser melhoradas pela substituição das defensas do tipo *buckling* por defensas pneumáticas.

As conclusões obtidas no estudo apresentado anteriormente ajudam a compreender a conflituosidade entre as exigências impostas ao sistema de defensas na sua fase de concepção e de dimensionamento. Com efeito, se durante a manobra de acostagem é vantajoso ter defensas rígidas e com uma elevada capacidade de absorção de energia, após a amarração do navio ao cais, para minimizar a amplitude dos seus movimentos e reduzir as forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, as defensas devem apresentar um comportamento mais elástico, para que o parâmetro de assimetria do sistema de amarração assuma valores baixos e próximos da unidade. Em linha com o que referido, PIANC, 1995, recomenda que a rigidez dos cabos de amarração seja semelhante à das defensas. Por fim, e no que toca à selecção das defensas, importa ainda acrescentar que a elasticidade e a reflectividade são duas características muito distintas, que não podem ser confundidas (ver secção 2.3.2.4).

A *Oil Companies International Maritime Forum* apresenta também um conjunto de princípios e de recomendações que devem ser tidos em consideração na definição do posicionamento dos pontos de amarração num determinado terminal portuário, OCIMF, 2008:

1. Os vários pontos de amarração devem ser posicionados o mais simetricamente possível em torno do ponto central da estrutura de acostagem;
2. Nas estruturas de acostagem convencionais, o comprimento dos cabos de amarração do navio deve estar compreendido entre 35 e 50 m. Os cabos de amarração utilizados no mesmo serviço devem ter igual comprimento. Nos ambientes direccionais estes critérios podem não ser praticáveis;
3. Deve ser instalado um número suficiente de pontos de amarração para permitir uma conveniente distribuição dos cabos a utilizar na amarração dos diversos navios que irão acostar na estrutura em estudo. Devem também privilegiar-se os *layouts* de amarração que recorram apenas a regeiras e a traveses;
4. Na definição da posição altimétrica dos pontos de amarração a instalar no cais deve ter-se em conta que o ângulo vertical dos cabos de amarração do navio deve ser o mínimo possível, não devendo exceder 25º. Devem, portanto, ser consideradas as posições-limite do navio em relação à estrutura de acostagem, sendo necessário analisar a variação do bordo livre do navio durante as operações de movimentação de carga e do nível da água junto ao cais;
5. Os duques d'Alba de acostagem devem ser posicionados, preferencialmente, a uma distância igual a um terço do comprimento fora-a-fora do navio e simetricamente em relação à plataforma central de carga/descarga. Quando a estrutura de acostagem se destina a ser utilizada por uma gama muito variada de navios, a distância entre esses duques d'Alba deve ser tal que proporcione uma frente de acostagem com um comprimento entre 25 e 40% do comprimento fora-a-fora desses navios. Esse comprimento deve ser centrado a meio-navio, de forma a assegurar compatibilidade com o corpo central do navio (de secção constante) e, simultaneamente, uma distribuição de forças equilibrada. Os maiores espaçamentos podem ser desejáveis em algumas situações, como forma de restringir os movimentos de guinada do navio. Nos duques d'Alba de acostagem podem também ser instalados dispositivos de amarração, se estes possibilitarem a utilização de regeiras com um comprimento adequado à sua função;
6. Os dispositivos de amarração instalados no cais devem ter uma resistência (*service working load* - SWL) superior à força mínima de rotura do cabo mais resistente que se antecipa vir a ser utilizado na amarração dos navios nesse posto de acostagem, e serem complementados por cabrestantes (ou guinchos) e *fairleads*, para facilitar o manuseamento dos cabos de amarração.

Quando, devido aos condicionalismos existentes, não é possível utilizar cabos de amarração com um comprimento adequado, existe a possibilidade de utilizar alguns dispositivos de cais (e.g. roldanas), que possibilitam que esses cabos, passando por eles, regressem novamente ao navio, Rita, 1984. A extremidade do cabo que regressa ao navio é amarrada aos cabeços instalados a bordo. A operação de tensionamento desse cabo pelo guincho de amarração e o ajuste do travão do tambor são realizados da forma habitual. Com este procedimento, o cabo de amarração é utilizado de uma forma que permite aumentar, aproximadamente para o dobro, a sua resistência normal, OCIMF, 2007.

Os navios amarrados podem ser submetidos a forças muito elevadas, devido à ocorrência de condições ambientais particularmente adversas, que o equipamento de amarração disponível a bordo não tem capacidade de suportar, ainda que bem dimensionado e de acordo com a regulamentação internacional existente, Bruun, 1989. Nestas situações, a solução pode passar pela definição de condições-limite de operacionalidade no terminal, ou pelo reforço da amarração do navio recorrendo a meios do próprio terminal. O reforço da amarração pode ser realizado através da disponibilização de cabos de amarração adicionais, ou recorrendo a roldanas instaladas no posto de acostagem, através das quais os cabos de amarração passam, voltando de novo para o navio. O recurso ao auxílio de rebocadores pode também ser equacionado. Em qualquer um dos casos deverá ter-se em consideração a possibilidade de as forças aplicadas poderem originar a compressão excessiva das defensas, ou mesmo a danificação do casco do navio.

A utilização de guinchos de amarração instalados no cais permite a aplicação de forças de pré-tensão mais elevadas nos cabos de amarração, assim com um melhor controlo da amarração do navio, Bruun, 1989. No entanto, pode ser criado um problema de partilha de responsabilidades no que diz respeito, quer à manutenção do navio amarrado em condições de segurança, quer à operação do dispositivo.

Alguns navios utilizam um sistema de amarração misto que combina regeiras de baixa elasticidade (rígidas) e traveses de maior elasticidade, OCIMF, 2008. Em teoria, este sistema permite minimizar a amplitude dos movimentos de avanço do navio, da qual resulta uma redução, quer da alternância de forças nos traveses, quer dos movimentos dos equipamentos de descarga (mangueiras ou braços de descarga). Apesar das vantagens que este sistema possa ter em teoria, as recomendações internacionais vão no sentido de se usarem cabos do mesmo tamanho e material na amarração do navio.

Nos terminais localizados em águas profundas e em zonas muito expostas é fundamental conseguir um alinhamento do navio amarrado (e do respectivo posto de acostagem) com as acções predominantes do ambiente marítimo-portuário (agitação marítima, correntes, vento), Krogstad, 1988.

Os terminais devem estar apetrechados com os dispositivos necessários à amarração dos navios que recebem, quer em tamanho, quer em número, OCIMF, 2008. O *harbour master* é o responsável por tomar todas as medidas necessárias à amarração do navio no porto, e pela definição do *layout* mais adequado para a amarração de cada navio face às condições do ambiente marítimo-portuário previstas. Esta responsabilidade resulta do seu conhecimento das características dos equipamentos de amarração e de movimentação de carga instalados no cais, bem como das condições locais do ambiente marítimo-portuário, OCIMF, 2007. No entanto, de acordo com os regulamentos internacionais, o comandante do navio é o responsável pela sua amarração e por manter o navio amarrado em condições de segurança (PIANC, 1995; OCIMF, 2008). Se necessário deve reforçar a amarração ou alterar o *layout* da mesma. Pese embora o referido, deverá existir sempre uma boa cooperação entre as duas entidades, com a equipa de terra a vigiar, regularmente, os cabos de amarração (especialmente quando as condições do meio-ambiente se modificam). Em caso de necessidade, essa equipa deve informar o comandante do navio da necessidade de fazer correcções na amarração. O controlo da amarração pode ser feito por inspecção visual, ou utilizando dispositivos de medição das forças aplicadas nos cabos de amarração.

A selecção do *layout* de amarração mais adequado a cada navio deve ter em consideração as condições ambientais e operacionais locais, e as características da própria estrutura de acostagem. A Figura 2.44 apresenta *layouts* de amarração para várias categorias de navios, para duas das quatro estruturas de acostagem do tipo *jetty* que fazem parte do terminal de petroleiros de águas profundas do Porto de *Sullom Voe*, Escócia. Esses postos de acostagem tem uma configuração em *T* e são constituídos por quatro duques d'Alba de acostagem em linha, equipados com defensas elásticas de borracha.

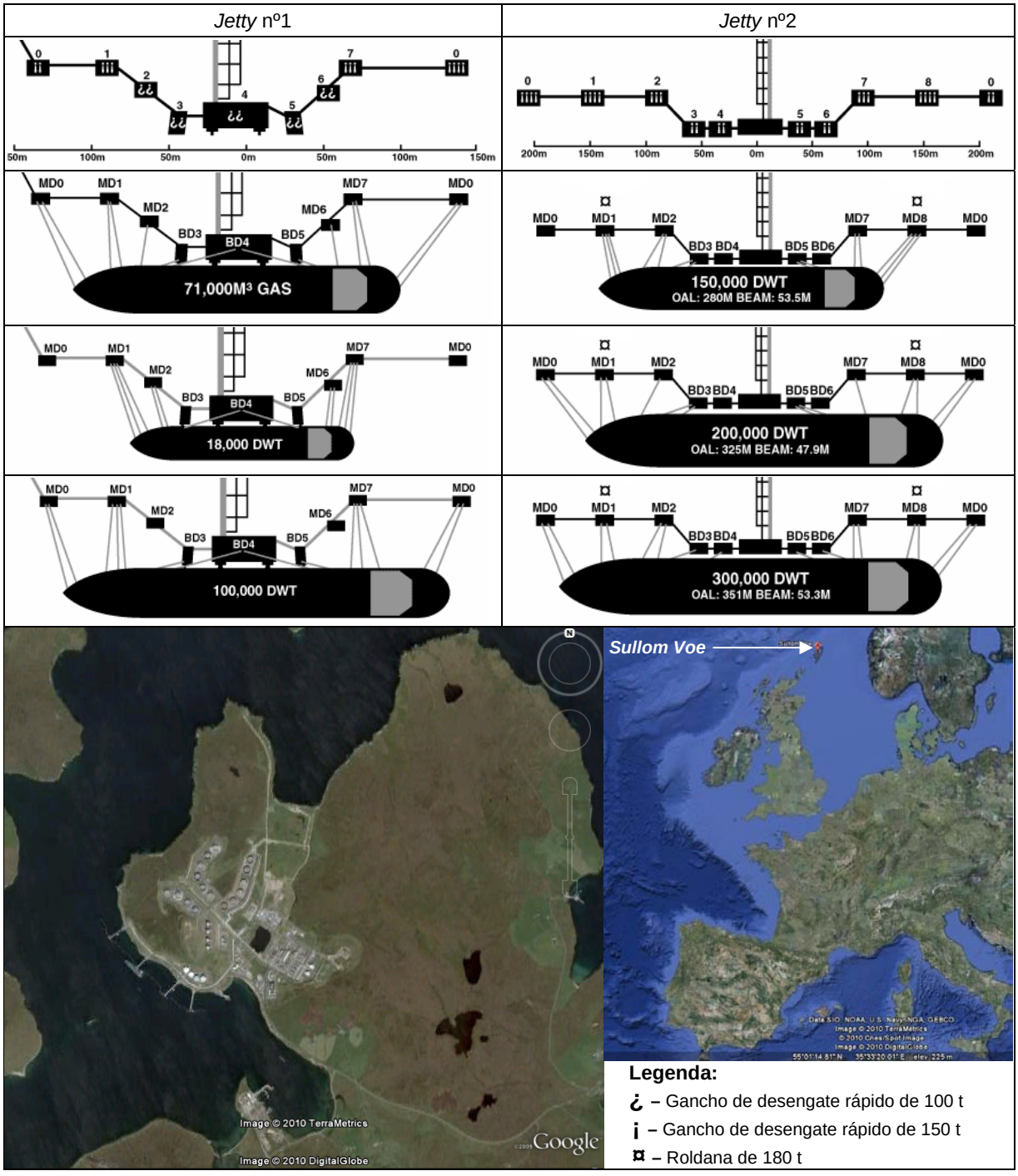


Figura 2.44 – *Layouts* de amarração para navios equipados com cabos de aço no *Jetty* nº1 e nº2 do Terminal de Petroleiros do Porto de *Sullom Voe*, Escócia, em cima (http://www.shetland.gov.uk/ports/). Localização e vista aérea desse terminal, em baixo (*Google Earth*).

Os duques d'Alba de amarração encontram-se recuados em relação à linha de acostagem de modo a permitir a utilização de cabos de amarração (traveses) com o comprimento e a orientação adequados à sua função. Todos os duques d'Alba estão equipados com ganchos de desengate rápido. A acostagem dos navios deve ser realizada com um ângulo máximo de aproximação ao cais de 8º. O *jetty* nº2 está equipado com roldanas de desengate rápido para utilização por navios de grande porte.

O terminal de petroleiros de *Sullom Voe* está preparado para receber, de forma sistemática, navios com um comprimento total compreendido entre 140 e 365 m, e com calados que podem atingir os 24 m. No local de implantação do porto é frequente a ocorrência de ventos de grande intensidade, com rajadas a partir de qualquer direcção. Nestas condições a acostagem e a amarração dos navios exigem cuidados especiais.

Nesse terminal é recomendado o uso de cabos de amarração de aço ou, em alternativa, cabos de aço com extremidades de amarração de fibras sintéticas. Quando são utilizados cabos de fibras sintéticas na amarração do navio, o seu *layout* de amarração deve contemplar um mínimo de quatro lançantes, quatro traveses e de duas regeiras, quer à proa, quer à popa do navio.

No que concerne às recomendações para a amarração de navios no terminal de petroleiros de *Sullom Voe* destaca-se a proibição de utilizar guinchos de amarração em modo de tensionamento automático. As consequências negativas associadas a essa prática foram já descritas na secção 2.3.5.2. Quando o navio utiliza cabos de amarração de fibras sintéticas é aconselhado o seu pré-tensionamento, de forma a minimizar o afastamento do navio em relação ao cais, por acção da força do vento. A verificação das condições de amarração do navio durante a sua permanência no cais é fundamental.

A constituição de uma estrutura do tipo *jetty* é especificada, usualmente, através do espaçamento entre duques d'Alba de acostagem, da localização dos duques d'Alba de amarração, e do posicionamento e das características dos dispositivos de amarração instalados. Os duques d'Alba de amarração devem ser posicionados de forma a poderem receber, convenientemente, os lançantes e os traveses do navio. Em condições ideais apenas seriam necessárias quatro estruturas desse tipo. No entanto, nas situações em que se prevê que a estrutura de acostagem seja utilizada por um conjunto diversificado de navios, poderá ser necessário construir seis duques d'Alba. Importa acrescentar que os dois duques d'Alba de amarração mais exteriores devem ser posicionados (ligeiramente) fora do comprimento do maior navio que venha a utilizar a estrutura, de forma a evitar o contacto dos lançantes com o casco do navio. Os restantes duques d'Alba de amarração devem ser posicionados de forma a optimizar a orientação dos traveses e a acomodar, convenientemente, os vários navios que venham a usar o cais.

As estruturas do tipo *jetty* estão usualmente dotadas de quatro pontos de amarração para as regeiras do navio. Estes podem estar localizados na plataforma de carga e/ou descarga e nos duques d'Alba de acostagem. Estes pontos de amarração devem ser posicionados o mais próximo possível da frente de acostagem, de forma a manter as regeiras o mais paralelamente possível ao eixo longitudinal do navio.

2.5. DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO NÃO CONVENCIONAIS

No final do século passado surgiram no mercado sistemas para a amarração de navios em portos com características inovadoras, que dispensam o uso dos tradicionais cabos de amarração e a intervenção das equipas de amarração do navio. Esses sistemas procuram optimizar o funcionamento da estrutura de acostagem e melhorar as condições de acostagem e de amarração do navio.

O sistema *MoorMaster*^{TM}, que se poderá considerar um dispositivo de acostagem e amarração não convencional, baseia-se no princípio inovador de manter o navio posicionado em relação ao cais, após a acostagem, por intermédio de forças de vácuo, aplicadas no casco do navio através de um conjunto

de ventosas, Figura 2.45. Este sistema de amarração automatizado reúne, no mesmo equipamento, as funções tradicionalmente atribuídas aos cabos de amarração e, em certa medida, às defensas. As "almofadas" de vácuo criadas por estes dispositivos podem proporcionar forças de amarração de 20, 40 e 80 tf. Estes componentes são testados e seriados com a supervisão de sociedades internacionais de classificação (*Det Norske Veritas* – DNV e *Lloyds Register*).

Figura 2.45 – Sistema de amarração *MoorMaster*^{TM} (site da *Cavotec MSL - http://www.cavotec.com).*

Comparativamente aos sistemas mais tradicionais de acostagem e amarração de navios, as principais vantagens do *MoorMaster*^{TM} são: a rapidez com que as operações de acostagem e de "amarração" são realizadas, a economia nos custos com o pessoal afecto ao manuseamento dos cabos de amarração, e a capacidade de se ajustar e controlar dinamicamente o comportamento do navio acostado e "amarrado".

Por outro lado, a possibilidade de prescindir dos tradicionais cabos de amarração para segurar o navio ao cais, elimina o risco de acidentes envolvendo o pessoal a bordo do navio e do próprio cais, durante as operações de amarração e de libertação do navio. O sistema permite ainda monitorizar, e controlar remotamente, os movimentos e as forças de amarração do navio, de uma forma contínua e em tempo real. Caso as variáveis monitorizadas ultrapassem limites pré-definidos são accionados os sistemas de alarme e emitidos avisos para as equipas operacionais.

De acordo com o fabricante, a utilização desta tecnologia, baseada na amarração por forças de vácuo e em sistemas do tipo hidráulico, traduz-se numa redução do tempo de permanência do navio no porto, optimizando assim o funcionamento da estrutura de acostagem e do próprio navio. Devido à ausência de cabos na amarração do navio, não existe a necessidade de ocupar (ou reservar) espaço no terminal com esses cabos, sendo também possível reduzir o comprimento de cais necessário para a amarração do navio. De facto, devido à necessidade de lançar os cabos de amarração do navio segundo ângulos que assegurem eficiência no seu funcionamento, algumas áreas importantes do cais podem passar a ter uma utilização condicionada.

As características especiais do *MoorMaster*^{TM} permitem que as forças de amarração sejam aplicadas no navio de uma forma eficiente, dado que a ligação ao navio é realizada perto da linha de água, e porque o sistema se ajusta, automaticamente, às variações do nível de água e do estado de carga do navio.

A primeira aplicação deste sistema de amarração automatizado ocorreu em 1998, num terminal para navios do tipo *ferry* com um comprimento fora-a-fora máximo de 150 m, em *Picton*, Nova Zelândia. As unidades seguintes foram instaladas em terminais *ferry* e *ro-ro* destinados a navios com um porte

ligeiramente superior, e expostos a condições ambientais mais severas. A Figura 2.46 mostra o sistema instalado em 2005 no posto de acostagem nº 8 do *Port of Dover*, Reino Unido, destinado a navios do tipo *ferry* até cerca de 35 000 GT. Este porto é um dos mais movimentados da Europa nesse segmento de mercado (ligações por *ferry-boat* do canal da mancha), apresentando variações do nível de maré, em condições normais, da ordem de 7 m.

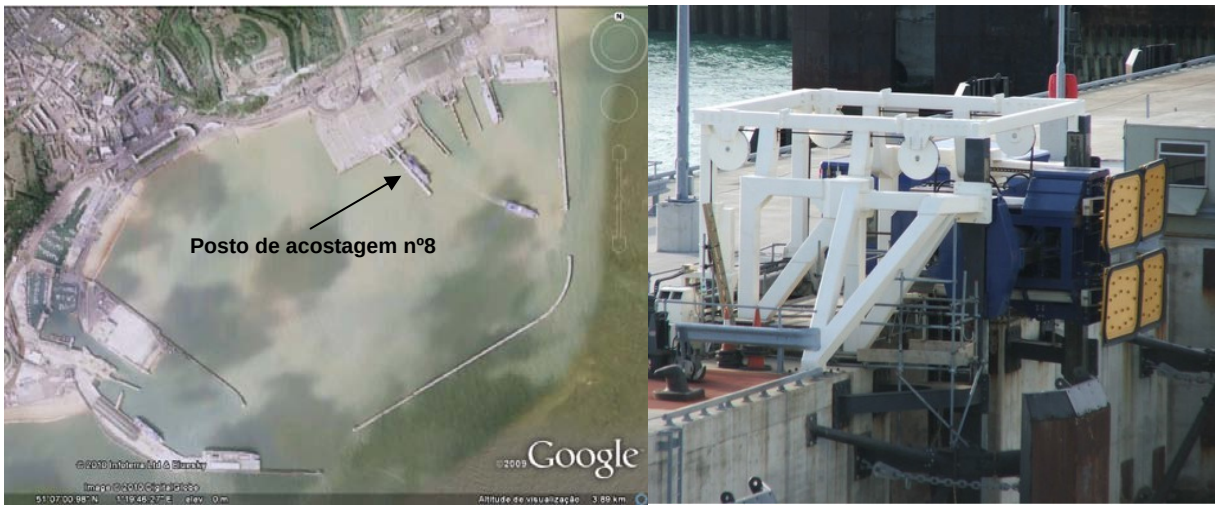


Figura 2.46 – Vista aérea do *Port of Dover*, Reino Unido - esquerda (Google Earth); sistema *MoorMaster*^{TM} 800 instalado no posto nº8 do *Port of Dover* - direita (site da *Cavotec MSL - http://www.cavotec.com*).

A primeira instalação do sistema *MoorMaster*^{TM} num terminal para navios porta-contentores ocorreu, a título experimental, em 2005, no *Port of Salalah*, Oman, Figura 2.47. Este porto situa-se no extremo Sul de Oman, estando exposto ao Mar da Arábia e a condições de agitação marítima particularmente energéticas durante a época das monções de Verão (*Khareef*). Essas condições estão, ocasionalmente, na origem dos movimentos de grande amplitude dos navios amarrados no porto e, também, da redução da eficiência das operações de movimentação de carga, Carr *et al.*, 2004. A variação do nível de água do mar por efeito da maré é, em média, de 1 a 2 m.

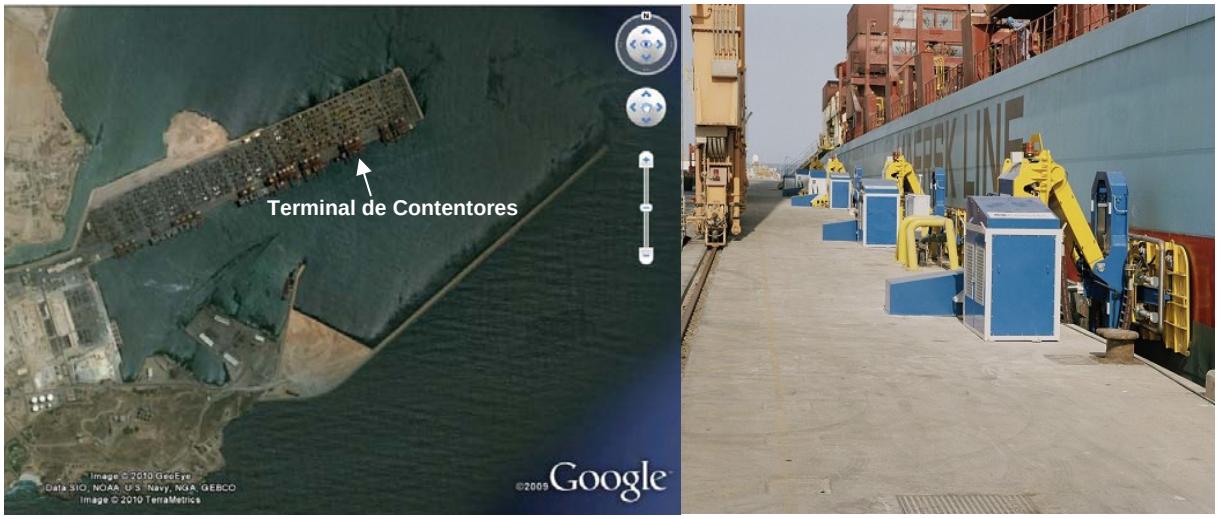


Figura 2.47 – Vista aérea do *Port of Salalah,* Oman - esquerda (Google Earth); sistema *MoorMaster*^{TM} 400 instalado no Terminal de Contentores *do Port of Salalah* - direita (site da *Cavotec MSL http://www.cavotec.com*).

Em 2006 foram instaladas nesse terminal mais unidades do sistema *MoorMaster*^{TM}, desta vez a título definitivo, que assim passou a ser utilizado na amarração de navios com um comprimento fora-a-fora de 347 m, e com deslocamentos da ordem das 100 000 t (cerca de 8000 TEU´s). Posteriormente, o sistema foi também testado na amarração de navios em eclusas, na via de navegação de *St. Lawrence, The Great Lakes*, Canada, na amarração entre navios, e num terminal mineraleiro em *Port Headland*, Austrália, destinado a receber navios até 120 000 t de peso bruto.

Os movimentos do navio depois de 'amarrado' são controlados por um conjunto de amortecedores hidráulicos, que procuram reproduzir as características de elasticidade e de resiliência dos tradicionais cabos de amarração. Assim, em determinadas situações, as condições de operacionalidade podem ser melhoradas com a instalação deste tipo de dispositivos, evitando-se a realização de intervenções mais dispendiosas no porto ou no terminal portuário. Em caso de emergência, a libertação do navio pode ser realizada instantaneamente, através de uma simples ordem de comando dada remotamente.

Um dos objectivos principais da primeira instalação do sistema *MoorMaster*^{TM} no *Port Salalah*, em Oman, ainda a título experimental, consistia na avaliação da capacidade do sistema para controlar e reduzir a amplitude dos movimentos de avanço de navios porta-contentores amarrados, originados por ondas de longo período. Esses movimentos do navio, especialmente importantes na época do *Khareef*, são responsáveis por uma significativa redução das taxas de movimentação de contentores e, portanto, da produtividade do terminal. De acordo com a informação disponibilizada pela empresa *Cavotec*, os resultados foram muito positivos e mostraram que o sistema tem a capacidade de reduzir, eficazmente, os movimentos de avanço e de deriva dos navios amarrados. No entanto, importa fazer referência ao facto de se desconhecer, até ao momento, a existência de qualquer publicação científica que analise, de forma sistemática, os resultados obtidos nessa aplicação. A análise cuidada e crítica desses resultados, assim como a sua disponibilização à comunidade técnica e científica, poderiam permitir aumentar o nível de confiança em relação ao desempenho deste sistema de amarração, podendo servir como ponto de partida para a sua aplicação noutros locais, com problemas semelhantes, em alternativa a soluções mais dispendiosas.

Ainda relativamente ao caso de estudo do *Port of Salalah*, van der Molen e Moes, 2009, referem que o sistema *MoorMaster*^{TM} permitiu eliminar quase totalmente os problemas existentes associados a ondas de longo período. De acordo com esses autores, os desenvolvimentos e a experiência adquirida com o sistema devem ser seguidos com atenção, uma vez que o mesmo pode constituir uma solução válida para a resolução dos problemas relacionados com as ondas de longo período sentidos em vários portos da África do Sul.

O modo como o sistema foi concebido e desenvolvido permite que possa ser utilizado pela maioria dos navios existentes, sem ser necessário efectuar qualquer tipo de adaptação, desde que o casco possua secções planas que possibilitem a criação de uma ligação eficaz, por vácuo, com o dispositivo. As irregularidades habitualmente presentes nos cascos dos navios não constituem um problema para o sistema, que pode também ser utilizado, com ligeiras adaptações, em portos com amplitudes de maré pico-a-pico até 10 m (e.g. a amplitude de maré no *Port of Dover* é de cerca de 7 m). O sistema de amarração pode também ser facilmente instalado em quase todos os tipos de estruturas de acostagem.

Caso as forças transmitidas pelo navio ultrapassem um valor pré-definido, verifica-se um deslizamento gradual e não destrutivo do navio relativamente às almofadas de vácuo do sistema de amarração. Deste modo, a probabilidade de ocorrência de estragos no sistema e no navio é reduzida.

De acordo com o fabricante, a instalação do sistema *MoorMaster*^{TM} em terminais de granéis sólidos ou líquidos apresenta também várias vantagens, quer em termos de eficiência, quer de produtividade. Este tipo de cargas representa a maior fracção dos volumes de mercadorias transportados por via marítima.

No entanto, e apesar dos desenvolvimentos ocorridos ao longo dos últimos 10 anos, estas soluções não convencionais carecem ainda de resultados consistentes, provenientes de uma aplicação generalizada, que aumentem o nível de confiança relativamente às suas reais prestações e ofereçam garantias quanto ao seu desempenho no futuro. Estes assuntos são particularmente importantes em terminais portuários muito exigentes, quer do ponto de vista da exposição às acções do ambiente marítimo, quer do tipo de cargas movimentadas (e.g. terminais para navios petroleiros ou transportadores de gás). Além disso, os custos de manutenção do sistema são uma variável que não pode ser esquecida no momento de avaliar a sua viabilidade.

Embora o sistema *MoorMaster*^{TM} possa ser operado, remotamente, por pessoal da tripulação do navio, nas aplicações realizadas até ao momento, o habitual é o controlo do sistema ser efectuado a partir de terra, por pessoal da equipa técnica do porto. A questão da transferência da responsabilidade, no que diz respeito à amarração do navio e à vigilância regular das condições em que a mesma se encontra, do comandante do navio para a equipa técnica do porto, é um dos aspectos mais sensíveis deste sistema de amarração automatizado e poderá constituir uma barreira à sua utilização. É também importante discutir, convenientemente, quais as verdadeiras repercussões de uma eventual falha de energia neste sistema de amarração do navio, e qual a sua autonomia nessa eventualidade. Os problemas eléctricos podem também juntar-se aos problemas mecânicos.

O sistema para a amarração de navios de casco magnetizável patenteado pela Universidade Técnica de *Delft* baseia-se, igualmente, em princípios inovadores. No entanto, este sistema encontra-se ainda num estado de desenvolvimento mais incipiente do que o sistema *MoorMaster*^{TM}. Sumariamente, o sistema consiste num conjunto de placas magnéticas (ímanes) instaladas no paramento de acostagem, Verweij e Fiktorie, 2004. O navio, depois de acostado, seria "amarrado" ao cais através das forças resultantes dos campos magnéticos criados por esses ímanes. Pretende-se que esses campos magnéticos sejam de curto alcance, não ultrapassando os limites das placas magnéticas e do costado do navio, de forma a minimizar a interferência com as operações de movimentação de carga (e.g. descarga de contentores ou outros elementos magnetizáveis). Através da movimentação dessas placas magnéticas na direcção vertical, ou pela activação-desactivação alternada dos ímanes a uma frequência elevada, seria possível ao sistema adaptar-se às variações do nível de água e do estado de carga do navio amarrado.

2.6. SISTEMAS DE MONITORIZAÇÃO E AVISOS

O primeiro sistema de monitorização foi instalado no início da década de 70, num terminal portuário norueguês, com o intuito de medir as forças aplicadas nos cabos utilizados na amarração dos navios, Thomas, 2005. Desde essa data, e em particular nos últimos anos, os sistemas de monitorização do comportamento de navios registaram importantes avanços tecnológicos. Encontram-se actualmente disponíveis sistemas de apoio à manobra de acostagem e de largada de navios, e de monitorização, em tempo real, das condições em que os mesmos se encontram amarrados. Os principais objectivos desses sistemas de monitorização e de controlo são: a melhoria das condições de segurança com que as várias operações que têm lugar no terminal portuário são realizadas e a salvaguarda da integridade física do pessoal que as realiza, Wilson e Toth, 2004. Nos dias de hoje, esses sistemas funcionam, usualmente, de forma integrada e incluem diferentes tipos de avisos, quer para o pessoal a bordo do navio, quer para o pessoal de terra (Wilson e Toth, 2004; Thomas, 2005 e 2006).

Os sistemas de apoio à manobra de aproximação e de acostagem do navio recorrem, habitualmente, a sensores laser e a tecnologia GPS, Wilson e Toth, 2004, bem como a sistemas do tipo sonar ou radar, e a tecnologia DGPS (*Differential Global Positioning System*), Thomas, 2005. Estes sistemas são usados para medir, em tempo real, quer a velocidade de aproximação do navio, quer a distância e o ângulo do

navio com o alinhamento do cais, na fase final da manobra (últimos 300 m). Os dados medidos podem ser enviados para o piloto e para o comandante do navio, bem como para os operadores do terminal, que assim podem comandar, de forma mais eficiente, os rebocadores de auxílio à manobra e a própria tripulação do navio (Wilson e Toth, 2004; Thomas, 2005; OCIMF, 2007). Existe ainda a possibilidade de disponibilizar essa informação em mostradores de grande dimensão instalados no cais, Figura 2.48 – esquerda.

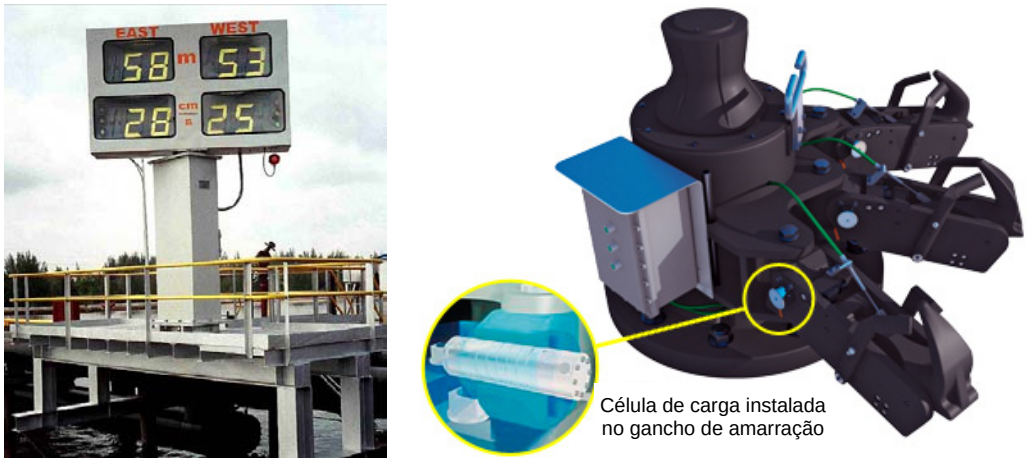


Figura 2.48 – Mostrador de grandes dimensões instalado no cais (Wilson e Toth, 2004 - esquerda); gancho de desengate rápido com sistema de monitorização das forças aplicadas (site da *Harbour & Marine Engineering* - direita).

A informação registada durante a manobra do navio é guardada, podendo ser usada, posteriormente, para fins de treino e de investigação. De facto, essa informação, depois de tratada e analisada, pode ser usada no estabelecimento das velocidades de aproximação do navio ao cais, no projecto de sistemas de acostagem, em terminais específicos, PIANC, 2002. Adicionalmente, caso ocorra um incidente, essa mesma informação pode ser usada para apurar as causas que estiveram na sua origem. Estes sistemas podem também ser usados no acompanhamento da manobra de largada do navio.

Os sistemas laser são fiáveis e precisos, e permitem o acompanhamento do movimento do navio nos últimos 200 m da manobra de aproximação ao cais com uma precisão da ordem de 0.01 m, OCIMF, 2007. Estes sistemas são eficazes mesmo em condições de fraca visibilidade e com chuva, quando a manobra de aproximação do navio é realizada segundo uma direcção aproximadamente perpendicular ao cais. Os sistemas *SmartDock® - Docking Aid System* e *DockAlert® - Vessel Approach Monitoring* pertencem à categoria de sistemas apresentada, e podem incluir avisos luminosos que são activados quando a velocidade de aproximação do navio é superior à recomendada. O sistema *SmartDock®Pilot* utiliza tecnologia GPS para determinar a posição do navio na manobra de aproximação e acostagem. A informação enviada para o piloto do navio é independente e, provavelmente, mais precisa do que a fornecida pelo terminal e pelos equipamentos instalados a bordo do navio, OCIMF, 2007. Os sistemas do tipo sonar recorrem à emissão de ultra-sons com o objectivo de determinar a distância do navio ao cais e a sua velocidade de aproximação. Estes sistemas estão, no entanto, a cair em desuso devido ao melhor desempenho dos sistemas radar e laser, Thomas, 2005.

Após a amarração do navio no cais, os sistemas anteriores podem ser utilizados na monitorização do seu comportamento segundo a direcção transversal. Caso os sensores laser detectem um afastamento do navio em relação às defensas (ou ao cais) superior a um valor previamente estabelecido, o sistema

de alarme incorporado é imediatamente accionado, sendo os responsáveis pela exploração do terminal e a tripulação do navio notificados dessa ocorrência, Wilson e Toth, 2004. Além disso, esses sistemas podem fornecer, ainda que de forma indirecta, informações sobre o estado de compressão das defensas instaladas no cais, Thomas, 2005.

Os ganchos de amarração de desengate rápido, apresentados na secção 2.3.5.3, são o elemento-chave do sistema de amarração de qualquer navio de transporte de cargas perigosas, sendo a sua utilização recomendada pela *Oil Companies International Maritime Forum* – OCIMF e pela *Society of International Gas Tanker and Terminal Operators* – SIGTTO (Wilson e Toth, 2004; Thomas, 2006). A instalação de células de carga no bloco articulado situado na retaguarda de cada um dos ganchos de desengate rápido possibilita a monitorização contínua, e em tempo real, das forças aplicadas nos cabos de amarração do navio, Figura 2.48 – direita. A grandeza dessas forças, bem como a sua distribuição pelos vários elementos do sistema de amarração, são informações determinantes para a avaliação das condições de segurança do navio amarrado.

Com efeito, as forças a que um navio amarrado está submetido podem ter diferentes origens (agitação marítima, vento, correntes, variações do nível de maré, alterações do estado de carga do navio, entre outras), e a sua distribuição pelos diferentes elementos do sistema de amarração depende, em grande medida, do *layout* de amarração do navio, e do comprimento e da rigidez de cada cabo de amarração. A gestão operacional do sistema de amarração do navio é de uma grande responsabilidade, quer para o seu comandante, quer para os responsáveis pela exploração do terminal, e requer uma compreensão clara dos vários factores que determinam a distribuição das forças aplicadas no navio pelos elementos do seu sistema de amarração, Wilson e Toth, 2004. Assim, a monitorização das forças aplicadas em cada um dos cabos de amarração, em conjunto com avisos de sub e sobre-tensionamento (visuais ou sonoros), tornam possível uma gestão mais eficiente e segura do sistema de amarração do navio, por exemplo, face a alterações das condições do ambiente marítimo-portuário e do estado de carga do navio. Com a informação disponibilizada pelo sistema de monitorização, é possível fazer a correcção atempada do posicionamento do navio no cais, assim como o ajuste das forças aplicadas em cada um dos cabos de amarração, minimizando-se o risco de rotura dos elementos do sistema de amarração e, consequentemente, melhorando a segurança e a eficiência do terminal portuário.

A informação sobre as forças aplicadas em cada cabo de amarração deverá estar disponível, quer na sala de controlo do terminal, quer num pequeno monitor instalado no próprio guincho de amarração, Wilson e Toth, 2004. Este monitor poderá ser usado para auxiliar na realização das operações de pré-tensionamento dos cabos de amarração, diminuindo a incerteza associada à operação e garantindo um controlo mais rigoroso das forças aplicadas em cada um desses cabos. Os sistemas *SmartHook*® e *MoorAlert*® são exemplos de sistemas de monitorização das forças aplicadas nos cabos de amarração.

A operação remota dos ganchos de desengate rápido facilita a realização das operações de libertação do navio, tornando-se especialmente vantajosa em situações de emergência, particularmente no caso de ocorrência de galgamentos, em que o acesso à estrutura de acostagem é dificultado, ou de derrames, em que o factor tempo é decisivo. Os ganchos de amarração poderão ser desengatados de uma forma individual, sequencial ou simultânea. A libertação dos cabos de amarração do navio pode assim ser realizada de forma controlada e segura, quer em situações normais, quer em situações de emergência.

A rotura de uma defensa, ainda que menos frequente do que a de um cabo de amarração, pode originar importantes estragos no navio e na própria estrutura de acostagem, PIANC, 2002. No entanto, não existem actualmente quaisquer medidas de prevenção, ou sistemas de monitorização, que possam minimizar de forma efectiva as consequências de manobras de acostagem anormais, ou de situações de sobre-compressão das defensas quando o navio se encontra amarrado, Sakakibara e Kubo, 2007. A

necessidade deste tipo de sistemas de monitorização pode ser justificada pelo simples facto de as consequências da rotura destes elementos serem, habitualmente, mais graves do que as associadas à rotura dos cabos de amarração, e por os trabalhos de reparação dos danos causados serem demorados e caros. Para suprimir esta lacuna, Sakakibara e Kubo, 2007, apresentam um sistema de monitorização global das forças aplicadas no sistema de amarração do navio, que inclui a medição, em tempo real, das forças aplicadas nos cabos de amarração (sistema corrente) e nas defensas (sistema inovador).

A monitorização das defensas apresenta, comparativamente à monitorização dos cabos de amarração, maiores dificuldades práticas. De facto, a medição da deformação das defensas e das forças de reacção aplicadas no cais é difícil, devido não apenas à possibilidade de ocorrência de compressões complexas (em que a deformação resulta da compressão normal, angular e por cisalhamento), mas também às variações do comportamento destes elementos, relacionadas com a velocidade de aplicação das forças e por efeito da temperatura, PIANC, 2002. O sistema de monitorização desenvolvido por Sakakibara e Kubo, 2007, procura contornar as dificuldades apresentadas tirando partido de algumas características específicas das defensas do tipo pneumático.

As defensas do tipo pneumático são concebidas considerando uma pressão inicial do ar no seu interior (pressão de projecto). Essa pressão interna do ar altera-se com a deformação da defensa, por acção da força de compressão aplicada pelo navio. Através da realização de vários testes de compressão normal e angular, alguns dos quais cíclicos, Sakakibara e Kubo, 2007, demonstraram que existe uma relação unívoca entre a pressão do ar na defensa, a sua deformação e a força de reacção transmitida ao cais. Assim, estas duas últimas variáveis podem ser determinadas, indirectamente, com base nos valores da pressão do ar no interior da defensa pneumática (fixa ou flutuante).

A Figura 2.49 mostra a aplicação do sistema de monitorização desenvolvido por Sakakibara e Kubo, 2007, a uma defensa pneumática do tipo flutuante, com um diâmetro de 3.3 m e um comprimento de 6.5 m (dimensões idênticas às das defensas pneumáticas instaladas no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões). Este sistema consiste, genericamente, num sensor instalado no corpo da defensa, que mede a pressão interna do ar e comunica com um receptor instalado no terminal, recorrendo a tecnologia 'sem fios'. Um programa de computador faz a aquisição do sinal e a gestão do sistema de monitorização, determinando a força de reacção, a deformação e, eventualmente, a energia de deformação da defensa. Em caso de sobre-compressão é accionado um alarme. Este sistema de monitorização foi testado em defensas reais (i.e. à escala 1/1).

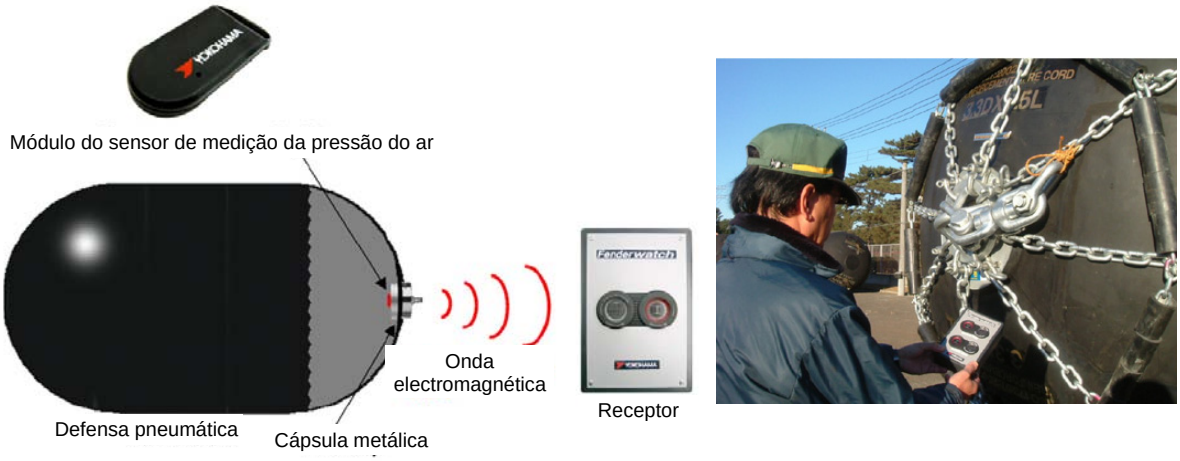


Figura 2.49 – Sistema de monitorização das forças aplicadas numa defensa pneumática do tipo flutuante, Sakakibara e Kubo, 2007.

As ordens de interrupção das operações de movimentação de carga e de libertação do navio amarrado, em situações de emergência, resultam, frequentemente, de decisões tomadas tendo em conta critérios subjectivos, ou com base em valores máximos admissíveis definidos para algumas acções do ambiente marítimo-portuário (e.g. velocidade do vento e das correntes, altura de onda). A utilização de sistemas de monitorização do comportamento do navio amarrado, através da medição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração e dos movimentos do navio segundo os seis graus de liberdade existentes, pode contribuir para eliminar essa subjectividade.

A monitorização dos movimentos do navio amarrado pode ser realizada de forma directa ou indirecta. Como se referiu anteriormente, os sistemas laser de apoio à manobra de aproximação e de acostagem podem, numa fase posterior, ser utilizados como instrumento de monitorização do comportamento do navio amarrado, segundo a direcção transversal, OCIMF, 2007.

O sistema de visão estereoscópica desenvolvido no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN' (secções 3.6 e 5.10) e apresentado em detalhe em Malheiros *et al.*, 2009, permite determinar os movimentos de navios amarrados segundo os seus seis graus de liberdade e em tempo real. Este sistema de detecção de movimento foi desenvolvido para fins de investigação, mas pode ser aplicado na monitorização dos movimentos de navios amarrados em portos, tendo a vantagem de recorrer a técnicas de medição não intrusivas e de não necessitar de contacto com o navio amarrado.

O sistema consiste, basicamente, num conjunto de câmaras de vídeo sincronizadas (no mínimo duas), instaladas em diferentes locais na vizinhança do navio amarrado, a uma distância de segurança. Essas câmaras são direccionadas para um conjunto de pontos de referência do navio (e.g. marcas no convés e no costado do navio, posição das torres de iluminação, entre outros), criteriosamente seleccionados. A captura e a gravação de imagens do navio de diferentes perspectivas torna possível, após a calibração do sistema, transformar os pixéis associados a esses pontos de referência em coordenadas de pontos no espaço tridimensional. De seguida, com base nos movimentos desses pontos, e partindo da definição de corpo rígido, são calculados os movimentos do navio segundo os seis graus de liberdade existentes. Para validar esta tecnologia, o sistema desenvolvido foi testado em laboratório e os resultados obtidos comparados com os de um sistema comercial (Malheiros *et al.*, 2009; Rosa Santos *et al.*, 2009b).

A medição sincronizada das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas permite também determinar a amplitude dos movimentos do navio, de uma forma indirecta, Sakakibara e Kubo, 2007. A relação entre as forças aplicadas nos cabos de amarração e a amplitude dos movimentos do navio pode ser obtida através de,

$$
\begin{aligned}
l_i &= \sqrt{(a_i - d_i)^2+(b_i - e_i)^2+(c_i - f_i)^2} \\
&= sqrt[[a_{0i} - d_i + \{X_D - b_{0i}X_G + (c_{0i} - z_0)X_B\}]^2 \\
&\qquad + [b_{0i} - e_i + \{X_A + a_{0i}X_G - (c_{0i} - z_0)X_C\}]^2 \\
&\qquad + [c_{0i} - f_i + \{X_{AR} - b_{0i}X_C - a_{0i}X_B\}]^2] \\
&= l_{0i}\{1 + (\varepsilon_i - \varepsilon_{0i})\},
\end{aligned}
\tag{2.23}
$$

em que $A_{0,i}\,(a_{0i},\ b_{0i},\ c_{0i})$ e $A_i(a_i,\ b_i,\ c_i)$ representam as coordenadas do ponto de amarração do cabo i no navio na condição de repouso (inicial) e num determinado instante, respectivamente, e $B_i(d_i,\ e_i,\ f_i)$ representa as coordenadas do ponto de amarração do cabo *i* no cais. l_{0i} e l_i representam o comprimento do cabo de amarração i, e ε_{0i} e ε_i a respectiva extensão nas situações de repouso e num dado instante. X_D, X_A, X_{AR}, X_C, X_B e X_G, representam os movimentos de deriva, avanço, arfagem, cabeceio, balanço e guinada do navio, respectivamente. Os alongamentos dos cabos de amarração são determinados com base nas forças medidas nesses mesmos cabos e tendo por base as suas relações constitutivas.

Analogamente, a deformação das defensas relaciona-se com a amplitude dos movimentos de deriva, balanço e de guinada, através da expressão,

$$\Delta f_i = X_{f0i} - \left[\frac{1}{2}B + X_D + Z_{f0i}\ tg\ X_B - Y_{f0i}\ tgX_G - \frac{1}{2}B(tg\ X_B\ sen\ X_B + cos\ X_B + tg\ X_G sen\ X_G + cos\ X_G)\right] \quad (2.24)$$

em que Δf_i representa a deformação da defensa i, $F_{0,i}(X_{f0i,}\ Y_{f0i,}\ Z_{f0i,})$ a posição da superfície frontal da defensa i na situação não deformada e B a boca do navio. A deformação das defensas é determinada com o sistema de monitorização apresentado anteriormente. Assim, o sistema proposto por Sakakibara e Kubo, 2007, permite realizar uma monitorização completa do comportamento do navio amarrado, contribuindo para a melhoria das condições de segurança.

Os sistemas apresentados devem ser complementados por sistemas de monitorização das condições meteorológicas e oceanográficas. O vento, as correntes e a agitação marítima (entre outros) podem influenciar, significativamente, a manobrabilidade do navio na sua aproximação ao cais, justificando-se a utilização de equipamentos para a monitorização dessas acções, Wilson e Toth, 2004. Os dados registados permitem a tomada sustentada de decisões no que diz respeito à manobra e à amarração do navio. Esses sistemas podem incluir equipamentos para a medição das seguintes variáveis: velocidade e direcção do vento e das correntes, pressão atmosférica, temperatura do ar e da água, condições de visibilidade, nível de maré, altura de onda, entre outros.

Na gama dos sistemas de monitorização relacionados com as actividades portuárias podemos também incluir: os equipamentos instalados a bordo do navio com o objectivo de medir as tensões instaladas no casco e os equipamentos de monitorização dos sistemas de movimentação de carga. Estes últimos permitem, por exemplo, que nas situações em que a amplitude do movimento dos braços de (des)carga ultrapassa um limite máximo pré-definido seja accionado um alarme e as mangas seladas de modo a evitar derrames.

Os sistemas de monitorização e de controlo apresentados anteriormente devem funcionar de um modo integrado (Wilson e Toth, 2004; Thomas, 2005). Os sistemas *I-Smart*^{TM} *- Integrated Vessel Monitoring System* e *Berth Manager - Jetty Management System* permitem fazer a gestão integrada dos diferentes equipamentos de monitorização e, simultaneamente, proporcionam aos utilizadores um ambiente *user-friendly* para a vigilância do comportamento do navio, quer em manobra de acostagem, quer após a amarração ao cais.

Importa também frisar a importância do recurso a dados de previsões das condições meteorológicas e oceanográficas no planeamento das operações portuárias. Com base nesses elementos, a possibilidade de um determinado navio poder acostar e amarrar em segurança num dado terminal portuário, na data prevista para a sua chegada ao porto, pode ser avaliada através da utilização de programas de análise das condições de amarração do navio (e.g. OPTIMOOR**)**. Este tipo de programas, desenvolvidos para uma utilização generalizada pelo pessoal do navio e do próprio terminal, pode ainda ser utilizado: na verificação da adequação do equipamento de amarração que se encontra a bordo do navio, ao cais em causa e às condições do ambiente marítimo-portuário previstas; na validação dos *layouts* e dos planos de amarração do navio; bem como na determinação antecipada do momento em que, face ao agravar das condições ambientais, as operações de movimentação de mercadorias terão de ser interrompidas, permitindo assim a tomada das medidas de contingência necessárias. Essas medidas poderão incluir, por exemplo, o aumento do lastro do navio com o objectivo de reduzir o seu bordo livre (minimizar a acção do vento), o uso de cabos de amarração adicionais fornecidos, eventualmente, pelo terminal, e o auxílio de rebocadores para manter o navio no cais, em segurança, enquanto se prepara a sua largada.

Nesta secção foram apresentados alguns sistemas de monitorização do comportamento de navios amarrados, e de apoio à sua manobra de acostagem e de amarração. A utilização dos vários sistemas de uma forma integrada permite aumentar a eficiência e a segurança das várias operações realizadas nos terminais portuários, possibilitando, tanto à equipa que manobra o navio, como ao pessoal afecto ao porto, um acompanhamento, em tempo real, do comportamento do navio e do seu sistema de amarração. No entanto, o estado de conservação e o bom funcionamento desses equipamentos devem ser verificados regularmente. Decisões sustentadas na análise de dados monitorizados de uma forma incorrecta podem comprometer, gravemente, a segurança do navio, do terminal e de todo o pessoal envolvido nas diferentes operações.

Os diversos equipamentos de monitorização são instalados no cais, ou na sua envolvente, ficando a sua manutenção, em princípio, a cargo dos responsáveis pela exploração do terminal e da própria autoridade portuária. Por esse motivo, poderá haver uma transferência parcial de responsabilidades, no que diz respeito à vigilância das condições de amarração do navio, para essas entidades.

A implementação dos sistemas aqui apresentados permite também, em certa medida, compensar a falta generalizada de elementos na tripulação dos navios com habilitações para, na eminência de qualquer situação anormal, corrigirem atempadamente a amarração do navio. Importa também fazer referência à relevância da monitorização dos cabos de amarração, no mínimo através de inspecção visual, durante as operações de movimentação de carga, ou quando as condições do ambiente marítimo-portuário se modificam.

CAPÍTULO 3

COMPORTAMENTO DE NAVIOS AMARRADOS EM PORTOS

3. COMPORTAMENTO DE NAVIOS AMARRADOS EM PORTOS

3.1. INTRODUÇÃO

A crescente utilização de navios de grande porte no transporte de mercadorias por via marítima, com o intuito de reduzir os custos por unidade de carga transportada, tem levado à instalação dos respectivos terminais portuários em águas progressivamente mais profundas. Em muitos casos estas condições são apenas encontradas nas áreas mais exteriores dos portos ou, no pior dos cenários, em mar aberto, ou seja, sem a protecção de qualquer tipo de obra de abrigo portuário.

A localização desses terminais em áreas mais expostas às acções do ambiente marítimo-portuário tem implicações no comportamento dos navios amarrados, com consequências ao nível das condições de segurança e de operacionalidade. Com efeito, nessas condições, existe uma maior probabilidade de o navio experimentar movimentos de grande amplitude, susceptíveis de reduzir a eficiência com que as operações de movimentação de carga são realizadas e, nas situações mais críticas, originar a rotura dos cabos de amarração e das defensas instaladas no cais.

Para acautelar os problemas referidos é fundamental escolher criteriosamente os locais de implantação desses terminais, assim como conceber e dimensionar essas infra-estruturas tendo em linha de conta as condicionantes existentes. O estudo do comportamento de navios amarrados, para diversas alternativas de intervenção, não deve ser esquecido.

Um navio acostado e amarrado está submetido a diferentes tipos de acções externas que, actuando em conjunto ou isoladamente, têm influência no seu comportamento. Essas acções podem ser agrupadas em duas grandes categorias (forças do ambiente marítimo e forças operacionais) e são apresentadas na secção 3.2. Nessa secção é dada uma atenção especial à agitação marítima e a outros fenómenos que lhe estão associados.

As ondas infra-gravíticas, pelas transformações que sofrem em águas pouco profundas, são de extrema importância para muitos processos costeiros e, naturalmente, para vários problemas no domínio da engenharia costeira e portuária, nomeadamente nos trabalhos envolvendo o estudo do comportamento de navios amarrados e de ressonância portuária. Estas ondas têm sido amplamente estudadas, não só teoricamente, mas também com base em dados de protótipo e em resultados experimentais. Na secção 3.2.2 é apresentada uma síntese do estado actual do conhecimento, particularmente no que concerne às características dessas ondas de longo período, aos seus principais mecanismos de geração, bem como ao seu contributo para a ocorrência de fenómenos ressonantes no interior de bacias portuárias.

Com efeito, relativamente a esse tema, existem várias referências a fenómenos ressonantes em portos portugueses (e.g. Leixões, Sines) e estrangeiros, cuja origem pode estar relacionada com a presença de ondas infra-gravíticas. Diversos estudos têm mostrado que estas ondas, que incluem os batimentos e as ondas de longo período ligadas, estão intimamente associadas à agitação marítima de curto período. Na secção 3.2.2.5 são apresentadas algumas formulações empíricas que permitem estimar a grandeza destas ondas de longo período junto à costa. No entanto, chama-se a atenção para os cuidados a ter na sua aplicação.

Um navio amarrado ao cais constitui um sistema mecânico com seis graus de liberdade que, de forma simplificada, pode ser equiparado a um sistema simples do tipo massa-mola, eventualmente actuado por uma força oscilatória devida à acção das ondas. Assim, na secção 3.3, partindo dessa analogia, são introduzidos alguns conceitos importantes relacionados com a hidrodinâmica de estruturas flutuantes. Além disso, são também apresentadas as equações que descrevem os movimentos do navio amarrado

segundo esses seis graus de liberdade e deduzidas as equações que permitem a determinação dos seus períodos naturais de oscilação.

Os modelos numéricos têm ganho importância nos projectos de infra-estruturas portuárias ao longo dos últimos anos, embora não possam ainda substituir completamente os estudos em modelo físico, ou as medições no protótipo. De facto, as interacções entre a ondulação, as ondas de longo período e os navios amarrados são muito complexas. Além disso, a turbulência e os efeitos viscosos são fenómenos que, não estando ainda completamente compreendidos, teimam em afectar os resultados dos modelos numéricos. As principais vantagens dos estudos numéricos estão associadas ao seu custo relativamente reduzido e à sua rapidez, permitindo a análise comparativa de um grande número de alternativas num curto espaço de tempo. A secção 3.5 pretende dar uma perspectiva geral do modo como o problema do comportamento de navios amarrados em portos é tratado ao nível da modelação numérica, de algumas das dificuldades que ainda subsistem neste domínio do conhecimento, bem como das abordagens mais recentes ao problema.

Como forma de ultrapassar algumas das limitações existentes ao nível da modelação física e numérica, são, por vezes, utilizados resultados de medições realizadas no protótipo (escala real). Esses resultados não são afectados por efeitos de escala e as condições de teste são, obviamente, realistas. A secção 3.6 é dedicada exclusivamente a este tema e destaca a importância dos dados de protótipo no contexto do estudo do comportamento de navios amarrados. Nessa secção é ainda apresentado, sumariamente, um sistema de visão estereoscópica, desenvolvido com o intuito de realizar a medição dos movimentos de navios amarrados, no protótipo, segundo os seis graus de liberdade existentes.

As condições operacionais e de segurança num terminal portuário estão intimamente relacionadas com o comportamento dos navios amarrados ao cais, nomeadamente com a amplitude dos seus movimentos e com a grandeza das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração. Importa referir que o comportamento de navios amarrados não apresenta uma relação simples e directa com as alturas de onda da agitação marítima, dependendo de muitos factores, nomeadamente do período da agitação incidente, dos agrupamentos de ondas, da direcção da agitação em relação ao navio, do tipo de cais e de navio amarrado, das características elásticas das defensas e dos cabos de amarração, entre outros.

Além disso, devido às complexas interacções que têm lugar no sistema formado pela bacia portuária, o navio e o seu sistema de amarração, a altura de onda junto ao cais é, isoladamente, um indicador fraco dos limites operacionais e de segurança num terminal portuário. De facto, os problemas de ressonância tornam o período de onda um parâmetro mais importante do que a altura de onda quando se procuram definir limites aceitáveis para a amplitude dos movimentos do navio amarrado.

Na secção 3.7.2 é discutida a razoabilidade da utilização de alguns indicadores no estabelecimento de critérios de caracterização das condições operacionais e de segurança de um terminal portuário, sendo também feita a distinção entre os conceitos de limite operacional e de limite de segurança. Depois de frisar que a definição dos limites referidos tem alguma subjectividade associada, são apresentados os limites operacionais para as amplitudes dos movimentos de navios amarrados, em função do tipo de navio e de equipamentos de movimentação de cargas.

A influência das principais forças de restituição[1] no comportamento de um navio amarrado é analisada na secção 3.7.3, para cada um dos seis graus de liberdade existentes. Nessa secção são ainda indicadas as ordens de grandeza dos períodos naturais de oscilação do navio, em função das suas características e do sistema de amarração utilizado.

[1] As forças de restituição tendem a fazer o navio (amarrado) retomar a sua posição inicial de equilíbrio quando este é submetido a solicitações externas.

O comportamento de um navio amarrado no interior de um porto é condicionado por diversos factores, os quais são apresentados e analisados, sumariamente, ao longo do presente capítulo. A secção 3.7.4, em particular, trata com algum pormenor aqueles cuja influência na resposta de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões é analisada, directa ou indirectamente, no capítulo 6, com base nos resultados do estudo em modelo físico realizado.

A interacção entre um navio amarrado e as condições ambientais (e.g. agitação marítima) é complexa e caótica, o que inviabiliza *a priori* qualquer análise do tipo determinístico. Para complicar ainda mais o problema, a exposição dos terminais portuários às acções do ambiente marítimo-portuário é função do seu local de implantação. Por esses motivos, a extrapolação de resultados, além de difícil pode ser perigosa, devendo ser sempre realizada com cuidado, e apenas para estruturas em condições idênticas. Pese embora o que foi referido, na secção 3.7.5 são apresentadas algumas expressões para a avaliação, aproximada, da amplitude dos movimentos do navio e das forças aplicadas em alguns elementos do seu sistema de amarração, a partir das condições ambientais locais. Esse tipo de expressões pode ser muito útil nas fases iniciais de projecto, na medida em que permitem fazer uma análise comparativa de várias soluções alternativas num curto espaço de tempo, quando as incertezas associadas a muitos dos parâmetros de projecto são ainda grandes.

Por último, na secção 3.7.6, são apresentadas algumas soluções que procuram diminuir a sensibilidade dos navios amarrados à energia de baixa-frequência associada, por exemplo, a um estado de agitação marítima. Essas soluções distinguem-se das apresentadas na secção 3.2.2.6 por serem pouco habituais.

3.2. O AMBIENTE MARÍTIMO E PORTUÁRIO

3.2.1. INTRODUÇÃO

Um navio acostado e amarrado está submetido a diferentes tipos de acções externas que, actuando em conjunto ou individualmente, têm influência no seu comportamento. Nas situações mais críticas, essas acções podem originar movimentos do navio amarrado de grande amplitude, bem como forças nos elementos do sistema de amarração incompatíveis com a sua resistência. Neste contexto, é importante conhecer o conjunto de forças externas que actua sobre o navio amarrado, bem como a sua grandeza e importância relativa.

No ambiente marítimo-portuário, as forças externas a actuar sobre os navios amarrados podem ser agrupadas em duas grandes categorias: em forças do ambiente marítimo e em forças operacionais. As primeiras podem resultar da acção da agitação marítima, do vento, das correntes, de fenómenos de índole ressonante originados por ondas de longo período, das marés, entre outros. As segundas podem estar associadas à circulação de navios na proximidade do local de amarração do navio em estudo e às próprias operações de movimentação de carga. Esta secção aborda as principais acções do ambiente marítimo-portuário, com especial destaque para a agitação marítima e outros fenómenos associados. Outras acções, embora importantes em certas zonas geográficas, não são aqui abordadas por não terem relevância para os portos portugueses e para a generalidade dos portos europeus (e.g. acção do gelo).

3.2.2. AGITAÇÃO MARÍTIMA E OUTROS FENÓMENOS ASSOCIADOS

3.2.2.1. Introdução

A superfície livre do oceano, assim como a de outras grandes massas de água (e.g. lagos), apresenta-se usualmente ondulada, devido a perturbações no plano de água em repouso. Essas perturbações podem ser caracterizadas em função dos seus mecanismos geradores e dos seus períodos característicos.

A Figura 3.1 apresenta uma distribuição esquemática da energia das ondas do oceano, diferenciando os vários tipos de ondas em função da sua gama típica de períodos e dos seus mecanismos geradores. Na presente secção são abordados os seguintes tipos de fenómenos hidrodinâmicos: agitação marítima (vagas e ondulação), ondas infra-gravíticas, ondas de longo período, seichas e *tsunamis*. Todos eles são susceptíveis de influenciar, directa ou indirectamente, o comportamento de um navio amarrado no interior de um porto. As marés são também fenómenos ondulatórios, mas são tratadas numa secção própria. As ondas com períodos muito pequenos (inferiores a 3 - 4 s) não são abordadas por terem pouco interesse para o estudo do comportamento de navios amarrados.

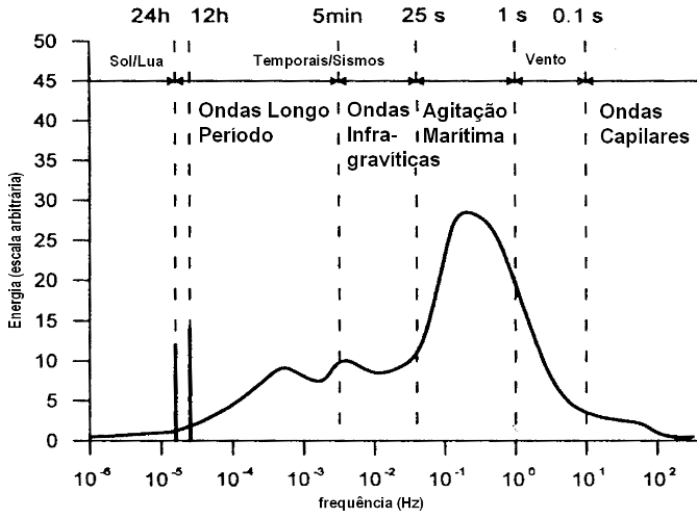


Figura 3.1 – Espectro de energia das ondas do oceano, adaptado de Massel, 1996.

As vagas resultam do efeito de ventos locais sob a massa de água e dão origem a um estado de mar irregular, podendo coexistir, junto à costa, com ondas marítimas provenientes de outros temporais que, por se terem propagado ao longo de grandes distâncias (i.e. desde o local de geração até próximo da costa), se apresentam mais regulares que as primeiras, ainda que possam apresentar uma assinalável variabilidade das suas características dentro do mesmo estado de agitação. Devido à variabilidade das vagas e da ondulação, a caracterização dessas ondas é realizada usualmente com base em espectros de energia (de banda larga ou de banda estreita). Os períodos típicos da agitação marítima variam de local para local, sendo, em geral, inferiores a 25 s.

As ondas infra-gravíticas resultam de interacções não-lineares entre ondas de curto período geradas pelo vento. Nesta classe estão incluídas as ondas associadas à rebentação dos agrupamentos de ondas, que se designam, normalmente, por batimentos (*surf beats*), e as ondas infra-gravíticas excitadas por ondas de mais curto período. Estas últimas são também designadas por ondas de longo período ligadas e propagam-se à velocidade de grupo, em direcção à costa. O termo batimento, por seu turno, refere-se às ondas de longo período livres que se propagam segundo uma direcção perpendicular à costa (ondas *leaky*), àquelas que ficam aprisionadas, por refracção, na faixa costeira (ondas *edge*), e à combinação de ambas. As ondas infra-gravíticas apresentam períodos que podem variar desde 20 a 30 s até alguns minutos. Em sentido lato, estas ondas são muitas vezes designadas por ondas de longo período.

As ondas de longo período estão, de um modo geral, associadas a fenómenos de índole meteorológica ou sísmica e, em geral, apresentam períodos superiores a 10 minutos. Alguns dos processos de geração destas ondas não se encontram ainda completamente esclarecidos.

Os *tsunamis* são ondas marítimas de translação, na maior parte das vezes geradas por um sismo com epicentro no mar. Estas ondas de longo período são de difícil previsão e a sua geração pode também estar associada a erupções vulcânicas submarinas, deslizamentos de taludes costeiros ou submarinos, avalanches e à queda de um meteorito no mar. Os períodos típicos das ondas de um *tsunami* situam-se frequentemente entre 10 e 40 minutos, Mota Oliveira, 2005.

Okihiro e Guza, 1996, referem a ocorrência de oscilações com períodos de cerca de 30 minutos e com uma altura da ordem de 1 m, no interior e no exterior do porto de *Kahului*, *Hawaii*, na sequência de um sismo. Os movimentos da massa de água, no interior e na proximidade do referido porto, estavam em fase e apresentavam amplitudes similares.

As ondas de longo período, incluindo as infra-gravíticas, podem ser responsáveis pela ocorrência de fenómenos ressonantes no interior dos portos, dos quais pode resultar a perturbação das operações de movimentação de carga nos terminais portuários, a rotura dos cabos utilizados na amarração dos navios ao cais e, nas situações mais críticas, estragos nos navios e na própria estrutura de acostagem, Rita, 1995a.

As seichas são ondas de longo período estacionárias, com períodos idênticos aos períodos naturais de oscilação de uma bacia portuária (ou lago, por exemplo), normalmente associadas a fenómenos de ressonância, e com especial importância no estudo, quer das condições de tranquilidade no interior de portos, quer do comportamento de navios amarrados. Estas ondas resultam, portanto, da sobreposição duma onda de longo período incidente e da(s) correspondente(s) onda(s) reflectida(s) no contorno da bacia portuária. Considerando apenas as ondas de longo período com interesse para o comportamento das bacias portuárias, isto é, tendo em linha de conta as suas dimensões usuais, podem restringir-se os períodos destas ondas ao intervalo de 1 a 10 minutos.

Importa ainda frisar que as ondas de longo período e as seichas são dois fenómenos físicos distintos; a primeira é a causa e a segunda é o efeito. As ondas de longo período podem ocorrer com frequência na área envolvente de um porto, no entanto, só dão origem a seichas se os seus períodos se aproximarem dos períodos naturais de oscilação da bacia portuária. De facto, o comportamento das bacias portuárias caracteriza-se pela amplificação da energia associada a certos períodos de onda (em relação à energia presente nesses períodos no exterior do porto), próximos dos períodos de ressonância da bacia, e pela atenuação, ou eliminação, da energia associada aos períodos mais afastados desses períodos naturais de oscilação.

3.2.2.2. Ondas infra-gravíticas

Em águas profundas, a energia na banda de frequências infra-gravítica é, em geral, pequena, mas pode aumentar significativamente com a redução da profundidade de água (Herbers *et al.*, 1994; Masselink, 1995; Ruessink, 1998). De facto, com a aproximação à linha de costa, ondas infra-gravíticas de alguns centímetros (ou decímetros) podem passar a apresentar alturas da ordem de um metro (e.g. Herbers *et al.*, 1994; PIANC, 1995; Ruessink, 1998). Devido à importância que as ondas infra-gravíticas têm para muitos dos problemas no domínio da engenharia costeira e portuária, estas ondas têm sido amplamente estudadas, não apenas teoricamente, mas também com base em dados de protótipo e em resultados de estudos experimentais, Battjes *et al.*, 2004.

Os resultados experimentais apresentados na Figura 3.2 mostram a forma do espectro de variância de um estado de agitação marítima em diferentes profundidades de água. O aumento de energia na banda infra-gravítica com a redução da profundidade da água é significativo. Os efeitos que estão na origem desse aumento de energia são discutidos, apenas, na secção 3.2.2.4.

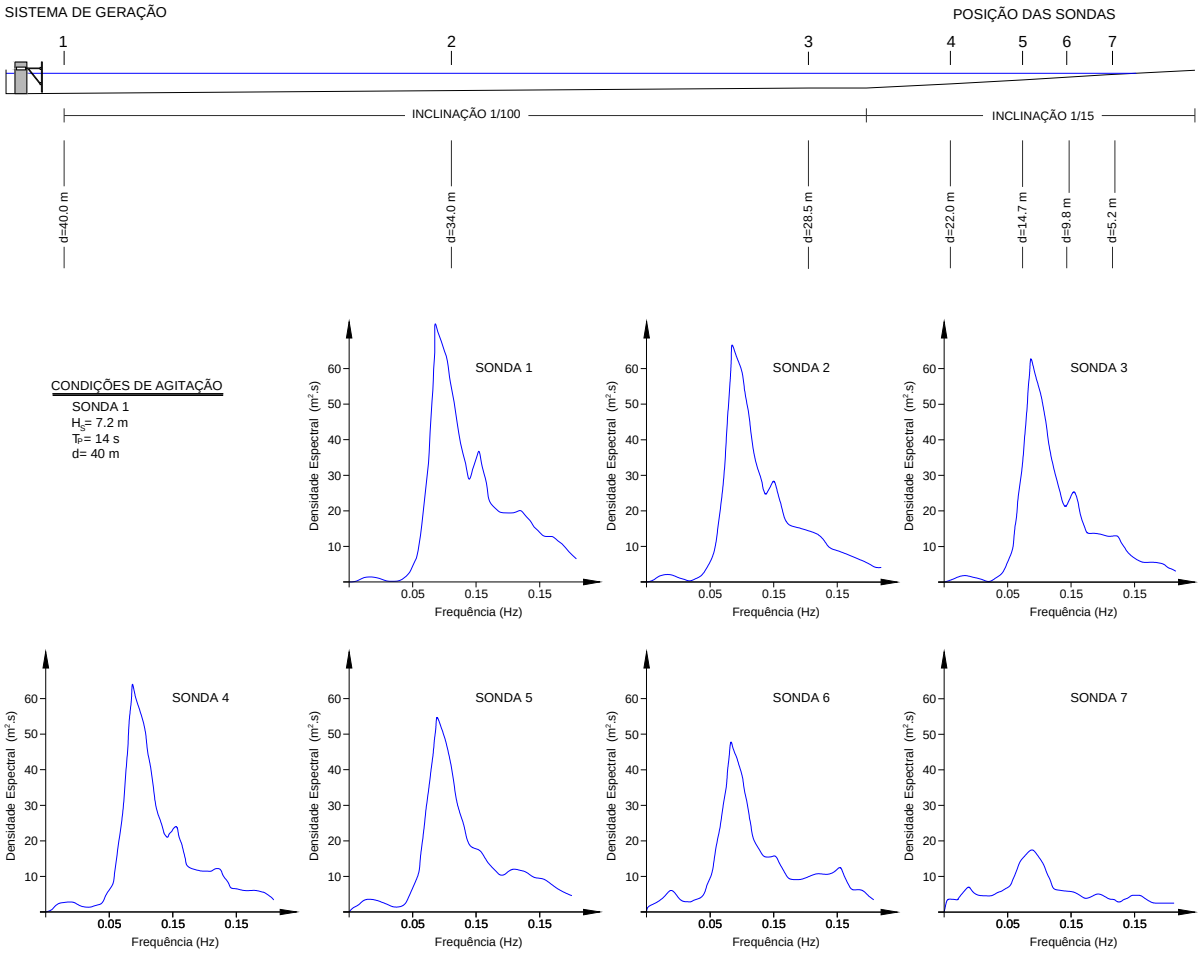


Figura 3.2 – Espectro de variância de um estado de agitação marítima em diferentes profundidades de água, adaptado de Gravesen, 2005.

Em profundidades de água intermédias (i.e. da ordem de 8 a 30 m), fora da *surf zone*[2], as medições das condições de agitação marítima mostram que a energia na banda de frequências infra-gravíticas[3] tem contribuições, quer de ondas de longo período livres, quer de ondas de longo período ligadas (Okihiro *et al.*, 1992; Herbers *et al.*, 1994; Ruessink, 1998; van der Molen *et al.*, 2006). Esta conclusão resulta de, em diversos locais e para uma variada gama de condições de agitação, a energia (total) associada à banda de frequências infra-gravíticas do espectro ser superior à energia prevista para a componente ligada tendo por base as características das ondas de curto período. No entanto, a importância relativa dessas duas parcelas em função, por exemplo, do posicionamento do ponto de medição em relação à costa, ou de outras variáveis, não é conhecida, Okihiro *et al.*, 1992.

As ondas infra-gravíticas podem ser agrupadas em três categorias distintas: ondas de longo período ligadas[4], ondas *edge* e ondas *leaky* (radiadas). As primeiras apresentam, usualmente, um espectro de energia de banda larga, sem um pico claramente definido, e distinguem-se das ondas de longo período

[2] Considera-se que a *surf zone* se refere à zona compreendida entre a linha de início de rebentação e a linha de água (linha de costa).

[3] O intervalo de frequências associado à banda infra-gravítica varia de autor para autor. Usualmente, esta banda inclui as frequências de 0.004 – 0.005 Hz a 0.04 – 0.05 Hz.

[4] Também designadas por ondas de longo período forçadas ou *set-down* sob grupos de ondas.

livres por viajarem "ligadas" aos agrupamentos de ondas de curto período (geralmente à ondulação), com uma velocidade de propagação igual à velocidade de grupo. Estas ondas são geradas pelos gradientes das tensões de radiação associados aos grupos de ondas, que causam uma redução do nível médio da água sob as ondas de maior altura e uma elevação desse nível sob as ondas de menor altura, Longuet-Higgins e Stewart, 1964.

As ondas *edge* propagam-se como ondas livres, são reflectidas na linha de costa, e ficam aprisionadas, por refracção, junto à costa. Estas ondas apresentam, portanto, um antinodo na linha de costa e uma amplitude que decaí, exponencialmente, em direcção ao largo, Demirbilek e Vincent, 2002. As ondas *leaky* também se propagam como ondas livres, podendo dar origem a ondas estacionárias. No entanto, estas ondas são reflectidas pela costa para águas profundas, não ficando aprisionadas pela batimetria. As ondas *leaky* e *edge*, sendo ondas de longo período livres, propagam-se com uma celeridade igual a,

$$C = \sqrt{gd} \tag{3.1}$$

em que g representa a aceleração da gravidade e d a profundidade de água local.

Os mecanismos de geração das ondas infra-gravíticas não estão ainda devidamente caracterizados e documentados (Herbers *et al.*, 1994; Rita, 1995a), apesar do extenso trabalho teórico realizado, e das várias experiências conduzidas em laboratório e no protótipo, com o intuito de identificar as origens da energia presente nessa gama de frequências, Ruessink, 1998. Com base na análise de dados de campo, Ruessink, 1998, concluiu que as variações temporais e espaciais dos níveis de energia nas frequências da banda infra-gravítica observadas eram consistentes com o facto da energia de baixa-frequência ser gerada, principalmente, por ondas de longo período ligadas. Os principais mecanismos de geração das ondas infra-gravíticas são apresentados na secção 3.2.2.4.

Tendo por base registos de agitação medidos à profundidade de 13 m, Herbers *et al.*, 1994, conclui que as ondas de longo período ligadas podem representar cerca de 0.1% a 30% da energia total infra-gravítica, e que esta componente é consideravelmente mais elevada quando a energia infra-gravítica total é máxima. Conclusões semelhantes foram obtidas por Okihiro *et al.*, 1992. Masselink, 1995, por seu turno, relacionou cerca de 40% da energia associada à componente infra-gravítica incidente com a envolvente da agitação marítima ao largo. A análise foi baseada em resultados de medições realizadas na proximidade de uma praia de pequena inclinação (cerca de 2.5%), exposta a agitação marítima moderadamente energética. Na aproximação à praia, as cristas de onda eram sensivelmente paralelas à linha de costa. A restante energia presente na banda infra-gravítica é constituída por ondas de longo período livres geradas próximo da linha de costa, Herbers *et al.*, 1995.

Antes da rebentação dos agrupamentos de ondas de curto período, a importância da contribuição das ondas de longo período ligadas para a energia total infra-gravítica aumenta à medida que os estados de agitação marítima ao largo se tornam mais energéticos, e também com a redução da profundidade da água, Ruessink, 1998. Em geral, as ondas de longo período livres contribuem para a parcela principal da energia presente nessa banda de frequências, Okihiro *et al.*, 1992. Com efeito, as componentes livre e ligada apenas são comparáveis quando os estados de agitação marítima incidentes são relativamente energéticos, Okihiro *et al.*, 1993.

Os mecanismos de geração das ondas de longo período ligadas são muito influenciados pela dispersão direccional da agitação marítima. Okihiro *et al.*, 1992, e Herbers *et al.*, 1994, investigaram essa influência e mostraram que, em águas pouco profundas, a magnitude do forçamento dessas ondas de longo período diminui, significativamente, com o aumento do ângulo entre as direcções de propagação das componentes em interacção (forçadoras) do espectro de ondas primárias (i.e. curto período), sendo máximo quando essas componentes são colineares.

As contribuições parcelares das componentes de longo período livres e ligadas para a energia total na banda infra-gravítica determinadas por Herbers *et al.*, 1994, para a costa da Carolina do Norte, em profundidades da ordem dos 13 m, não deverão ser, necessariamente, representativas de outros locais. De facto, enquanto os níveis de energia associados à componente de longo período ligada dependem, essencialmente, da profundidade de água e do espectro direccional da agitação marítima locais, os níveis de energia associados à componente livre podem também ser função da configuração da costa na envolvente ao local em estudo e da topo-hidrografia da praia.

A partir da análise dos registos de seis sensores de pressão posicionados ao longo do perfil transversal de uma praia de talude suave, Ruessink, 1998, constatou que durante os períodos em que a agitação marítima incidente era pouco energética, a energia presente nas frequências da banda infra-gravítica era baixa e variava pouco com a aproximação à linha de costa. O autor conclui que nessas condições se deveria estar em presença de uma claro predomínio de ondas de longo período livres. No entanto, para um dado ponto desse perfil (i.e. profundidade), à medida que os estados de agitação se tornavam, progressivamente, mais energéticos, podia ser observado um importante aumento da contribuição das ondas de longo período ligadas para a energia total associada à banda infra-gravítica. Como é óbvio, para as conclusões referidas serem válidas não pode ocorrer rebentação do sistema de ondas primárias em profundidades superiores à do local em estudo.

A análise de dados de campo mostra, usualmente, que a energia associada às ondas infra-gravíticas apresenta uma forte correlação com a energia da agitação marítima de curto período, o que indicia que deverá existir algum tipo mecanismo indutor dessas ondas de longo período por energia contida na banda de frequências associadas à ondulação e às vagas (e.g. Okihiro *et al.*, 1992; Masselink, 1995). Alguns estudos, envolvendo a análise de medições no protótipo, mostram que essa correlação é mais forte se a análise considerar, apenas, a energia contida na banda de frequências associada à ondulação (Ruessink, 1998; Thomson *et al.*, 2006).

Okihiro e Guza, 1996, verificaram que o coeficiente de correlação, r, entre o log_{10} da energia presente na banda de frequências infra-gravíticas (dividida em sub-bandas com uma largura de 0.0005 Hz) no exterior de três portos (porto de *Oceanside* situado na Califórnia, e os portos de *Kahului* e de *Barbers Point* no *Hawaii*) e o log_{10} da energia ao largo associada à banda de frequências típicas da ondulação (0.03 Hz a 0.125 Hz), E_{ond}, dependia da frequência e tomava valores elevados quando se considerava a banda de frequências infra-gravíticas de 0.002 a 0.03 Hz ($0.7<r<0.9$). Resultados semelhantes foram obtidos por Herbers *et al.*, 1995, para outros locais. Okihiro e Guza, 1996, obtiveram também fortes coeficientes de correlação entre a E_{ond} ao largo e a energia contida na banda de frequências de 0.002 a 0.03 Hz nas medições efectuadas no interior de cada um dos três portos.

Com base nos coeficientes de correlação obtidos com a E_{ond} ao largo, Okihiro e Guza, 1996, dividiram aquilo que designaram por 'banda de frequência de seicha' (0.0005 Hz a 0.03 Hz) em três sub-bandas: a banda de frequências mais baixas (0.0005 Hz a 0.002 Hz) caracterizava-se por apresentar uma fraca correlação com a E_{ond} ao largo; na banda de frequências intermédias (0.002 Hz a 0.01 Hz) verificava-se, em qualquer um dos portos estudados, uma correlação muito forte com a E_{ond} ao largo; na banda de frequências mais elevadas a correlação era forte nos portos de *Kahului* e *Barbers Point*, mas mais fraca no porto de *Oceanside*. De acordo com os autores, as seichas com frequências na sub-banda de frequências mais baixas são, essencialmente, excitadas por *tsunamis*, perturbações meteorológicas e atmosféricas (e.g. variações de pressão atmosférica), e ondas internas e de plataforma. Esta banda de frequências, que não é usualmente forçada pela ondulação, incluiu, geralmente, o modo de oscilação de mais baixa frequência de uma bacia portuária (o modo fundamental). No entanto, verificou-se que a ondulação muito energética podia também 'forçar' uma quantidade de energia detectável na gama de frequências que contém o modo fundamental de oscilação do porto, e originar seichas em qualquer um

dos três portos. Okihiro e Guza, 1996, referem também que nos três portos estudados, a ondulação é a principal fonte de energia das seichas com frequências superiores a 0.002 Hz (500 s). Conclusões idênticas foram apresentadas por Okihiro *et al.*, 1993.

3.2.2.3. Efeito do período de pico da ondulação e modulação pelo nível de maré

Os níveis de energia na banda de frequências infra-gravíticas para o mesmo local (ao largo), e para a mesma quantidade de energia na gama de frequências da ondulação, podem variar significativamente (Okihiro *et al.*, 1992; Okihiro e Guza, 1996). Estas variações podem ser parcialmente atribuídas à sensibilidade dos vários mecanismos de geração da energia infra-gravítica em relação à frequência da ondulação. Considerando registos de agitação medidos ao largo do porto de *Kahului*, *Hawaii*, durante duas tempestades com idêntica energia na gama de frequências da ondulação (0.03 Hz a 0.125 Hz), Okihiro e Guza, 1996, verificaram que a tempestade com ondulação de maior período de pico (cerca de 20 s) tinha aproximadamente dez vezes mais energia associada à banda de frequências infra-gravíticas do que a tempestade com ondulação de período de pico mais curto (próximo de 10 s). Esta dependência do período de pico do espectro era maior na sub-banda de frequências infra-gravíticas intermédias (0.002 Hz a 0.01 Hz). A amplitude de maré no porto de *Kahului* é de cerca de 1 m.

A dispersão dos valores da energia infra-gravítica, para níveis de energia na banda de frequência da ondulação idênticos, pode também estar relacionada com variações do nível de maré, Okihiro e Guza, 1996. Estes autores verificaram que em *Oceanside*, Califórnia, onde a amplitude de maré é de cerca de 2.5 m, os níveis de energia na sub-banda de frequências infra-gravíticas mais altas (0.01 Hz a 0.03 Hz) eram claramente mais elevados durante a preia-mar (cerca de 5 a 10 vezes maiores do que durante a baixa-mar). Estes resultados eram válidos, quer se considerassem registos medidos no interior do porto de *Oceanside*, quer ao largo. As medições efectuadas no interior de portos sofrem também a influência da variação da profundidade de água nas frequências naturais de oscilação das bacias portuárias. A correlação entre a energia presente na banda de frequências infra-gravíticas e na banda de frequências associada à ondulação é mais elevada quando a análise tem em consideração os níveis de maré.

Ruessink, 1998, também concluiu que o nível de maré tinha influência nos níveis de energia na banda de frequências infra-gravíticas do espectro, nos locais exteriores à zona de rebentação. Este fenómeno toma, normalmente, a designação de 'modulação' (*modulation*) das ondas infra-gravíticas pela maré. No entanto, contrariamente a Okihiro e Guza, 1996, os resultados de Ruessink, 1998, mostram que os níveis mais elevados de energia infra-gravítica estão associados à baixa-mar. Os registos de agitação marítima que serviram de base à análise de Ruessink, 1998, foram medidos em seis posições ao longo do perfil transversal de uma praia em *Terschelling*, Holanda. O perfil estudado tinha uma extensão de aproximadamente 2000 m e apresentava um sistema de barras múltiplas. Os seis sensores de pressão utilizados encontravam-se entre as cotas -9 m e -4.5 m, relativamente ao nível médio da água do mar.

Com base na análise de registos de agitação marítima (protótipo) medidos na costa Sul da Califórnia, Thomson *et al.*, 2006, verificaram que a variância associada às ondas infra-gravíticas (calculada para registos com 1 hora de duração) estava correlacionada (r^2=0.7), e em fase, com as variações do nível do mar (marés diurnas e semi-diurnas). Estas medições foram efectuadas, sensivelmente, a 750 m da linha de costa e em profundidades de água de 15 m. Recorrendo aos resultados dessas medições e a simulações numéricas, Thomson *et al.*, 2006, demonstraram que a forte modulação das ondas infra-gravíticas com períodos entre 20 e 200 s observada na costa Sul da Califórnia resulta, essencialmente, de processos não-lineares de transferência de energia destas ondas de longo período para as oscilações de curto período. Consequentemente, estes autores atribuíram uma importância secundária às perdas de energia na banda infra-gravítica com origem no atrito nos fundos e na turbulência.

De acordo com Thomson *et al.*, 2006, as perdas de energia infra-gravítica associadas à modulação ocorrem na *surf zone* e, na situação estudada, eram mais intensas quando essas ondas se propagavam sobre o perfil de configuração convexa da praia característico da baixa-mar. Como durante a preia-mar o perfil de praia é côncavo, observa-se uma modulação pela maré da energia infra-gravítica radiada pela praia para o largo. Perfis de praia com as configurações descritas (em baixa e preia-mar), assim como as transferências de energia apresentadas, podem ser observados na costa Sul da Califórnia ao longo de vários quilómetros. Tendo por base os registos dos 50 dias em que decorreu a campanha de observação, pôde concluir-se que a variância média das ondas infra-gravíticas durante a baixa-mar (energia) é cerca de ¼ da variância determinada para as preia-mares adjacentes, Thomson *et al.*, 2006.

No estudo efectuado, Thomson *et al.*, 2006, assumiram que a direcção de propagação das ondas era normal à costa, e determinaram os fluxos de energia infra-gravítica em direcção à costa (F^+- sentido positivo) e em direcção ao largo (F^-- sentido negativo), desde cerca de 15 m de profundidade de água (750 m da costa) até à linha de costa, a partir das medições de pressão (P) e da velocidade na direcção normal à costa (U) e recorrendo a,

$$F^{\pm} = \frac{\sqrt{gd}}{4} \int_{0.005}^{0.05} \left(PP(f) + \frac{d}{g} UU(f) \pm \sqrt{\frac{4d}{g}} PU(f) \right) df \tag{3.2}$$

em que $PP(f)$ e $UU(f)$ representam os auto-espectros de pressão e da velocidade na direcção normal à costa, respectivamente, $PU(f)$ é o espectro cruzado da pressão e velocidade segundo essa direcção, d a profundidade de água e g a aceleração da gravidade. Esta análise permitiu constatar que a redução da energia total na banda infra-gravítica ao largo da *surf zone* (a mais de 100 m da costa), durante a maré baixa, se deve a uma redução do fluxo de energia em direcção ao largo (F^-).

De acordo com alguns autores citados por Thomson *et al.*, 2006, na *surf zone*, a componente F^- tem origem, sobretudo, na reflexão da componente que se propaga em direcção à costa, F^+. No entanto, os coeficientes de reflexão (quociente entre o fluxo em direcção ao largo e o fluxo em direcção à costa), estimados com base nos registos dos instrumentos posicionados na zona mais próxima da praia, são próximos da unidade e independentes do nível de maré. Estes resultados sugerem que as alterações que ocorrem por influência da maré na componente que se propaga em direcção ao largo devam ter origem na modulação sofrida pela componente que se dirige em direcção à praia, na *surf zone*. Como ao largo da *surf zone* o fluxo de energia infra-gravítica em direcção à costa (que contem contribuições com origens remotas e locais, devido a interacções não-lineares com as vagas e a ondulação) é idêntico em baixa-mar e em preia-mar, a modulação das ondas infra-gravíticas por influência da maré parece ter origem na modulação da componente que se dirige para a costa (F^+), dentro da *surf zone*, e antes de estas ondas serem reflectidas pela praia. Esta modulação traduz-se num aumento acentuado das perdas de energia infra-gravítica na *surf zone*, sobre o perfil de praia característico de baixa-mar, reduzindo-se a quantidade de energia disponível para ser reflectida pela praia.

As observações e as conclusões de Thomson *et al.*, 2006, confirmam que a modulação induzida pela maré é um fenómeno com origem junto à costa, que se caracteriza pela transferência de energia da banda de frequências infra-gravíticas para as frequências mais elevadas, através de interacções não-lineares, próximas da ressonância, entre tríadas de componentes de onda, ou seja, o fenómeno inverso daquele que é considerado como sendo um dos principais mecanismos de geração da energia infra-gravítica (desenvolvimento das ondas de longo período ligadas). Essas interacções não-lineares têm lugar próximo da costa, em águas pouco profundas (em Thomson *et al.*, 2006, foram observadas em profundidades de água inferiores a 1 m), e consistem em transferências rápidas de energia entre tríades

de ondas gravíticas de superfície. A alteração do fluxo de energia para a frequência f é o resultado das interacções entre pares de ondas tais que a soma ou a diferença das suas frequências seja igual a f.

As interacções entre as tríadas ficam mais próximas da ressonância com a redução da profundidade de água, sendo necessário espaço para que essa transferência de energia ocorra. Assim, embora a largura total da *surf zone* na situação analisada por Thomson *et al.*, 2006, não se altere com o nível de maré, a dependência do fenómeno em análise da profundidade de água leva a que a transferência de energia para as frequências mais altas seja mais intensa sobre praias de configuração convexa, que é o caso da praia estudada durante a baixa-mar. Uma vez que a dispersão não-linear de energia entre frequências é influenciada pela morfologia dos fundos na *surf zone*, as variações do nível da água do mar sobre um perfil de praia não uniforme conduzem a alterações nos níveis de energia infra-gravítica observados ao largo. A modulação pela maré da energia infra-gravítica observada pelos autores em oito locais de medição situados a profundidades de 5 m é consistente com a teoria apresentada.

3.2.2.4. Mecanismos de geração das ondas infra-gravíticas

A análise de registos de agitação marítima mostra, frequentemente, uma tendência para as ondas aparecerem na natureza sob a forma de grupos de ondas, isto é, conjuntos de ondas sucessivas cujas alturas estão acima de um certo nível de agrupamento (i.e. acima de uma determinada altura de onda), sendo seguidos por grupos de ondas de mais pequena altura. A velocidade das partículas de água num grupo de grandes ondas, devido ao movimento da onda, é claramente superior à velocidade da água entre esses grupos. Este aumento de velocidade traduz-se num aumento da energia cinética associada ao movimento orbital das partículas de água, que conduz, de acordo com a equação de *Bernoulli*, a uma redução da pressão de água sob esses grupos de grandes ondas, que é proporcional ao quadrado da velocidade das partículas de água. Sob pressão atmosférica constante (consideração usual) origina-se uma diminuição do nível médio da água ao longo do grupo de grandes ondas, Figura 3.3. Como compensação, observa-se um aumento do nível médio da água entre estes grupos de grandes ondas, originando-se uma perturbação de longo período que se encontra limitada aos grupos de ondas. Esta perturbação da superfície livre tende a induzir uma espécie de escoamento ondulatório sob a superfície da água, criando-se uma perturbação de longo período, conhecida por *set-down*[5] sob grupos de onda, ou por onda de longo período ligada. Este fenómeno foi descrito teoricamente, pela primeira vez, por Longuet-Higgins e Stewart, 1964, com base nas tensões de radiação.

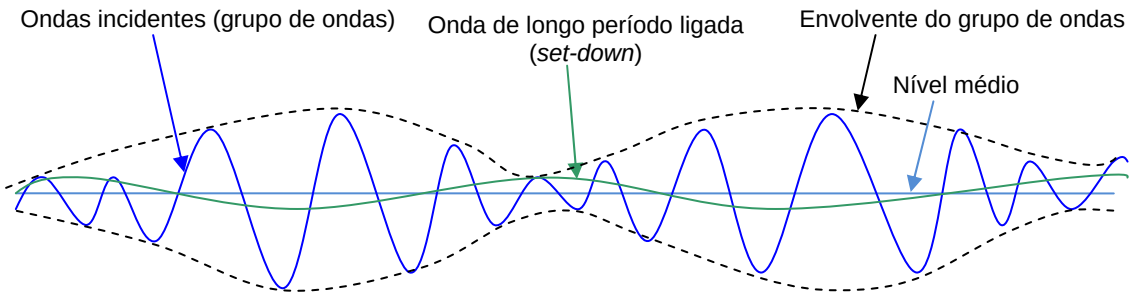


Figura 3.3 – Agrupamento de ondas de curto período e desenvolvimento de onda de longo período ligada (ou *set-down*).

[5] Embora vários autores utilizem o termo '*set-down*', a designação 'onda de longo período ligada' (i.e. *bound long wave*), como facilmente se depreende desta exposição, está mais em consonância com a descrição física do fenómeno em análise. No entanto, neste trabalho são utilizadas as duas designações.

As tensões de radiação podem ser entendidas como a contribuição das ondas para o fluxo de momento horizontal, Longuet-Higgins e Stewart, 1964. Esse fluxo de momento é constituído por duas parcelas: uma associada às velocidades das partículas de água induzidas pela onda e a outra à pressão. Segundo a direcção de propagação da agitação, o momento por unidade de volume associado a uma partícula de água é dado por,

$$m_u = \rho u \tag{3.3}$$

em que ρ representa a massa volúmica da água e u a velocidade orbital horizontal da partícula segundo a direcção de propagação da onda. A contribuição dessa partícula para o fluxo de momento horizontal através de um plano vertical perpendicular à direcção de propagação da onda é dado por,

$$f_u = \rho u\, u \tag{3.4}$$

ou seja, ocorre uma transferência de momento ρu (por unidade de volume) a uma taxa u por unidade de tempo. Assim, o fluxo de momento horizontal total através do plano referido, desde o fundo até à superfície livre da água, devido ao movimento da onda e segundo a sua direcção de propagação é dado por,

$$F_u = \int_0^{d+\eta} \rho u^2\, dz \tag{3.5}$$

em que d representa o nível médio da água (i.e., a profundidade de água), η a elevação da superfície livre da água em relação a esse nível e z a coordenada vertical .

A componente do fluxo horizontal de momento devida à pressão, F_{pr}, é dada por,

$$F_{pr} = \int_0^{d+\eta} p\, dz \tag{3.6}$$

em que p representa a pressão na presença de ondas. Enquanto esta última componente é independente da orientação do plano vertical considerado, a contribuição relativa à velocidade das partículas de água para o fluxo de momento horizontal total é nula segundo a direcção normal à direcção de propagação das ondas (u=0). Na descrição que aqui se apresenta assume-se que o estado de agitação marítima em análise é de crista longa.

O fluxo de momento horizontal total, F_t, através de um plano vertical normal à direcção de propagação das ondas, resulta da soma das duas contribuições apresentadas e é dado por,

$$F_t = \int_0^{d+\eta} (p + \rho u^2)\, dz \tag{3.7}$$

De acordo com o que foi referido anteriormente, a componente principal das tensões de radiação na direcção de propagação da agitação, S_{xx}, resulta da média temporal do fluxo de momento horizontal total na presença de ondas deduzida do fluxo médio na sua ausência, ou seja,

$$S_{xx} = \overline{\int_0^{d+\eta} (p + \rho u^2)\, dz} - \int_0^{d} p_0\, dz \tag{3.8}$$

em que p_0 representa a pressão hidrostática. Com base na teoria linear da onda é possível escrever S_{xx} como,

$$S_{xx} = \frac{1}{8}\rho g H^2 \left(\frac{1}{2} + \frac{2kd}{senh(2kd)}\right) = \frac{1}{8}\rho g H^2 \left(\frac{1}{2} + G\right) \tag{3.9}$$

em que g representa a aceleração da gravidade, H a altura de onda, d a profundidade de água média e k o número de onda. A componente do fluxo horizontal de momento devida à pressão permite definir, de um modo análogo ao apresentado, as tensões de radiação segundo a direcção normal à de propagação das ondas. Essas duas parcelas das tensões de radiação definem um tensor de tensões de radiação.

Devido à irregularidade característica dos estados de agitação marítima, existe uma tendência para as ondas surgirem na forma de agrupamentos de ondas com diferentes alturas e comprimentos. Como as tensões de radiação são mais elevadas sob os agrupamentos de ondas de maior altura do que sob as ondas de menor altura, desenvolve-se uma depressão no nível médio da água ao longo desse grupo de grandes ondas (a água é expelida dessa zona). Como compensação, o nível médio aumenta no espaço entre esses agrupamentos de grandes ondas, Figura 3.3. Estas perturbações de longo período estão em equilíbrio com as tensões de radiação, têm uma periodicidade associada aos agrupamentos de ondas e propagam-se à velocidade de grupo, que é inferior à velocidade de fase de uma onda de longo período livre com o mesmo período que a onda de longo período ligada. Estas ondas não satisfazem a relação de dispersão.

Em águas profundas, as ondas de curto período (primárias) deslocam-se relativamente ao grupo com o dobro da sua velocidade, Bowers, 1977. Como consequência, o padrão de agrupamento de ondas sofre continuamente alterações na sua propagação até à costa, prevenindo o desenvolvimento de *set-down*. No entanto, quando esse sistema de ondas primárias entra em águas pouco profundas, a velocidade de propagação de cada uma das suas componentes diminui e passa a depender apenas da profundidade de água, Demirbilek e Vincent, 2002. Nestas condições, as várias componentes de onda propagam-se, sensivelmente, à mesma velocidade e apenas ligeiramente mais rápido do que a velocidade de grupo, originando um padrão de agrupamento de ondas mais estável, e permitindo o desenvolvimento de um *set-down* mais intenso, Bowers, 1977. Isto significa que com a aproximação à costa, as perturbações originadas se acentuam consideravelmente, podendo passar de poucos centímetros de altura, em águas profundas, para alturas de cerca de meio metro (ou superiores), às profundidades habituais em entradas portuárias e durante condições de agitação marítima muito severas, PIANC, 1995. Na zona costeira, as ondas de longo período ligadas representam uma parcela da energia infra-gravítica total.

Por outras palavras, e de forma muito geral, as interacções não-lineares entre pares de componentes da agitação marítima de curto período com frequências próximas e iguais a f e $f + \Delta f$, com Δf contido na banda de frequências infra-gravíticas do espectro, podem excitar uma onda secundária (ligada), com uma frequência igual à diferença das frequências das ondas de curto período primárias, ou seja, Δf. Observações no protótipo têm mostrado que em águas profundas a diferença de fase entre esta onda secundária e as duas componentes primárias (que podem estar contidas na banda de frequências das vagas ou da ondulação) é aproximadamente igual a 180º (Okihiro *et al.*, 1992; Herbers *et al.*, 1994). Este resultado mostra que as ondas de maior altura de um grupo de ondas (primárias) estão associadas à cava da onda de longo período ligada, ou seja, que a correlação entre o agrupamento das ondas de maior altura e a onda de longo período forçada é negativa, Longuet-Higgins e Stewart, 1964.

Assumindo uma solução de equilíbrio estacionário para a situação em que os agrupamentos de ondas de curto período têm um comprimento muito superior à profundidade de água local, Longuet-Higgins e Stewart, 1964, expressaram a elevação da superfície livre da água relativa às ondas de longo período ligadas, ζ, em função das tensões de radiação geradas pelas ondas de curto período,

$$\zeta(x,t) = -\frac{S_{xx}(x,t)}{\rho\left(gd - C_g^2\right)} + constante \tag{3.10}$$

em que $S_{xx}(x,t)$ representa as tensões de radiação segundo a direcção de propagação da agitação, ρ a massa volúmica da água, g a aceleração da gravidade, d a profundidade média da água, C_g a velocidade

de grupo do sistema de ondas de curto período, x uma coordenada horizontal no sentido de propagação das ondas e t a variável tempo. Na dedução dessa equação assume-se que as ondas de longo período ligadas se propagam em fundos horizontais.

Uma vez que a velocidade de grupo, C_g, não pode exceder a celeridade de uma onda de longo período livre, Equação (3.1), o denominador da Equação (3.10) é sempre positivo. Deste modo, a elevação da superfície livre da água associada à perturbação de longo período ligada tende a ser negativa sob os agrupamentos de grandes ondas e positiva entre esses grupos, tal como foi referido anteriormente.

Em águas pouco profundas ($kd \ll 1$), a velocidade de grupo aproxima-se do valor dado pela Equação (3.1). Nessas condições, e omitindo a constante, a Equação (3.10) pode ser aproximada a,

$$\zeta \cong -\frac{S_{xx}}{\rho g d (kd)^2} \cong -\frac{S_{xx}}{\rho \omega^2 d^2} \tag{3.11}$$

em que k e ω representam o número de onda e a frequência angular característicos do sistema de ondas de curto período, respectivamente.

Verifica-se que se as restantes condições forem idênticas, em águas pouco profundas, a amplitude das ondas de longo período ligadas varia proporcionalmente a d^{-2} (assumindo fundos horizontais). Sobre fundos inclinados, as ondas de curto período sofrem empolamento e o valor de S_{xx} aumentará com a diminuição da profundidade de água. Em águas pouco profundas, assumindo que os fundos variam tão suavemente que permitem o estabelecimento de uma situação de equilíbrio dinâmico e considerando que existe conservação da energia das ondas de curto período, S_{xx} tenderá a variar, aproximadamente, com $d^{-1/2}$. Nessas condições, o valor de ζ tende a variar proporcionalmente a $d^{-5/2}$.

A Figura 3.2, apresentada anteriormente, mostra um importante aumento da energia infra-gravítica com a redução da profundidade de água. No que concerne à componente de longo período ligada, com base no que foi aqui referido, pode concluir-se que esse aumento de energia resulta de dois efeitos. O primeiro está relacionado com o aumento das tensões de radiação com a redução da profundidade de água. De facto, com a diminuição do valor de d, o factor G da Equação (3.9) aumenta de zero (águas profundas) para um (águas pouco profundas), fazendo o valor de S_{xx} triplicar. O segundo efeito está relacionado com a influência directa da profundidade de água no valor de ζ (Equações (3.10) e (3.11)). Com se pormenoriza adiante, as ondas de longo período livres radiadas a partir da costa (ondas *leaky*) tendem a sofrer um fenómeno que se pode designar por 'empolamento inverso', e que se traduz numa redução da altura dessas ondas na sua propagação para águas progressivamente mais profundas.

Em águas pouco profundas ($kd \ll 1$), a Equação (3.11) pode ainda ser apresentada de uma forma que permite avaliar a magnitude do *set-down* sob grupos de ondas com amplitude a,

$$\bar{\zeta} = \frac{-3ga^2}{2\omega^2 d^2} \tag{3.12}$$

Aplicando a equação apresentada pode concluir-se que, em profundidades de água de 20 m, um estado de agitação caracterizado por um período de onda de pico de 15 s e uma amplitude de onda de 1 m tem uma amplitude de *set-down* associada de aproximadamente 0.20 m, Bowers, 1977. Na análise crítica do resultado obtido devem ser tidas em conta as premissas que estiveram na base do estabelecimento da equação (3.12).

Importa acrescentar que as ondas de curto período se tornam consideravelmente não-lineares à medida que se aproximam da zona de rebentação, e a teoria de segunda ordem de Longuet-Higgins e Stewart, 1964, perde validade, PIANC, 1995. Nessas profundidades de água, as interacções não-lineares onda-

onda tornam-se particularmente importantes e redistribuem a energia entre as várias componentes de onda.

Embora, como se referiu anteriormente, a diferença de fase entre as ondas de longo período ligadas e as ondas geradas pelo vento seja de cerca de 180º em águas profundas, com a redução da profundidade de água, essa diferença de fase diminui e aproxima-se de 0º. Este comportamento pode ser observado na análise de dados de protótipo (e.g. Okihiro *et al.*, 1992; List, 1992; Herbers *et al.*, 1994; Thomson *et al.*, 2006) e de resultados de testes em modelo físico (e.g. Battjes *et al.*, 2004). Em particular, os resultados experimentais analisados por Battjes *et al.*, 2004, mostram, de uma forma clara, que as perturbações de longo período ligadas se atrasam, em relação à envolvente das ondas de curto período, com a redução da profundidade de água, na aproximação à costa.

Com efeito, considerando que a propagação ocorre numa zona de profundidade de água constante, em situação de equilíbrio, não deverá ocorrer transferência de energia entre o sistema de ondas primárias e as ondas de longo período ligadas, em conformidade com a diferença de fase de 180º. Para haver transferência de energia terá de ocorrer uma modificação dessa diferença de fase, isto é, um atraso da elevação mínima da onda de longo período ligada em relação ao máximo da envolvente das ondas de curto período, Battjes *et al.*, 2004, tal como se observa com a redução da profundidade de água. É esse atraso, e a consequente transferência de energia para a onda longa forçada, que permite explicar o seu crescimento acelerado com a diminuição da profundidade de água (superior ao que seria esperado pelo fenómeno de empolamento).

Enquanto a energia das ondas de curto período é dissipada na *surf zone* (devido, principalmente, ao fenómeno da rebentação, mas também por atrito nos fundos), diminuindo com a aproximação à linha de costa, a energia contida na banda de frequências infra-gravíticas do espectro, regra geral, aumenta (Ruessink, 1998; Thomson *et al.*, 2006). Entre os diversos investigadores parece existir um consenso em relação ao facto de os mecanismos de geração das ondas infra-gravíticas estarem, de algum modo, relacionados com o processo de rebentação, em águas pouco profundas, dos agrupamentos incidentes de vaga e de ondulação, e com as interacções não-lineares entre ondas.

De facto, a geração de ondas de longo período no momento da rebentação dos agrupamentos de ondas primárias é um importante mecanismo de transferência de energia na zona costeira, no qual a energia associada às altas-frequências (vagas e ondulação) é transformada em perturbações de longo período, Baldock e Huntley, 2002. Apesar de terem sido propostos vários mecanismos (e modelos) de geração de ondas de longo período livres do tipo *leaky* e *edge* (e.g. Longuet-Higgins e Stewart, 1964; Symonds *et al.*, 1982; List, 1992), a coexistência dos diferentes tipos de ondas em praias naturais, em conjunto com a dispersão direccional da agitação marítima e a complexidade da batimetria da zona costeira, têm dificultado a análise comparativa dos dados de campo com as previsões dos modelos teóricos, Baldock e Huntley, 2002. Neste contexto, os testes em modelo físico assumem especial importância, Baldock *et al.*, 2000.

Pese embora o referido, é reconhecida a existência de dois mecanismos principais de geração de ondas de baixa-frequência, segundo uma direcção transversal à costa, pelos agrupamentos de ondas de curto período, Battjes *et al.*, 2004. O primeiro desses mecanismos está associado à interacção não-linear entre pares de ondas de curto período (ou primárias), da qual resulta, como foi referido anteriormente, a geração de ondas de longo período ligadas. Estas ondas de segunda ordem acompanham a agitação marítima (vagas e ondulação) desde águas profundas e a sua importância aumenta na zona costeira, com a redução da profundidade de água, até à zona de início da rebentação, devido ao forçamento contínuo exercido pelas ondas de curto período durante o seu processo de empolamento. A libertação dessas ondas de longo período incidentes durante a fase de rebentação dos agrupamentos de ondas de

curto período, seguida pela sua reflexão na linha de costa, origina ondas de longo período livres que se propagam para o oceano na forma de batimentos. Neste mecanismo é assumido que a perturbação de longo período é reflectida, quase completamente, na linha de costa.

Symonds *et al.*, 1982, propõem um mecanismo alternativo de geração de energia de baixa-frequência (livre) no ponto de rebentação. De acordo com estes autores, a variação temporal da posição do ponto de rebentação, induzida pela estrutura em grupo das ondas de curto período incidentes numa praia, dá origem a oscilações de *set-up* na escala temporal dos agrupamentos de ondas. De facto, sendo a altura de onda variável ao longo de cada um desses agrupamentos, as ondas individuais que o constituem rebentam em profundidades de água distintas. Este mecanismo de geração de energia de longo período prevê uma relação linear entre a altura das ondas infra-gravíticas geradas e a altura das ondas de curto período, e sugere que, devido à variação do ponto de rebentação, sejam radiadas ondas infra-gravíticas com uma frequência igual à dos grupos de ondas e harmónicas de ordem superior, quer em direcção à costa, quer para o largo. As ondas que se propagam em direcção à costa são posteriormente reflectidas, originando um padrão de interferência que depende da relação de fase entre as duas ondas forçadas no ponto de rebentação. O modelo proposto por Symonds *et al.*, 1982, foi validado, qualitativamente, com resultados de testes em modelo físico realizados, quer com agrupamentos de ondas bicromáticos (Kostense, 1985; Baldock *et al.*, 2000), quer com estados de agitação marítima irregular (Baldock e Huntley, 2002; Baldock *et al.*, 2004). No entanto, os dados de protótipo apresentados até ao momento ainda não permitiram suportar este modelo, Masselink, 1995.

Um terceiro mecanismo de geração de ondas de longo período livres (batimentos) resulta da libertação da energia das ondas de longo período ligadas quando ocorrem mudanças bruscas da profundidade de água, PIANC, 1995. Este mecanismo é descrito em Mei e Benmoussa, 1984.

Os mecanismos de geração de energia infra-gravítica (batimentos) não estão ainda convenientemente caracterizados (Okihiro *et al.*, 1992; Herbers *et al.*, 1994). Por outro lado, a importância relativa dos vários mecanismos já identificados é desconhecida e os resultados experimentais são, frequentemente, pouco conclusivos, Ruessink, 1998. No entanto, têm sido realizados alguns desenvolvimentos nesta área, sendo actualmente possível associar a predominância de alguns mecanismos a certas condições de agitação marítima e/ou morfologias de praias. Este tipo de trabalhos é baseado, normalmente, em resultados de testes em modelo físico (e.g. Kostense, 1985; Baldock *et al.*, 2000; Baldock e Huntley, 2002; Battjes *et al.*, 2004; Baldock *et al.*, 2004; Baldock, 2006) e na análise de dados de protótipo (e.g. Okihiro *et al.*, 1992; Herbers *et al.*, 1994; Masselink, 1995; Ruessink, 1998; Thomson *et al.*, 2006). De um modo geral, esses estudos centram-se na análise da correlação (ou diferença de fase) entre as ondas de longo período (batimentos) e os agrupamentos de ondas de curto período, e da relação entre as alturas das ondas de longo período e das ondas de curto período incidentes na praia. Por exemplo, a preponderância do mecanismo de libertação das ondas de longo período ligadas, prevê a existência de uma correlação negativa forte entre essas perturbações de longo período e os agrupamentos de ondas de curto período, a não ser que as primeiras experimentem uma significativa mudança de fase durante os processos referidos (cerca de 180º), Baldock e Huntley, 2002. Por outro lado, a altura das ondas de longo período que se propagam para o largo na forma de batimentos deverá ser, aproximadamente, proporcional ao quadrado da altura das ondas de curto período incidentes.

Embora a influência da rebentação das ondas de curto período nos processos não-lineares em análise não esteja ainda bem caracterizada, a análise de dados de protótipo (e.g. Masselink, 1995; Ruessink, 1998) leva a supor que as ondas de longo período ligadas não sejam completamente destruídas na *surf zone*. Assim, aparentemente, em águas pouco profundas, estas ondas de segunda ordem devem poder desligar-se dos grupos de ondas aos quais estão ligadas, passando a propagar-se como ondas livres (i.e. batimentos). Este processo pode ocorrer aquando da rebentação dos agrupamentos de ondas de curto

período em praias, Ruessink, 1998, devido à variação súbita da profundidade de água, ou quando essas ondas encontram um obstáculo na sua propagação, nomeadamente quando os agrupamentos de ondas primárias passam a entrada de um porto, PIANC, 1995.

Como as praias apresentam um comportamento muito reflectivo para ondas longas, estas perturbações de longo período, após reflexão na praia, podem propagar-se para o largo praticamente com a mesma energia (*leaky waves*), ou permanecerem aprisionadas, por refracção, na zona costeira, Ruessink, 1998, com fraca radiação para águas profundas, Okihiro *et al.*, 1992. Da sobreposição das ondas de longo período ligadas, após a libertação dos grupos de ondas aos quais estão associadas, com a sua reflexão na costa, resultam ondas infra-gravíticas estacionárias na *surf zone*, Masselink, 1995. Importa referir que os processos de dissipação da energia associada às frequências da banda infra-gravítica não estão ainda completamente esclarecidos, Thomson *et al.*, 2006.

Ruessink, 1998, verificou que o quociente entre a energia de longo período ligada e a energia de longo período total é máximo no momento que antecede o início da rebentação das ondas primárias (vagas e ondulação), diminuindo durante esse processo. Por outro lado, a diminuição da energia infra-gravítica (total) no interior da *surf zone*, com a aproximação à costa, deverá resultar do aumento de turbulência originado pela rebentação dessas ondas primárias. De acordo com o autor, o mecanismo de libertação das ondas de longo período ligadas deverá ser a principal fonte das oscilações de longo período livres observadas. Esta conclusão é também suportada pelos resultados de um trabalho anterior, realizado na mesma zona (*Terschelling*, Holanda), que demonstrou que as ondas de longo período incidentes, já no interior da *surf zone*, continuavam a apresentar uma correlação negativa muito forte com a envolvente das ondas de curto período previamente à sua entrada na *surf zone*, isto é, antes do início da rebentação dos grupos de ondas primárias.

Os resultados de Ruessink, 1998, estão de acordo com as conclusões obtidas por Masselink, 1995. Ambos os trabalhos corroboram a teoria associada à libertação das ondas de longo período ligadas, e as conclusões apresentadas implicam que essas ondas não sejam completamente destruídas durante o processo de rebentação da agitação marítima de curto período. Além disso, os resultados apresentados não evidenciam a presença de ondas de longo período forçadas no ponto de rebentação, pelo que essas ondas, a existirem, devem ter uma importância secundária. Com efeito, a presença de ondas com essa origem implicaria, muito provavelmente, a existência de uma correlação positiva entre a envolvente da agitação fora da *surf zone* e as ondas de longo período incidentes no interior da *surf zone*, uma vez que as ondas de maior altura de um agrupamento devem dar origem a um *set-up* maior, Ruessink, 1998. Importa ainda acrescentar que os dados analisados por Masselink, 1995, e por Ruessink, 1998, foram medidos em praias de declive suave.

No entanto, os dados de campo (e.g. Herbers *et al.*, 1995; Ruessink, 1998) mostram, frequentemente, a existência de uma relação (quase) linear entre a altura de onda dos batimentos e a altura das ondas de curto período incidentes, enquanto a altura das ondas de longo período ligadas (incidentes) segue uma relação quadrática. Numa primeira análise estes resultados parecem estar mais em consonância com o modelo proposto por Symonds *et al.*, 1982.

Baldock e Huntley, 2002, referem que os resultados experimentais, os dados de campo e os resultados dos modelos numéricos suportam, de certo modo, quer o mecanismo de libertação das ondas de longo período ligadas (Longuet-Higgins e Stewart, 1964), quer o mecanismo de forçamento de ondas de longo período no ponto de rebentação (Symonds *et al.*, 1982). No entanto, Baldock e Huntley, 2002, com base nos resultados experimentais obtidos, sugerem que o mecanismo de Symonds *et al.*, 1982, seja dominante durante as condições de agitação marítima mais energéticas (i.e. de tempestade), e que o mecanismo que prevê a libertação e a posterior reflexão das ondas de longo período ligadas, seja o

principal responsável pela geração dos batimentos durante condições de agitação marítima moderadas. Estes mecanismos foram já incorporados em alguns modelos unidimensionais de geração de ondas infra-gravíticas (e.g. List, 1992).

Battjes *et al.*, 2004, referem que apesar de os trabalhos desenvolvidos por Baldock *et al.*, 2000, e por Baldock e Huntley, 2002, mostrarem uma clara preponderância do mecanismo de forçamento de ondas de longo período no ponto de rebentação, os dados de campo publicados até ao momento, assim como alguns resultados de testes experimentais, não sugerem que exista uma contribuição importante desse mecanismo para a energia total infra-gravítica presente na zona costeira. Battjes *et al.*, 2004, explicam que essa 'aparente' contradição pode estar relacionada com o facto de os dados de campo publicados serem relativos a praias de declive muito suave, enquanto nos trabalhos experimentais referidos foram estudadas praias com uma inclinação de 10%. De facto, List, 1992, tinha já sugerido que a importância do mecanismo de forçamento no ponto de rebentação deveria aumentar, em relação ao mecanismo que prevê a amplificação, a libertação e a subsequente reflexão das perturbações de longo período ligadas, com o aumento do declive da praia. No mesmo sentido, os dados de campo analisados por Masselink, 1995, referentes a uma praia de declive suave durante estados de agitação marítima moderadamente energéticos, mostraram um claro predomínio do mecanismo de libertação das ondas de longo período ligadas.

Na sequência do que foi aqui exposto, Battjes *et al.*, 2004, procuraram generalizar os resultados obtidos recorrendo ao conceito de declive normalizado do perfil de praia, β, definido como,

$$\beta \equiv \frac{h_x}{\omega}\sqrt{\frac{g}{d}} \tag{3.13}$$

em que, h_x e d representam o declive da praia e a profundidade de água na zona em estudo (e.g. zona de empolamento), respectivamente, ω a frequência angular ($2\pi f$) e g a aceleração da gravidade. O parâmetro β expressa a variação da profundidade por comprimento de onda, combinando a influência da frequência da onda e do declive da praia. Com efeito, intuitivamente, compreende-se que uma praia com um determinado declive pareça mais inclinada às ondas de maior comprimento (i.e. de mais baixa frequência) do que às ondas mais curtas, pois no primeiro caso, no espaço referente a um comprimento de onda, a variação da profundidade da água é maior.

Com base no parâmetro apresentado na Equação (3.13), Battjes *et al.*, 2004, distinguiram dois regimes: um de declive íngreme (β elevado) e o outro de declive suave (β pequeno). Estes autores recorreram ao parâmetro β para explicar o porquê de, na banda de frequências infra-gravíticas, e numa análise por sub-bandas de frequências, a taxa de crescimento das ondas de longo período incidentes numa praia de inclinação constante, aumentar com a redução do seu período, durante a aproximação à costa (i.e. com a redução da profundidade de água). Com efeito, de acordo com o que foi referido anteriormente, uma determinada praia parecerá sempre mais íngreme às ondas de mais baixa frequência de um espectro de agitação incidente. Nessas condições, a transferência de energia dos agrupamentos de ondas primárias para as ondas de longo período ligadas é pouco eficiente. Battjes *et al.*, 2004, sugerem também que no regime de declive suave, as perturbações de longo período ligadas, fortemente 'amplificadas' durante a sua propagação até à linha de costa, devem ser dominantes em relação às contribuições que resultam dos mecanismos de forçamento no ponto de rebentação. Pelo contrário, no regime de maior declive, o mecanismo proposto por Symonds *et al.*, 1982, deverá ser preponderante. Esta perspectiva do problema completa a que foi apresentada por Baldock e Huntley, 2002, já referida anteriormente.

Pelas alterações que sofrem em profundidades de água limitadas, as ondas infra-gravíticas e os efeitos não-lineares a elas associados, são de extrema importância para muitos processos costeiros, Ruessink,

1998, e, consequentemente, para diversos problemas no domínio da engenharia costeira e portuária, nomeadamente no transporte de sedimentos, na ressonância portuária e no comportamento de navios amarrados (Bowers, 1977; Rita, 1995a; De Girolamo, 1996; Smith, 2002; Neves *et al.*, 2003; Baldock *et al.*, 2004; Karambas e Koutitas, 2004; Gentile e Rebaudengo Landò, 2006; entre outros).

Com efeito, a forte correspondência entre os comprimentos típicos destas ondas de longo período e as características morfológicas da costa, tem sugerido, por exemplo, que a instalação de ondas de longo período estacionárias, segundo uma direcção transversal à costa, pode ser responsável pela geração e manutenção de barras longitudinais. Este mecanismo requer a presença de uma frequência dominante infra-gravítica, em conjunto com uma resposta ressonante entre a morfologia costeira e a onda longa, Baldock *et al.*, 2004. As ondas infra-gravíticas estacionárias permitem também explicar, de uma forma qualitativa, a formação de outras morfologias costeiras. Pais Barbosa, 2007, no âmbito de um trabalho de investigação que envolvia o estudo da morfologia e da hidromorfologia de alguns trechos da zona costeira portuguesa, apresenta uma breve descrição das diferentes formas costeiras (e.g. crescentes de praia, barras submersas), assim como das principais teorias que procuram explicar a sua génese e que estão relacionadas com as ondas infra-gravíticas.

Os agrupamentos de ondas, como estão na origem de uma parcela importante da energia presente nas frequências da banda infra-gravítica de um espectro, podem também ter influência na estabilidade de mantos resistentes de quebramares de taludes e na variabilidade dos volumes de água que galgam as obras costeiras e portuárias (e.g. Rita, 1995a; Goda, 2000), bem como no comportamento de navios livres, pelas forças de arrastamento que geram, e amarrados (e.g. Rita, 1995a; Neves *et al.*, 2003).

De facto, Gravesen, 2005, apresenta resultados experimentais que mostram não existir uma diferença muito significativa, ao nível do comportamento de um navio amarrado, quando os estados de agitação marítima inicialmente reproduzidos no modelo físico são substituídos, apenas, pela sua componente de baixa-frequência.

As ondas infra-gravíticas podem perturbar o comportamento de navios amarrados em portos de duas formas distintas: directamente, se a sua frequência estiver próxima da frequência de um dos modos de oscilação natural do navio amarrado, situação que pode originar a entrada em ressonância do sistema navio/cabos de amarração/defensas; ou, de forma indirecta, pela excitação da massa de água contida na bacia portuária em que o navio se encontra. Esta última situação pode ocorrer quando a banda infra-gravítica do espectro apresenta densidades de energia importantes em frequências muito próximas das frequências ressonantes da bacia portuária em estudo. Nestes casos, a energia associada aos períodos ressonantes é amplificada dentro do porto, em relação às condições ao largo, enquanto a energia nos restantes períodos é suprimida.

De facto, os movimentos de um navio amarrado no plano horizontal são usualmente controlados pelos períodos naturais introduzidos pelo sistema de amarração. Esses períodos naturais de oscilação tendem a ser significativamente mais elevados do que os períodos característicos da agitação marítima pois, na generalidade dos casos, a massa do navio é bastante maior do que a rigidez do sistema de amarração. Karambas e Koutitas, 2004, referem que os navios de grande porte apresentam, quando amarrados, períodos naturais de oscilação no plano horizontal compreendidos entre 30 s e 2 min, ou seja, na gama dos períodos associados às ondas infra-gravíticas. Deste modo, existe a possibilidade de ocorrência de fenómenos ressonantes no próprio sistema de amarração. Estes fenómenos de amplificação dinâmica das oscilações do navio amarrado têm especial relevância pelo facto de o amortecimento que lhes está associado ser, em geral, pequeno.

As bacias portuárias de portos de pequena dimensão (até cerca de 1 km^2 de área em planta) apresentam períodos naturais de oscilação que variam, habitualmente, entre 30 s e 30 min, Okihiro e Guza, 1996.

Como esses períodos são próximos dos períodos naturais de oscilação de um navio amarrado no plano horizontal (i.e. avanço, deriva e guinada), é provável que possam existir condições para a ocorrência simultânea de ressonância no sistema navio/cabos de amarração/defensas. A gama de períodos referida inclui, quer as ondas infra-gravíticas forçadas pela agitação marítima, quer as ondas de longo período com origem em fenómenos de índole meteorológica ou sísmica. Se a massa de água contida na bacia portuária entrar em ressonância, essas perturbações de longo período são amplificadas, originando-se um sistema de ondas (quase-)estacionárias, que pode estar associado a velocidades horizontais muito elevadas da massa de água na zona dos nodos (locais de amplitude de oscilação vertical mínima) e a uma importante amplificação da altura de onda (excitante) na zona dos antinodos.

Geralmente não existem problemas para os navios que estão localizados nos antinodos, quer estejam livres ou amarrados. Os problemas mais graves ocorrem quando os navios estão posicionados sobre nodos. Nesses locais, devido às oscilações estacionárias instaladas na bacia portuária, as velocidades horizontais e as inclinações da superfície livre da massa de água são, frequentemente, muito elevadas, originando a movimentação dos navios por acção das forças horizontais produzidas. Se o navio estiver amarrado, os seus movimentos podem ser ainda amplificados pela entrada em ressonância do sistema navio/cabos de amarração/defensas. Os fenómenos referidos podem, assim, originar uma importante redução da eficiência com que as operações de carga e descarga do navio são realizadas, e provocar a rotura dos cabos de amarração e das defensas. Além disso, nas situações mais críticas, podem ocorrer danos no navio amarrado, ou em navios vizinhos, bem como estragos na estrutura de acostagem e de amarração.

Relativamente a este tema, existem várias referências a fenómenos ressonantes em portos portugueses (Sines, Leixões) cuja origem pode estar relacionada com a presença de agrupamentos de ondas, Neves *et al.*, 2003. Aqui reside a importância da sua consideração aquando do estudo do comportamento de navios amarrados.

Na mesma linha, PIANC, 1995, refere que as causas principais da entrada em ressonância das bacias de portos comerciais são a difracção do *set-down* associado à agitação incidente e a excitação directa por ondas de longo período livres (batimentos), nas quais se incluem as ondas do tipo *edge* e *leaky*. Enquanto a altura do *set-down* varia proporcionalmente ao quadrado da altura das ondas primárias em profundidades de água habituais à entrada de portos, os batimentos são mais linearmente proporcionais à essa altura de onda. Deste modo, enquanto durante as condições de agitação marítima mais severas é a componente devida ao *set-down* que predomina, nas condições mais favoráveis os batimentos devem ser os principais causadores dos fenómenos de índole ressonante dentro de portos.

Apesar de os primeiros trabalhos nesta área terem sido publicados nos anos cinquenta (Munk, 1949; Tucker, 1950), pode considerar-se que os temas discutidos na presente secção são ainda relativamente actuais, gerando alguma discussão no meio científico internacional. As publicações sobre estes temas são abundantes, algumas das quais específicas de certas áreas da engenharia costeira e portuária (e.g. morfologia da costa, ressonância portuária, entre outras). Este trabalho procura apresentar um breve '*state of the art*' do tema, focando apenas os aspectos considerados indispensáveis à compreensão da importância das ondas infra-gravíticas no estudo do comportamento de navios amarrados em portos, e deixando de parte as usualmente complexas formulações matemáticas que estão subjacentes aos vários mecanismos e modelos de geração deste tipo de ondas.

A secção 3.2.2 apresenta também elementos que permitem sustentar alguns dos assuntos discutidos no capítulo 6, no que concerne, quer às opções tomadas na fase de preparação do modelo físico, quer à análise crítica dos resultados dos modelos testados nas duas fases do estudo. Com efeito, apesar de o estudo realizado no âmbito do presente trabalho de investigação visar apenas a reprodução de estados

de agitação de curto período, não tendo sido considerada a presença de ondas de longo período livres nas condições de agitação marítima especificadas no sistema de geração de ondas, tal não significa, contudo, que as estimativas espectrais que resultam da análise dos registos de elevação da superfície livre da água medidos na instalação experimental não incluam energia nas frequências da banda infra-gravítica.

3.2.2.5. Caracterização das ondas de longo período

Apesar da importância dos agrupamentos de ondas para muitos problemas no domínio da engenharia costeira e portuária e, em particular, para aqueles que envolvem o estudo do comportamento de navios amarrados, por norma, os estudos de caracterização da agitação marítima não apresentam indicações a esse respeito, Neves *et al.*, 2003.

A energia associada às baixas-frequências de um espectro de variância da elevação da superfície livre da água resulta da contribuição de duas parcelas: uma relativa às ondas de longo período livres, $H_{S,lpf}$, e a outra às ondas de longo período ligadas, $H_{S,lpb}$. Assim, a altura significativa das ondas de longo período, $H_{S,lp}$, pode ser determinada com base em,

$$H_{S,lp}^2 = H_{S,lpf}^2 + H_{S,lpb}^2 \tag{3.14}$$

Uma vez que as ondas de longo período ligadas estão intimamente associadas à agitação marítima, as suas características (altura e período) podem ser estimadas com base nas características dessa agitação (altura, período, forma espectral, dispersão direccional), desde que a relação entre elas seja conhecida. Pelo contrário, as ondas de longo período livres, originadas por tempestades em locais remotos ou por outros fenómenos meteorológicos e físicos, podem apenas ser conhecidas através da realização de medições, Vis *et al.*, 1986. De facto, mesmo a energia de longo período livre gerada na interacção da agitação marítima com a zona costeira (e.g. praias, estruturas costeiras ou portuárias) não pode ser estimada com base nas características da ondulação (ou vagas), pois os seus mecanismos de geração, e a consequente propagação até à costa, não estão ainda completamente compreendidos, Okihiro e Guza, 1996.

No entanto, o conteúdo energético das ondas de longo período livres pode ser estimado subtraindo à energia total associada às ondas de longo período (medida), a energia calculada para as ondas de longo período ligadas, Lara *et al.*, 2004. As metodologias de SIWEH (*Smoothed Instantaneous Wave Energy History*), Funke e Mansard, 1980, ou da transformada de *Hilbert*, Frigaard, 2007, permitem estimar a componente de longo período ligada a partir de registos medidos por bóias ondógrafo.

Vários estudos têm sido realizados com o objectivo de caracterizar as ondas infra-gravíticas com base em expressões analíticas e em formulações empíricas, obtidas, principalmente, através de resultados de medições no protótipo. Alguns autores procuraram caracterizar as ondas infra-gravíticas a partir das características das ondas de vento (ondulação e vagas). Lara *et al.*, 2004, apresentam uma síntese dos resultados de alguns desses trabalhos, que partilham a mesma formulação empírica de base, definida através de,

$$H_{S,IG} \approx \frac{H_{S,cp}^{\alpha}\ T_P^{\beta}}{d^{\chi}} \tag{3.15}$$

em que $H_{S,IG}$ representa a altura de onda significativa associada à banda infra-gravítica, $H_{S,cp}$ a altura de onda significativa associada à banda gravítica (componente de curto período), T_P o período de pico da banda gravítica, d a profundidade de água, enquanto α, β e χ são parâmetros que tomam os valores apresentados no Quadro 3.1.

Quadro 3.1 – Valores dos parâmetros da Equação (3.15), Lara *et al.*, 2004.

Trabalho		α	β	χ
Vis *et al.*, 1985		2	1.2	0
Nelson *et al.*, 1988		1.77	1.77	0
Medina, 1990		2	0.5	0
Bowers, 1992	*Port Talbot*	1.32	1.17	0.34
	Shereham Harbour	0.93	0.99	0.06
	Borrow-in-Fourness	1.08	1.59	0.36
	Valor final proposto (média)	1.11	1.25	0.25

Os parâmetros apresentados no Quadro 3.1 foram determinados com base em resultados de medições realizadas no protótipo, na proximidade de portos. As diferenças entre os resultados apresentados para os diferentes locais estudados são claras.

Vis *et al.*, 1986, referem que, em aplicações práticas, a altura significativa das ondas de longo período ligadas, $H_{S,lpb}$, pode ser determinada com base em,

$$H_{S,lpb} = \frac{0.22}{T_P^2}\, H_{S,cp}^2 \qquad \text{se} \quad \left(\frac{d}{g\, T_P^2}\right) > 0.09 \quad \text{(águas profundas)} \tag{3.16}$$

$$H_{S,lpb} = \frac{0.08}{d^2}\, T_P^2\, H_{S,cp}^2 \qquad \text{se} \quad \left(\frac{d}{g\, T_P^2}\right) < 0.04 \quad \text{(águas pouco profundas)} \tag{3.17}$$

Ligteringen e Moes, 2001, referem que, embora a Equação (3.17) permita obter estimativas realistas da altura significativa das ondas de longo período em costa aberta (aplicação à costa da África do Sul), deve ser aplicada com cuidado a baías (semi-)fechadas. Com efeito, essa equação, por não considerar a possibilidade de amplificação das ondas de longo período nas bacias do tipo referido, pode subestimar, claramente, essa altura de onda. A aplicação da Equação (3.17) na previsão da altura significativa das ondas de longo período junto a um *jetty* situado na *Saldanha Bay*, África do Sul, resultou na obtenção de alturas de onda cerca de dez vezes inferiores às medidas no protótipo, Ligteringen e Moes, 2001.

A aplicação da metodologia apresentada em Vis *et al.*, 1986, à zona de Sines conduziu à obtenção de uma equação que permite determinar, numa primeira aproximação, a altura significativa das ondas de longo período ligadas, e que toma a seguinte forma,

$$H_{S,lpb} = \frac{1}{3}\, C\, H_{S,cp}^2 \tag{3.18}$$

em que C representa um coeficiente que é função do período de onda de pico da componente de curto período e da profundidade de água. Para uma profundidade de 50 m, e considerando apenas as ondas com períodos entre 60 e 240 s, os valores de C apresentados em Vis *et al.*, 1986, para Sines, podem ser determinados com base em,

$$C_{(60-240\ s)} = 0.0005\, T_P - 0.0029 \tag{3.19}$$

A comparação dos resultados obtidos com a aplicação da Equação (3.18) com medições de ondas de longo período realizadas em Sines, permitiu chegar à conclusão que, nesse local, durante condições de tempestade, as ondas de longo período são constituídas, maioritariamente, por ondas de longo período ligadas, Vis *et al.*, 1986. No entanto, o clima médio anual de ondas de longo período (condições menos energéticas) é dominado por ondas de longo período livres.

As Equações (3.18) e (3.19) foram também utilizadas para estimar as alturas significativas das ondas de longo período ligadas associadas a temporais ocorridos em Leixões, nos períodos entre 1981 e 1985 e entre 1993 e 1994, no âmbito do estudo "Instalação de uma Monobóia para a Descarga de Petróleo Bruto para a Refinaria do Porto", LNEC, 1996.

Com base em resultados de medições (no protótipo) realizadas com transdutores de pressão, Lara *et al.*, 2004, procuraram caracterizar as ondas infra-gravíticas à entrada do Porto de *Gijon*, Espanha. Os registos utilizados foram medidos num local com uma profundidade de água de 22 m, durante meio ano (Inverno e Primavera). O método adoptado permitiu estabelecer, para esse local, uma equação para a avaliação da altura significativa das ondas infra-gravíticas, $H_{S,IG}$, com períodos entre 60 e 400 s, que é dada por,

$$H_{S,IG} = 0.0068\, H_{S,cp}^{1.402}\, T_P^{0.667} \tag{3.20}$$

O coeficiente de correlação entre as alturas de onda estimadas com base na Equação (3.20) e as alturas significativas das ondas infra-gravíticas determinadas com base nos registos de agitação marítima classificados como sendo, exclusivamente, relativos a ondulação é de 0.98, baixando para 0.95 quando são considerados todos os registos medidos (vagas, ondulação, ou uma combinação de ambas). Estes resultados mostram que a equação apresentada é capaz de estimar a altura das ondas de longo período medidas relativamente bem, Lara *et al.*, 2004. O período de pico associado às ondas infra-gravíticas, $T_{P,IG}$, pode ser estimado através de,

$$T_{P,IG} = 8.03\, T_P \tag{3.21}$$

Esse período é definido como o período para o qual a densidade de energia é máxima no intervalo de frequências de 60 a 400 s. Lara *et al.*, 2004, referem, no entanto, que nos espectros associados à banda infra-gravítica, a energia se distribui por mais do que uma (sub)banda de frequências. Este resultado contrasta com a elevada concentração de energia em torno da frequência de pico na banda gravítica. Importa referir que este tipo de distribuição de energia foi também encontrado nos espectros estimados com base em resultados de medições realizadas nos modelos físicos estudados no âmbito do presente trabalho de investigação (ver secções 6.2.6 e 6.3.9).

Lara *et al.*, 2004, realçam as vantagens de utilizar transformadas *wavelet*, relativamente à usual análise de *Fourier*, na análise da distribuição da energia infra-gravítica. Com efeito, as transformadas *wavelet* permitem analisar essa distribuição de energia, não apenas no domínio da frequência, mas também no domínio do tempo. Esses autores referem ainda que conceitos como a forma dos espectros associados às ondas de longo período e a distribuição da energia pelas frequências da banda infra-gravítica não são claros na literatura.

No seguimento do que foi exposto, pode concluir-se que não existe uma resposta única e definitiva para a caracterização das ondas de longo período. Por outro lado, a utilização das relações empíricas apresentadas deve ser realizada com cuidado e ter em consideração as condições em que estas foram estabelecidas.

3.2.2.6. Seichas portuárias

Os portos marítimos estão normalmente protegidos da agitação marítima de curto período (ondulação e vagas), com períodos normalmente inferiores a 25 s, por quebramares mais ou menos longos. Estas estruturas portuárias asseguram que apenas uma pequena parcela da energia da agitação ao largo (para os rumos dominantes) penetra na bacia portuária, por exemplo através do fenómeno da difracção. A restante energia é dissipada ou reflectida por essas estruturas para o largo. Parte da energia da agitação de curto período que consegue entrar no porto acaba também por ser dissipada, devido à existência de

elementos parcialmente reflectores dentro da bacia portuária, nomeadamente estruturas de acostagem com paramentos dissipativos, praias, taludes de enrocamento, entre outros.

Pelas razões referidas, a agitação de curto período (apenas a componente linear) não é, em geral, muito problemática para os navios amarrados no interior de portos, excepção feita a embarcações de pequena dimensão (e.g. embarcações de pesca e barcos de recreio) e a estruturas de acostagem localizadas em zonas portuárias muito expostas. Além disso, segundo os modos de oscilação horizontais, os navios de médio e grande portes apresentam períodos naturais de oscilação elevados, que estão, em geral, muito afastados da gama característica de períodos desse tipo de ondas.

Os movimentos verticais do navio amarrado podem, contudo, ser excitados pela agitação marítima de curto período. Com efeito, segundo esses modos, os períodos de oscilação natural do navio são mais pequenos. Pelo facto de apenas uma pequena parcela da energia da agitação ao largo atingir os locais de acostagem e de amarração, e atendendo a que os movimentos verticais do navio são, em geral, os menos condicionantes para a segurança e para a eficiência das operações realizadas no cais, a agitação de curto período não está, usualmente, na origem das situações mais problemáticas envolvendo navios amarrados.

Ao contrário da agitação de curto período, as ondas de longo período (livres e ligadas) podem penetrar nas bacias portuárias com relativa facilidade, uma vez que a eficiência dos quebramares de protecção para este tipo de ondas é muito reduzida. Além disso, no interior do porto, os processos de dissipação da energia associada a estas ondas têm uma importância secundária, o que pode criar problemas sérios aos navios que aí se encontram amarrados. Em vários portos espalhados um pouco por todo o mundo têm ocorrido acidentes graves com navios amarrados cuja origem pode estar relacionada com a presença de ondas de longo período e com situações de ressonância portuária (e.g. Moes, 2004; van der Molen e Moes, 2009).

Na propagação para o interior de um porto, as ondas de longo período entram na bacia portuária e são reflectidas nos seus contornos (paramentos de cais, taludes de enrocamento, praias). O coeficiente de reflexão nessas fronteiras, que representa o quociente entre as alturas de onda reflectida e incidente, é função das características, quer da superfície reflectora (inclinação do talude, rugosidade superficial, porosidade), quer da onda incidente (declividade - $\delta = H/L$, altura relativa - $\varepsilon = H/d$). As ondas de longo período apresentam, por definição, pequenas alturas e grandes comprimentos de onda, ou seja, são ondas de muito pequena declividade e altura relativa. De um modo geral, as superfícies reflectoras encontradas nos limites das bacias portuárias apresentam coeficientes de reflexão elevados (próximos da unidade) para ondas com as características referidas, dificultando a dissipação da energia associada às baixas-frequências do espectro.

No que concerne à interacção de ondas progressivas com as superfícies reflectoras (presentes numa bacia portuária), importa fazer uma breve descrição dos fenómenos físicos associados à reflexão total e parcial. Na primeira situação, o coeficiente de reflexão da superfície reflectora é unitário, ocorrendo reflexão total da energia da onda incidente, que resulta na formação de ondas estacionárias ou *clapotis*. Estas ondas podem ser entendidas como o resultado da sobreposição de uma onda progressiva e de uma onda reflectida de igual amplitude e período, mas propagando-se em sentido contrário.

Nas ondas estacionárias originadas, o movimento das partículas de água é aproximadamente rectilíneo, podendo as linhas de corrente ser confundidas com as trajectórias das partículas, Figura 3.4. Neste caso, os pontos (ou linhas) em que a amplitude do movimento horizontal das partículas de água é nula tomam a designação de antinodos (ou ventres) e os pontos de movimentos vertical nulo a designação de nodos.

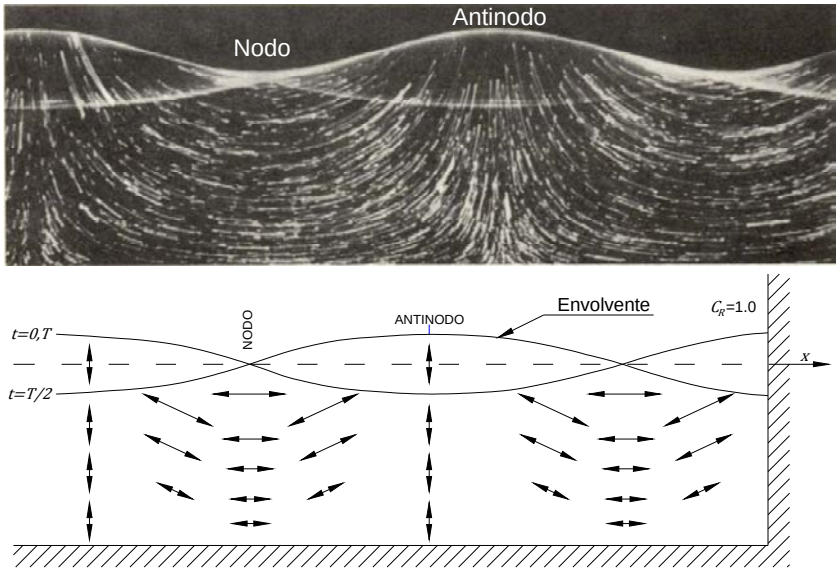


Figura 3.4 – Linhas de corrente na reflexão total com base na teoria linear, superior; envolvente da superfície livre, inferior (adaptado de Moraes, 1971, e Sørensen e Thompson, 2002).

A elevação da superfície livre da água é dada por,

$$\eta\,(x,t) = H_i\,cos\left(\frac{2\pi x}{L}\right)cos\left(\frac{2\pi t}{T}\right) \tag{3.22}$$

em que L e T representam o comprimento e o período da onda incidente (e reflectida), respectivamente, H_i a altura de onda incidente (que neste caso é igual à altura de onda reflectida), t a variável tempo e x uma coordenada horizontal. Nos instantes $t = 0, T/2$ e T, a massa de água encontra-se parada, pelo que toda a energia da onda se encontra na forma de energia potencial. Pelo contrário, nos instantes $t = T/4$ e $3T/4$ a superfície da água fica horizontal, e toda a energia da onda é cinética. A cinemática das ondas estacionárias é apresentada, detalhadamente, em Taveira Pinto, 2001.

A Figura 3.5 esquematiza o movimento de uma massa de água confinada, durante um ciclo completo, numa situação em que a reflexão da onda incidente é total.

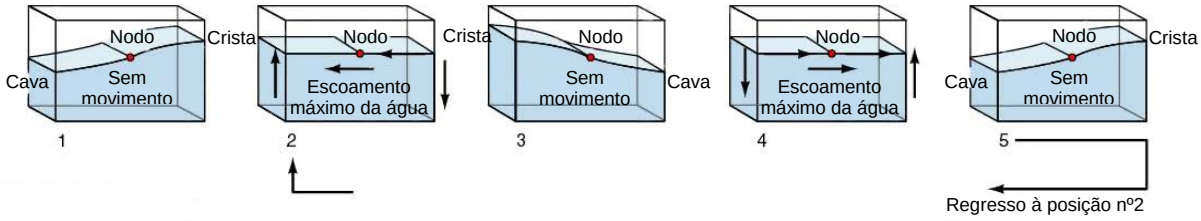


Figura 3.5 – Esquematização do movimento da massa de água caso a reflexão da onda incidente seja total (ilustração adaptada da originalmente produzida por Brooks/Cole, 2002).

Quando o coeficiente de reflexão da superfície reflectora é inferior à unidade (situação mais corrente), a reflexão da onda progressiva é apenas parcial, Figura 3.6. Neste caso, o movimento das partículas de água deixa de ser rectilíneo, formando-se os ‘quasi-antinodos’ (pontos de oscilação vertical máxima e oscilação horizontal mínima) e os ‘quasi-nodos' (pontos de oscilação horizontal máxima e oscilação vertical mínima).

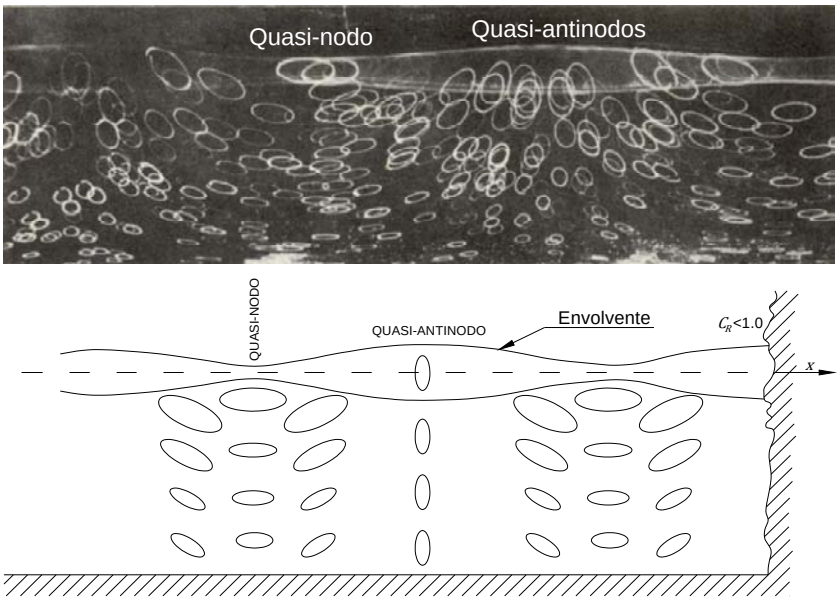


Figura 3.6 – Linhas de corrente na reflexão parcial com base na teoria linear, superior; envolvente da superfície livre, inferior (adaptado de Moraes, 1971, e Sørensen e Thompson, 2002).

As seichas são ondas estacionárias ou oscilações da superfície livre da massa de água contida numa bacia fechada, ou semi-fechada, com períodos relativamente longos (em geral entre 30 e 600 s), que se fazem sentir em bacias naturais e artificiais, e que resultam de uma amplificação ressonante das ondas (energia) incidentes. A verdadeira importância das seichas para o comportamento de navios amarrados em portos não se encontra na amplitude das oscilações verticais que originam na massa de água, que apenas atingem alguns decímetros nas zonas ventrais, mas na elevada amplitude dos deslocamentos horizontais das partículas de água nas zonas nodais (zonas de oscilação vertical mínima). Com efeito, esses deslocamentos podem ser cerca de 50 vezes superiores aos movimentos verticais registados nas zonas dos antinodos, sendo usualmente muito problemáticos para os navios amarrados nesses locais. Importa ainda referir que as seichas podem ocorrer mesmo durante estados de agitação aparentemente calmos.

Na natureza não existem ondas monocromáticas, mas estados de agitação marítima que podem ser caracterizados por um espectro de variância ou de energia. O comportamento de uma bacia portuária caracteriza-se pela amplificação da energia associada a certas frequências do espectro (relativamente à energia contida nessas frequências no exterior do porto), próximas das frequências de ressonância da bacia, e pela atenuação, ou mesmo eliminação, da energia associada às frequências afastadas dessas frequências naturais de oscilação. Uma bacia portuária comporta-se, portanto, como uma espécie de "filtro" perante a agitação marítima.

Okihiro e Guza, 1996, analisaram os espectros de variância médios (todos os registos) resultantes da análise de um grande número de medições das condições de agitação marítima no exterior e no interior de três pequenos portos, que apresentavam áreas superficiais (aproximadamente 1 km^2), profundidades (5-12 m) e climas de agitação ao largo semelhantes. Observando apenas a banda de frequências infra-gravíticas desses espectros, os autores verificaram que, em contraste com os espectros relativamente suaves estimados para os pontos exteriores a esses três portos, os espectros de energia associados aos pontos interiores evidenciavam 'picos' em correspondência com as frequências ressonantes das bacias portuárias em estudo. Esta constatação prática é um exemplo do efeito de "filtragem" característico das bacias portuárias.

Quando, num estado de agitação marítima, se observa uma elevada concentração de energia em torno de duas (baixas) frequências que estão próximas de duas das frequências naturais da bacia portuária, é muito provável que essas componentes da agitação incidente sejam amplificadas no interior da bacia e originem uma seicha complexa, por sobreposição das duas ondas estacionárias.

O conceito de "filtragem" da energia incidente pela bacia portuária pode ser clarificado com base nas medições das condições de agitação marítima realizadas no *Tomakomai Port*, situado na costa Sul da ilha Japonesa de *Hokkaido*, banhada pelo oceano Pacífico, durante a passagem de um tufão em 18 de Setembro de 1994. As medições da agitação foram realizadas com três bóias localizadas em locais distintos: ao largo; à entrada do porto, junto a um dos quebramares de protecção; e no interior da bacia portuária, próximo de um cais (van der Molen *et al.*, 2004; van der Molen *et al.*, 2006). Durante a passagem do tufão, a altura de onda significativa ao largo aumentou de 1.0 para 4.6 m, no pico da tempestade, enquanto o período de onda de pico aumentou de 5 para 17 s. Os espectros de variância estimados para a posição da bóia ao largo e junto ao cais são apresentados na Figura 3.7. Os dados analisados referem-se a dois intervalos de tempo: o primeiro entre as 4:00 h e as 5:00 h, e o segundo entre as 7:00 h e as 8:00 h.

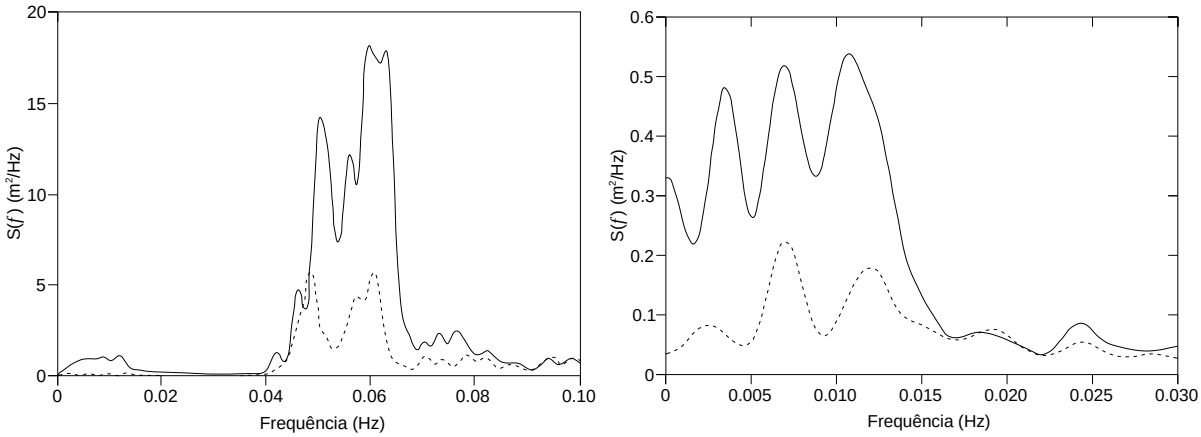


Figura 3.7 – Densidade espectral de energia da agitação marítima para a posição da bóia ao largo (esquerda) e junto ao cais (direita); dados registados entre as 4:00 h e as 5:00 h (- - -) e entre as 7:00 h e as 8:00 h (—) do dia 18 de Setembro de 1994, adaptado de van der Molen *et al.*, 2006.

Enquanto o espectro de energia ao largo apresenta uma distribuição de energia relativamente uniforme na banda de frequências infra-gravíticas, Figura 3.7 – esquerda, no interior do porto, junto ao cais em estudo, os espectros estimados mostram, de forma clara, a presença de três picos em correspondência com os períodos de 294 s (0.0034 Hz), 142 s (0.007 Hz) e 90 s (0.011 Hz), Figura 3.7 – direita. Esses picos estão associados aos primeiros três modos de oscilação natural da bacia portuária. Os resultados apresentados são um exemplo claro da "filtragem" da energia infra-gravítica pelas bacias portuárias. Apesar da Figura 3.7 não permitir chegar a essa conclusão, a energia da agitação de curto período foi dissipada, na sua quase totalidade, durante a propagação para o interior do porto e no interior da bacia portuária.

Apesar do seu interesse, existem ainda algumas dificuldades na caracterização das seichas portuárias. Estas resultam, usualmente, do desconhecimento dos níveis de energia infra-gravítica nas frequências das seichas na área envolvente ao porto. Por outro lado, os mecanismos de dissipação de energia que aparentemente limitam a amplificação das seichas no interior das bacias portuárias estão ainda pouco

compreendidos, Okihiro e Guza, 1996. Ambas as razões têm limitado a utilidade dos estudos com modelos físicos e numéricos.

Com efeito, a ocorrência de situações problemáticas em portos por acção das ondas de longo período está dependente, quer da ocorrência de ondas de também longo período fora do porto, quer do grau de amplificação destas, para alguns períodos críticos, devido aos fenómenos ressonantes que têm lugar no interior do porto, Weiler e Dekker, 2003. Esses períodos são os períodos naturais de oscilação da bacia portuária, característicos de um dado porto, e função da sua geometria em planta e da profundidade de água. As bacias portuárias podem oscilar na direcção transversal e longitudinal. Regra geral, o factor de amplificação é máximo para o período fundamental da bacia. No interior de um porto, devido aos processos dissipativos naturais existentes (e.g. taludes de enrocamento, praias), os modos de oscilação com mais de dois comprimentos de onda não são, usualmente, importantes, PIANC, 1995. Tendo em atenção as dimensões usuais dos portos comerciais, isso significa que os modos ressonantes associados a períodos na gama típica dos períodos da agitação de curto período (i.e. inferiores a 20s) não têm, em geral, qualquer importância. Importa acrescentar que o mesmo não é válido para pequenos portos de pesca ou de recreio, ladeados por estruturas de paramento vertical.

Dada a íntima relação entre as ondas de longo período ligadas e os agrupamentos de ondas de curto período poder-se-ia pensar que as primeiras se atenuariam, progressivamente, à medida que as ondas de curto período se propagam para o interior da bacia portuária, devido ao abrigo oferecido pelas obras de protecção. No entanto, à entrada do porto, a difracção da agitação marítima permite a libertação do *set-down*, que passa a propagar-se na forma de uma onda de longo período livre. Estas ondas podem penetrar no porto com relativa facilidade e originar fenómenos de índole ressonante na bacia portuária, PIANC, 1995. Devido também à difracção, a agitação de curto período apresenta níveis de energia baixos no interior do porto. Assim, dentro da bacia portuária, o *set-down* ainda 'ligado' a essas ondas é consideravelmente inferior ao que existia antes do início do processo de difracção.

Bowers, 1977, demonstrou teoricamente e recorrendo a resultados experimentais, que os modos de oscilação natural da massa de água contida numa bacia portuária podiam ser excitados pelo *set-down* sob grupos de ondas (ondas de longo período ligadas), sem rebentação do sistema de ondas primárias. Este trabalho é, segundo o próprio autor, pioneiro e apresenta um mecanismo de ressonância portuária no qual não é necessária a ocorrência de rebentação prévia do sistema de ondas primárias, numa praia localizada nas proximidades do porto, para a libertação das ondas de longo período ligadas. O próprio *set-down*, que não é uma verdadeira onda de longo período, uma vez que se propaga à velocidade de grupo, teria a capacidade de originar seichas no interior de um porto, nas frequências associadas aos grupos de onda.

Para um porto com uma profundidade de água constante e uma largura da entrada da mesma ordem de grandeza do comprimento de onda das ondas de curto período, mas pequena em comparação com a envolvente do grupo de ondas, Wu e Liu, 1990, em linha com o trabalho desenvolvido por Bowers, 1977, demonstraram teoricamente a possibilidade de ocorrência de oscilações de baixa-frequência, na bacia portuária rectangular, excitadas pelos grupos de ondas. Tal como em Bowers, 1977, a entrada do porto introduz uma descontinuidade (as alturas das ondas de curto período são diferentes no exterior e no interior do porto), da qual resulta a existência de níveis diferentes de *set-down* no interior e no exterior da bacia portuária, e que torna necessária a introdução de uma onda de longo período real, de forma a compensar essa descontinuidade. Estas ondas de longo período livres podem também excitar os modos naturais de uma bacia portuária (Mei e Agnon, 1989; Wu e Liu, 1990).

Em síntese, a massa de água contida numa bacia portuária pode entrar em ressonância pela acção, quer das ondas de longo período livres características da área envolvente ao porto, quer das ondas de longo

período ligadas. No segundo caso é necessário que essas ondas se libertem dos agrupamentos de ondas primárias por qualquer um dos mecanismos apresentados (e.g. rebentação das ondas de curto período numa praia, difracção da agitação), e passem a propagar-se como ondas de longo período livres.

No que concerne às origens da energia com capacidade de gerar seichas em portos, Okihiro e Guza, 1996, verificaram que quando a energia da ondulação ao largo é baixa, as oscilações ressonantes no interior dos três portos estudados eram dominadas pela energia presente na banda de frequências infra-gravíticas mais baixas (f<0.002 Hz), que contém o modo de oscilação fundamental desses portos. No entanto, as seichas com frequências mais elevadas (f>0.002 Hz), isto é, na banda de frequências cuja energia pode ser forçada pela ondulação, predominavam quando a energia da ondulação ao largo era elevada. A elevada correlação entre a energia das seichas para frequências superiores a 0.002 Hz e a energia da ondulação ao largo revela que, em qualquer uma das três bacias estudadas, a ondulação é a principal responsável pela ocorrência de seichas nessa banda de frequências. Importa ainda referir que os portos estudados apresentam áreas de cerca de 1 km^2. Admitindo que se tratam de bacias portuárias com uma forma aproximadamente circular, essa área corresponde a uma bacia com um raio de cerca de 560 m.

Okihiro e Guza, 1996, concluíram também que as ondas de longo período ligadas podem excitar os modos de oscilação natural do porto associados a bandas de frequências infra-gravíticas intermédias (i.e. 0.002 Hz a 0.01 Hz), enquanto as ondas de longo período livres podem originar a amplificação das oscilações ressonantes da bacia portuária nas frequências mais altas e mais baixas da banda infra-gravítica.

A amplificação média da energia incidente no interior do porto, que corresponde ao quociente entre as energias associadas aos espectros estimados com base nos registos medidos no interior dos portos e ao largo (média de todos os registos, em cada local), varia em função da frequência (da seicha), sendo mais elevada na frequência fundamental do porto (frequência ressonante mais baixa). Em qualquer um dos portos analisados, a amplificação média na banda de frequências que contém o modo fundamental diminui com o aumento da energia da seicha. Este tipo de comportamento pode estar relacionado com processos de dissipação de energia não-lineares, tais como a separação do escoamento na entrada do porto, ou as perdas por atrito nas fronteiras laterais e nos fundos, Okihiro e Guza, 1996. Com efeito, estes mecanismos de dissipação tornam-se mais importantes com o aumento da energia das ondas. O factor de amplificação da energia incidente no interior do porto de *Barbers Point*, *Hawaii*, em relação ao exterior, foi de cerca de 20 na frequência fundamental da bacia portuária, baixando para cerca de 5 nas frequências ressonantes mais elevadas, Okihiro *et al.*, 1993.

A defesa contra as seichas é difícil e pode acarretar custos consideráveis. As linhas de actuação podem passar pela tentativa de eliminação, através da alteração dos modos ressonantes da bacia portuária com o intuito de os afastar dos períodos das ondas de longo período características do local de implantação do porto, ou pela sua aceitação. Neste último caso devem obviamente ser tomadas medidas tendo em vista a segurança dos navios amarrados, utilizando, nomeadamente, sistemas de previsão da ocorrência de seichas portuárias (e.g. McComb *et al.*, 2005), de forma a permitir a programação das operações no cais em função das previsões ou, em alternativa, através de intervenções ao nível dos dispositivos de acostagem e amarração do navio, visando a minimização das consequências associadas a ocorrências de seichas. A este respeito destacam-se os cuidados na selecção das características elásticas dos cabos de amarração e das defensas, e o seu reforço sempre que necessário. Devem também ser seleccionados os melhores locais da bacia portuária para a acostagem do navio (i.e. os mais afastados dos locais onde se instalam habitualmente as linhas nodais do sistema de ondas estacionárias) e serem proporcionadas distâncias entre embarcações adequadas.

A alteração das frequências naturais de uma bacia portuária passa, obrigatoriamente, por intervenções ao nível da sua configuração em planta e das profundidades de água. A alteração da profundidade da bacia portuária é pouco eficaz, pois os seus períodos naturais de oscilação variam com a raiz quadrada dessa variável. As modificações da configuração do porto em planta são mais eficientes, mas também mais dispendiosas. Por este motivo, as preocupações com a ocorrência de seichas devem ser tidas logo na fase de concepção da instalação portuária, através da ponderada avaliação da configuração global do porto e da implantação dos quebramares. São também factores importantes a forma, a profundidade e a dimensão da entrada, das bacias de manobra e das várias docas. No caso de complexos portuários existentes, com geometrias e paramentos completamente definidos, as soluções para a modificação do comportamento ressonante da bacia portuária são mais limitadas. Nesta situação, as medidas a tomar devem ter em vista, essencialmente, a minimização das consequências desses fenómenos.

As características dos canais de navegação e os limites de dragagem na área exterior ao porto podem também influenciar as condições de agitação no interior da bacia portuária.

Como regras gerais, as bacias de forma rectangular (ou outras formas simples) devem ser evitadas, sendo preferível a consideração de geometrias mais complexas, eventualmente envolvendo zonas com uma configuração curvilínea. Das várias soluções estruturais possíveis devem preferir-se aquelas que apresentam coeficientes de reflexão mais baixos (e.g. praias, taludes de enrocamento). A criação de aberturas amplas no acesso ao anteporto e às docas são também medidas favoráveis.

3.2.2.7. Considerações sobre a medição de ondas de longo período

As ondas longas, com períodos compreendidos entre 20 s e 1 hora, foram sempre difíceis de medir, Goring, 2008. Com efeito, estas ondas são muito longas para as bóias ondógrafo e os marégrafos mais tradicionais, medindo com uma frequência horária, não as podem detectar. No entanto, nos sistemas mais recentes, totalmente digitais e com uma capacidade de armazenamento de informação elevada (ou trabalhando por telemetria), a frequência de aquisição pode baixar até cerca de um registo por minuto, e em alguns casos ainda mais. Na Nova Zelândia, por exemplo, 11 dos 12 principais portos adoptaram para frequência de aquisição um registo por minuto. O objectivo é permitir a detecção de ondas de longo período a partir dos registos desses marégrafos.

Goring, 2008, apresenta uma metodologia para a separação das ondas de longo período dos registos de marégrafos, que pode ser aplicada em tempo real. Segundo o autor, a metodologia pode ser utilizada para, num dado estado de mar, calcular a folga mínima abaixo da quilha do navio necessária para que este se possa movimentar ou permanecer amarrado ao cais em condições de segurança. Em alternativa, a técnica pode também ser aplicada na detecção de *tsunamis*.

Dada a estreita relação entre o comportamento de navios amarrados em portos e a energia contida na banda de frequências infra-gravíticas da agitação marítima, compreende-se que a metodologia possa também ser utilizada como instrumento de avaliação das condições operacionais e de segurança num dado terminal portuário, e como ferramenta de apoio à decisão.

A metodologia de separação das ondas de longo período dos registos de marégrafos compreende cinco fases: previsão da maré e sua remoção do registo; detecção de picos anormais (*spikes*) no registo e sua posterior eliminação; tratamento de eventuais lacunas de dados existentes no registo; aplicação de um filtro passa-alto para a remoção das baixas-frequências do sinal; e eliminação de ruído, que poderá resultar, quer de erros dos instrumentos de medição, quer da ondulação (residual) que é medida pelo marégrafo e mascarada no registo de ondas de longo período. Os picos anormais podem resultar, por exemplo, de erros de transmissão nos sistemas que funcionam por telemetria ou, no caso dos sistemas acústicos, de reflexões em alvos que não sejam a superfície da água.

O registo de ondas de longo período que resulta desta análise pode ser posteriormente analisado como um registo de ondas contínuo, a partir do qual se podem determinar as alturas e os períodos de onda. A aplicação da técnica apresentada a dados medidos com uma frequência de aquisição de um registo por minuto não permitiu uma análise das ondas longas com períodos de três minutos, ou inferiores.

A análise dos registos de marégrafos de rotação rápida permite também individualizar, graficamente, ondas com períodos da ordem de um minuto e superiores. Esses registos podem ser alvo de análises no domínio do tempo ou da frequência (após digitalização).

Um dos aspectos mais importantes a ter em conta é a escolha do local de medição das ondas de longo período. Com efeito, tendo por base as matérias abordadas nas secções anteriores é fácil compreender que cada zona costeira apresenta características hidrodinâmicas específicas e, por esse motivo, que os resultados dos estudos de caracterização dessas ondas realizados para um dado local não devem ser extrapolados para outros locais, mesmo que próximos. Por outro lado, é importante ter em atenção o efeito de 'filtragem' característico das bacias portuárias e de qualquer reentrância existente na faixa costeira. Esse efeito caracteriza-se pela amplificação da energia associada a algumas frequências do espectro infra-gravítico e pela atenuação (ou eliminação) da energia associada a outras frequências (afastadas das frequências naturais de oscilação da massa de água). Como é óbvio, os instrumentos de medição devem ser afastados de zonas nodais, onde a amplitude vertical da oscilação da massa de água é (quase) nula.

Em trabalhos de investigação é usual as ondas de longo período serem medidas, no protótipo, através de transdutores de pressão instalados perto do fundo (e.g. Okihiro *et al.*, 1992; Rita, 1995b; Masselink, 1995; Okihiro e Guza, 1996; Ruessink, 1998; Lara *et al.*, 2004; Thomson *et al.*, 2006). Estes sensores permitem medir não apenas as ondas de longo período mas também as marés. Os registos obtidos por bóias ondógrafo (inclusive pelas não direccionais) são também utilizados, por vezes, para determinar a distribuição de energia pelas frequências da banda infra-gravítica dos espectros de energia da agitação marítima (e.g. van der Molen *et al.*, 2004; van der Molen *et al.*, 2006).

3.2.3. VENTO

No interior de um porto, o vento varia de intensidade e de direcção de local para local, dependendo da configuração do porto, da topografia da faixa costeira e de toda a envolvente portuária, e da existência de estruturas de grandes dimensões que possam funcionar como elemento barreira. O vento interfere não só com o comportamento de navios amarrados, mas também com a operação dos equipamentos de movimentação de carga (e.g. movimentação de contentores), em especial quando sopra em rajadas, Rita, 1995a. A informação sobre o vento pode ser apresentada na forma de estatísticas, nomeadamente sob a forma de rosas-dos-ventos (intensidades, rumos e frequências), e na forma de cartas sinópticas.

O efeito do vento sobre navios amarrados pode ser decomposto em acções estáticas (vento constante ou com uma variação de intensidade fraca) e em acções dinâmicas (ventos fortes, rajadas de grande intensidade, mudanças de direcção), PIANC, 1995. A direcção da resultante das forças aplicadas no navio por acção do vento não é, exactamente, coincidente com a sua direcção de actuação, excepto nos casos em que este sopra de proa, de popa, ou transversalmente ao navio amarrado. As forças do vento sobre os navios amarrados são transmitidas aos cais através das defensas, caso este sopre no sentido de empurrar o navio contra o cais, e através dos cabeços de amarração, se soprar em sentido contrário.

Os esforços estáticos que resultam das pressões do vento sobre navios podem ser determinados com base em expressões destinadas ao cálculo dos esforços actuantes num corpo no seio de um escoamento uniforme. Por simplicidade, esses esforços podem ser decompostos em duas forças horizontais, uma segundo a direcção longitudinal e a outra segundo a direcção transversal, e num momento de eixo

vertical (guinada), todos aplicados no centro de gravidade do navio. O momento resulta do facto de o ponto de aplicação da resultante das forças devidas à acção do vento não se situar, exactamente, no centro de gravidade do navio, devido à assimetria da superstrutura em relação a um plano transversal. Os vários esforços actuantes num navio por acção do vento são esquematizados na Figura 3.8.

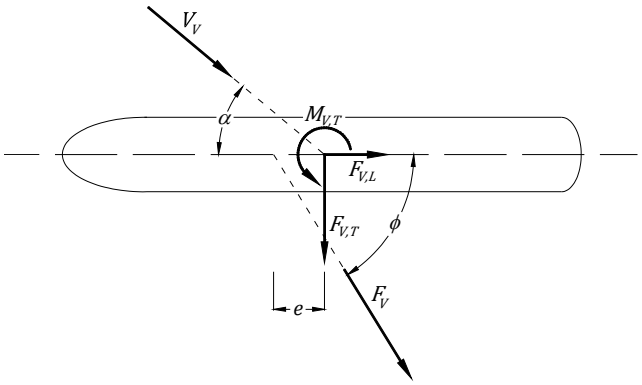


Figura 3.8 – Acção do vento sobre um navio, ROM 0.2, 1990.

A resultante das forças horizontais aplicadas no navio por acção do vento pode ser calculada através de,

$$F_V = \frac{\gamma_{ar}}{2g}\ C_V\ V_V^2 (A_T cos^2\alpha + A_L sen^2\alpha) \tag{3.23}$$

em que F_V representa a resultante das forças horizontais aplicadas no navio (kN), γ_{ar} o peso volúmico do ar (12.02×10^{-3} kN/m^3), g a aceleração da gravidade (9.81 m/s^2), C_V o factor de forma do navio, que varia entre 1.0 e 1.3 (adimensional), A_T e A_L as áreas do navio expostas à acção do vento, segundo a transversal (área frontal) e a longitudinal (área lateral), respectivamente (m^2), α o ângulo formado entre o eixo longitudinal do navio (sentido da proa para a popa) e a direcção de actuação do vento (º), e V_V a velocidade horizontal do vento de projecto, a 10 m de altura, e considerada constante em altura (m/s). A resultante das forças horizontais pode ser decomposta em três componentes através de,

$$tg\ \Phi = \frac{A_L}{A_T}\ tg\ \alpha \tag{3.24}$$

$$F_{V,T} = F_V\ sen\ \Phi \tag{3.25}$$

$$F_{V,L} = F_V\ cos\ \Phi \tag{3.26}$$

$$M_{V,T} = F_{V,T}\ e\ =\ F_{V,T}\ K_e\ L \tag{3.27}$$

em que Φ representa o ângulo formado entre o eixo longitudinal central do navio (sentido da popa para a proa) e a direcção de actuação da resultante das forças horizontais (º), $F_{V,T}$ e $F_{V,L}$ as componentes da força do vento segundo as direcções transversal e longitudinal, respectivamente (kN), $M_{V,T}$ o momento de eixo vertical aplicado no centro de gravidade do navio (kN.m), K_e um coeficiente de excentricidade (adimensional) e L o comprimento do navio (m).

A velocidade do vento a considerar na Equação (3.23) deve ser a velocidade média, determinada para o intervalo de tempo mais curto, durante o qual a sua acção é capaz de vencer a inércia do navio. ROM 0.2, 1990, recomenda a utilização da velocidade média associada a rajadas de 60 s para navios com um

comprimento total superior a 25 m e de 15 s para navios de comprimento inferior a 25 m. Deve ainda ser considerada a possibilidade de o navio permanecer no cais em caso de temporal.

A título de exemplo, a Figura 3.9 apresenta os esforços exercidos pelo vento num navio petroleiro de características idênticas às do navio estudado no presente trabalho de investigação (Quadro 6.1). As áreas do navio (tipo) expostas à acção do vento, segundo a direcção transversal e longitudinal, foram definidas com base nos dados apresentados em PIANC, 2002, para um navio petroleiro de 100 000 t de peso bruto, na condição de carregamento máximo e em lastro, para um nível de confiança de 75%, Quadro 3.2.

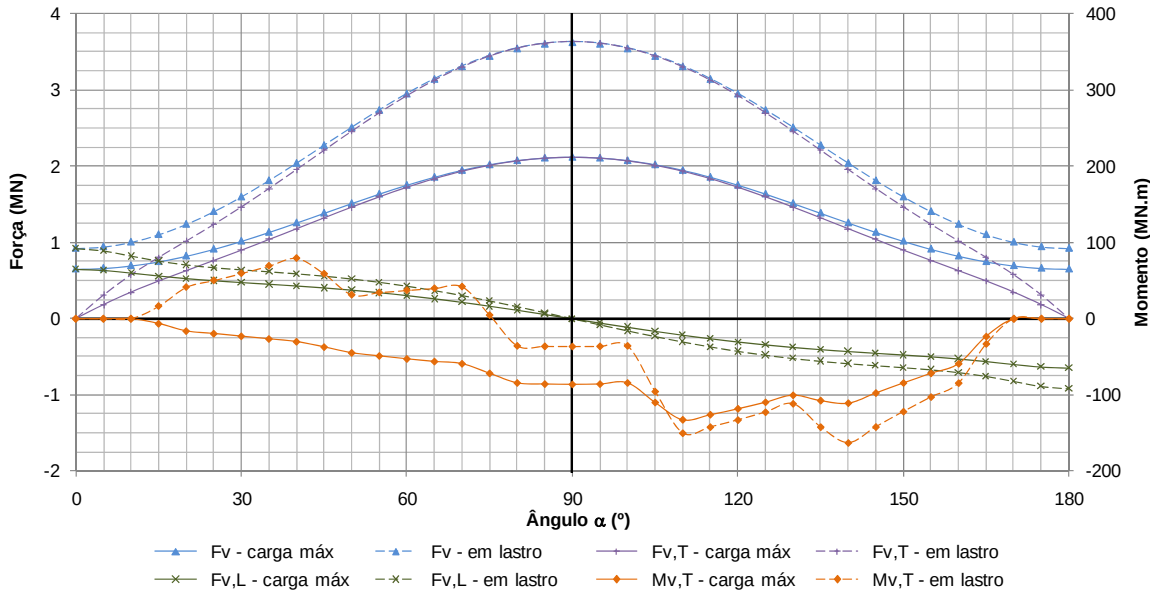


Figura 3.9 – Acção do vento num navio petroleiro de 100 000 t de peso bruto, para duas condições de carga.

A velocidade do vento, V_V, foi definida tendo por base as velocidades efectivas da rajada, consideradas no projecto do Terminal de Petroleiros de Leixões, no cálculo dos esforços devido à acção do vento no sistema de amarração (Quadro 5.7). Uma vez que se pretende, apenas, mostrar a variação da grandeza dos esforços devidos à acção do vento num navio amarrado no Posto "A", em função da direcção de actuação do vento em relação ao navio, apesar dessa informação estar organizada por rumos, o cálculo foi efectuado considerando que velocidade da rajada para os rumos W e SW (cenário mais gravoso) se mantém para as restantes direcções de actuação do vento. Os resultados apresentados na Figura 3.9 foram determinados com base nas Equações (3.23) a (3.27), para um valor de V_V igual a 125 km/h (34.72 m/s), e considerando um factor de forma do navio igual a 1.15. No cálculo do momento de eixo vertical, $M_{V,T}$, foram utilizados os coeficiente de excentricidade apresentados em ROM 0.2, 1990.

Quadro 3.2 – Áreas do navio expostas à acção do vento, para duas condições de carga.

Áreas expostas à acção do vento (m^2)			
Transversal – A_T		Longitudinal – A_L	
carga máxima	em lastro	carga máxima	em lastro
761	1080	2490	4270
Características do navio: peso bruto: 100 000 t; L= 254 m.			

A Figura 3.9 mostra o quanto os esforços que resultam da acção do vento sobre um navio amarrado variam com a sua direcção de actuação. Com efeito, uma vez que os ventos que sopram de proa (ou de popa) incidem sobre uma pequena fracção da área total do navio fora de água, a força longitudinal resultante é relativamente pequena. No entanto, a resultante das forças horizontais do vento varia na razão directa com o aumento do ângulo de incidência (α), atingindo o valor máximo para um ângulo de 90º. É também notória a influência do estado de carga do navio na grandeza destes esforços, devido, essencialmente, à variação da área exposta à acção do vento. De facto, quando um navio do tipo petroleiro se encontra em lastro, as componentes transversal e longitudinal da acção do vento quase que duplicam relativamente à situação em que o navio se encontra na condição de carregamento máximo.

O Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, com uma implantação paralela ao quebramar Norte, apresenta, aproximadamente, uma orientação N - S. Isto significa que os ventos provenientes do quadrante W incidem de través nos navios amarrados nesse posto de acostagem, originando, por esse motivo, solicitações importantes, Figura 3.9. No entanto, o quebramar Norte confere alguma protecção para os ventos provenientes desse o quadrante (ou próximos). Importa ainda referir que a grandeza dos esforços devidos à acção do vento é proporcional ao quadrado da sua velocidade. A Figura 3.10 mostra a variação da resultante das forças horizontais e do momento de eixo vertical aplicado no centro de gravidade do navio, em função da velocidade do vento, e para um ângulo de incidência de 90º. O cálculo foi realizado para um navio com as características indicadas no Quadro 3.2 e para as mesmas condições que foram consideradas na determinação dos esforços apresentados na Figura 3.9.

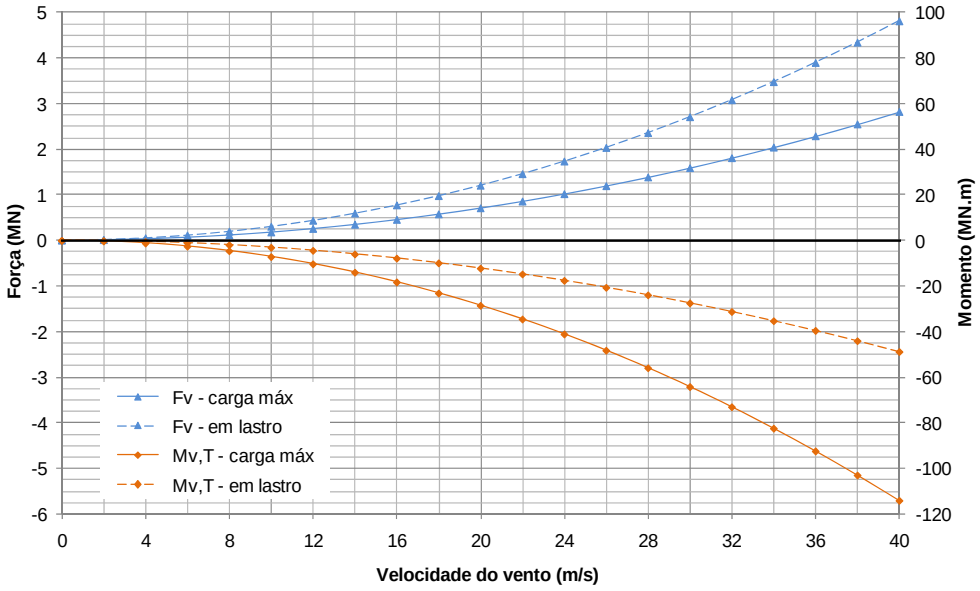


Figura 3.10 – Influência da velocidade do vento nos esforços exercidos no navio.

Os efeitos da acção do vento sobre navios dependem de vários factores, dos quais se podem destacar: a velocidade do vento, a duração da rajada, as características do navio, a direcção de actuação do vento em relação ao navio e o seu estado de carga. As Equações (3.23) a (3.27) permitem determinar, de uma forma expedita, as três componentes dessa solicitação, tendo em conta os factores referidos e considerando um factor de forma que pode tomar valores entre 1.0 e 1.3. Nas situações em que é necessário realizar uma análise mais rigorosa podem usar-se as curvas adimensionais de coeficientes

de força (transversal e longitudinal) e de momento (guinada) apresentadas em OCIMF, 2008. Essas curvas genéricas foram estabelecidas com base em resultados de testes em túnel de vento, referindo-se, especificamente, a navios do tipo petroleiro e a transportadores de gás. A informação é apresentada em função do ângulo de incidência do vento em relação ao eixo longitudinal do navio, para navios com a superstrutura à popa, na condição de carregamento máximo e em lastro. Nos navios do tipo VLCC[6] em lastro, a forma da proa tem, para alguns ângulos de incidência do vento, uma influência muito significativa nas forças longitudinais aplicadas no navio, devido à alteração do escoamento do ar nessa zona. Por esse motivo, os coeficientes adimensionais de força segundo essa direcção são apresentados para dois tipos de proa: convencional e cilíndrica.

Importa ainda acrescentar que a utilização da informação apresentada em OCIMF, 2008, pressupõe uma análise prévia das características geométricas do navio em estudo, nomeadamente de alguns dos quocientes que relacionam as suas dimensões principais, de forma a avaliar a aplicabilidade desses dados ao navio pretendido. Sempre que tal seja possível, devem ser utilizados resultados de testes em modelo realizados especificamente para o navio em estudo, OCIMF, 2008. Foi possível concluir que os resultados obtidos por aplicação das Equações (3.23) a (3.27) são mais conservativos do que aqueles que resultam da utilização dos coeficientes de força e de momento apresentados em OCIMF, 2008.

Como se demonstrou anteriormente, o estado de carga condiciona a resposta de um navio amarrado à acção do vento. De facto, um navio em lastro responde mais rapidamente à acção do vento do que um navio carregado, não só por apresentar uma maior área exposta, mas também por possuir uma menor inércia. No que diz respeito ao período de tempo mínimo durante o qual o vento deverá actuar sobre o navio amarrado para poder vencer a sua inércia, Bruun, 1989, refere 30 a 40 s para um VLCC em lastro e 60 a 90 s para navios carregados. A acção do vento é especialmente importante em navios dotados de superstruturas de grande dimensão, ou naqueles que transportam carga sobre o convés, como é o caso dos navios de cruzeiro e dos navios porta-contentores, respectivamente, PIANC, 1995, mas também em navios do tipo petroleiro em lastro.

Os efeitos da acção do vento sobre um navio amarrado nem sempre são desfavoráveis. Com efeito, quando o vento sopra na direcção do cais, o navio é empurrado contra as defensas, originando um aumento das forças de atrito na interface entre o costado do navio e as defensas, PIANC, 1995. Este efeito é semelhante ao obtido através do pré-tensionamento dos cabos de amarração do navio, ou pela utilização de rebocadores com a função de empurrar o navio contra as defensas, aquando da ocorrência de situações críticas.

No caso do Posto "A", se as solicitações que resultam da acção do vento não forem anormalmente elevadas, e se forem tomadas medidas ao nível do ajuste das forças nos cabos de amarração, os ventos do quadrante Este podem contribuir para a estabilização do navio amarrado e, consequentemente, para a melhoria das condições operacionais e de segurança. No entanto, os ventos que empurram o navio contra o cais podem dificultar muito, ou até mesmo impedir, a realização da manobra de largada do navio, Rita, 1995a. Pelo contrário, os ventos que tendem a afastar o navio do cais, não só provocam um aumento das forças aplicadas nos cabos de amarração, como ainda colocam o navio numa situação mais propensa a sofrer movimentos de grande amplitude por acção da agitação marítima. Com efeito, nessas condições, pode deixar de existir contacto entre o navio e as defensas. Se o contacto com as defensas for mantido, as forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas serão, previsivelmente, menores.

[6] *Very Large Crude Carrier.*

No modelo físico, a componente estática da acção do vento (ou das correntes) sobre o navio amarrado pode ser reproduzida, de uma forma indirecta e para as direcções pretendidas, por aplicação dos esforços que resultam da sua acção no modelo do navio, recorrendo a um conjunto de pesos e a um dispositivo constituído por uma associação de roldanas, como se detalha na secção 4.3.5.1. A correcta reprodução das características turbulentas do vento (e das correntes) é difícil e envolve, quer o conhecimento dos espectros de velocidades destas acções, quer a construção de dispositivos e de modelos relativamente complexos.

No que diz respeito a efeitos dinâmicos, é importante ter em atenção que as variações da velocidade do vento podem ocorrer em intervalos de tempo muito variados, existindo a possibilidade de a densidade de energia máxima associada a um determinado espectro de vento (rajada) estar contida na gama de frequências naturais de oscilação de um navio amarrado (usualmente entre 30 e 120 s), PIANC, 1995. Esses efeitos dinâmicos podem induzir movimentos do navio de amplitude muito significativa. De facto, como as estruturas apresentam modos de oscilação ressonantes, a caracterização das solicitações aerodinâmicas no domínio da frequência pode ser importante para a avaliação da sua resposta à acção do vento, Lenschow, 1988.

Num período de tempo relativamente curto (até uma hora), a velocidade do vento pode ser considerada um processo aleatório estacionário, sendo constituída por uma componente constante (velocidade média) e por uma componente turbulenta (rajada), que pode ser descrita por uma função de densidade espectral de potência, Kaasen, 1999. Uma das formas espectrais mais conhecidas é a de *Davenport*[7], que tem a seguinte forma,

$$S(f) = \frac{4\,k\,L^2\,f}{\left(1 + \left(\frac{f\,L}{U}\right)^2\right)^{\frac{4}{3}}} \tag{3.28}$$

em que $S(f)$ representa a densidade espectral, f a frequência (Hz), U a velocidade média do vento (m/s), L um comprimento característico (usualmente considerado igual a 1200 m) e k um coeficiente de rugosidade superficial, que para um estado de mar agitado pode ser considerado igual a 0.0025.

A Figura 3.11 apresenta os espectros de potência da rajada determinados com base na forma espectral de *Davenport*, para cinco velocidades médias do vento e considerando um coeficiente de rugosidade superficial igual a 0.0025. O intervalo de frequências críticas que está associado aos períodos naturais de oscilação típicos de navios amarrados (30 a 120 s) é também indicado na figura.

Os resultados apresentados na Figura 3.11 mostram que com o aumento da velocidade média do vento, a frequência de pico do espectro de potência da rajada também aumenta, aproximando-se do limite inferior do intervalo de frequências críticas referido anteriormente, para velocidades médias do vento um pouco superiores a 10 m/s. Para velocidades médias do vento entre 15 e 30 m/s, a frequência de pico do espectro da rajada situa-se nesse intervalo de frequências. Deste modo, pode concluir-se que, para um intervalo de velocidades médias relativamente amplo, existe a possibilidade de a acção do vento poder induzir, de uma forma dinâmica, movimentos no navio amarrado. De acordo com a forma espectral de *Davenport*, os ventos que apresentam velocidades médias muito elevadas (i.e. superiores a 30 m/s) têm associado um espectro de rajada com uma densidade máxima de energia em frequências superiores às frequências naturais de oscilação típicas de navios amarrados. No entanto, importa frisar que a componente estática do vento pode originar esforços muito significativos no navio quando a sua velocidade média é elevada, Figura 3.10.

[7] Os espectros de *Harris* e do *Norwegian Petroleum Directorate* são igualmente conhecidos, Kaasen, 1999.

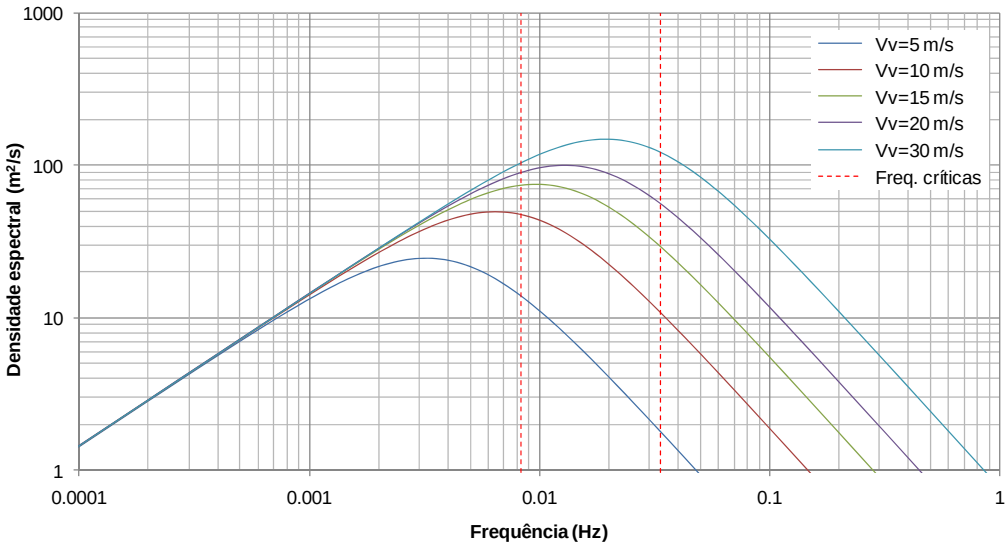


Figura 3.11 – Espectro de potência da rajada, para diferentes velocidades médias do vento.

Com base em resultados de simulações numéricas, Ueda, 1988b, analisou a influência das rajadas de vento no comportamento de dois navios do tipo petroleiro de grande porte, amarrados com cabos de fibras sintéticas a uma estrutura de acostagem do tipo *jetty*, dotada de defensas de borracha, e situada em águas profundas. As rajadas de vento foram reproduzidas a partir da forma espectral de *Davenport*, tendo sido consideradas cinco velocidades médias do vento (de 5 a 30 m/s). O ângulo de incidência do vento no navio foi fixado em zero graus (i.e. sentido da proa para a popa). Em alguns testes, a acção do vento sobre o navio amarrado foi simulada em conjunto com a de agitação marítima caracterizada por uma altura de onda significativa de 1.5 m e um período de onda de pico de 10 s.

Os resultados obtidos permitiram concluir que as variações da velocidade do vento podem dar origem a movimentos do navio de longo período e de amplitude elevada, Ueda, 1988b. Além disso, o navio que experimentou os movimentos horizontais de maior amplitude foi o que apresentava um período natural de oscilação longitudinal mais próximo dos períodos de pico das rajadas de vento simuladas no estudo. Foi também possível constatar que, nas condições em que o estudo foi realizado, a influência da agitação no comportamento dos navios era pouco significativa.

3.2.4. Correntes

Em geral, a velocidade das correntes é desprezável no interior de bacias portuárias, PIANC, 1995, não constituindo um problema para os navios que aí se encontram amarrados. Por outro lado, na maior parte dos casos em que se verificam velocidades elevadas, as estruturas de acostagem são orientadas segundo a direcção (predominante) da corrente, o que permite minimizar substancialmente a sua acção sobre o navio. No entanto, as correntes podem apresentar velocidades importantes nos estuários e nos rios e, consequentemente, causar problemas aos navios navegando a baixa velocidade e em manobra, Rita, 1995a, mas também, nas situações mais críticas, aos navios amarrados, PIANC, 1995. A sua importância para os portos deriva, também, da sua capacidade para transportar sedimentos, resultando em erosão ou assoreamento da bacia portuária, Rita, 1995a. No interior de um porto, as correntes são fortemente influenciadas pela batimetria e pelo seu *layout*.

A acção das correntes sobre navios amarrados pode originar três tipos de esforços: forças de pressão, forças de fricção e forças induzidas por fenómenos de instabilidade dinâmica (i.e. o efeito *flutter*), que conduzem a oscilações laterais auto-excitadas, ROM 0.2, 1990. Este último fenómeno é idêntico ao

que se verifica em pontes suspensas, PIANC, 1995. Tal como no caso do vento, os esforços que resultam das forças de pressão e de arrastamento podem ser decompostos em duas forças horizontais, uma segundo a direcção longitudinal e a outra segundo a direcção transversal, e num momento de eixo vertical (guinada), todos aplicados no centro de gravidade do navio. De um modo geral, nas bacias portuárias, as correntes não apresentam a variação espacial e temporal característica dos ventos, Rita, 1995a.

Em geral, as forças de arrastamento podem ser desprezadas, excepto quanto a direcção da corrente é sensivelmente paralela ao eixo longitudinal do navio. As solicitações que resultam de fenómenos de instabilidade dinâmica são difíceis de quantificar matematicamente, sendo indispensável o recurso a ensaios em modelo físico e a medições no protótipo para a sua determinação, ROM 0.2, 1990. O efeito *flutter* ocorre quando o braço do momento exercido pelo conjunto de forças externas (correntes, forças nos cabos de amarração e nas defensas) em relação ao centro de gravidade do navio, incluindo a massa adicionada, toma valores próximos do seu raio de giração, PIANC, 1995. Este tipo de forças é apenas importante para navios amarrados em zonas com uma forte influência de correntes de intensidade relativamente constante, e com uma direcção de actuação sensivelmente paralela ao eixo longitudinal do navio (e.g. embocaduras de estuários), ROM 0.2, 1990.

A determinação dos esforços que as correntes exercem sobre navios amarrados pode ser realizada com base nos métodos apresentadas em ROM 0.2, 1990, e OCIMF, 2008. Enquanto no método apresentado em ROM 0.2, 1990, os esforços que resultam das forças de pressão e de fricção são calculados de uma forma independente, no método apresentado em OCIMF, 2008, são calculados os esforços de arrastamento do navio. Tal como no caso do vento, a grandeza dos esforços que resultam da acção das correntes é proporcional à sua velocidade ao quadrado.

As curvas adimensionais de coeficientes de força (transversal e longitudinal) e de momento (guinada) apresentadas em OCIMF, 2008, baseiam-se em resultados de testes em modelo, e são específicas de navios do tipo petroleiro e de navios transportadores de gás. Nessas curvas genéricas, os coeficientes de arrastamento são apresentados em função do ângulo de incidência da corrente relativamente ao eixo longitudinal do navio, para seis quocientes entre a profundidade de água e o calado, d/c, e para navios na condição de carregamento máximo e em lastro. São ainda considerados dois tipos de configuração da proa do navio: convencional e cilíndrica.

A folga sob a quilha do navio é um parâmetro determinante na avaliação da acção das correntes sobre navios amarrados, sendo definido como a distância vertical entre o fundo da bacia portuária e a quilha do navio. Com efeito, esse parâmetro é o que mais influencia os coeficientes de arrastamento, OCIMF, 2008. Por exemplo, os coeficientes de força de arrastamento segundo a direcção transversal quase que triplicam quando o valor de d/c passa de 3.0 para 1.05. Essa variação resulta, sobretudo, do aumento do efeito de bloqueio do navio com a redução da folga sob a quilha, que obriga a que volumes de água progressivamente maiores tenham de contornar lateralmente o navio, em vez de se escoarem sob a sua quilha, OCIMF, 2008. Se a folga sob a quilha for muito pequena, a acção das correntes no navio pode assumir valores até seis vezes superiores aos relativos a águas profundas, PIANC, 1995. A relevância deste resultado deriva do facto de no interior de portos essas folgas serem usualmente pequenas, e por variarem durante o período de tempo em que o navio permanece amarrado, quer devido à alteração do seu estado de carga, quer à variação do nível de maré. A Figura 3.12 mostra a influência da folga sob a quilha na grandeza da força aplicada num navio por uma corrente com uma velocidade de 1 m/s, e um ângulo de incidência de 5º (em relação à proa).

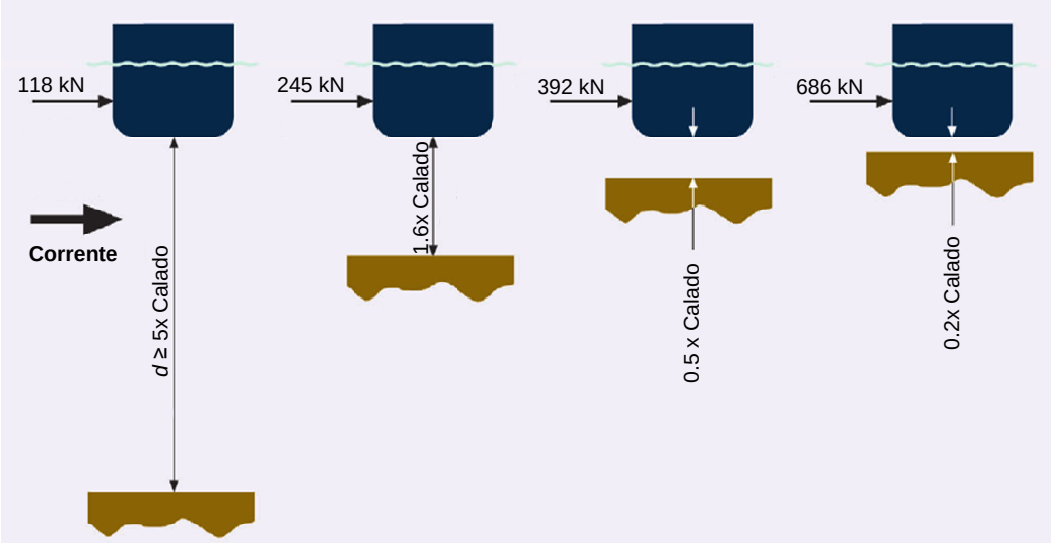


Figura 3.12 – Influência da folga sob a quilha nas forças laterais produzidas por correntes num navio (adaptado de OCIMF, 2008).

As correntes assumem especial importância quando as estruturas de acostagem são em estacaria, uma vez que nessas condições estas acções podem apresentar direcções não necessariamente paralelas ao cais, exercendo forças significativas nos navios amarrados, no sentido de os afastar ou de os empurrar contra as defensas, Rita, 1995a. Nestes casos é desejável orientar a estrutura paralelamente à direcção da corrente, de modo a minimizar a sua acção sobre o navio amarrado.

No entanto, quando as correntes têm uma direcção paralela ao cais (em estacaria) e uma velocidade elevada, podem ser desenvolvidas forças laterais importantes à passagem do escoamento pela estrutura (forças de *stand-off*), que actuando sobre os navios aí amarrados, originam o seu afastamento do cais, Figura 3.13. Este fenómeno resulta do facto de a diminuição da velocidade da corrente ao passar pelo cais em estacaria originar um aumento local do nível da água, que desvia, ligeiramente, a corrente para o exterior e dá origem a uma componente transversal à frente de acostagem.

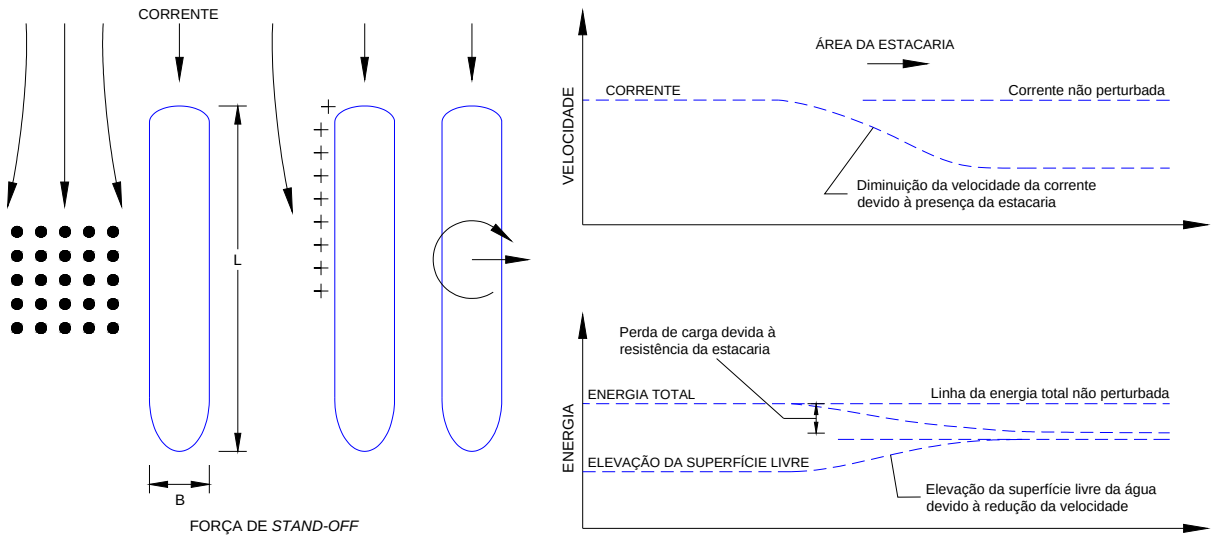


Figura 3.13 – Forças de *stand-off* sobre navios amarrados em cais de estacaria, adaptado de PIANC, 1995.

A força lateral que actua sobre os navios amarrados resulta da acção combinada da sobrelevação do nível da água na zona da estacaria e da componente da corrente que se desenvolve transversalmente ao cais, PIANC, 1995. As forças de *stand-off* podem ter natureza estática ou dinâmica, e são importantes para a concepção e o dimensionamento das estruturas de acostagem em estacaria, e dos seus sistemas de acostagem e de amarração.

Ball e Wilcock, 1981, analisaram experimentalmente a influência de vários parâmetros relacionados com uma estrutura de acostagem do tipo *jetty* nas forças de *stand-off*. Os testes envolveram a medição das forças laterais exercidas pela corrente num navio tanque de grande porte carregado (comprimento total de 1.8 m e calado de 0.093 m, no modelo), e foram realizados para uma profundidade de água e uma velocidade da corrente constantes e iguais a 0.13 m e a 0.12 m/s, respectivamente (no modelo). Nos testes apenas o número e o espaçamento entre as estacas do cais foram alterados. Os movimentos transversais, longitudinais e de rotação do navio foram limitados, pelo que este só podia experimentar movimentos verticais de pequena amplitude.

Os resultados obtidos para um cais com uma disposição regular de estacas, com espaçamentos laterais e longitudinais constantes e iguais a oito vezes o diâmetro da estaca, mostraram que as forças laterais exercidas no navio aumentam com o número de estacas do cais, estando portanto relacionadas com a resistência total ao escoamento da estrutura. No entanto, para um número de estacas fixo, mantendo os espaçamentos verticais e horizontais iguais, mas com diferentes disposições das estacas, verificou-se um aumento das forças laterais exercidas no navio com a diminuição do quociente entre a largura (L) e o comprimento do cais (C). Uma vez que estudos anteriores, com grupos de estacas, evidenciaram uma redução da resistência total ao escoamento do grupo com a diminuição de L/C, Ball e Wilcock, 1981, apresentam como explicação para os resultados obtidos a transferência do centro de resistência desse grupo de estacas para uma posição mais próxima do navio, à medida que L/C diminui. Este efeito será dominante relativamente à diminuição da resistência do grupo de estacas. A força lateral sobre o navio aumenta, portanto, com o aumento do número de estacas e com a diminuição da sua distância média ao navio amarrado.

Por outro lado, mantendo fixo o número de estacas do cais, assim como o número de alinhamentos longitudinais e transversais de estacas, Ball e Wilcock, 1981, verificaram que a força lateral sobre o navio aumentava com a diminuição da distância entre os alinhamentos longitudinais de estacas, o que confirma os resultados anteriores e se explica pela aproximação ao navio do centro de resistência ao escoamento do agrupamento de estacas. Por seu turno, o aumento da distância entre os alinhamentos transversais de estacas conduz a um aumento da força lateral sobre o navio, variação semelhante à que ocorre na resistência total ao escoamento do grupo de estacas, devido à redução do 'efeito de sombra' entre estacas do mesmo alinhamento.

Por fim, variando simultaneamente o espaçamento longitudinal e lateral dos alinhamentos de estacas, mas mantendo o quociente L/C fixo, ocorrem dois fenómenos que influenciam, de forma contrária, a força lateral exercida no navio. Com o aumento dos espaçamentos entre as estacas ocorre um aumento da força total de resistência ao escoamento do conjunto das estacas, que tenderia a aumentar a força transversal exercida sobre o navio. No entanto, como o quociente L/C se mantém constante, verifica-se um afastamento, em relação ao navio, do centro de resistência do conjunto de estacas. Este efeito, que prevalece sobre o anterior, conduz a uma diminuição da força lateral sobre o navio, ainda que pouco acentuada. Muito trabalho poderá ainda ser realizado neste domínio, Ball e Wilcock, 1981, não se encontrando ainda os fenómenos associados às forças de *stand-off* devidamente caracterizados Rita, 1995a.

Por fim, importa acrescentar que as correntes interagem com a agitação marítima, alterando as suas características, Rita, 1995a. Essa interacção pode ter algum significado nos acessos a portos situados em estuários.

3.2.5. MARÉS E STORM SURGES

Num porto, as características das marés têm interesse, essencialmente, pelos níveis de estofa e pelas correntes que podem originar. Com efeito, enquanto o nível máximo de preia-mar condiciona as cotas superiores das estruturas de abrigo e das estruturas de acostagem, o nível de baixa-mar mínimo influi nas cotas de serviço dos canais de acesso, das bacias de estacionamento ou manobra, e das bacias de acostagem. Nos estuários, a entrada e saída de água durante o ciclo de maré põe em circulação grandes massas de água, cujas correntes podem, em algumas situações, influenciar o comportamento de navios amarrados. Essas correntes podem ainda ter um papel relevante no regime morfológico e de transporte de sedimentos dessas áreas.

As variações habituais dos níveis de maré podem ser estimadas, com relativa facilidade, com base nos registos de apenas alguns meses, ou por simples interpolação das características de maré em locais próximos, desde que os fundos não apresentem configurações especiais, que originem deformações da onda de maré, Rita, 1995a. O vento e as depressões atmosféricas podem também provocar variações do nível da água, particularmente importantes em zonas de pequena profundidade, cuja análise é mais complexa.

Com efeito, a ocorrência de ventos fortes a soprar do mar para terra pode causar o aumento do nível da água num dado local da costa, ou num estuário, designado por *wind set-up*. Este efeito é especialmente importante em áreas confinadas. A pressão atmosférica tem também influência nos níveis de água: as baixas pressões originam níveis de água altos, enquanto as altas pressões dão origem a níveis baixos. O caso mais importante é o das baixas pressões, na medida em que estas podem originar um aumento do nível de maré de alguns decímetros. Este fenómeno é designado por *storm surge*, embora alguns autores usem esta designação para o efeito conjunto do vento e das baixas pressões, Rita, 1995a. A combinação dos fenómenos referidos com as ondas geradas, localmente, pelas baixas pressões, resulta, em geral, num aumento dos níveis de agitação no interior das bacias portuárias.

As variações do nível de água no interior de um porto podem ter repercussões importantes ao nível das forças aplicadas nos diferentes cabos utilizados na amarração do navio, devido à modificação do seu posicionamento altimétrico relativamente ao cais, ou seja, da diferença de cotas entre as buzinas (ou castanhas de roletes) do navio e os pontos de amarração instalados no cais. Essa modificação obriga a um controlo regular das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração, para evitar que alguns desses cabos fiquem frouxos ou sobre-tensionados, mesmo que não estejam a ser realizadas quaisquer operações de movimentação de carga no cais. A utilização de guinchos de tensão constante (em modo automático) evita que esse controlo tenha de ser efectuado, manualmente, pela tripulação do navio, PIANC, 1995, embora apresente as desvantagens apresentadas na secção 2.3.5.2, razão pela qual não é recomendada. No que diz respeito às variações do nível de maré devem ser consideradas as seguintes situações, ROM 0.2, 1990: a posição mínima do navio em relação ao cais, associada à sua condição de carregamento máximo e à ocorrência de uma baixa-mar de águas vivas; e a posição máxima do navio, referente à condição de navio em lastro e à ocorrência de uma preia-mar de águas vivas.

É também importante ter em atenção que a variação da posição do navio relativamente ao sistema de defensas pode ter consequências ao nível do seu desempenho, devendo por isso estar concebido para absorver, em segurança, a energia cinética do navio qualquer que seja o nível de maré em presença. Os sistemas do tipo flutuante são especialmente indicados para os locais com grandes amplitudes de maré.

Por outro lado, quando a superfície de contacto do sistema de defensas com o casco do navio apresenta um coeficiente de atrito elevado, se as forças aplicadas nos cabos de amarração não forem ajustadas com a modificação da posição do navio em relação ao cais, esse sistema pode ser submetido a esforços verticais importantes, devido às forças de atrito desenvolvidas nessa interface, que podem originar a sua rotura.

A variação do nível de maré está ainda associada à alteração da folga sob a quilha do navio, podendo assim influenciar, não apenas a grandeza de algumas acções do ambiente marítimo-portuário aplicadas no navio amarrado (e.g. das correntes, Figura 3.12), mas também a sua resposta a essas acções, devido ao aumento da inércia adicionada do navio e dos factores de amortecimento hidrodinâmico das suas oscilações, com a redução da folga sob a quilha do navio.

Por fim, importa acrescentar que a variação do nível de maré, ou seja, da profundidade de água, tem influência na propagação da agitação marítima para o interior de uma bacia portuária, na manobra dos navios na fase de aproximação ao cais e durante a acostagem, no comportamento hidráulico à reflexão das obras portuárias, assim como nos períodos naturais de oscilação da bacia portuária, ROM 0.2, 1990. Na secção 6.3.9.3 é efectuada a caracterização dos níveis de agitação na zona abrigada pelo quebramar Norte de Leixões, para três níveis de água, com base nos resultados do estudo experimental realizado.

3.2.6. Efeitos Hidrodinâmicos Associados à Passagem de Navios

Os navios em movimento produzem perturbações na massa de água que originam esforços noutros navios e estruturas flutuantes próximos. As forças hidrodinâmicas geradas têm também influência no comportamento de navios amarrados em portos, na medida em que podem induzir forças elevadas nos elementos do seu sistema de amarração, bem como fazer o navio experimentar movimentos de grande amplitude.

O interesse dessas interacções 'navio-navio' aumentou com o aparecimento de navios de muito grande porte e com a construção de estruturas de acostagem perto dos canais de navegação, em resultado da necessidade de conseguir os fundos exigidos para à recepção dos navios referidos, Rita, 1995a. Nestas condições, as distâncias entre os navios amarrados e em circulação são, obviamente, mais pequenas. Por outro lado, requisitos relacionados com as condições de manobrabilidade desses navios de grande porte, obrigam a que a sua velocidade de circulação se mantenha acima de um determinado valor.

Um navio em movimento origina ondas de pressão[8] e um sistema de ondas secundárias[9]. As ondas de pressão estão associadas ao campo de pressões primárias gerado na envolvente do casco do navio em trânsito. Estas forças hidrodinâmicas de baixa-frequência resultam do movimento da massa de água, que se escoa da proa para a popa do navio, originando um abaixamento da superfície livre ao longo do contorno do navio, PIANC, 1995. Este efeito não deve ser confundido com as forças que resultam do sistema de ondas secundárias produzidas pelo navio em movimento, que apresentam uma frequência relativamente mais elevada, Pinkster, 2004. Estes dois tipos de forças actuam nos navios amarrados em cais situados na proximidade do navio em trânsito, que se movimentam em resposta às solicitações que lhe são aplicadas.

Os navios em movimento num porto podem originar, não apenas esforços nos navios amarrados, mas também perturbações de longo período (seichas) na bacia portuária (Pinkster, 2003 e 2004). Pinkster, 2003, apresenta um método computacional para a previsão dos efeitos de primeira e de segunda ordem associados ao movimento do navio. Pinkster, 2004, apresenta dois métodos de avaliação das forças de

[8] Esta componente é também designada por '*pressure pulse*' ou '*suction forces*'.
[9] Este sistema de ondas pode tomar a designação de '*wash waves*'.

baixa-frequência originadas pela circulação de navios em portos. No caso de navios de grande porte navegando a pequena velocidade, as principais solicitações a que os navios amarrados são submetidos resultam das ondas de pressão criadas e, eventualmente, da geração de seichas. Pelo contrário, quando se trata de embarcações de menor porte, com velocidades de circulação elevadas, são as perturbações associadas ao sistema de ondas secundárias que dominam.

Devido aos limites impostos à velocidade de circulação dos navios nos canais de navegação, o sistema de ondas secundárias gerado não causa, usualmente, problemas. No entanto, as acções hidrodinâmicas de baixa-frequência podem ser problemáticas para os navios amarrados no cais, PIANC, 1995. Quando as velocidades de circulação dos navios são elevadas esses problemas são agravados.

A forma mais fiável de determinar as forças originadas por um navio em trânsito num navio amarrado é através de ensaios em modelo físico, Schellin e Ostergaard, 1995. Estudos teóricos e experimentais mostraram que esses esforços são proporcionais ao quadrado da velocidade do navio em trânsito, e que dependem, também, da distância entre os dois navios, das suas dimensões, da profundidade de água e da rigidez do sistema de amarração do navio atracado. Como exemplo, a Figura 3.14 mostra a variação da força lateral aplicada num navio petroleiro de 100 000 t de peso bruto amarrado devido à passagem de outro navio petroleiro (110 000 dwt), em função da distância entre os dois navios e da velocidade de circulação do segundo.

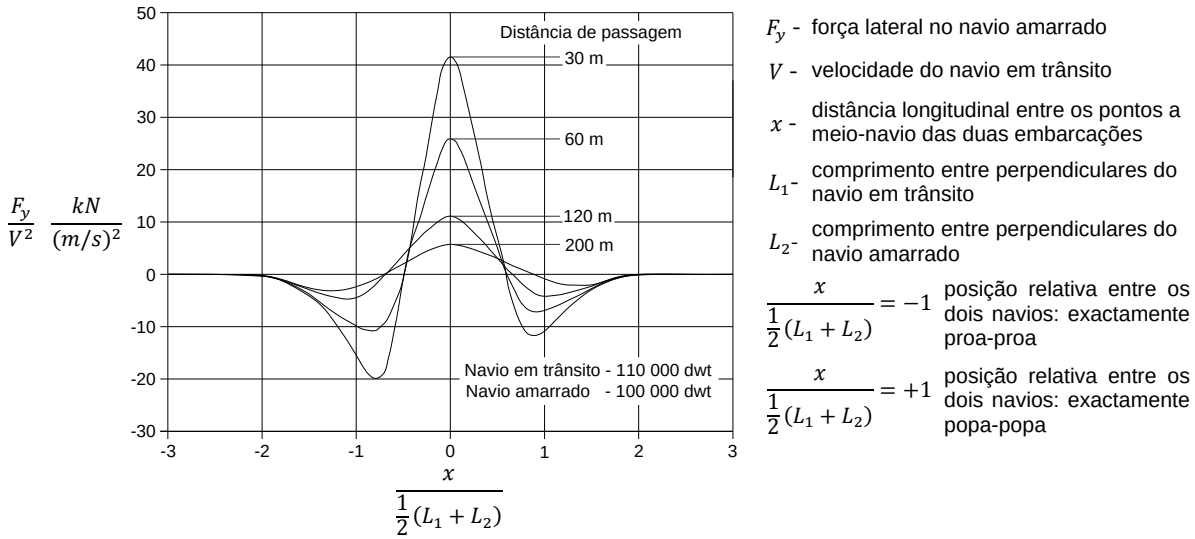


Figura 3.14 – Força lateral aplicada num navio petroleiro de 100 000 dwt devido à passagem de outro navio petroleiro de 110 000 dwt (adaptado de Remery, 1974).

Flory, 2001 e 2002, apresentam um conjunto de equações adimensionais que permitem determinar os esforços máximos (forças e momentos) produzidos por um navio em circulação noutro navio amarrado num local próximo, em função da distância de separação entre os dois navios, da velocidade do navio em trânsito, e das dimensões e da folga sob a quilha desses navios. As equações foram estabelecidas, essencialmente, a partir dos resultados experimentais publicados por Remery, 1974. Além disso, com base em diagramas adimensionais, o método apresentado permite também estimar as séries temporais desses esforços, que resultam, principalmente, do campo de pressões primárias criado pelo navio em movimento. Flory, 2002, apresenta também uma descrição qualitativa do comportamento do navio amarrado durante o intervalo de tempo em que sofre a influência do navio em movimento.

Simmons *et al.*, 1992, realizaram testes em modelo físico com o objectivo de analisar a influência de alguns parâmetros nos esforços (forças e momentos) aplicados num navio amarrado por outro em movimento, na proximidade do cais. Os parâmetros estudados foram: a folga sob a quilha dos navios em movimento e amarrado; a distância, medida na transversal, entre os dois navios; e a configuração do paramento frontal do cais (aberto *versus* fechado). Os dois navios considerados no estudo eram do tipo graneleiro. Os resultados experimentais obtidos permitiram concluir que os esforços máximos aplicados no navio amarrado aumentavam com a redução da folga sob quilha do navio em circulação, sobretudo a força transversal e o momento de guinada. Nos testes em que a folga sob a quilha do navio amarrado foi reduzida, observou-se um comportamento semelhante ao anterior, no entanto, o aumento dos esforços máximos foi maior. Os resultados obtidos indicam, portanto, que a folga sob a quilha do navio amarrado é um factor mais importante do que a folga sob a quilha do navio em circulação. Por outro lado, quando a distância entre os dois navios foi aumentada, os esforços máximos aplicados no navio amarrado diminuíram. Por fim, o cais de paramento aberto permitiu reduzir as forças máximas longitudinais aplicadas no navio amarrado. No entanto, nessa situação, as forças máximas transversais e o momento de guinada são maiores do que no caso do cais de paramento fechado inclinado.

Duffy e Webb, 2003, analisaram, com base em resultados experimentais e em simulações numéricas, o efeito da passagem de um navio no comportamento de outro, amarrado em local próximo, para vários cenários relacionados com opções de desenvolvimento do porto de *Newcastle*, Austrália. Os cenários estudados incluíam o alargamento e o aprofundamento de um dos canais de navegação existentes, que é ladeado por postos de acostagem. Os resultados apresentados, em linha com os obtidos por Simmons *et al.*, 1992, mostram que o alargamento do canal de acesso às docas mais interiores, e o consequente aumento da distância lateral entre os dois navios, é favorável, na medida em que permite reduzir os movimentos do navio amarrado. No entanto, o aprofundamento do canal de navegação, em simultâneo com o aumento do calado dos dois navios, pode ser prejudicial para o navio amarrado, principalmente segundo o modo de avanço e para as velocidades de circulação mais elevadas. O aprofundamento e o alargamento do canal de navegação, em conjunto com o aumento da distância entre os dois navios e dos seus calados, resultaram também num agravamento das condições existentes, embora mais ligeiro do que no caso anterior. Esse agravamento foi mais evidente segundo o movimento de avanço, para a velocidade de circulação do navio mais elevada (8 m/s).

3.3. DINÂMICA DE NAVIOS

3.3.1. INTRODUÇÃO

Um navio, tal como qualquer corpo tridimensional, apresenta seis graus de liberdade. Isto significa que o seu movimento pode ser decomposto em seis componentes elementares, associadas a três eixos ortogonais: três movimentos de translação e três de rotação. Essas formas fundamentais de movimento estão esquematizadas na Figura 3.15, num sistema de eixos ortogonais OXYZ, centrado no centro de gravidade do navio, e têm, na linguagem naval e portuária, as seguintes designações:

- movimento longitudinal ou avanço (*surge* ou *surging*) – movimento longitudinal de translação no plano horizontal, segundo o eixo dos *xx*;
- deriva (*sway* ou *swaying*) – movimento lateral de translação no plano horizontal, segundo o eixo dos *yy*;
- arfagem (*heave* ou *heaving*) – movimento de translação vertical, segundo o eixo dos *zz*;
- balanço (*roll* ou *rolling*) – movimento de rotação em torno do eixo longitudinal central do navio (eixo dos *xx*);

- cabeceio (*pitch* ou *pitching*) – movimento de rotação em torno do eixo transversal central do navio (eixo dos *yy*);
- guinada (*yaw* ou *yawing*) – movimento de rotação em torno de um eixo vertical que passa pelo centro de gravidade do navio (eixo dos *zz*).

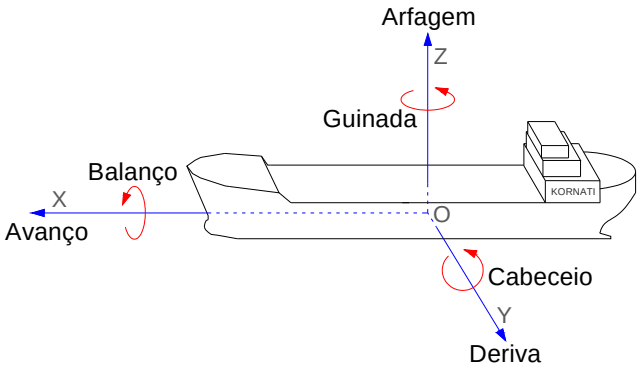


Figura 3.15 – Movimentos fundamentais de um navio.

Para a compreensão do comportamento de um navio é fundamental ter algumas noções básicas sobre a flutuação e a estabilidade estática de corpos flutuantes, isto é, sobre a tendência de o navio permanecer numa posição de equilíbrio e de voltar a ela quando é inclinado e a acção que causou esse movimento deixa de actuar. Um corpo, total ou parcialmente imerso num fluido sofre, da parte deste, pressões cuja resultante é uma força de impulsão, dirigida de baixo para cima, com uma grandeza igual ao peso do fluido deslocado pelo corpo (Princípio de *Arquimedes*). Essa força passa pelo centro de impulsão, que representa o centro de gravidade do volume de água deslocado pelo corpo. Na análise da estabilidade de corpos flutuantes estão, assim, duas forças opostas em jogo: o peso do corpo e a impulsão da água. Para que um navio esteja em equilíbrio é necessário que a impulsão seja igual ao seu peso e que os pontos de aplicação dessas forças estejam na mesma vertical. Uma condição de equilíbrio é estável quando o centro de gravidade do navio se posiciona abaixo do seu metacentro. Os diferentes conceitos relacionados com a estabilidade de corpos flutuantes estão consolidados, sendo abordados em várias referências no domínio da engenharia e arquitectura naval (e.g. Attwood, 1941; Silva, 1976; Rita, 1984; Tupper, 2004), pelo que não são explorados em detalhe no presente trabalho.

No estudo da dinâmica de estruturas flutuantes pode recorrer-se a duas abordagens, Chakrabarti, 1987: a uma análise no domínio da frequência ou no domínio do tempo. As técnicas no domínio da frequência são, em geral, mais simples, no entanto, requerem que todas as não-linearidades existentes na equação do movimento sejam substituídas por aproximações lineares. Pelo contrário, nas análises realizadas no domínio do tempo, é possível incluir todas as não-linearidades, em particular as resultantes das forças de arrastamento do fluido, das características do sistema de amarração e do amortecimento viscoso. Estas técnicas de análise são mais exigentes a nível computacional.

Importa acrescentar que as equações do movimento da estrutura flutuante (navio) são as mesmas, não dependendo da técnica que é adoptada para a sua resolução. No entanto, a forma como essas equações são apresentadas e o seu grau de aproximação reflectem as potencialidades e as limitações da técnica seleccionada, Chakrabarti, 1987. As equações que regem o comportamento dos navios são apresentadas na secção 3.3.3, após serem introduzidos alguns conceitos relacionados com a dinâmica de sistemas do tipo ‘massa-mola’ de apenas um grau de liberdade (secção 3.3.2). Por fim, são deduzidas as expressões que permitem determinar os períodos naturais de oscilação do navio, livre e amarrado.

3.3.2. ANALOGIA COM UM SISTEMA MASSA-MOLA COM UM GRAU DE LIBERDADE

Quando o navio se encontra livre, quaisquer movimentos que lhe sejam impostos no plano horizontal (avanço, deriva e guinada) não originam forças e momentos de restituição, desde que o deslocamento do navio se mantenha inalterado. No entanto, se o navio estiver amarrado no cais, as forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, em resultado desses movimentos, fazem-no retomar a sua posição de equilíbrio.

Pelo contrário, mesmo quando o navio está livre, os movimentos no plano vertical (arfagem, balanço e cabeceio) são contrariados por forças e momentos que fazem o navio regressar à sua posição inicial de equilíbrio[10]. A grandeza das acções de restituição aumenta com a amplitude do movimento imposto ao navio (livre) a partir da sua posição de equilíbrio, sendo a relação entre as variáveis linear para pequenas perturbações, Rita, 1984. Um sistema simples do tipo 'massa-mola' apresenta características idênticas, sendo expectável que as equações que governam o movimento de um navio em águas paradas, quando é submetido a uma perturbação segundo o modo de oscilação de arfagem, balanço ou cabeceio, sejam semelhantes àquelas que regem o comportamento da massa no sistema 'massa-mola'.

Com o intuito de introduzir e de clarificar alguns conceitos importantes relacionados com a dinâmica de estruturas flutuantes (eventualmente amarradas), considere-se um sistema do tipo massa-mola cujos movimentos são linearmente amortecidos, e com apenas um grau de liberdade segundo a direcção de actuação de uma força harmónica (externa). Nestas condições, na equação do movimento do sistema massa-mola, essa força externa é equilibrada por forças de inércia, de amortecimento e de restituição, Chakrabarti, 1987, de acordo com,

$$m\ddot{x} + B\dot{x} + Kx = F_0 sen\ \omega t \tag{3.29}$$

em que m representa a massa do sistema, B o coeficiente de amortecimento linear das oscilações, K a rigidez da 'mola', F_0 a amplitude da força externa com uma frequência angular ω, t a variável tempo e x a coordenada horizontal da oscilação.

Na ausência de forças externas de excitação, a solução para as oscilações livres do sistema satisfaz a Equação (3.29) considerando o membro da direita igual a zero, ou seja,

$$m\ddot{x} + B\dot{x} + Kx = 0 \tag{3.30}$$

Isto significa que a solução associada às oscilações livres do sistema é uma das componentes da solução geral da Equação (3.29), e tem a designação de solução transitória ou complementar.

Considere-se uma solução da Equação (3.30) do tipo,

$$x = Xe^{qt} \tag{3.31}$$

em que X e q são constantes. Após substituição do valor de x na Equação (3.30) obtém-se,

$$X(mq^2 + Bq + K)e^{qt} = 0 \tag{3.32}$$

A equação anterior deve ser verificada qualquer que seja o valor de t. Da resolução da Equação (3.32) são obtidos dois valores de q,

$$q_{1,2} = -\frac{B}{2m} \pm \sqrt{\left(\frac{B}{2m}\right)^2 - \frac{K}{m}} \tag{3.33}$$

A solução da Equação (3.30) pode então ser escrita como,

[10] O navio terá, no entanto, de permanecer estável após a aplicação do movimento inicial.

$$x = A_1 e^{q_1 t} + A_2 e^{q_2 t} \tag{3.34}$$

em que A_1 e A_2 representam constantes arbitrarias cujo valor é determinado com base nas condições iniciais do problema, ou seja, da forma como o movimento foi iniciado.

Quando a quantidade sob o radical da Equação (3.33) é igual zero, existe apenas um valor de q. Nesta situação o sistema é criticamente amortecido, sendo o respectivo amortecimento caracterizado por um coeficiente de amortecimento crítico, B_C, que é dado por,

$$B_C = 2\sqrt{Km} \tag{3.35}$$

Num determinado sistema, o quociente entre o coeficiente de amortecimento e o seu amortecimento crítico toma a designação de factor de amortecimento, ξ,

$$\xi = \frac{B}{B_C} \tag{3.36}$$

A quantidade de amortecimento de um sistema é, por vezes, especificada com base no factor ξ. Um sistema criticamente amortecido (ξ=1) tem um movimento aperiódico, com apenas uma oscilação. Os sistemas com um ξ> 1 designam-se de sobre-amortecidos, enquanto aqueles em que ξ<1 são sub-amortecidos. As oscilações de balanço de um navio livre são, geralmente, sub-amortecidas, ao passo que as oscilações de arfagem são, por vezes, sobre-amortecidas, Chakrabarti, 1987. Na Figura 3.16 são apresentadas as oscilações livres de sistemas com diferentes factores de amortecimento.

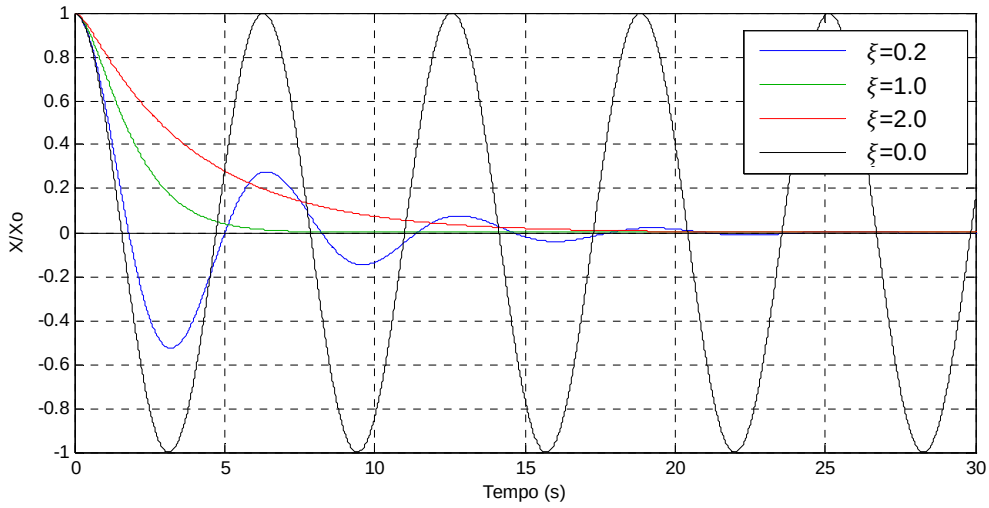


Figura 3.16 – Oscilações livres de sistemas com diferentes factores de amortecimento.

A frequência natural de oscilação, ω_n, de um sistema sem amortecimento é dada por,

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K}{m}} \tag{3.37}$$

sendo o período natural de oscilação, T_n, dado por,

$$T_n = \frac{2\pi}{\omega_n} = 2\pi\sqrt{\frac{m}{K}} \tag{3.38}$$

Com base nas relações apresentadas nas Equações (3.35) a (3.37) é possível escrever a equação geral das oscilações livres do sistema através de,

$$x = Xe^{-\xi\omega_n t} sen\left(\sqrt{1-\xi^2}\omega_n t + \beta\right) \tag{3.39}$$

Em que X e β são determinadas com base nas condições iniciais do problema. A frequência natural de oscilação de um sistema com amortecimento, ω_d, é dada por,

$$\omega_d = \sqrt{1-\xi^2}\omega_n \tag{3.40}$$

A Figura 3.17 mostra, como exemplo, as oscilações livres de um sistema sub-amortecido. Os valores máximos e mínimos seguem a curva exponencial apresentada na primeira parte da Equação (3.39).

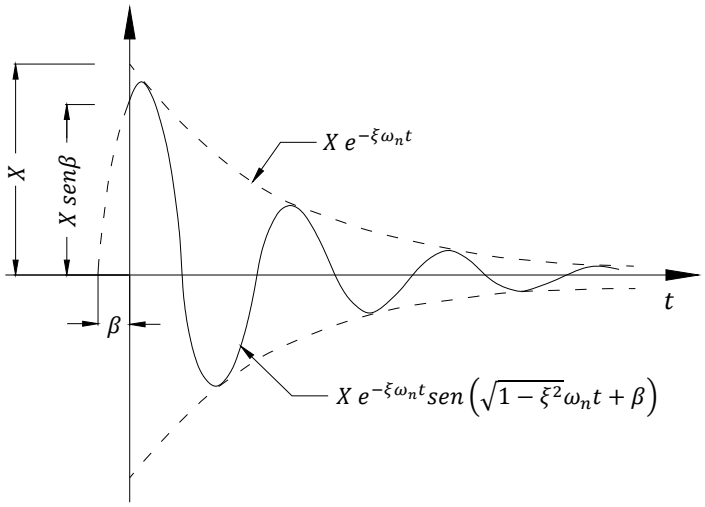


Figura 3.17 – Oscilações livres amortecidas: $\xi < 1.0$.

As curvas de decaimento podem ser obtidas experimentalmente deslocando o navio, da sua posição de equilíbrio, segundo a direcção do grau de liberdade pretendido e libertando-o de seguida. Numa fase posterior, são ajustadas duas curvas do tipo exponencial (uma para os valores máximos e outra para os mínimos) aos registos das oscilações amortecidas do navio, recorrendo, por exemplo, ao método dos mínimos quadrados. O período natural e o correspondente amortecimento dessas oscilações podem ser determinados igualando o expoente das curvas referidas a $\xi\omega_n$ e utilizando a Equação (3.40). O valor da frequência natural ω_d é calculado a partir do período das oscilações amortecidas registadas.

A solução global da Equação (3.29) engloba a solução da equação homogénea (Equação (3.30)), que corresponde às oscilações livres do sistema (analisadas anteriormente) e toma a designação de solução complementar (ou transitória), e a solução particular (ou estacionária), que corresponde às oscilações forçadas do sistema. A solução transitória, como o próprio nome indica, extingue-se alguns instantes após o início do movimento. O número de oscilações até à extinção dessa componente depende da quantidade de amortecimento do sistema.

A solução estacionária é representada por uma equação do tipo,

$$x = Xsen(\omega t - \beta) \tag{3.41}$$

em que X representa a amplitude da oscilação e β a diferença de fase (atraso) entre o movimento do sistema e a força externa.

Derivando x na Equação (3.41) em ordem ao tempo e substituindo na Equação (3.29) resulta,

$$-m\omega^2 X sen(\omega t-\beta)+B\omega X cos(\omega t-\beta)+KX sen(\omega t-\beta)=F_0\, sen(\omega t) \tag{3.42}$$

Desenvolvendo a equação anterior, e tendo em atenção que esta terá de ser válida qualquer que seja o valor de t, obtém-se,

$$-m\omega^2 X cos\beta+B\omega X sen\beta+KX cos\beta=F_0 \tag{3.43}$$

$$m\omega^2 X sen\beta+B\omega X cos\beta-KX sen\beta=0 \tag{3.44}$$

Resolvendo essas equações em ordem a X e a β, e utilizando as relações apresentadas nas Equações (3.35) a (3.37), é possível obter as seguintes expressões,

$$\Pi=\frac{XK}{F_0}=\frac{X}{X_S}=\frac{1}{\sqrt{\left[1-\left(\frac{\omega}{\omega_n}\right)^2\right]^2+\left[2\xi\frac{\omega}{\omega_n}\right]^2}} \tag{3.45}$$

$$tg\beta=\frac{2\xi\left(\frac{\omega}{\omega_n}\right)}{1-\left(\frac{\omega}{\omega_n}\right)^2} \tag{3.46}$$

em que X_S representa a deformação máxima estática do sistema massa-mola.

Na Figura 3.18 são apresentadas, graficamente, as soluções das Equações (3.45) e (3.46) para valores do factor de amortecimento, ξ, compreendidos entre 0.00 e 2.00. Constata-se que, qualquer que seja o valor de ξ, na gama das baixas-frequências, a amplitude da resposta do sistema massa-mola aproxima-se da deformação estática, Figura 3.18 – esquerda.

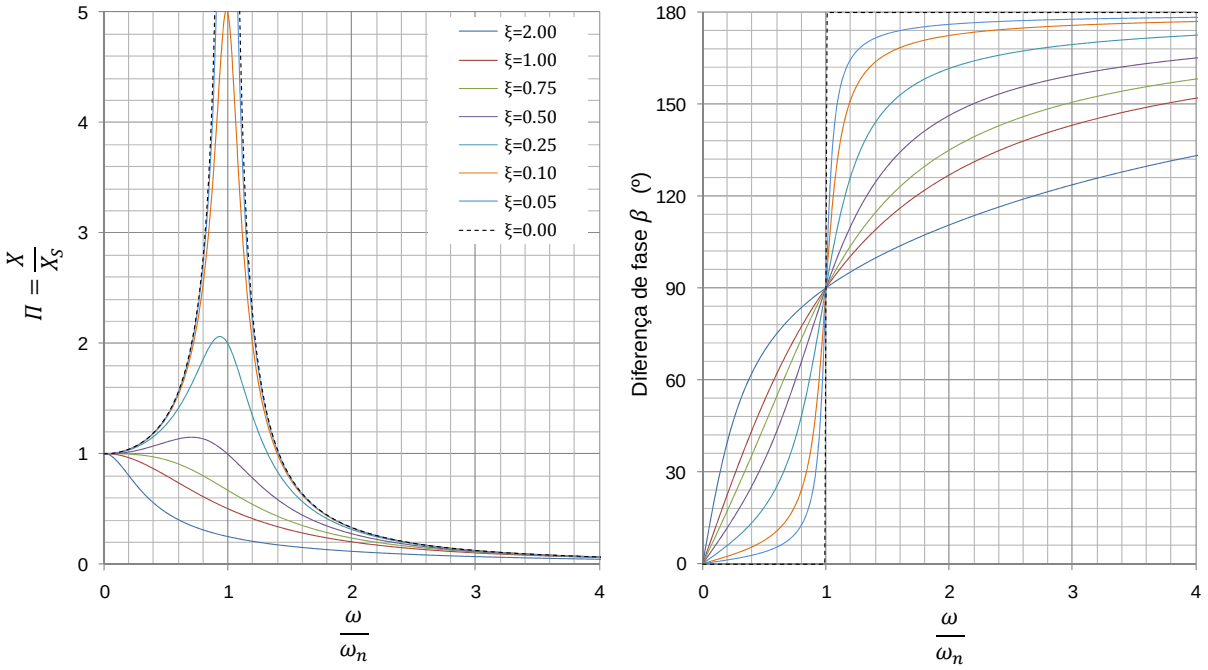


Figura 3.18 – Factores de amplificação da resposta de um sistema massa-mola (linear) em função do quociente entre a frequência da força externa e a frequência natural desse sistema, para vários factores de amortecimento (esquerda); diferença de fase entre o movimento do sistema e a força externa (direita).

Por outro lado, na gama das altas-frequências, longe da frequência natural de oscilação do sistema, o factor de amortecimento tem uma influência pouco importante, Figura 3.18 – esquerda. Além disso, essas solicitações exteriores de período muito curto dão lugar a oscilações do sistema muito pequenas, inferiores aos valores correspondentes à situação de equilíbrio estático. Isto significa que o sistema 'não tem tempo' de reagir à solicitação exterior.

No entanto, na proximidade de ω_n, o amortecimento do sistema é muito importante e a amplificação dinâmica definida com base na Equação (3.45) aumenta com a redução do factor de amortecimento. O sistema está em ressonância quando o valor do factor de amplificação da sua resposta, Π, é superior à unidade. Apenas na ausência de amortecimento, o factor de amplificação máximo ocorre para uma frequência igual a ω_n. Com o aumento do factor de amortecimento, o valor máximo de Π é deslocado, progressivamente, para a esquerda, Equação (3.40). Importa ainda referir que para frequências baixas o sistema tende a acompanhar a solicitação exterior sem desfasamento (i.e. $\beta \rightarrow 0^o$ quando $\omega \rightarrow 0$), no entanto, verifica-se o oposto na gama de frequências mais elevadas, Figura 3.18 – direita.

Na mesma linha da exposição aqui apresentada, van der Molen e Moes, 2009, referem que um navio amarrado pode ser considerado, de forma simplificada, um sistema do tipo massa-mola, submetido a uma solicitação externa oscilatória, devida à acção da agitação. Nesta situação, e tendo como referência a Equação (3.29), m representa a inércia do navio (incluindo a inércia adicionada), B o amortecimento da sua resposta e K a rigidez do sistema. Se for considerada a resposta do navio no plano horizontal, essa rigidez corresponde à rigidez dos cabos de amarração e das defensas.

Os resultados apresentados na Figura 3.18 permitem, portanto, compreender melhor o comportamento de um navio amarrado quando actuado por solicitações externas de diferentes frequências. No entanto, importa referir que embora a inércia adicionada e o amortecimento sejam considerados constantes (por simplicidade), na realidade, estas grandezas dependem da frequência da oscilação (e de outros factores). O amortecimento engloba, quer a componente devida à transferência de energia para as ondas geradas pelas oscilações do navio, quer o amortecimento viscoso devido ao fluido e ao sistema de amarração do navio. Sobre estes temas importa fazer referência ao trabalho experimental desenvolvido por Van Oortmerssen, 1976, no sentido de caracterizar os coeficientes hidrodinâmicos (a massa adicionada e o amortecimento) de um navio do tipo petroleiro de 200 000 t de peso bruto, para várias condições de teste, incluindo diferentes folgas sob a quilha do navio e distâncias deste ao parâmetro frontal de uma estrutura reflectora (secções 3.7.4.4 e 3.7.4.6).

Chakrabarti, 1987, refere que o valor dos coeficientes de massa adicionada e de amortecimento pode ser determinado com base nos resultados das experiências de decaimento livre das oscilações do corpo flutuante, em águas paradas. O coeficiente de amortecimento é dado pela Equação (3.36), enquanto o coeficiente de massa adicionada, C_m, é dado por,

$$C_m = \frac{m}{\rho V} - 1 \tag{3.47}$$

em que ρ representa a massa volúmica da água e V o volume de água deslocado pelo corpo flutuante. O valor de m é calculado com base na Equação (3.37), depois de conhecido o valor de ω_n e K.

Devido à natureza das experiências de decaimento livre, os coeficientes hidrodinâmicos estimados são relativos, apenas, à frequência natural do sistema constituído pelo corpo flutuante. Como os coeficientes de massa adicionada e de amortecimento são função da frequência da oscilação, a sua avaliação requer a utilização de métodos experimentais e de equipamentos relativamente mais complexos, por exemplo, do tipo dos que foram usados no trabalho desenvolvido por Van Oortmerssen, 1976. Alternativamente, esses coeficientes podem ser determinados com base na teoria linear da difracção-radiação, apresentada, por exemplo, em Chakrabarti, 1987.

3.3.3. EQUAÇÕES DO MOVIMENTO DO NAVIO AMARRADO

As equações matemáticas que descrevem os movimentos de navios, segundo os seis graus de liberdade possíveis, sobre a influência de forças exteriores arbitrárias, baseiam-se na segunda lei de *Newton*,

$$\frac{d(m\dot{x})}{dt} = F(t) \tag{3.48}$$

em que m representa a inércia do navio, x o seu movimento e $F(t)$ as forças externas que actuam no navio. Uma vez que a inércia do navio pode ser considerada constante, a equação anterior passa a,

$$m\ddot{x} = F(t) \tag{3.49}$$

As forças externas referidas anteriormente incluem: as forças devidas às acções do ambiente marítimo-portuário (variáveis no tempo); as forças de restituição hidrostática e hidrodinâmica, que dependem dos movimentos do navio; e as forças de restituição referentes ao sistema de amarração do navio, que são função da sua posição instantânea. Na teoria clássica dos movimentos de navios é frequente escrever essas equações da seguinte forma, Van Oortmerssen, 1976,

$$(M + A)\ddot{x} + B\dot{x} + Cx = F(t) \tag{3.50}$$

em que A, B e C são coeficientes que descrevem as forças de restituição hidrostática e hidrodinâmica, sendo o seu significado detalhado posteriormente. De facto, a Equação (3.50) não é verdadeiramente uma equação de movimento, na medida em que relaciona variáveis instantâneas do movimento com os valores instantâneos das forças de excitação, podendo apenas ser utilizada na descrição, no domínio da frequência, de um movimento oscilatório estacionário, Van Oortmerssen, 1976. Com efeito, os valores de A e de B são função da frequência.

No estudo do comportamento de navios amarrados podem ser utilizadas abordagens no domínio da frequência e do tempo. A forma como as equações do movimento são apresentadas é função do tipo de técnica escolhida para a sua resolução. Importa ainda acrescentar que os seis modos de oscilação de um navio amarrado estão acoplados. Assim, a determinação da amplitude dos seus movimentos implica a resolução de um conjunto de seis equações (uma por cada modo de oscilação).

Na descrição do movimento de um navio amarrado é conveniente dividir as acções presentes em duas categorias: em forças de excitação e nos 'factores' que condicionam a resposta do navio. A primeira categoria inclui a acção da agitação marítima (incluindo os efeitos não-lineares associados), do vento, das correntes, da passagem de navios, entre outras. Estas acções foram já abordadas na secção 3.2. Os factores que condicionam a resposta do navio estão associados aos escoamentos da água induzidos pelos seus movimentos e incluem as forças de restituição hidrostática (importantes para a arfagem, o cabeceio e o balanço), as forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, o amortecimento por radiação dos movimentos do navio, a inércia adicionada, entre outros.

Considerando que os movimentos do navio, relativamente à sua posição de equilíbrio, são de pequena amplitude e que o sistema é linear, as equações do movimento de um navio amarrado, no domínio da frequência, são frequentemente dadas por,

$$\sum_{j=1}^{6}\left\{\left(M_{kj} + a_{kj}\right)\ddot{x}_j + b_{kj}\dot{x}_j + C_{kj}x_j\right\} = F_k\ , \qquad k = 1{,}2, \ldots 6 \tag{3.51}$$

em que x_j representa o movimento do navio segundo o modo de oscilação j (m para j=1 a 3 e rad para j=4 a 6), M_{kj} a matriz de massas e de momentos de inércia, a_{kj} a matriz de massas e de momentos de inércia adicionados, b_{kj} a matriz de amortecimento, C_{kj} a matriz de restituição hidrostática, e F_k as forças e os momentos exteriores que actuam no navio segundo o modo k. Os esforços aplicados nos

elementos do sistema de amarração do navio podem ser incluídos, quer no termo F_k, quer no primeiro membro da equação anterior.

A Equação (3.51) representa um conjunto de seis equações diferenciais que descrevem os movimentos do navio amarrado segundo os seis graus de liberdade existentes. Os termos que constituem essa equação são de facto matrizes com dimensão 6×6 e vectores de dimensão 1×6. Por exemplo, a matiz de massas e de momentos de inércia adicionados, a_{kj}, tem a seguinte forma,

$$a_{kj} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} & a_{16} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} & a_{26} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{35} & a_{36} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} & a_{45} & a_{46} \\ a_{51} & a_{52} & a_{53} & a_{54} & a_{55} & a_{56} \\ a_{61} & a_{62} & a_{63} & a_{64} & a_{65} & a_{66} \end{bmatrix} \tag{3.52}$$

Consoante as especificidades do problema em análise e número de planos de simetria do navio, essas matrizes podem ser simplificadas, passando a apresentar alguns coeficientes iguais a zero. A título de exemplo, importa referir que o coeficiente a_{14} representa a massa adicionada do navio segundo o modo de oscilação de avanço em fase com a aceleração angular da oscilação de balanço, o coeficiente b_{44} o momento de amortecimento hidrodinâmico para o modo de balanço associado à velocidade angular dessa oscilação, e o coeficiente b_{26} a força de amortecimento hidrodinâmico para o modo de deriva em fase com a velocidade angular da oscilação de guinada.

Importa portanto esclarecer, muito sucintamente, os conceitos de inércia adicionada e de coeficiente de amortecimento, fundamentais para compreender a resposta de um navio à acção da agitação marítima, ou de qualquer outra força externa. Quando um navio se movimenta origina, à sua volta, escoamentos de água que, por conveniência, são subdivididos numa componente proporcional à aceleração do navio e noutra proporcional à sua velocidade. Esses escoamentos originam forças (e momentos) de inércia adicionada e forças (e momentos) de amortecimento, respectivamente. As primeiras tornam o navio mais 'pesado', devido à massa de água que é acelerada pelo navio em movimento, enquanto as segundas amortecem esses movimentos, na medida em que existe transferência de energia do navio para as ondas geradas pelos seus movimentos (amortecimento por radiação), PIANC, 1995.

Os coeficientes hidrodinâmicos são função da forma do casco do navio, da frequência de oscilação, da profundidade de água no local (folga sob a quilha do navio), da proximidade do navio a uma estrutura reflectora (e.g. cais), da sua velocidade de avanço (se o navio estiver em movimento), entre outros. O amortecimento dos movimentos do navio resulta, essencialmente, da geração de ondas pelo navio em oscilação, de efeitos viscosos associados às perdas de energia na camada-limite formada em torno da superfície molhada do casco do navio quando este se movimenta e no desenvolvimento de vórtices e de turbilhões de esteira (*eddy shedding*) nas arestas desse casco, e das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas.

Se todos os coeficientes apresentados na Equação (3.51) forem constantes (ou quase constantes) para cada frequência particular do movimento, essas seis equações diferencias podem ser resolvidas no domínio da frequência, Ligteringen e Moes, 2001. No entanto, as forças de restituição do sistema de amarração são, geralmente, não-lineares em relação ao deslocamento x, inviabilizando a utilização da técnica referida e tornando necessária a resolução das equações do movimento no domínio do tempo. Neste caso, o termo da Equação (3.51) relacionado com o amortecimento do movimento é substituído por uma função de atraso, sendo seguida uma abordagem baseada em funções de resposta a impulso, passando a variável x a ser função do tempo, como se detalha de seguida.

Os movimentos do navio segundo os seus seis graus de liberdade, sob a influência de forças externas arbitrárias, podem então ser estimados com base na integração, em ordem ao tempo, das equações do movimento na forma proposta por Cummins, 1962,

$$\sum_{j=1}^{6}\left\{\left(M_{kj}+A_{kj}\right)\ddot{x}_j(t)+\int_{-\infty}^{t}R_{kj}(t-\tau)\,\dot{x}_j(\tau)\,d\tau+C_{kj}x_j(t)\right\}=F_k\,,\qquad k=1,2,\dots 6 \tag{3.53}$$

em que A_{kj} representa a matriz de inércia adicionada para frequência infinita, R_{kj} as funções de resposta a impulso, e t e τ o tempo. Os restantes termos foram já descritos anteriormente. O primeiro membro da equação inclui os termos associados aos movimentos do corpo rígido e (apenas) as componentes lineares das forças de reacção hidrodinâmica que resultam dos movimentos do navio e são descritas pelas funções de resposta a impulso.

A abordagem apresentada por Cummins, 1962, baseada na teoria das funções de resposta a impulso, é válida apenas na hipótese de os movimentos do navio terem pequena amplitude. Esta hipótese permite considerar o sistema em estudo linear, sendo esta uma condição de base para a resolução do problema de radiação e para a determinação da resposta hidrodinâmica do fluido no domínio do tempo.

Enquanto as matrizes de massa e de restituição hidrostática dependem apenas da geometria do navio e da sua distribuição de massas, as funções de resposta a impulso, a matriz de inércia adicionada para frequência infinita e as forças de excitação que resultam da agitação dependem da perturbação causada pelo navio no escoamento associado à propagação dessas ondas. A forma como estas componentes são, usualmente, avaliadas nos modelos de simulação do comportamento de navios amarrados é apresentada na secção 3.5.2.

As forças de restituição hidrostática, como o próprio nome indica, tendem a fazer o navio retomar a sua posição inicial de equilíbrio. Considerando que o navio não se afasta muito dessa posição inicial (movimentos de pequena amplitude), pode admitir-se que a relação entre as forças hidrostáticas e os movimentos do navio, expressa pela matriz de restituição hidrostática, é linear.

As forças e os momentos exteriores que actuam no navio amarrado, F_k, têm, usualmente, contribuições que apenas podem ser descritas com base em funções não-lineares e outras que dependem também dos movimentos do navio, tornando necessária a resolução das equações do movimento no domínio do tempo, utilizando técnicas numéricas, van der Molen *et al.*, 2003a. Os termos não-lineares resultam, sobretudo, das características não-lineares do sistema de amarração, das forças de segunda ordem da agitação marítima e das forças de arrastamento não-lineares. As solicitações externas podem resultar da acção da agitação marítima, das correntes e do vento, das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas e, eventualmente, da acção do gelo.

3.3.4. Períodos Naturais de Oscilação do Navio Livre

Os movimentos de um navio em águas paradas e sem velocidade de avanço podem ser definidos como as oscilações que este experimenta quando, por aplicação de uma força (ou momento), é movimentado de um determinado deslocamento (ou ângulo) em relação a sua posição de equilíbrio e posteriormente libertado. Os períodos dessas oscilações em torno da posição equilíbrio são normalmente designados de períodos naturais. Em condições normais, esse tipo de oscilações é pouco frequente. O seu interesse prático resulta de as características dos movimentos do navio em águas paradas serem importantes para a análise e a compreensão da resposta do navio quando é submetido às acções do ambiente marítimo-portuário.

Na secção anterior foram introduzidos os conceitos de matriz de inércia adicionada (a_{kj}) e de matriz de amortecimento (b_{kj}) na formulação das equações do movimento do navio no domínio da frequência, e de matriz de inércia adicionada para frequência infinita (A_{kj}) e de funções de resposta a impulso (R_{kj}) na formulação dessas equações no domínio do tempo. A equivalência entre as componentes da resposta hidrodinâmica do fluido nos domínios do tempo e da frequência é apenas clarificada na secção 3.5.2.

Na dedução das expressões que permitem estimar os períodos naturais de oscilação do navio é utilizada a formulação das equações do movimento no domínio da frequência (Equação (3.51)), embora sejam usadas as matrizes A_{kj} e B_{kj} para representar os coeficientes de inércia adicionada e de amortecimento, respectivamente. Assim, considerando que o navio se encontra livre e sem velocidade de avanço, em águas paradas, e sem a actuação de qualquer força exterior, a Equação (3.51) pode ser escrita como,

$$\sum_{j=1}^{6}\left\{\left(M_{kj}+A_{kj}\right)\ddot{x}_j+B_{kj}\dot{x}_j+C_{kj}x_j\right\}=0\,,\qquad k=1,2,\dots 6 \tag{3.54}$$

Se forem desprezadas as forças de amortecimento das oscilações do navio, a equação anterior passa a,

$$\sum_{j=1}^{6}\left\{\left(M_{kj}+A_{kj}\right)\ddot{x}_j+C_{kj}x_j\right\}=0\,,\qquad k=1,2,\dots 6 \tag{3.55}$$

Partindo do pressuposto de que o navio em estudo tem uma forma prismática, as matrizes M_{kj}, A_{kj} e B_{kj} ficam reduzidas aos seis elementos independentes da sua diagonal principal, ao passo que a matriz C_{kj} fica reduzida a apenas três elementos na sua diagonal principal (i.e. C_{ii} em que $3\leq i\leq 5$), ou seja, os seis tipos de movimentos elementares do navio deixam de estar acoplados, Rita, 1984.

Nas condições referidas, as expressões que permitem determinar os períodos naturais de oscilação do navio livre segundo os modos de oscilação de balanço, cabeceio e arfagem, podem ser deduzidas com base nas equações apresentadas, considerando a aplicação de um movimento de pequena amplitude no navio, segundo cada um desses modos de oscilação. A dedução dessas equações é apresentada em Rita, 1984, pelo que neste trabalho apenas são indicados os passos principais das mesmas e o resultado final.

Na ausência de forças de amortecimento, e considerando apenas oscilações de balanço puras de pequena amplitude, a Equação (3.55) pode ser escrita da seguinte forma,

$$(M\,i_x^2+A_{44})\ddot{\theta}+W\,\overline{GM}_t\theta=0 \tag{3.56}$$

em que M representa a massa do navio, i_x o raio de giração transversal, A_{44} o momento de inércia adicionado para o modo de oscilação de balanço em fase com a aceleração angular dessa oscilação, W o peso do navio, $\overline{GM}_t$ a altura metacêntrica transversal e θ a amplitude (ângulo) da oscilação de balanço.

A Equação (3.56) é a equação linear para as oscilações de balanço do navio sem amortecimento, sendo idêntica à equação diferencial para oscilações harmónicas simples, cujo integral é dado por,

$$\theta=\theta_0\,cos\,(\omega_R t)+\frac{\dot{\theta}_0}{\omega_R}sen\,(\omega_R t) \tag{3.57}$$

em que θ_0 representa o ângulo inicial de balanço (t=0 s), $\dot{\theta}_0$ a velocidade angular inicial de balanço e ω_R a frequência angular natural do modo de oscilação de balanço, sendo dada por,

$$\omega_R=\sqrt{\frac{W\,\overline{GM}_t}{M\,i_x^2+A_{44}}}. \tag{3.58}$$

Caso a velocidade angular inicial de balanço, $\dot{\theta}_0$, seja igual a zero, a Equação (3.57) passa a,

$$\theta = \theta_0 \; cos \; (\omega_R t) \tag{3.59}$$

podendo também ser escrita como,

$$\theta = \theta_m \; cos \; (\omega_R t - \beta) \tag{3.60}$$

em que θ_m é a amplitude máxima da oscilação de balanço e β a fase inicial da oscilação, dada por,

$$tg \; \beta = \frac{\dot{\theta}_0}{\omega_R \; \theta_0} \tag{3.61}$$

O período das oscilações harmónicas (período natural) expressas pela Equação (3.60) é dado por,

$$T_R = \frac{2\pi}{\omega_R} = 2\pi \sqrt{\frac{M \; i_x^2 + A_{44}}{W \; \overline{GM}_t}} = 2\pi \sqrt{\frac{i_x^2 + \frac{A_{44}}{M}}{g \; \overline{GM}_t}} \tag{3.62}$$

Com base nos resultados apresentados verifica-se que, dentro dos limites impostos pelo pressuposto da linearidade, isto é, desde que o ângulo θ seja pequeno, o valor de T_R é independente da amplitude da oscilação de balanço. Por outro lado, o valor de T_R varia no mesmo sentido que i_x, o que significa que o afastamento das massas do eixo longitudinal de oscilação do navio aumenta o período da oscilação de balanço. Além disso, os navios com uma altura metacêntrica transversal menor apresentam períodos de balanço mais elevados. Importa acrescentar que o período natural do modo de oscilação de balanço é alterado durante as operações de carga e descarga do navio, pois durante a sua realização é modificada a massa, o peso, o raio de giração transversal e a altura metacêntrica transversal do navio.

De um modo idêntico, podem ser definidas as seguintes equações para o modo de oscilação de cabeceio,

$$\left(M \; i_y^2 + A_{55}\right)\ddot{\varphi} + W \; \overline{GM}_l \varphi = 0 \tag{3.63}$$

$$T_P = \frac{2\pi}{\omega_P} = 2\pi \sqrt{\frac{M \; i_y^2 + A_{55}}{W \; \overline{GM}_l}} = 2\pi \sqrt{\frac{i_y^2 + \frac{A_{55}}{M}}{g \; \overline{GM}_l}} \tag{3.64}$$

em que i_y representa o raio de giração longitudinal, A_{55} o momento de inércia adicionado para o modo de oscilação de cabeceio em fase com a aceleração angular dessa oscilação, $\overline{GM}_l$ a altura metacêntrica longitudinal, φ a amplitude (ângulo) da oscilação de cabeceio, ω_P a frequência angular natural do modo de oscilação de cabeceio e T_P o período natural desse modo de oscilação. As considerações tecidas sobre a Equação (3.62) podem ser aplicadas à Equação (3.64).

Para o modo de oscilação de arfagem, as equações anteriores tomam a seguinte forma,

$$(M + A_{33})\ddot{z} + \gamma_w \; A_w z = 0 \tag{3.65}$$

$$T_H = \frac{2\pi}{\omega_H} = 2\pi \sqrt{\frac{M + A_{33}}{\gamma_w \; A_w}} \tag{3.66}$$

em que A_{33} representa a massa adicionada segundo o modo de oscilação de arfagem em fase com a aceleração dessa oscilação, z a amplitude do movimento de arfagem, γ_w o peso volúmico da água, A_w a área do navio no plano de água para o estado de carga estudado, ω_H a frequência angular natural do modo de oscilação de arfagem e T_H o período natural desse modo de oscilação.

Pode ser demonstrado que os períodos naturais dos modos de oscilação de arfagem e de cabeceio de um navio, em águas paradas, são praticamente iguais, Blagoveshchensky, 1962.

Com base nas expressões apresentadas é relativamente fácil estabelecer a analogia entre as oscilações de um navio livre, em águas paradas, e as oscilações de um sistema simples do tipo massa-mola, como o apresentado na secção 3.3.2. Com efeito, podem identificar-se nas Equações (3.58), (3.62), (3.64) e (3.66), os equivalentes aos parâmetros m e K das Equações (3.37) e (3.38).

Caso se considere que os movimentos do navio em análise são amortecidos por forças proporcionais à sua velocidade de oscilação, a equação que rege o comportamento do navio livre em águas paradas é a Equação (3.54). Como foi referido anteriormente, esse amortecimento resulta, geralmente, das forças de fricção entre a superfície molhada do casco do navio e a água, da geração de ondas pelo navio em movimento e das perdas de energia associadas à formação de vórtices. Admitindo que a amplitude e a velocidade das oscilações do navio são muito pequenas, a última das componentes referidas pode ser desprezada, enquanto as duas primeiras forças são funções lineares da velocidade do navio, Rita, 1984. Este pressuposto é importante para as deduções que são apresentadas de seguida.

À semelhança do que foi feito anteriormente, considerando que o navio oscila apenas segundo o modo de balanço e que essas oscilações são de pequena amplitude em qualquer instante, a Equação (3.54) pode ser escrita da seguinte forma,

$$(M\, i_x^2 + A_{44})\ddot{\theta} + B_{44}\dot{\theta} + W\, \overline{GM}_t \theta = 0 \tag{3.67}$$

ou

$$\ddot{\theta} + \left(\frac{B_{44}}{M\, i_x^2 + A_{44}}\right)\dot{\theta} + \left(\frac{W\, \overline{GM}_t}{M\, i_x^2 + A_{44}}\right)\theta = 0 \tag{3.68}$$

em que B_{44} representa o momento de amortecimento hidrodinâmico para o modo de balanço associado à velocidade angular dessa oscilação. As equações apresentadas, referentes a oscilações de balanço amortecidas, têm um aspecto semelhante às equações diferenciais associadas a oscilações harmónicas, cujo integral é dado por,

$$\theta = e^{-\lambda_R t}\left(\theta_0\ cos\ (\omega_{R,d} t) + \frac{1}{\omega_{Rd}}\left(\dot{\theta}_0 + \lambda_R \theta_0\right) sen\ (\omega_{R,d} t)\right) \tag{3.69}$$

em que λ_R representa uma constante que é dada por,

$$\lambda_R = \frac{B_{44}}{2(M\, i_x^2 + A_{44})} \tag{3.70}$$

e $\omega_{R,d}$ representa a frequência angular natural do modo de oscilação de balanço, sendo dada por,

$$\omega_{R,d}^2 = \omega_R^2 - \lambda_R^2. \tag{3.71}$$

Caso a velocidade angular inicial de balanço, $\dot{\theta}_0$, seja igual a zero, a Equação (3.69) passa a,

$$\theta = \theta_m\, e^{-\lambda_R t} cos\ (\omega_{R,d} t - \beta) \tag{3.72}$$

em que θ_m é dado por,

$$\theta_m = \frac{\theta_0}{cos\, \beta} \tag{3.73}$$

e β representa a fase inicial da oscilação, sendo dada por,

$$cos\, \beta = \frac{1}{1 + \left(\frac{\lambda_R}{\omega_{R,d}}\right)^2}. \tag{3.74}$$

O período das oscilações harmónicas (período natural) expressas pela Equação (3.72) é dado por,

$$T_{R,d} = \frac{2\pi}{\omega_{R,d}} = 2\pi \sqrt{\frac{M\, i_x^2 + A_{44}}{W\, \overline{GM}_t}} \frac{1}{\sqrt{1 - K_R^2}} \tag{3.75}$$

em que o coeficiente de decaimento do modo de oscilação de balanço, K_R, é dado por,

$$K_R = \frac{\lambda_R}{\omega_R} = \sqrt{\frac{B_{44}^2}{4\, W \overline{GM}_t (M\, i_x^2 + A_{44})}} \qquad (0 < K_R < 1) \tag{3.76}$$

A Equação (3.76) mostra que, para ângulos de balanço pequenos, a influência de K_R no valor do $T_{R,d}$ é muito pequena pois W e M apresentam sempre valores muito elevados. Deste modo, é possível afirmar que $T_{R,d}$ é praticamente igual ao período natural das oscilações de balanço não amortecidas, que é dado pela Equação (3.62).

Estabelecendo um paralelismo com a descrição do amortecimento das oscilações do navio apresentada na secção 6.2.7.1, pode dizer-se que o decréscimo logarítmico, δ[11], é igual a,

$$\delta = \lambda_R T_{R,d} \approx \lambda_R T_R \tag{3.77}$$

ou, recorrendo às Equações (3.62) e (3.76), que,

$$\delta = \lambda_R \frac{2\pi}{\omega_R} = 2\pi\, K_R \tag{3.78}$$

Analisando as expressões apresentadas anteriormente para as oscilações amortecidas de balanço de um navio livre, em águas paradas, é relativamente simples estabelecer uma analogia com as equações que descrevem as oscilações amortecidas do sistema do tipo massa-mola apresentado na secção 3.3.2. Com efeito, pode ser feita a correspondência entre as Equações (3.71) e (3.72) e as Equações (3.40) e (3.39) desse sistema massa-mola, respectivamente. O que foi referido é válido também para as oscilações de arfagem e de cabeceio, que são analisadas de seguida. Assim, as considerações que foram tecidas na secção 3.3.2 acerca da determinação dos coeficientes de inércia adicionada e de amortecimento são também válidas para os modos de oscilação do navio no plano vertical.

De um modo idêntico, podem ser definidas as seguintes equações para o modo de oscilação de cabeceio,

$$\left(M\, i_y^2 + A_{55}\right)\ddot{\varphi} + B_{55}\dot{\varphi} + W\, \overline{GM}_l \varphi = 0 \tag{3.79}$$

$$T_{P,d} = \frac{2\pi}{\omega_{P,d}} = 2\pi \sqrt{\frac{M\, i_y^2 + A_{55}}{W\, \overline{GM}_l}} \frac{1}{\sqrt{1 - K_P^2}} \tag{3.80}$$

$$K_P = \frac{\lambda_P}{\omega_P} = \sqrt{\frac{B_{55}^2}{4\, W \overline{GM}_l \left(M\, i_y^2 + A_{55}\right)}} \qquad (0 < K_P < 1) \tag{3.81}$$

em que B_{55} representa o momento de amortecimento hidrodinâmico para o modo de cabeceio em fase com a velocidade angular dessa oscilação, $\omega_{P,d}$ a frequência angular natural do modo de oscilação de cabeceio (com amortecimento) e $T_{P,d}$ o correspondente período natural de oscilação. As considerações tecidas anteriormente para o K_R e o δ são também válidas para o modo de oscilação de cabeceio.

Para as oscilações de arfagem amortecidas, as equações anteriores tomam a seguinte forma,

[11] O decréscimo logarítmico é um parâmetro que indica o quanto a oscilação em análise decaiu no intervalo de tempo correspondente a um período.

$$(M + A_{33})\ddot{z} + B_{33}\dot{z} + \gamma_w\, A_w z = 0 \tag{3.82}$$

$$T_{H,d} = \frac{2\pi}{\omega_{H,d}} = 2\pi\sqrt{\frac{M + A_{33}}{\gamma_w\, A_w}}\frac{1}{\sqrt{1 - K_H^2}} \tag{3.83}$$

$$K_H = \frac{\lambda_H}{\omega_H} = \sqrt{\frac{B_{33}^2}{4\,\gamma_w\, A_w (M + A_{33})}} \qquad (0 < K_H < 1) \tag{3.84}$$

em que B_{33} representa a força de amortecimento hidrodinâmico segundo o modo de arfagem em fase com a velocidade dessa oscilação, $\omega_{H,d}$ a frequência angular natural do modo de oscilação de arfagem (com amortecimento) e $T_{H,d}$ o correspondente período natural de oscilação. As considerações tecidas anteriormente para o K_R e o δ são também válidas para o modo de oscilação de arfagem.

O período natural do modo de oscilação de arfagem é muito influenciado pela massa total do navio, pelo que a massa adicionada tem um papel de destaque no seu valor.

Importa acrescentar que os movimentos de balanço do navio são afectados pelo sistema de amarração, na medida em que este aumenta o amortecimento dessas oscilações, reduzindo as amplitudes máximas de oscilação. No entanto, o período natural do modo de oscilação de balanço não é significativamente modificado, Gravesen, 2005. O amortecimento adicional dessas oscilações pode resultar, por exemplo, das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas. Na secção 6.2.7.4 é analisada a influência das características do sistema de amarração nas oscilações de balanço de um navio.

3.3.5. Períodos Naturais de Oscilação do Navio Amarrado

Quando um navio está amarrado, quaisquer movimentos que lhe sejam impostos no plano horizontal são contrariados pelas forças que os elementos do sistema de amarração aplicam no navio em resposta a esses movimentos, e que o fazem retomar a sua posição de equilíbrio. Na situação em que o navio se encontra livre, as acções que o fazem retomar a posição de equilíbrio, segundo os modos de oscilação vertical são, como foi referido anteriormente, as forças e os momentos de restituição hidrostática.

Tendo em conta que as forças aplicadas pelos elementos do sistema de amarração no navio são função da amplitude dos seus movimentos, a Equação (3.51), que caracteriza a resposta de navios amarrados, de acordo com as considerações apresentadas na secção 3.3.4, pode ser escrita como,

$$\sum_{j=1}^{6}\left\{\left(M_{kj} + A_{kj}\right)\ddot{x}_j + B_{kj}\dot{x}_j + \left(C_{kj} + D_{kj} + E_{kj}\right)x_j\right\} = F_k\,, \qquad k = 1{,}2, \ldots 6 \tag{3.85}$$

em que D_{kj} e E_{kj} representam as matrizes de restituição elástica dos cabos de amarração e das defensas, respectivamente, e F_k as forças e os momentos externos que actuam no navio. Nesta secção, A_{kj} e B_{kj} são as matrizes que contêm os coeficientes de inércia adicionada e de amortecimento, respectivamente. As restantes variáveis têm o significado já apresentado anteriormente.

Considere-se que o navio está amarrado a uma estrutura de acostagem com 2 n cabos de amarração de rigidez idêntica e linear (n à proa e n à popa), que esses cabos não se encontram folgados, que não são desenvolvidas forças de atrito na interface do casco do navio com as defensas, que o amortecimento das oscilações de avanço é tão pequeno que pode ser desprezado e que não actuam forças exteriores no navio amarrado. Nessas condições, e considerando apenas movimentos segundo o modo de oscilação de avanço, a Equação (3.85) pode ser escrita como, Rita, 1984,

$$(M + A_{11})\ddot{x} + D_{11}x = 0 \tag{3.86}$$

em que A_{11} representa a massa adicionada associada ao modo de oscilação de avanço em fase com a aceleração dessa oscilação e D_{11} o coeficiente de restituição elástica dos cabos de amarração segundo o modo de avanço.

Uma das considerações iniciais era a de que os cabos de amarração apresentavam um comportamento elástico linear. Nessas condições a equação anterior passa a,

$$(M + A_{11})\ddot{x} + nK_{ml}x = 0 \tag{3.87}$$

em que n representa o número de cabos utilizados para restringir os movimentos do navio em cada um dos sentidos e K_{ml} a rigidez de cada um desses cabos segundo a direcção da oscilação de avanço. Esta equação diferencial é idêntica, por exemplo, à Equação (3.56), referente às oscilações de balanço não amortecidas do navio, tendo, portanto, uma solução harmónica cujo período é dado por,

$$T_S = 2\pi\sqrt{\frac{M + A_{11}}{n\,K_{ml}}} \tag{3.88}$$

Embora a equação anterior se aplique, apenas, a navios amarrados em condições pouco realistas, tem a vantagem de mostrar, de uma forma clara, que o período natural do modo de oscilação de avanço, T_S, diminui com o aumento da rigidez dos cabos usados na amarração do navio e com o número de cabos lançados em cada direcção. Por outro lado, como durante as operações de carga e descarga a massa do navio varia, o período natural do modo de oscilação de avanço é também alterado. Importa acrescentar que o valor de T_S é influenciado pela massa adicionada associada à oscilação de avanço. No entanto, segundo este modo de oscilação, a massa adicionada do navio é, regra geral, pequena, como mostram os resultados experimentais obtidos por Van Oortmerssen, 1976. Importa ainda referir que a alteração da rigidez dos cabos de amarração tem repercussões ao nível da grandeza das forças aplicadas nestes elementos e na amplitude dos movimentos do navio amarrado (ver secção 2.3.3).

Mesmo considerando que as forças de arrastamento[12] que actuam num navio amarrado em oscilação são pequenas e podem ser desprezadas, parte da energia associada a essas oscilações é transmitida à massa de água envolvente na forma de ondas de gravidade (amortecimento por radiação). Esta parcela das forças de amortecimento varia linearmente com a velocidade do movimento do navio. Considerando apenas o amortecimento por radiação das oscilações de avanço do navio, e que as oscilações da massa de água na envolvente do navio (acção forçadora) têm um carácter sinusoidal puro, a Equação (3.86) passa a,

$$(M + A_{11})\ddot{x} + B_{11}\dot{x} + D_{11}x = F_0\,cos\ \omega t \tag{3.89}$$

em que B_{11} representa a força de amortecimento hidrodinâmico para o modo de avanço em fase com a velocidade dessa oscilação, F_0 a amplitude da solicitação externa com uma frequência angular ω e t a variável tempo. Novamente, a analogia com um sistema massa-mola, de apenas um grau de liberdade segundo a direcção de actuação de uma força harmónica e com as oscilações linearmente amortecidas, é óbvia, Equação (3.29).

A solução da Equação (3.89) inclui a solução geral da equação homogénea (sem a acção externa), x_h, e uma solução particular da equação completa, x_p, ou seja,

$$x(t) = x_h(t) + x_p(t) \tag{3.90}$$

[12] As forças de arrastamento são proporcionais ao quadrado da velocidade relativa entre o navio e a massa de água envolvente, e à área projectada do navio segundo a direcção do movimento.

A solução da equação homogénea extingue-se após um período de tempo mais ou menos curto, e tanto mais rapidamente quanto maior for o amortecimento do sistema, restando apenas a solução particular, que toma a forma,

$$x_p(t) = X\,cos(\omega t - \beta) \tag{3.91}$$

Com base nos procedimentos adoptados na secção 3.3.2, mas utilizando os coeficientes presentes na Equação (3.91) é possível escrever os parâmetros X e β como,

$$X = \frac{F_o}{\sqrt{(M + A_{11})^2(\omega_S^2 - \omega^2)^2 + \omega^2 B_{11}^2}} \tag{3.92}$$

$$tg\ \beta = \frac{\omega B_{11}}{M + A_{11}}(\omega_S^2 - \omega^2) \tag{3.93}$$

em que ω_S representa a frequência angular natural do modo de oscilação de avanço do navio amarrado (sem amortecimento), sendo dada por,

$$\omega_S = \frac{2\pi}{T_S} = \sqrt{\frac{n\,K_{ml}}{M + A_{11}}} \tag{3.94}$$

Considerem-se, no entanto, as equações (3.92) e (3.93) numa forma adimensional em que intervenha o factor de amortecimento ξ, ou seja, as Equações (3.45) e (3.46) deduzidas anteriormente. Além disso, e por simplicidade, admita-se que os coeficientes de amortecimento e a massa adicionada do navio são constantes, embora na prática dependam da frequência, e adopte-se um coeficiente de amortecimento para o modo de oscilação de avanço igual a 5% do seu amortecimento crítico, van der Molen e Moes, 2009. Para as condições referidas, a Figura 3.19 apresenta os factores de amplificação da resposta do navio e a diferença de fase entre o seu movimento e uma força externa, em função do quociente entre a frequência angular dessa força e a frequência angular natural do modo de oscilação de avanço.

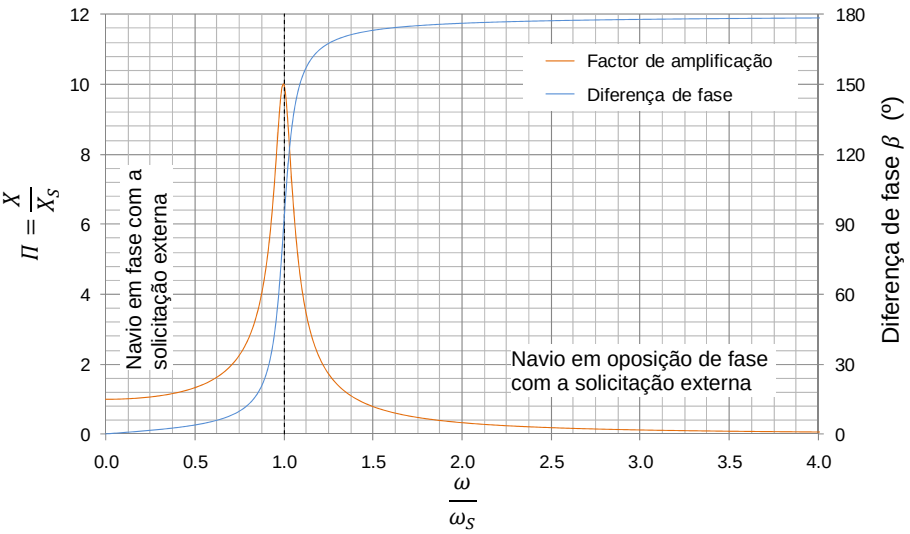


Figura 3.19 – Factores de amplificação da resposta do navio e diferença de fase entre o seu movimento e a força externa, em função do quociente entre a frequência angular dessa força e a frequência angular natural do modo de oscilação de avanço (sem amortecimento).

Os resultados apresentados na Figura 3.19 mostram que pode ocorrer ressonância segundo o modo de oscilação de avanço quando o período (ou a frequência angular) da acção excitante (e.g. uma seicha)

se aproxima do período (ou da frequência angular) natural desse modo de oscilação do navio. Assim, com base no estudo do comportamento de um sistema simplificado (mas elucidativo), ficou claro que a alteração do tipo e do comprimento dos cabos de amarração, da grandeza das forças de pré-tensão que lhes são aplicadas, do *layout* de amarração do navio, assim como da sua situação de carga, podem evitar o desenvolvimento de situações de ressonância. Importa ainda acrescentar que para frequências baixas o navio tende a acompanhar a solicitação exterior, sendo o desfasamento entre ambos apenas ligeiro (i.e. $\beta \rightarrow 0^{o}$ quando $\omega \rightarrow 0$), verificando-se o aposto na gama de frequências mais elevadas. Na secção 3.3.2 é feita uma análise mais detalhada das soluções de uma equação formalmente idêntica à Equação (3.91). Por exemplo, a Figura 3.18 mostra que numa situação de ressonância, a amplitude das oscilações do navio será tanto maior quanto menores forem as forças de amortecimento (i.e. ξ).

Gravesen, 2005, apresenta uma interpretação alternativa do comportamento de um sistema dinâmico semelhante ao que aqui foi estudado. Para uma frequência da solicitação externa fixa, ω, quando são utilizados cabos de amarração rígidos, o navio tende a responder em fase com o movimento das ondas incidentes, $\beta \sim 0^{o}$, verificando-se o oposto quando são utilizados cabos elásticos (c.f. Equação (3.94)).

Na prática, mesmo considerando o navio amarrado como um sistema de apenas um grau de liberdade segundo a direcção longitudinal ao cais, o seu movimento não é governado por uma equação linear do tipo da que foi apresentada anteriormente, Rita, 1984. De facto, os cabos de amarração reais tornam esse sistema não-linear, levando o navio amarrado a oscilar com diferentes amplitudes, mesmo que as ondas actuantes sejam regulares. Por outro lado, os *layouts* utilizados correntemente na amarração de navios incluem cabos lançados segundo orientações muito variadas (e.g. Figura 2.43), o que faz com que exista acoplamento entre os movimentos do navio no plano horizontal. De facto, nas experiências realizadas na primeira fase do estudo em modelo físico (secção 6.2), em que o navio foi testado apenas sob a acção de ondas de vante, foram observados movimentos de deriva com amplitudes apreciáveis.

A Figura 3.20 mostra que para a mesma frequência angular da solicitação excitante (ondas regulares), o navio amarrado pode apresentar comportamentos muito diferentes segundo o modo de oscilação de avanço, dependendo da grandeza dessa solicitação (amplitude de onda).

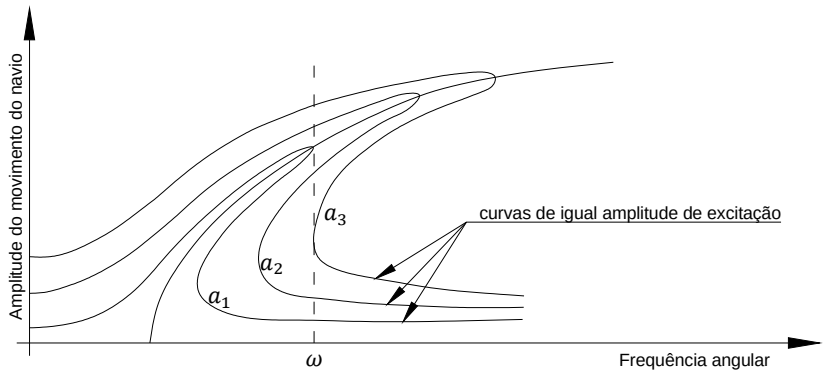


Figura 3.20 – Amplitude do movimento de avanço (não-linear) de um navio amarrado submetido a ondas regulares, Biésel, 1965.

A Equação (3.88) foi estabelecida partindo do pressuposto de que o amortecimento das oscilações de avanço podia ser desprezado. Com efeito, os resultados experimentais obtidos por Van Oortmerssen, 1976, mostram que o amortecimento associado a esse modo de oscilação é muito pequeno, sobretudo na gama das baixas-frequências (períodos elevados). No entanto, esse amortecimento incluiu, apenas, a componente que resulta das forças de fricção entre a superfície molhada do casco do navio e a água,

da geração de ondas pelo navio em movimento e da dissipação de energia associada à formação de vórtices. Quando o navio se encontra amarrado num cais dotado de defensas que proporcionam um coeficiente de atrito elevado na interface com o seu casco, ou quando são aplicadas forças de pré-tensão elevadas nos cabos de amarração (em particular nos traveses), o amortecimento dessas oscilações pode ser significativamente maior.

De qualquer forma, a consideração do amortecimento nas oscilações de avanço resulta na obtenção de períodos naturais de oscilação maiores do que aqueles que resultam da aplicação da Equação (3.88). Esta influência é fácil de compreender se foram analisadas, por exemplo, as Equações (3.40), (3.75), (3.80) ou (3.83).

Rita, 1984, refere que os movimentos de baixa-frequência do navio apenas podem ser minimizados se forem utilizados cabos de amarração e defensas de características elásticas especiais, nomeadamente se estes promoverem uma dissipação eficaz da energia associada aos movimentos do navio amarrado.

Os resultados apresentados nesta secção dizem respeito apenas aos movimentos de um navio amarrado segundo o modo de avanço. Apenas com base em hipóteses simplificativas foi possível estabelecer as equações que serviram para clarificar a dinâmica de um navio amarrado, o que mostra a complexidade do problema em análise. Para o modo de deriva poderiam ser tecidas considerações semelhantes para os movimentos impostos (ou solicitações) segundo essa direcção. Regra geral, os modos de oscilação do navio no plano vertical são pouco influenciados pelas características do seu sistema de amarração. O balanço, por apresentar um amortecimento por radiação reduzido e forças de restituição hidrostática pouco importantes, é uma excepção.

3.4. MODELAÇÃO FÍSICA

Os modelos físicos, apesar de serem reproduções simplificadas da realidade, permitem a reprodução dos fenómenos físicos que mais condicionam o comportamento dos navios amarrados (não apenas os que estão totalmente compreendidos, mas também os que são ainda desconhecidos). Além disso, o ambiente laboratorial proporciona condições-fronteira ajustáveis e controláveis pelo investigador, e os testes podem ser repetidos em condições praticamente idênticas, o que raramente é possível no protótipo. No entanto, para que os resultados de um modelo físico sejam fiáveis é necessário assegurar que este reproduz correctamente as características do protótipo, e que os efeitos de escala e laboratoriais são de pequena magnitude e não influenciam, de forma significativa, a qualidade desses resultados.

O primeiro desses requisitos é satisfeito através da calibração do modelo físico. Idealmente, cada uma das componentes do modelo deve ser calibrada isoladamente e, numa fase posterior, o modelo no seu conjunto. A calibração global do modelo físico com resultados de medições no protótipo nem sempre é possível, pelo que usualmente se considera aceitável a calibração, apenas, das diferentes partes que o constituem. No estudo do comportamento de navios amarrados em portos podem ser individualizadas as seguintes componentes: as condições da agitação marítima, a geometria e a distribuição de massas do(s) navio(s), os cabos de amarração e as defensas (características elásticas), o(s) *layout* de amarração do(s) navio(s), as estruturas de acostagem, o *layout* portuário e a batimetria na sua área envolvente, os equipamentos de medição, entre outros. O segundo requisito requer uma escolha criteriosa da escala a que o modelo físico é construído e operado, e a adopção de medidas tendo em vista a minimização dos efeitos laboratoriais no interior da instalação experimental.

Apesar de os modelos numéricos terem ganho importância nos projectos de infra-estruturas portuárias ao longo dos últimos anos, ainda não podem substituir completamente os estudos em modelo físico, ou as medições no protótipo. Com efeito, a modelação física continua a ser uma das ferramentas mais abrangentes e fiáveis para o estudo do comportamento de navios amarrados (Moes e Hough, 1999; van

der Molen e Moes, 2009). Os estudos em modelo físico, por serem relativamente caros e demorados, apenas são utilizados, regra geral, nas fases avançadas do projecto (e.g. optimização de uma solução), como instrumento de calibração de modelos numéricos, ou para abordar problemas para os quais os modelos numéricos ainda não conseguem dar uma resposta satisfatória.

A presente secção constitui, apenas, uma breve introdução à modelação física do comportamento de navios amarrados, que sendo um dos temas principais da presente dissertação, é abordada em grande detalhe nos capítulos 4 e 6. A secção 3.5 apresenta alguns exemplos da complementaridade que poderá existir entre a modelação física e a modelação numérica.

3.5. MODELAÇÃO NUMÉRICA

3.5.1. INTRODUÇÃO

O comportamento dos navios amarrados no interior de portos, em áreas costeiras, ou ao largo, é muito complexo, inviabilizando qualquer abordagem analítica do problema, Van Oortmerssen, 1976. Com a progressiva localização dos terminais portuários em áreas expostas à acção da agitação marítima, das correntes e do vento, e com o aumento da dimensão dos navios, surgiu a necessidade de desenvolver modelos numéricos capazes de simular convenientemente o comportamento de navios amarrados, que pudessem ser utilizados, pelo menos nas fases iniciais de um projecto, como alternativa aos estudos em modelo físico. Estes estudos, apesar das vantagens já amplamente discutidas neste trabalho, são, de um modo geral, relativamente caros e demorados, apenas podem ser realizados em instalações experimentais bem equipadas, e requerem a construção, a calibração e a operação de modelos físicos complexos. Pelos motivos referidos, regra geral, os estudos em modelo físico são apenas efectuados nas fases finais de projecto, para algumas hipóteses criteriosamente seleccionadas.

Os movimentos de navios amarrados foram amplamente estudados no período de tempo compreendido entre 1970 e 1980, Ligteringen e Moes, 2001. Desse trabalho resultaram diversos modelos numéricos avançados, comummente designados como ‘modelos de seis graus de liberdade’ (SDF), que permitem estimar a amplitude dos movimentos do navio e as forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, para diversas condições de agitação marítima e outras solicitações do ambiente marítimo-portuário. Na maioria desses trabalhos a teoria linear do potencial é usada para descrever a interacção hidrodinâmica entre a agitação marítima e os navios amarrados no cais, sendo as características da bacia portuária consideradas nesses modelos com níveis de aproximação distintos, Bingham, 2000. Essa teoria pressupõe a existência de escoamentos irrotacionais e não viscosos, bem como a satisfação, até à primeira ordem, das condições fronteira na superfície livre e na superfície dos corpos flutuantes.

As equações diferenciais que descrevem o comportamento de navios amarrados são constituídas por termos que são funções não-lineares dos seus movimentos, velocidades e acelerações, inviabilizando a utilização de técnicas no domínio da frequência e tornando necessária a resolução da Equação (3.53) no domínio do tempo, de modo a relacionar valores instantâneos de forças e de movimentos. Como foi referido anteriormente, os termos não-lineares resultam, especialmente, das características não-lineares do sistema de amarração do navio, das forças de segunda ordem da agitação marítima, das forças de arrastamento não-lineares e do amortecimento viscoso.

No que diz respeito ao sistema de amarração, mesmo os movimentos do navio de pequena amplitude podem dar origem a deformações dos cabos de amarração e das defensas fora do seu regime linear. O facto de as forças devidas ao sistema de amarração serem aplicadas em vários pontos do navio torna o sistema ainda mais difícil de caracterizar em termos de uma rigidez e de uma matriz de amortecimento globais. Mesmo que as características elásticas dos elementos do sistema de amarração pudessem ser

linearizadas, o navio continuaria a apresentar um comportamento marcadamente não-linear. De facto, a rigidez do sistema é muito diferente quando o navio em oscilação está em contacto com as defensas, daquela que caracteriza o seu comportamento quando se movimenta afastado das defensas. Neste caso, a não-linearidade resulta das forças de atrito que se desenvolvem na interface entre o casco do navio e a superfície das defensas, quando o navio se movimenta tangencialmente a estas.

No domínio da simulação numérica (integrada) dos fenómenos de transformação da agitação marítima na sua propagação desde o largo para o interior de portos e da hidrodinâmica da bacia portuária, bem como da interacção entre as ondas e os navios amarrados, têm ocorrido importantes desenvolvimentos ao longo dos últimos anos. Com efeito, os modelos numéricos constituem actualmente uma alternativa válida à modelação física em alguns estudos de concepção e de optimização de novas infra-estruturas portuárias ou nos estudos de expansão de portos já existentes, nas suas fases mais preliminares.

Por outro lado, esses modelos podem ser um importante auxílio na definição das condições ambientais limite para a realização das operações de movimentação de mercadorias num determinado terminal portuário, bem como dos níveis de segurança a elas associados. Se forem utilizados de forma integrada com modelos de previsão das condições do ambiente marítimo (ondas, vento, correntes) podem ainda permitir a previsão dos períodos de inoperacionalidade de um dado terminal portuário e das condições de segurança dos navios aí amarrados. Estes pacotes numéricos podem, assim, tornar-se ferramentas de apoio à tomada de decisão, por exemplo, no que concerne a medidas preventivas que visem a redução dos riscos associados, quer à acostagem dos navios ao cais, quer à permanência do navio amarrado.

Cummins, 1962, apresentou uma descrição matemática das forças de reacção hidrodinâmica devidas à variação dos movimentos do navio amarrado no tempo, que constitui a base dos modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados no domínio do tempo (e.g. Van Oortmerssen, 1976; Santos, 1993; Bingham, 2000; van der Molen, 2006). Como exemplo apresentam-se alguns modelos (ou pacotes) numéricos que permitem a simulação do comportamento de navios amarrados submetidos à acção de estados de agitação marítima: TERMSIM – *Maritime Research Institute Netherlands*, BAS – WL | *Delft Hydraulics*, SHIPMOORINGS – *Alkyon*, WAMSIM – DHI | *Danish Hydraulic Institute* e MOORNAV – Laboratório Nacional de Engenharia Civil.

Os modelos numéricos podem ser usados isoladamente, ou em conjunto com testes em modelo físico (e, eventualmente, medições em protótipo), na concepção e no dimensionamento de novas instalações portuárias e em estudos de operacionalidade ou de ampliação de instalações já existentes. A utilização conjunta dessas ferramentas pode permitir superar as desvantagens e as limitações associadas a cada uma delas. Por exemplo, na secção 3.5.3 mostra-se como os resultados de testes experimentais podem ser utilizados na avaliação de alguns dos efeitos hidrodinâmicos negligenciados na abordagem teórica (numérica) ao problema da interacção de um navio amarrado com as ondas. Os resultados de testes em modelo físico podem ainda ser utilizados na verificação e na validação dos modelos numéricos. As principais vantagens associadas aos modelos numéricos são a rapidez e a economia de custos.

No que diz respeito à forma como a interacção entre os modelos físicos e numéricos ocorre no tempo, Gravesen, 2005, faz referência a dois tipos de abordagem: modelação compósita e modelação híbrida. A primeira consiste na utilização sequencial das ferramentas referidas, com os contributos dos estudos numéricos a serem considerados na fase inicial da componente de modelação física. Na segunda, essas ferramentas são utilizadas em simultâneo, existindo interacção entre ambas no decurso do estudo.

Importa ainda acrescentar, em sumário, que nos modelos de simulação do comportamento de navios amarrados em portos é importante representar as forças não-lineares devidas à agitação marítima, a resposta sub-harmónica do navio e as ondas de longo período (livres e ligadas), PIANC, 1995. Como se refere na secção 3.5.3, é necessária a utilização de modelos numéricos relativamente sofisticados e

complexos, para conseguir uma descrição realista da resposta do porto e do navio amarrado à acção da agitação marítima.

Esta secção visa dar uma perspectiva muito geral das principais metodologias utilizadas nos modelos de simulação do comportamento de navios amarrado, de algumas dificuldades que ainda existem neste domínio do conhecimento, bem como das abordagens mais recentes ao problema. Os diferentes temas não são aprofundados pois o presente trabalho de investigação foi centrado, essencialmente, no estudo em modelo físico do comportamento de navios amarrados.

3.5.2. Simulação Numérica do Comportamento de Navios Amarrados

O princípio da sobreposição dos efeitos (hipótese de *St. Denis – Pierson*), que é válido admitindo a linearidade do sistema navio-ondas, permite decompor o estudo do comportamento de um navio livre, na análise de um problema de difracção e de um problema de radiação. A hipótese da linearidade é válida apenas se os movimentos do navio forem de pequena amplitude e da mesma ordem de grandeza da amplitude das ondas, estas apresentarem pequena declividade e o escoamento puder ser considerado irrotacional, Santos, 1993.

Genericamente, o escoamento da água na envolvente de um navio em oscilação pode ser descrito através de um potencial tridimensional de velocidades, Φ, que é definido de forma a que o gradiente de Φ seja igual à velocidade do escoamento da água. Esse potencial de velocidades é dado por,

$$\Phi = \Phi_I + \Phi_D + \sum_{j=1}^{6} \Phi_j \tag{3.95}$$

em que Φ_I e Φ_D representam os potenciais associados às ondas incidentes e às ondas difractadas pelo casco do navio imobilizado na sua posição de repouso, e Φ_j o potencial referente às ondas geradas pelo movimento do navio, em águas paradas, segundo cada um dos seus seis graus de liberdade.

No problema de difracção, a determinação das forças e dos momentos de primeira ordem que resultam da acção das ondas no casco do navio é realizada, normalmente, no domínio da frequência[13], com o navio imobilizado na sua posição de repouso (equilíbrio). Com base no princípio da sobreposição dos efeitos, é possível calcular o efeito global de um dado estado de agitação marítima (ondas irregulares) incidente no navio, sobrepondo os esforços calculados para cada uma das ondas que constituem esse estado (com diferentes períodos e direcções). Assim, com base num espectro de agitação incidente e utilizando as funções de transferência obtidas, é possível determinar as séries temporais das forças e dos momentos exercidos no navio segundo os seis graus de liberdade existentes. Partindo do princípio de que a amplitude dos movimentos do navio é pequena, as forças devidas à agitação marítima podem ser determinadas com o navio na sua posição de equilíbrio sem que sejam cometidos grandes erros.

Importa contudo referir que existem dois métodos alternativos para resolver o problema hidrodinâmico da interacção entre os navios, ou outras estruturas flutuantes esbeltas, e as ondas: o método dos painéis e a teoria das faixas. As principais características destes métodos são apresentadas, sumariamente, na secção 3.5.4.

O problema de radiação é resolvido colocando o navio livre a oscilar com movimentos sinusoidais, em águas inicialmente paradas, segundo cada um dos seus seis graus de liberdade. As oscilações do navio, em torno da sua posição de repouso, originam ondas que são irradiadas a partir da superfície molhada

[13] Alguns modelos numéricos utilizam abordagens no domínio do tempo para resolver os problemas de difracção e de radiação. van der Molen, 2006, por exemplo, recorreu a um método dos painéis para calcular, no domínio do tempo, a difracção da agitação em torno do casco *3D* do navio. As condições de agitação incidentes eram dadas por um modelo do tipo *Boussinesq 2D* para a fronteira molhada do casco do navio (ver secção 3.5.3).

do seu casco. Após a determinação do potencial de velocidades radiado pelo navio, são calculadas as pressões dinâmicas (componente linear) que lhe estão associadas. A partir da distribuição de pressões na superfície molhada do casco do navio são posteriormente determinados os esforços exercidos pelo fluido no navio, ao longo do tempo, e como resposta aos movimentos forçados que este experimenta, segundo os seis graus de liberdade existentes.

As forças e os momentos (reacções) que resultam da resolução do problema de radiação no domínio da frequência podem ser decompostos numa componente proporcional à aceleração do navio e noutra proporcional à sua velocidade. Importa referir que a distribuição de pressões na superfície molhada do casco do navio, dependendo da sua geometria, pode originar termos cruzados (ou de acoplamento). Ou seja, uma oscilação forçada de avanço pode dar origem, não apenas a forças segundo essa direcção, mas também a esforços segundo outros modos de oscilação do navio (e.g. momentos de cabeceio). As componentes da reacção hidrodinâmica do fluido proporcionais à aceleração do corpo flutuante, $\ddot{x}_j$, são tratadas como coeficientes de inércia adicionada, $a_{kj}(\omega)$, enquanto as componentes proporcionais à sua velocidade, $\dot{x}_j$, são tratadas como coeficientes de amortecimento (linear), $b_{kj}(\omega)$. Estes dois tipos de coeficientes são função da frequência da excitação, ω, sendo por isso determinados para um conjunto de frequências.

Os esforços de difracção e da reacção hidrodinâmica do fluido são usualmente determinados com base na teoria linear (tridimensional) do potencial. A resolução dos problemas de radiação e de difracção é apresentada, por exemplo, em Van Oortmerssen, 1976, Chakrabarti, 1987 e Santos, 1993.

Importa referir que enquanto no problema de radiação pode ser suficiente caracterizar apenas a bacia portuária (em particular a área envolvente ao cais) e assumir fundos planos, no problema de difracção é importante caracterizar convenientemente as condições de propagação da agitação marítima para o interior da bacia portuária. Este trabalho requer o conhecimento da batimetria no interior do porto e na sua área envolvente, bem como a consideração e a caracterização dos obstáculos à normal propagação das ondas. Esta abordagem integrada do problema é apresentada na secção 3.5.3.

É possível demonstrar que não é necessário determinar o potencial das ondas difractadas pelo corpo, Φ_D, para calcular as componentes da força a ele associada e aplicada no navio (e.g. Santos, 1993). De facto, a componente segundo o modo k da força exercida no navio pelo escoamento representado pelo potencial Φ_D pode ser calculada a partir do potencial de radiação para o movimento do navio segundo o modo k e da componente normal à superfície do casco do navio da velocidade do escoamento se este lá não estivesse, ou seja, através das designadas relações de *Haskind*. Esta simplificação é utilizada em modelos numéricos relativamente recentes (e.g. Bingham, 2000; van der Molen, 2006). De uma forma análoga, no problema de radiação, é possível demonstrar que a força segundo o modo de oscilação k devida a um movimento do navio segundo o modo j é igual à força segundo o modo j originada por um movimento segundo o modo k. Daqui resulta a simetria dos coeficientes de inércia adicionada e de amortecimento em relação à diagonal principal das respectivas matrizes.

Como foi referido anteriormente, é conveniente formular as equações que descrevem os movimentos de um navio amarrado no domínio do tempo, de modo a relacionar valores instantâneos de forças e de movimentos. O problema de base nesta abordagem reside na descrição das reacções hidrodinâmicas do fluido em resposta a movimentos do navio arbitrários no tempo. O método normalmente utilizado para a resolução desse problema assenta na técnica proposta por Cummins, 1962, e baseia-se na teoria das funções de resposta a impulso (também designadas por funções de atraso), segundo a qual, quando um navio é posto a oscilar em águas inicialmente paradas, as forças e os momentos que nele actuam, em cada instante, reflectem não só o seu movimento actual, mas também a história dos seus movimentos anteriores. Neste tipo de abordagem, um movimento arbitrário do navio é descrito como uma sucessão

temporal de pequenos movimentos impulsivos. Assim, em qualquer instante, a força total de reacção hidrodinâmica do fluido resulta da soma das reacções aos movimentos impulsivos referidos, sendo que cada reacção é considerada com um atraso temporal adequado em relação ao instante do deslocamento impulsivo. A descrição das forças (e dos momentos) de reacção hidrodinâmica proposta por Cummins, 1962, considera uma relação linear entre os dados de entrada (velocidades do navio) e de saída (forças de reacção hidrodinâmica).

De acordo com a teoria das funções de resposta a impulso, se a resposta de um determinado sistema linear a um impulso unitário é conhecida e igual a $R(t)$, a resposta desse sistema a uma força arbitrária $F(t)$ pode ser determinada através da convolução entre essa força e a função de resposta a impulso, ou seja,

$$\Omega(t) = \int_{-\infty}^{t} R(t-\tau)\, F(\tau)\, d\tau \tag{3.96}$$

Globalmente, um navio amarrado não pode ser considerado um sistema linear. Esta dificuldade pode, contudo, ser ultrapassada considerando o navio livre e a flutuar em águas inicialmente paradas. Com efeito, nestas condições, a hipótese da linearidade do sistema mantém-se válida, desde que a amplitude dos movimentos do navio seja pequena. As forças não-lineares (e.g. devido ao sistema de amarração) podem ser incorporadas na equação dos movimentos do navio como funções de excitação externas.

A partir da abordagem de resposta a impulso proposta por Cummins, 1962, é possível demonstrar que as forças (e os momentos) de reacção hidrodinâmica do fluido têm uma componente proporcional à aceleração instantânea do navio e outra proporcional à sua velocidade (e.g. Van Oortmerssen, 1976; Santos, 1993). A primeira componente está associada aos coeficientes de inércia adicionada e a segunda aos coeficientes de amortecimento, um pouco à semelhança do que foi referido aquando da análise do problema de radiação, no domínio da frequência. As forças de radiação, $F_K^R(t)$, podem ser escritas como,

$$F_K^R(t) = \sum_{j=1}^{6} A_{kj}\ddot{x}_j(t) + \int_{-\infty}^{t} R_{kj}(t-\tau)\, \dot{x}_j(\tau)\, d\tau \ , \qquad k = 1,2,\ldots 6 \tag{3.97}$$

em que A_{kj} representa a matriz de inércia adicionada para frequência infinita, x_j o movimento do navio segundo o modo de oscilação j, R_{kj} as funções de resposta a impulso (ou de atraso), que descrevem a evolução temporal da força generalizada que actua no navio segundo a direcção k na sequência de um movimento do tipo impulsivo segundo a direcção j, e t e τ as variáveis tempo. Para a simulação do comportamento de navios amarrados é necessário determinar, previamente, os coeficientes de inércia adicionada e as funções de resposta a impulso, e caracterizar as forças externas que actuam no navio.

Os termos da resposta hidrodinâmica do fluido dados pela Equação (3.97) estão relacionados com os coeficientes de massa adicionada e de amortecimento (que são função da frequência) apresentados nas formulações no domínio da frequência. Esta equivalência entre termos no domínio da frequência e do tempo encontra-se detalhada, por exemplo, em Van Oortmerssen, 1976 e Santos, 1993, e permite que os métodos utilizados na resolução dos problemas de difracção e de radiação no domínio da frequência possam ser utilizados no processo de determinação das funções de resposta a impulso e dos coeficientes de inércia adicionada para frequência infinita. Deste modo, e com base na técnica das transformadas de *Fourier*, as funções de resposta a impulso e os coeficientes de inércia adicionada para frequência infinita podem ser estimados através de,

$$R_{kj}(t) = \frac{2}{\pi}\int_{0}^{\infty} b_{kj}\,(\omega) cos(\omega t) d\omega \tag{3.98}$$

$$A_{kj} = a_{kj}(\omega') + \frac{1}{\omega'}\int_0^{\infty} R_{kj}\,(t) sen(\omega' t) dt \tag{3.99}$$

em que ω representa a frequência angular, ω' um valor de ω escolhido arbitrariamente, e a_{kj} e b_{kj} os coeficientes de inércia adicionada e de amortecimento, respectivamente.

Com base na discriminação das componentes da reacção hidrodinâmica do fluido que foi apresentada é fácil compreender a transição da formulação das equações dos movimentos do navio do domínio da frequência para o domínio do tempo. Partindo da Equação (3.53) e separado as forças aplicadas pelo sistema de amarração no navio obtém-se,

$$\sum_{j=1}^{6}\left\{\left(M_{kj} + A_{kj}\right)\ddot{x}_j(t) + \int_{-\infty}^{t} R_{kj}(t-\tau)\,\dot{x}_j(\tau)\,d\tau + C_{kj}x_j(t)\right\} = F_k^{ml} + F_k^{df} + F_k\,, \qquad k = 1,2,\ldots 6 \tag{3.100}$$

em que F_k^{ml}, F_k^{df} representam as forças (e os momentos) aplicadas pelos cabos de amarração e pelas defensas no navio, respectivamente.

A equação (3.100) constitui um conjunto de equações diferenciais que relacionam valores instantâneos das forças de excitação e dos movimentos que o navio experimenta por acção dessas forças, que devem ser resolvidas no domínio do tempo, para cada instante. Por conveniência, todos os efeitos não-lineares são introduzidos no segundo membro dessas equações, que têm como base a segunda lei de *Newton*.

As forças aplicadas pelos cabos de amarração no navio são usualmente obtidas através das relações de força-alongamento características destes elementos (normalmente não-lineares), e da variação do seu comprimento em resultado dos movimentos que o navio amarrado experimenta por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário. Na secção 2.3.3.2 foram apresentadas, a título de exemplo, curvas de força-alongamento típicas de cabos de amarração novos e usados, de diferentes materiais e tipos de construção.

As variações de tensão num cabo de amarração podem ser divididas numa componente quase-estática e numa componente dinâmica. A primeira é geralmente a mais importante e está relacionada com as variações de tensão que resultam das situações em que o navio se movimenta tão lentamente que não dá origem a forças de inércia ou de amortecimento no cabo. A componente dinâmica, pelo contrário, está associada às variações de tensão no cabo que ocorrem quando a força nele aplicada se altera tão rapidamente que é necessário considerar efeitos de inércia e de amortecimento, Rita, 1984. No estudo do comportamento de navios de grande porte amarrados considera-se, normalmente, que apenas a componente quase-estática tem interesse (Schellin e Ostergaard, 1995; van der Molen *et al.*, 2003a). As considerações tecidas são também válidas para as defensas.

A questão da não-linearidade do sistema de amarração é relativamente fácil de tratar no domínio do tempo, Van Oortmerssen, 1976, apesar de subsistirem algumas dificuldades relacionadas com o facto de as características elásticas dos cabos de amarração variarem durante os ciclos de carga-descarga, ou seja, essas características dependem da forma como as forças são aplicadas no cabo (secção 2.3.3.2).

O navio depois de amarrado é levado ao contacto com as defensas por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário. Durante esse contacto a defensa deforma-se, sendo a energia cinética associada ao movimento do navio transformada em energia potencial elástica. Parte desta energia é dissipada na defensa e a restante restituída ao navio. As forças aplicadas por esses dispositivos no navio amarrado compreendem as forças de atrito, segundo a direcção longitudinal ao cais, e as forças de compressão e de restituição (descompressão), com uma direcção perpendicular ao cais. Os modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados nem sempre consideram essas forças de atrito, nem

a possibilidade de existir escorregamento entre o costado do navio e as defensas durante o contacto. Algumas defensas têm uma capacidade de dissipação de energia por histerese não desprezável (secção 2.3.2.4), pelo que a consideração de curvas de restituição diferentes das de compressão deve também poder ser equacionada.

Devido às características não-lineares dos elementos do sistema de amarração, as forças instantâneas que estes aplicam no navio são funções não-lineares dos seus movimentos, sendo assim incluídas, nos métodos no domínio do tempo, em cada passo de tempo da integração da equação dos movimentos.

Van Oortmerssen, 1976, mostra como as forças e os momentos aplicados pelo sistema de amarração podem ser facilmente considerados num modelo de simulação do comportamento de navios amarrados que resolve as equações do movimento no domínio do tempo. A forma como as matrizes de restituição elástica dos cabos de amarração e das defensas são definidas, usualmente, nas abordagens no domínio da frequência a partir das suas características elásticas e do *layout* utilizado para a amarração do navio é explicada, em detalhe, em Rita, 1984, juntamente com algumas sugestões para a linearização do seu comportamento não-linear.

A acção da agitação marítima sobre um navio é constituída por várias componentes destacando-se as seguintes forças hidrodinâmicas, Ligteringen e Moes, 2001,

- forças de primeira ordem, incluindo as componentes, incidente, difractada e radiada pelo navio. Estas forças são originadas na interacção das ondas de curto período com o navio;
- forças de segunda ordem de alta-frequência;
- forças de segunda ordem de baixa-frequência (forças de deriva). Estas forças são também geradas durante a passagem das ondas de curto período pelo navio, e incluem as forças de deriva média (como nos casos em que a agitação marítima é reproduzida por uma série de ondas regulares) e uma componente que varia lentamente no tempo[14] (forças de deriva de variação lenta). A grandeza destas componentes é pequena quando comparada com a das forças de primeira ordem já referidas;
- forças originadas pelas ondas de longo período ligadas. Estas forças são também consideradas de segunda ordem e resultam das interacções não-lineares entre ondas de curto período num estado de agitação marítima irregular (secção 3.2.2);
- forças devidas às ondas de longo período livres. As ondas de longo período, apesar de possuírem amplitudes reduzidas, são dificilmente amortecidas (ou dissipadas), pois sofrem apenas pequenas alterações durante a difracção, sendo ainda facilmente reflectidas pelas fronteiras sólidas existentes na proximidade do navio. Por esses motivos podem causar problemas sérios a navios amarrados no interior de portos, quer de uma forma directa (ressonância do sistema de amarração), quer indirecta (ressonância da massa de água na bacia portuária).

As forças que resultam da acção das ondas sobre o navio podem, portanto, ser divididas em forças de primeira e de segunda ordens. As forças de primeira ordem são determinadas com base nos resultados da resolução dos problemas de difracção e de radiação do navio, tal como foi referido anteriormente. Assim, com base nas funções de transferência de primeira ordem calculadas, definidas no domínio das frequências e relacionando ondas monocromáticas com as correspondentes forças aplicadas no navio (amplitude e diferença de fase), é possível determinar as séries temporais das forças exercidas no navio. A passagem do domínio da frequência para o domínio do tempo é realizada considerando uma

[14] Num estado de agitação marítima, as forças de deriva variam no tempo em resultado da variação da altura de onda num comboio de ondas incidentes. O período dessa variação é, obviamente, mais elevado do que os períodos da agitação marítima de curto período, podendo estar incluído no intervalo de períodos críticos para navios amarrados.

fase aleatória para cada uma das componentes do espectro da agitação marítima. As forças de primeira ordem são assim calculadas através da adição de todas essas componentes, ou seja,

$$F^{(1)}(t) = \sum_{i=1}^{N} \hat{\zeta}_i \ \hat{F}_{\hat{\zeta}}^{(1)}(\omega_i)\ cos\left[\omega_i\, t + \varphi^{(1)}(\omega_i) + \epsilon_i\right] \tag{3.101}$$

em que $F^{(1)}(t)$ representa as forças de primeira ordem que resultam da acção das ondas sobre o navio, $\hat{\zeta}_i$ a amplitude da onda, ω_i a frequência angular da onda, ϵ_i um ângulo de fase aleatória (entre 0 e 2π rad), e $\hat{F}_{\hat{\zeta}}^{(1)}(\omega_i)$ e $\varphi^{(1)}(\omega_i)$ a amplitude e o ângulo de fase da função de transferência de primeira ordem.

As forças de deriva da onda referem-se à componente da força devida à agitação marítima que faz um corpo flutuante mover-se, lentamente, segundo a direcção de propagação das ondas. Estas forças são de segunda ordem, e apresentam valores pequenos e proporcionais ao quadrado da altura de onda. Nos estados de agitação irregulares, as forças de deriva variam gradualmente no tempo, devido à variação das alturas de onda num comboio de ondas (agrupamentos de ondas), originando as designadas forças de deriva de variação lenta (baixa-frequência). Estas forças podem dar origem a oscilações de longo período nos navios amarrados, pois o período de variação dessas forças de deriva pode estar contido na gama de períodos naturais de oscilação dos navios amarrados e, o amortecimento do sistema nesta gama de baixas-frequências é muito reduzido. Isto pode conduzir à ocorrência de fenómenos de índole ressonante, com os movimentos sub-harmónicos do navio amarrado a tornarem-se preponderantes.

As forças de deriva de variação lenta podem ser expressas usando funções de transferência de segunda ordem baseadas em duas frequências. Apesar de estas forças hidrodinâmicas estarem relacionadas com os agrupamentos de ondas incidentes não podem ser confundidas com a influência das ondas de longo período ligadas no navio amarrado.

As forças que resultam da acção das ondas em corpos flutuantes não são analisadas em detalhe pois as suas formulações são relativamente complexas, não se justificando a sua abordagem num trabalho centrado essencialmente na modelação física do comportamento de navios amarrados. Pese embora o que foi referido, na secção 3.2.2 procura-se fazer uma caracterização dos diversos tipos de ondas e dos principais mecanismos que explicam a sua geração. Importa ainda referir que van der Molen, 2006, apresenta metodologias que permitem a integração deste tipo de acções nos modelos de simulação do comportamento de navios amarrados.

As forças devidas ao vento, correntes, marés e aos efeitos hidrodinâmicos associados à circulação de navios na proximidade do local onde o navio em estudo está amarrado foram também abordadas na secção 3.2.

3.5.3. Abordagem Numérica ao Estudo do Comportamento de Navios Amarrados em Portos

A correcta simulação do comportamento de navios amarrados no interior de portos requer, não apenas a avaliação rigorosa da interacção entre o navio e a agitação marítima incidente e das solicitações que esta exerce sobre o navio (eventualmente considerando também outras acções do ambiente marítimo), mas também a modelação (não-linear) da propagação dessa agitação marítima para o interior da bacia portuária.

O trabalho produzido ao longo dos últimos anos neste domínio tem conduzido ao desenvolvimento de modelos numéricos avançados, com a capacidade de propagar estados irregulares de agitação marítima do largo para o interior de portos, e de reproduzir as interacções complexas entre a agitação de curto período (vagas e ondulação) e as ondas de longo período (livres e ligadas), tomando em consideração a influência de batimetrias e de geometrias portuárias complexas. Os modelos numéricos *Delft3D-*

Surfbeat (*Deltares*, Países Baixos) e *Mike21 BW* (DHI, Dinamarca) são referências importantes nesta área.

Os modelos do tipo *Boussinesq* têm a vantagem de permitir preservar as não-linearidades de alta e de baixa frequências, e possibilitar o estudo da propagação da agitação marítima, num dado domínio de forma arbitrária, com fundos suaves. No que concerne ao comportamento de navios amarrados em portos, as equações de *Boussinesq* permitem considerar os efeitos do *set-down* sob os grupos de ondas, o fenómeno da difracção em torno de quebramares e a possível ocorrência de fenómenos ressonantes das ondas de longo período ligadas no interior da bacia portuária, van der Molen, 2004. Os resultados deste tipo de modelos são, usualmente, alturas de onda e velocidades médias na coluna de água.

Por outro lado, os progressos ao nível do estudo do comportamento de navios amarrados conduziram ao desenvolvimento de modelos (ou pacotes) numéricos avançados, que permitem simular, no domínio do tempo, a interacção do navio com a agitação e a consideração dos efeitos não-lineares associados, por exemplo, ao seu sistema de amarração (e.g. Van Oortmerssen, 1976; Santos, 1993). Estes modelos permitem estimar a amplitude dos movimentos do navio e os esforços aplicados nos elementos do seu sistema de amarração, sob a influência de forças exteriores arbitrárias, eventualmente na proximidade de fronteiras laterais (e.g. cais). Essas fronteiras podem ter uma influência importante nos coeficientes hidrodinâmicos do navio. A resposta do navio amarrado é determinada até à segunda ordem, sendo os estados de agitação marítima incidentes considerados como uma sequência irregular e unidireccional de ondas. No caso da agitação de curto período, as séries temporais das forças aplicadas no navio são calculadas, usualmente, a partir do seu espectro, recorrendo a funções de transferência que relacionam ondas monocromáticas com as correspondentes forças aplicadas no navio (amplitude e diferença de fase), definidas no domínio das frequências. A passagem do domínio da frequência para o domínio do tempo é feita considerando uma fase aleatória para cada uma das componentes espectrais do estado de agitação. Com efeito, dentro dos limites da linearidade, a resposta de um navio à acção de um estado de agitação irregular pode ser determinada somando as respostas desse navio a uma sequência de ondas regulares (principio da sobreposição dos efeitos). Uma grande parte desses modelos foi validada com resultados experimentais (e.g. Van Oortmerssen, 1976; Van Oortmerssen *et al.*, 1986), embora alguns tenham sido também verificados com resultados de medições no protótipo (e.g. van der Molen *et al.*, 2003a; van der Molen e Ligteringen, 2005).

Nas últimas décadas, os trabalhos de investigação centraram-se, essencialmente, em apenas uma das áreas referidas anteriormente. No entanto, alguns trabalhos mais recentes procuram integrar essas duas vertentes do problema (e.g. Bingham, 2000; van der Molen, 2006), através do acoplamento de modelos numéricos dos dois tipos referidos e tendo em consideração, quer batimetrias e geometrias portuárias complexas, quer as não-linearidades de baixa-frequência associadas aos estados de agitação marítima não homogéneos e multi-direccionais.

A previsão das condições de agitação marítima no interior do porto e a determinação dos movimentos do navio amarrado em resposta a essas condições requerem abordagens distintas. Enquanto no primeiro caso é necessário descrever, correctamente, a batimetria no interior do porto e na sua área envolvente e a configuração geométrica da bacia portuária, no segundo caso, a reprodução fiel da forma do casco do navio é determinante. Estes dois requisitos são difíceis de satisfazer num único modelo numérico, van der Molen, 2006, razão pela qual são habitualmente utilizados métodos diferentes em cada um desses problemas.

A Figura 3.21 apresenta, sumariamente, as fases do processo de simulação do comportamento de um navio amarrado. Na propagação da agitação para o interior do porto, a presença do navio não é tida em conta, devido às dificuldades inerentes à reprodução precisa da geometria do seu casco num modelo de

larga escala. No tipo de problemas em análise é fundamental estimar a energia de baixa-frequência do espectro na vizinhança do local onde o navio se encontra amarrado. O modelo deve, portanto, simular convenientemente a propagação (e os processos de transformação) das ondas de longo período ligadas e livres para o interior da bacia portuária, bem como eventuais amplificações ressonantes da energia infra-gravítica no interior do porto. De facto, apesar de os portos estarem exposto a estados de agitação marítima caracterizados, normalmente, por espectros de energia de banda estreita em águas profundas, a sua resposta a esses estados de agitação é usualmente de banda larga. Este comportamento resulta de interacções onda-onda e de outros processos não-lineares, que se caracterizam por uma transferência da energia associada às frequências próximas da frequência de pico, quer para frequências mais altas, quer mais baixas, à medida que a profundidade da água diminui. Para o estudo do comportamento de navios amarrados tem especial interesse a energia contida nas baixas-frequências do espectro.

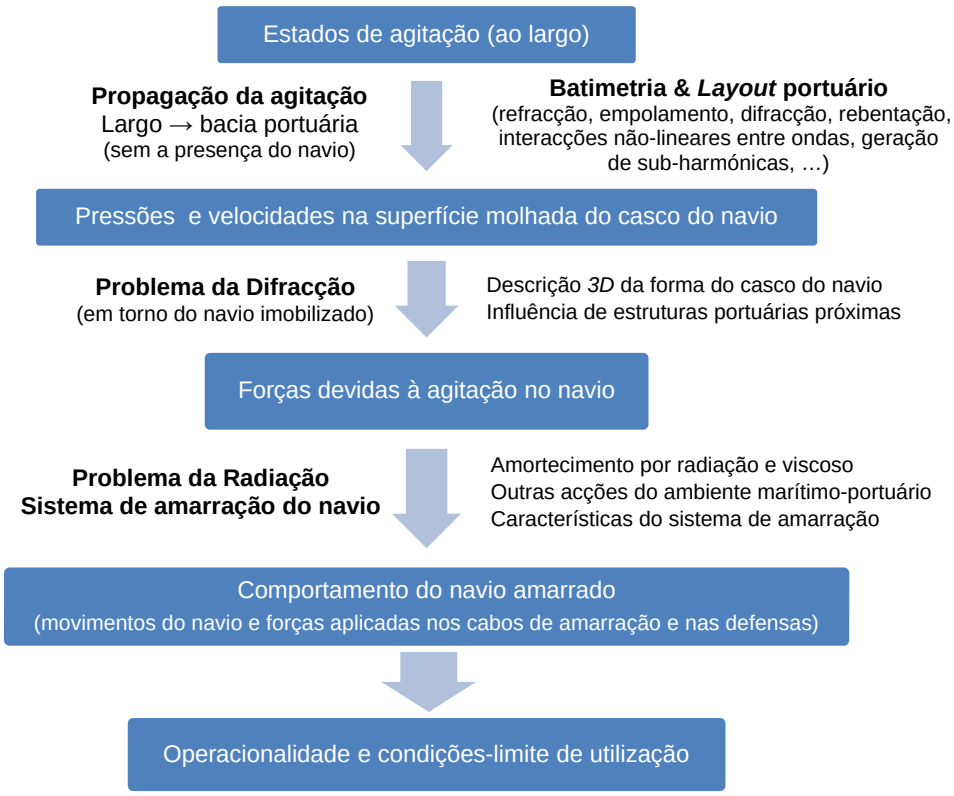


Figura 3.21 – Fases do processo de simulação do comportamento de um navio amarrado.

A partir dos resultados da propagação do estado de agitação marítima, do largo para o interior da bacia portuária, são determinadas a distribuição de pressões e as velocidades locais das partículas de água no contorno do volume ocupado pelo navio (caso tivesse sido considerado), mais especificamente em pontos seleccionados pertencentes à superfície molhada do seu casco. Com base nesses resultados, é resolvido o problema de difracção em torno do casco do navio imobilizado considerando a sua forma geométrica *3D* e a interacção das ondas difractadas com as estruturas portuárias próximas (e.g. muro-cais). Com a resolução deste problema são determinadas as forças que actuam no navio.

Partindo do pressuposto de que os movimentos do navio amarrado são de pequena amplitude, pode ser seguida uma abordagem linear na resolução do problema de radiação, tal como foi referido na secção 3.5.2. Os coeficientes de massa adicionada e as funções de resposta a impulso são, portanto, definidos

resolvendo o problema de radiação para movimentos do tipo impulsivo do navio, segundo os seus seis graus de liberdade, e considerando as características da envolvente portuária, no local onde o navio se encontra amarrado.

Importa acrescentar que a equação que descreve os movimentos de navios amarrados no domínio do tempo pode ser escrita de forma a possibilitar a introdução de coeficientes de amortecimento viscoso (linearizados). Deste modo, a Equação (3.53) passa a,

$$\sum_{j=1}^{6}\left\{\left(M_{kj}+A_{kj}\right)\ddot{x}_j(t)+H_{kj}\dot{x}_j(t)+\int_{-\infty}^{t}R_{kj}(t-\tau)\,\dot{x}_j(\tau)\,d\tau+C_{kj}x_j(t)\right\}=F_k\,,\qquad k=1,2,\ldots 6 \tag{3.102}$$

em que H_{kj} representa a matriz dos coeficientes de amortecimento viscoso linearizados, e F_k as forças exteriores (até à segunda ordem) e as forças aplicadas pelos cabos de amarração e pelas defensas no navio. As restantes variáveis têm o significado já apresentado anteriormente. Esta forma de abordar o problema pode ser encontrada, por exemplo, em Bingham, 2000, e van der Molen, 2004.

Apesar de nesta secção se dar especial atenção às forças que resultam da interacção da agitação com o navio, no segundo membro da Equação (3.102) podem ser incluídas quaisquer forças devidas às acções do ambiente marítimo-portuário (vento, correntes). O amortecimento viscoso de baixa-frequência pode ser aproximado, por exemplo, com base nos resultados experimentais apresentados em OCIMF, 2008, para navios petroleiros submetidos à acção de correntes.

Após a resolução dos problemas de radiação e de difracção, as equações dos movimentos do navio amarrado podem ser resolvidas, no domínio do tempo, por integração. As forças representadas por F_k na Equação (3.102) são avaliadas durante a integração numérica, sendo possível incluir na simulação defensas e cabos de amarração com características não-lineares, e as forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas.

Os resultados dos modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados são séries temporais dos movimentos do navio (segundo cada um dos seus seis graus de liberdade) e das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração. Essas séries temporais podem posteriormente ser analisadas estatística e espectralmente. Os resultados dessa análise podem ser comparados com valores de referência: amplitudes admissíveis dos movimentos do navio para a movimentação das mercadorias com eficiência e em condições de segurança, e forças máximas nos cabos de amarração e nas defensas.

No modelo desenvolvido por Bingham, 2000, é utilizado um modelo do tipo *Boussinesq* para fazer a propagação não-linear dos estados de agitação marítima do largo para o interior do porto e caracterizar as condições de agitação (incidentes) no local de amarração do navio, sem considerar a sua presença no cais. Esse modelo permite a consideração da geometria do porto e da batimetria portuária (fundos suaves) e a simulação dos fenómenos de empolamento, refracção, interacção não-linear entre ondas e a geração de sub-harmónicas. O cálculo dos coeficientes hidrodinâmicos e a resolução do problema de difracção das ondas incidentes no navio são realizados com o modelo numérico WAMIT. Este modelo do tipo painel (domínio da frequência) é baseado na teoria linear do potencial e considera as condições fronteira, na superfície livre e na área molhada do casco do navio, satisfeitas até à primeira ordem. As equações do movimento do navio, depois de montadas, são resolvidas no domínio do tempo. Para o estudo da interacção das ondas com o navio considera-se que as ondas de longo período ligadas e a energia de baixa-frequência se encontram sob a forma livre, de modo a ser possível ignorar localmente as não-linearidades existentes.

van der Molen, 2006, desenvolveu e validou duas abordagens numéricas ao problema da interacção do navio amarrado com a agitação marítima, em águas pouco profundas. A primeira centra-se no estudo

da resposta de longo período do navio, forçada, quer por ondas de longo período livres, quer por ondas de longo período ligadas. Na propagação da agitação marítima para a costa, ou bacia portuária, é dada particular atenção às componentes de baixa-frequência, sendo utilizado o método da teoria das faixas para o cálculo das forças de baixa-frequência que resultam da acção da agitação sobre o navio. As não-linearidades do sistema de amarração são também consideradas. Esta abordagem é apropriada para os casos em que o cais está protegido das ondas de curto período, mas exposto a ondas de longo período, podendo ocorrer situações de ressonância portuária.

O segundo método foi desenvolvido para as situações em que o cais se encontra implantado numa área portuária (ou local) exposta à acção da agitação de curto período, nas quais uma abordagem baseada apenas nas forças de primeira ordem devidas às ondas não é suficiente. Esse método permite simular o comportamento de navios amarrados em portos de geometria arbitrária, e inclui o forçamento referente às ondas de primeira ordem, bem como os efeitos de segunda ordem que estão associados às ondas de longo período ligadas e às forças de deriva. Neste caso é importante a simulação das transformações não-lineares da agitação durante a sua propagação até ao local em estudo sobre batimetrias complexas, bem como as não-linearidades relacionadas com a sua interacção com o navio amarrado. Deste modo, são acoplados um modelo do tipo *Boussinesq*, para determinar as condições de agitação no local onde o navio está amarrado, e um modelo do tipo painel, no domínio do tempo, para resolver o problema de difracção em torno do casco no navio. O modelo de propagação da agitação referido pode também ser utilizado em conjunto com um modelo do tipo painel no domínio da frequência, van der Molen, 2006.

Devido às condições de exposição que o Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões apresenta, e numa primeira aproximação, a segunda abordagem apresentada por van der Molen, 2006, seria a mais adequada para a simulação do comportamento de um navio aí amarrado.

As vantagens de resolver no domínio do tempo as equações diferenciais que regem o comportamento de navios amarrados estão relacionadas com a possibilidade de introduzir, em cada passo de tempo da integração, a força instantânea exacta exercida por cada um dos elementos do sistema de amarração no navio (componente quase-estática), assim como estimativas dos efeitos hidrodinâmicos negligenciados na abordagem teórica ao problema sob a forma de coeficientes determinados experimentalmente.

A resposta de navios amarrados segundo os modos de oscilação horizontais (avanço, deriva e guinada) é usualmente governada pelos períodos naturais introduzidos pelo sistema de amarração, que tendem a ser relativamente elevados (secção 6.2.8.1). Para essa gama de períodos, o amortecimento por radiação calculado com base na teoria linear (problema de radiação, ou seja, a transferência de energia do navio para as ondas geradas pelas suas oscilações forçadas) é pequeno. Nessas condições, outras formas de amortecimento assumem um papel de destaque no comportamento do navio (Schellin e Ostergaard, 1995; Kirkegaard *et al.*, 2003; Weiler e Dekker, 2003). As componentes de amortecimento que não se encontram habitualmente incluídas na abordagem teórica são as forças de amortecimento viscosas e as forças de fricção no sistema de amarração.

A magnitude do amortecimento associado às baixas-frequências condiciona, de forma significativa, a amplitude dos movimentos ressonantes do navio depois de amarrado. A melhor forma de quantificar o amortecimento associado aos períodos naturais de oscilação do navio amarrado é através de testes de decaimento 'livre' das suas oscilações, Kirkegaard *et al.*, 2003. A título de exemplo, na secção 6.2.7.3 são apresentados resultados de experiências realizadas com o navio amarrado ao cais, sem a presença de ondas, com o objectivo de caracterizar o seu comportamento dinâmico.

O amortecimento de baixa-frequência pode ser dividido numa componente associada a águas paradas (i.e. ausência de ondas) e numa componente associada à deriva da onda, Schellin e Ostergaard, 1995. A primeira pode ser estimada a partir de testes de decaimento livre das oscilações do navio em águas

paradas, enquanto a segunda é avaliada com base em resultados de testes de decaimento realizados na presença de ondas, depois de analisar o aumento do amortecimento em função da frequência das ondas incidentes. O amortecimento associado à deriva da onda pode também ser estimado utilizando técnicas baseadas na teoria do potencial.

A equação que permite a consideração do amortecimento viscoso é dada por, Kirkegaard *et al.*, 2003,

$$F_k^{av}(t) = B_k^0 + \sum_{j=1}^{6} B_{kj}^1 \, \dot{x}_j(t) + B_{kj}^2 \, \dot{x}_j(t) \left|\dot{x}_j(t)\right| + B_{kj}^3 \, \dot{x}_j^3(t) \,, \qquad k = 1{,}2, \ldots 6 \tag{3.103}$$

em que B_k^0, B_{kj}^1, B_{kj}^2 e B_{kj}^3 representam a componente constante do amortecimento devida ao atrito e as componentes linear, quadrática e cúbica, respectivamente.

No total, a Equação (3.103) inclui 114 coeficientes de amortecimento, que teriam de ser determinados experimentalmente. No entanto, muitos desses coeficientes podem ser desprezados, Kirkegaard *et al.*, 2003.

A comparação dos espectros de variância associados aos movimentos do navio amarrado, estimados a partir de resultados experimentais e com base nos resultados de simulações numéricas realizadas com o modelo desenvolvido por Bingham, 2000, mostraram que o modelo não estava a considerar formas importantes de amortecimento, segundo os modos de oscilação de avanço, deriva, guinada e balanço, na proximidade da frequência de pico dos espectros relativos a esses modos de oscilação. Para ilustrar mais claramente a situação, o autor compara os resultados de testes experimentais de decaimento livre das oscilações do navio amarrado segundo os modos de oscilação referidos, com resultados numéricos obtidos para as mesmas condições. Como exemplo, a Figura 3.22 – esquerda apresenta os resultados obtidos segundo o modo de oscilação de avanço.

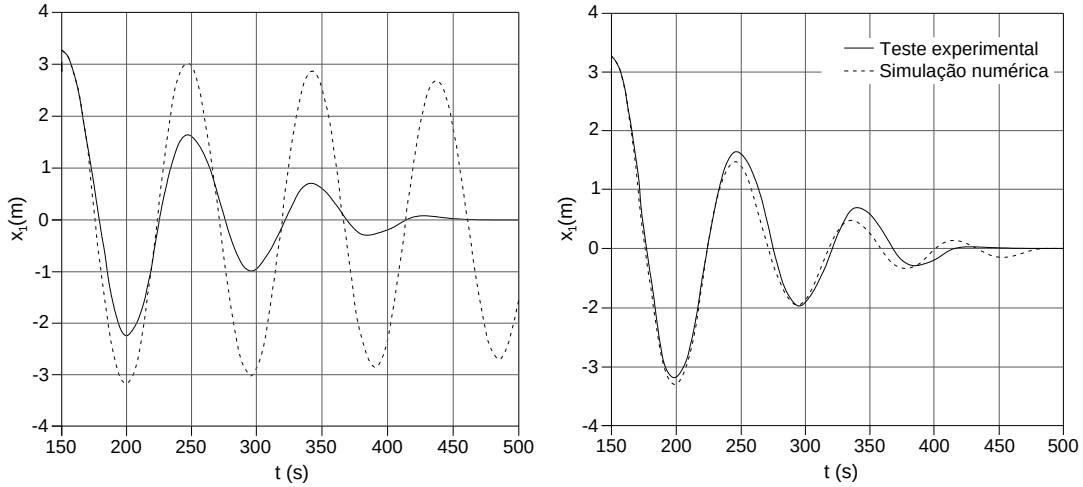


Figura 3.22 – Experiências de decaimento livre das oscilações de avanço de um navio amarrado: testes experimentais *versus* simulações numéricas. Simulações considerando apenas a componente linear do amortecimento por radiação – esquerda, e incluindo as componentes estimadas experimentalmente – direita, Bingham, 2000.

Bingham, 2000, refere que as formas de amortecimento que não foram inicialmente consideradas na simulação numérica podem estar associadas às forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas, quando o navio se movimenta tangencialmente à frente de acostagem, e que amortecem especialmente as oscilações de avanço. O sistema utilizado na medição dos movimentos do

navio pode também introduzir amortecimento adicional em todos os modos de oscilação. As restantes causas estão relacionadas com efeitos hidrodinâmicos de ordem superior, sobretudo a componente de deriva de variação lenta no caso dos modos de deriva e de guinada, e com a separação do escoamento sob a quilha do navio, devido à proximidade do cais (muro-cais).

Posteriormente foram considerados na simulação numérica também os coeficientes de amortecimento lineares da Equação (3.103), depois de terem sido estimados experimentalmente. Nestas condições, a concordância entre os resultados das simulações das experiências de decaimento livre e os resultados experimentais é melhor em qualquer um dos quatro modos de oscilação do navio analisados (Figura 3.22 – direita). No que concerne à resposta do navio amarrado sob o efeito de um estado de agitação marítima, após a consideração dos coeficientes referidos, os resultados das simulações numéricas também se aproximam daqueles que foram obtidos nos testes em modelo físico. No entanto, enquanto nos modos de avanço, deriva e guinada a concordância entre esses resultados é boa, segundo o modo de balanço o modelo numérico continua a sobrestimar significativamente a resposta do navio, o que indica que, pelo menos para esse modo de oscilação, deve ser usada uma abordagem mais sofisticada, Bingham, 2000. A respeito deste assunto, van der Molen e Ligteringen, 2005, referem que a grandeza do amortecimento viscoso associado à oscilação de balanço varia proporcionalmente ao quadrado da velocidade angular desta oscilação. Se na equação dos movimentos do navio o amortecimento viscoso for linearizado, é impossível definir um valor que seja válido para toda a gama de movimentos que o navio experimenta. Com efeito, van der Molen *et al.*, 2003b tinham já verificado anteriormente, na comparação de resultados de testes em modelo físico com resultados de simulações numéricas, que os resultados segundo o modo de balanço eram menos satisfatórios.

Os modelos numéricos são normalmente validados com resultados de testes em modelo físico e de medições no protótipo. Como foi referido anteriormente, o modelo desenvolvido por Bingham, 2000, foi validado com resultados experimentais, que foram também usados para definir alguns parâmetros caracterizadores do amortecimento do navio. Esses testes em modelo físico foram realizados para um *layout* portuário simplificado, com um navio LPG de 72 000 t de deslocamento, amarrado com cabos que apresentavam curvas de força-deformação lineares. As comparações com os resultados dos testes experimentais mostraram que o modelo simula correctamente as não-linearidades do sistema estudado, isto é, a geração de sub-harmónicas durante a propagação da agitação marítima e a resposta não-linear do navio por influência do sistema de amarração.

Os métodos apresentados por van der Molen, 2006, para a simulação da interacção do navio amarrado com a agitação marítima, em águas pouco profundas, foram verificadas com resultados de medições no protótipo (van der Molen *et al.*, 2004; van der Molen *et al.*, 2006; van der Molen, 2006) e de testes experimentais (van der Molen *et al.*, 2003b; van der Molen, 2006; van der Molen e Wenneker, 2008). A comparação dos resultados das simulações numéricas com os resultados medidos no protótipo foi satisfatória no que concerne, quer aos níveis de energia infra-gravítica registados no interior do porto, com o modelo numérico a prever correctamente as frequências naturais de oscilação da bacia portuária e os factores de amplificação associados, quer ao nível dos movimentos do navio amarrado (graneleiro de 60 000 dwt). Importa referir que a validação dos modelos numéricos com resultados experimentais apenas incidiu sobre a componente relacionada com a modelação não-linear da agitação marítima e da sua interacção (i.e. forças e momentos) com o navio. Os testes foram realizados com o modelo de um navio porta-contentores com cerca de 60 000 t de deslocamento, construído à escala geométrica 1/100 e fixo a uma estrutura de suporte equipada com os instrumentos necessários à mediação das forças que resultam da acção das ondas sobre o navio. A não simulação do sistema de amarração do navio visava evitar as dificuldades inerentes à reprodução das características elásticas dos cabos de amarração e das defensas, van der Molen e Wenneker, 2008. van der Molen, 2006, faz referência à necessidade de

validar as metodologias desenvolvidas com mais resultados de testes em modelo físico com navios amarrados no interior de portos.

O presente trabalho apenas pretende apresentar uma perspectiva muito geral das principais abordagens utilizadas no estudo do comportamento de navios amarrados. Para uma análise mais profunda do tema van der Molen, 2006, por exemplo, apresenta o estado-da-arte das metodologias utilizadas no estudo da interacção de corpos flutuantes com ondas, de simulação do comportamento de navios amarrados, da propagação de estados de agitação marítima para o interior de portos incluindo a possibilidade de ocorrência de fenómenos de índole ressonante, e de simulação do comportamento de navios amarrados no interior de portos com geometrias e batimetrias complexas.

Pese embora o referido, no contexto do presente trabalho tem interesse fazer uma breve referência ao pacote numérico MOORNAV (Santos, 1993; Santos, 1994), que está a ser validado e melhorado no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN'. O pacote MOORNAV está implementado no LNEC e consiste num conjunto de modelos numéricos destinados a resolver os problemas descritos na secção 3.5.2. No seu estado actual de desenvolvimento, esses modelos ainda não permitem uma abordagem integrada no estudo do comportamento de navios amarrados no interior portos (Figura 3.21), embora esteja a ser realizado trabalho nesse sentido. Recentemente, os resultados de simulações numéricas realizadas com esse conjunto de modelos foram comparados com resultados experimentais, Rosa Santos *et al.*, 2009b. A concordância entre os resultados obtidos foi, em geral, satisfatória, embora tivesse sido reconhecida a necessidade de introduzir alguns melhoramentos nos modelos utilizados.

O objectivo final de qualquer modelo numérico de simulação do comportamento de navios amarrados é a resolução do sistema de equações diferenciais de segundo grau que descreve os movimentos do navio, por exemplo, na forma que é apresentada na Equação (3.100). Como foi referido na secção 3.5.2, para que tal seja possível é necessário conhecer, entre outras coisas, as funções de resposta a impulso, os coeficientes de massa adicionada para frequência infinita e as séries temporais das forças exteriores que actuam no navio. O pacote MOORNAV apoia-se na linearidade do sistema navio – ondas e utiliza o modelo WAMIT, Newman e Sclavounos, 1988, no estudo da interacção do navio livre com as ondas incidentes. Este modelo baseia-se num método do tipo painel e resolve, no domínio da frequência, os problemas de difracção e de radiação, determinando os potenciais de escoamento associados, sendo para tal necessário discretizar a fronteira molhada do casco do navio e de outros elementos situados na sua proximidade, com painéis triangulares ou quadrangulares.

Os resultados obtidos como o modelo WAMIT são os coeficientes de inércia adicionada, $a_{kj}(\omega)$, e de amortecimento, $b_{kj}(\omega)$, para um conjunto de frequências, ω, e as forças exercidas por ondas regulares no navio imobilizado na sua posição de equilíbrio. Por sua vez, o modelo numérico HYDRO, Mynett *et al.*, 1985, determina as funções de resposta a impulso a partir da Equação (3.98) e os coeficientes de inércia adicionada para frequência infinita a partir da Equação (3.99), utilizando os coeficientes $b_{kj}(\omega)$ e $a_{kj}(\omega)$ calculados pelo WAMIT, e prepara os ficheiros com as funções de transferência associadas às forças que as ondas exercem no navio para serem utilizados pelo modelo numérico BAS, Mynett *et al.*, 1985, com base nos resultados do problema de difracção.

O modelo BAS prepara as séries temporais das forças de excitação considerando, não apenas as que resultam do problema de difracção (lineares) e dadas pelo HYDRO, mas também as forças de deriva de variação lenta. Estas últimas são calculadas pelo BAS com base na função de transferência média quadrática apresentada em Newman, 1974, que combina as forças de deriva de um par de frequências para fornecer a amplitude da força de deriva de variação lenta cuja frequência é igual à diferença das frequências consideradas. De facto, sendo usada a teoria linear na resolução do problema de difracção, o termo quadrático da equação de *Bernoulli* não é tido em conta. Esse termo, que está associado a um

acréscimo de pressão, dá origem a uma força de deriva média no navio quando as ondas incidentes são regulares. No entanto, nos estados de agitação irregulares, essas forças variam gradualmente no tempo, devido à variação das alturas de onda num comboio de ondas (agrupamentos de ondas), originando as forças de deriva de variação lenta. As forças de deriva média e de variação lenta são efeitos de segunda ordem.

Com base nas séries temporais das forças exteriores que actuam no navio, nas funções de resposta a impulso, nos coeficientes de massa adicionada e nas relações constitutivas dos elementos do sistema de amarração, o modelo BAS define e resolve, no domínio do tempo, as equações de movimento do navio amarrado, obtendo como resultados séries temporais dos movimentos do navio segundo cada um dos seis graus de liberdade e das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas.

van der Molen, 2006, refere que a aproximação proposta por Newman, 1974, para a determinação das forças de deriva de variação lenta com base nos valores da força de deriva média em ondas regulares, sendo válida em águas profundas, é pouco satisfatória em águas pouco profundas, devido à influência das ondas de longo período ligadas, que não têm qualquer contribuição para as forças de deriva média. Deste modo, quando a aproximação de Newman é utilizada em águas pouco profundas, a contribuição das ondas de segunda ordem tem de ser adicionada de uma forma explícita.

Pode assim concluir-se que apesar de não ter sido incluída em Rosa Santos *et al.*, 2009b, entre as causas prováveis das diferenças observadas entre os resultados da modelação física e da modelação numérica, a não consideração das forças originadas no navio pelas ondas de longo período ligadas, e pelas ondas de longo período livres que resultam dos fenómenos de transformação das primeiras na praia instalada no tanque de ondas na extremidade oposta à do sistema de geração, pode conduzir à subavaliação da resposta do navio amarrado.

O amortecimento viscoso e as forças de fricção nos elementos do sistema de amarração são, ainda nos dias de hoje, fenómenos difíceis de tratar analiticamente. Por esse motivo, alguns modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados utilizam coeficientes empíricos para descrever esses efeitos. A este respeito, os resultados das experiências de decaimento livre das oscilações do navio amarrado efectuadas no âmbito deste trabalho, podem dar um contributo para a caracterização desses fenómenos.

Bingham, 2000, van der Molen *et al.*, 2003b, e Gravesen, 2005, fazem referência à necessidade de se desenvolverem modelos numéricos mais sofisticados para a simulação do comportamento de navios amarrados. Com efeito, existe ainda um conjunto de fenómenos importantes que não se encontra bem caracterizado actualmente, ou que não é tratado de uma forma conveniente pelos modelos numéricos. A título de exemplo são referidos os efeitos hidrodinâmicos de ordem superior e viscosos e a completa caracterização do sistema de amarração (e.g. inclusão de efeitos dinâmicos).

3.5.4. Interacção Navio-Ondas: Método dos Painéis versus Teoria das Faixas

Existem dois métodos alternativos para resolver o problema hidrodinâmico da interacção entre os navios, ou outras estruturas flutuantes esbeltas, e as ondas: o método dos painéis (*painel method*) e a teoria das faixas (*strip theory*). Nos métodos do tipo painel, a superfície molhada do casco do navio é subdividida em várias centenas de elementos de área, usualmente, planos (painéis), Figura 3.23. Sobre esses painéis são distribuídas singularidades, sendo as forças hidrodinâmicas actuantes no casco do navio obtidas pela integração das pressões associadas aos potenciais de onda incidente, difractado e radiado (secção 3.5.2). Este cálculo é normalmente realizado para ondas com uma amplitude unitária e diferentes frequências, o que permite obter as funções de transferência.

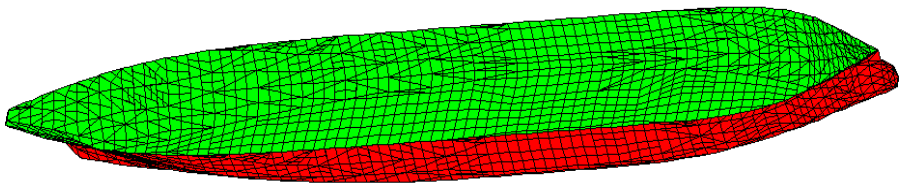


Figura 3.23 – Exemplo da discretização do casco de um petroleiro com painéis utilizada no modelo WAMIT, integrado no pacote numérico MOORNAV, implementado no LNEC.

Na teoria das faixas o navio é considerado como a soma de um número finito de secções transversais bidimensionais (faixas), perpendiculares ao eixo longitudinal do navio e ligadas rigidamente entre si. Cada uma das faixas é estudada individualmente, como se fizesse parte de um cilindro infinitamente longo. As forças devidas à agitação marítima são calculadas em cada uma dessas secções transversais e posteriormente integradas ao longo de todo o comprimento do navio, de modo a obter a sua grandeza total. Uma descrição detalhada do método da teoria das faixas pode ser encontrada, por exemplo, em Journée e Adegeest, 2003. Este método tem como principal vantagem, comparativamente ao método dos painéis, a sua relativa simplicidade.

Os dois métodos referidos são lineares, no entanto, enquanto no método dos painéis se considera que o escoamento em torno do casco do navio é tridimensional (3D), na teoria das faixas assume-se que o escoamento é bidimensional (2D) em cada secção transversal do casco. Ou seja, o método dos painéis resolve o problema de condição fronteira assumindo a equação de *Laplace*, e as condições de fronteira na superfície livre e no corpo, todas 3D. A teoria das faixas assume que as mesmas condições são 2D. Assim, a hipótese da teoria das faixas é tanto mais válida quanto mais esbelto for o casco do navio e maior a frequência das ondas incidentes.

No âmbito do projecto 'DOLPHIN', esses dois métodos foram aplicados no cálculo das amplitudes das funções de transferência de um navio do tipo petroleiro de 105 000 t de peso bruto, tendo os resultados das previsões numéricas sido apresentados em Taveira Pinto *et al.*, 2008b. No cálculo pelo método dos painéis foi usado o modelo WAMIT, Lee e Newman, 2005, enquanto a aplicação da teoria das faixas recorreu a um código desenvolvido no CENTEC[15], baseado na teoria de Salvesen *et al.*, 1970.

A Figura 3.24 apresenta exemplos representativos das comparações das funções de transferência das amplitudes dos movimentos do navio, em função da frequência da onda, obtidas pelos dois métodos em análise. Os movimentos de translação são adimensionalizados pela amplitude da onda incidente, ζ_a, e os angulares pelo declive da onda incidente, $k\zeta_a$, em que k representa o número de onda.

No que concerne aos movimentos de deriva e de guinada, a concordância entre as previsões dos dois métodos é fraca, especialmente nas baixas-frequências, onde o método dos painéis prevê resultados superiores, Figura 3.24. Os resultados obtidos com o método dos painéis devem ser mais precisos pois os efeitos 3D no escoamento são mais importantes nas baixas-frequências.

Para os movimentos verticais, a concordância entre as previsões dos dois métodos é, em geral, boa. No entanto, no caso dos movimentos de cabeceio, enquanto os resultados da teoria das faixas convergem para os valores correctos na gama das baixas-frequências (i.e. ângulo de cabeceio igual ao declive da onda), os resultados do método dos painéis divergem para valores mais elevados. No caso da oscilação de balanço do navio apenas foi considerado o amortecimento potencial. Como existem outras formas de amortecimento, a amplificação dinâmica (ressonante) do balanço é irrealisticamente elevada.

[15] Centro de Engenharia e Tecnologia Naval, do Instituto Superior Técnico, da Universidade Técnica de Lisboa.

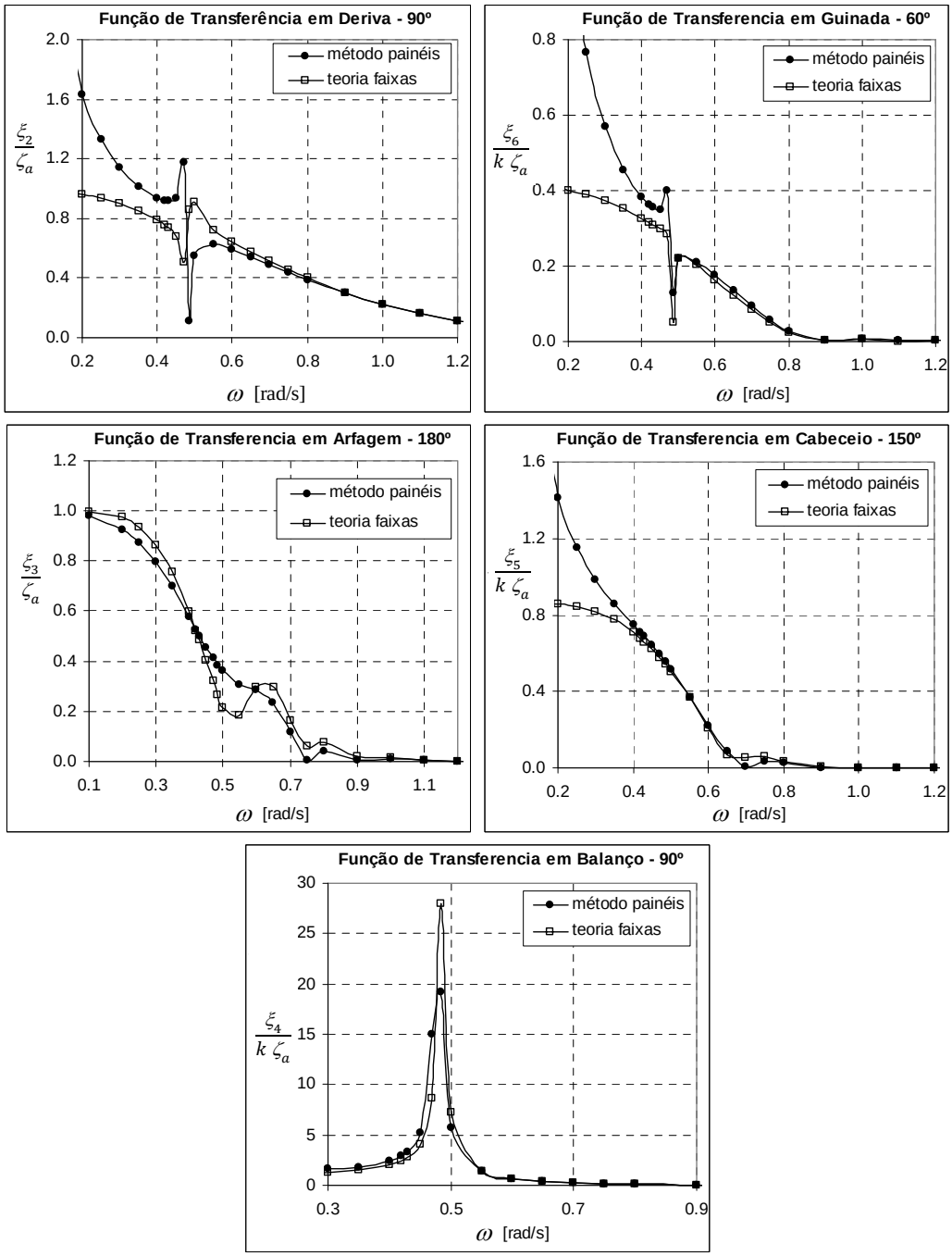


Figura 3.24 – Amplitudes das funções de transferência do navio para os movimentos de deriva, guinada, arfagem, balanço e cabeceio (a convenção é 180º para ondas pela proa), Taveira Pinto *et al.*, 2008b.

Taveira Pinto *et al.*, 2008b, concluíram que os dois métodos podiam ser utilizados para determinar os movimentos verticais do navio, e que o método dos painéis deveria ser o mais adequado para o cálculo dos movimentos horizontais, pois como não existem efeitos de restituição hidrostática nestes modos de oscilação, é essencial ter uma boa previsão das forças hidrodinâmicas nas baixas-frequências. Uma vez que as condições de segurança e de operacionalidade de um navio amarrado no cais são especialmente influenciadas pela amplitude dos seus movimentos horizontais, concluiu-se que o modelo numérico de simulação do comportamento de navios amarrados (em desenvolvimento) deveria basear-se no método dos painéis para o estudo da interacção do navio com as ondas.

Importa acrescentar que a maior parte dos modelos do tipo painel são baseados em métodos lineares, no domínio da frequência. No entanto, quando se pretende avaliar a resposta de um navio a um campo de agitação multi-direccional, é mais eficiente recorrer a uma abordagem no domínio do tempo, van der Molen, 2006. Nesses métodos não se considera que o navio experimenta movimentos puramente sinusoidais, mas que a sua resposta é determinada por sucessivas excitações impulsivas. A integração em ordem ao tempo dessas excitações permite determinar os movimentos do navio.

Por outro lado, no estudo do comportamento de navios amarrados, as abordagens do problema que são efectuadas, integralmente, no domínio do tempo são menos ambíguas do que aquelas em que o estudo da propagação da agitação para o interior do porto é realizado no domínio do tempo e a interacção do navio com as ondas no domínio da frequência, van der Molen e Wenneker, 2008. De facto, a utilização de um método dos painéis no domínio do tempo, ao permitir caracterizar completamente o escoamento da água em torno do navio, possibilita a obtenção directa das forças hidrodinâmicas de primeira ordem e das forças de deriva de variação lenta por integração directa das pressões exercidas no casco, e sem necessidade de recorrer às transformadas de *Fourier*.

Actualmente, grande parte da investigação realizada neste domínio está centrada no desenvolvimento de métodos do tipo painel não-lineares, van der Molen, 2006. Esses métodos são considerados não-lineares pois a análise não é realizada para a superfície molhada média do corpo (e.g. casco do navio), como acontece com os métodos lineares. Com efeito, nesses métodos, os movimentos instantâneos do corpo e a variação da superfície livre da água são tidos em consideração em cada passo de tempo.

Da exposição aqui apresentada pode concluir-se que os métodos do tipo painel, baseados na teoria do potencial tridimensional, são consideravelmente mais sofisticados e mais precisos do que a teoria das faixas. Esta teoria, como se referiu anteriormente, é tanto mais válida quanto mais esbelto for o navio e maior a frequência das ondas incidentes. Por outro lado, a discretização do casco do navio com painéis é necessária, quer para o cálculo das forças de deriva, quer para a caracterização rigorosa da difracção da agitação incidente em torno do casco do navio, van der Molen *et al.*, 2003b. Tal não significa, no entanto, que não se possa tirar partido da maior simplicidade da teoria das faixas em alguns casos.

van der Molen *et al.*, 2003b, por exemplo, utilizou a teoria das faixas para calcular as forças exercidas pelas ondas num navio amarrado no interior de um porto, num local relativamente protegido das ondas de curto período, mas exposto a situações de ressonância. Na situação analisada, como a amplitude das oscilações ressonantes da bacia portuária era pequena, as forças de deriva podiam ser desprezadas. Por outro lado, a difracção das ondas de longo período em torno do casco do navio é pouco significativa, especialmente segundo o modo de avanço, que é usualmente o mais crítico. Assim, embora a difracção dessas ondas longas não possa ser desprezada, considerou-se que a teoria das faixas permitia dar uma resposta satisfatória ao problema em análise.

Na abordagem referida considerou-se que o comprimento das ondas de longo período era grande em comparação com a boca do navio. O método de determinação das forças de baixa-frequência exercidas pelas ondas no navio foi verificado com resultados experimentais (escala geométrica 1/100). Esses testes foram realizados com o modelo de um navio porta-contentores imobilizado, quer numa situação exposta (i.e. sem nenhum obstáculo na sua proximidade), quer no interior de um porto artificial com uma configuração rectangular em planta. van der Molen *et al.*, 2003b, concluiu que a teoria das faixas permite determinar as forças que resultam das ondas de longo período relativamente bem em situação exposta, sobretudo segundo os modos de avanço e de cabeceio. Os resultados obtidos segundo o modo de balanço foram menos satisfatórios, uma vez que para a avaliação dessas forças é necessária uma caracterização mais rigorosa do escoamento em torno do casco do navio, e uma abordagem que tenha ainda em consideração a existência de efeitos viscosos. Os resultados obtidos com o navio no interior

do porto não foram tão satisfatórios. O autor refere que as discrepâncias observadas devem resultar, sobretudo, da deficiente modelação numérica das ondas de longo período. No entanto, a influência das paredes laterais do porto na difracção das ondas em torno do casco do navio (que não foi considerada na simulação numérica) deve também ter contribuído para os fracos resultados obtidos.

3.6. MEDIÇÕES NO PROTÓTIPO

3.6.1. INTRODUÇÃO

Os estudos que envolvem a medição no protótipo da amplitude dos movimentos de navios amarrados e da grandeza das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas são pouco frequentes, apesar da importância dos resultados dessas medições para a investigação realizada no domínio da engenharia portuária e, em especial, para o estudo do comportamento de navios amarrados (Schellin e Ostergaard, 1995; Ligteringen e Moes, 2001). Os dados e a informação disponíveis têm, normalmente, um carácter meramente qualitativo. Morais e Abecasis, 1978, por exemplo, relataram duas situações problemáticas que envolveram navios amarrados no Porto de Leixões, mas a descrição do comportamento dos navios durante esses episódios consistiu, apenas, na indicação da ordem de grandeza da amplitude de alguns dos movimentos do navio e dos cabos de amarração que partiram. Neste contexto, deve ser feito um esforço no sentido de efectuar medições no protótipo rigorosas e abrangentes, e de proceder à análise sistemática desses dados, Ligteringen e Moes, 2001.

No entanto, importa acrescentar que têm sido realizados alguns trabalhos no sentido de caracterizar o comportamento de navios amarrados em portos com base em medições no protótipo. Esses trabalhos visaram, sobretudo, o estabelecimento de limites operacionais e de segurança para diferentes tipos de navios amarrados (e.g. Ueda e Shiraishi, 1988), mas também a obtenção de dados para a calibração e a verificação de modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados (e.g. van der Molen, 2005; van der Molen *et al.*, 2006).

As medições realizadas no protótipo são importantes para a obtenção de dados fidedignos que possam ser utilizados na calibração e na verificação dos modelos físicos e numéricos, dado que estes modelos, por muito sofisticados que sejam, são apenas reproduções simplificadas da realidade, Oumeraci, 2003. Com efeito, a qualidade dos dados do protótipo não é afectada, por exemplo, por efeitos de escala ou de laboratório, os quais podem ter influência significativa nos resultados experimentais. No entanto, as condições de teste, embora realistas, são sempre limitadas. Além disso, nem sempre é possível realizar medições no protótipo durante condições ambientais adversas.

A observação do comportamento de navios amarrados no protótipo tem particular interesse durante situações potencialmente problemáticas, por exemplo, quando a amplitude dos movimentos do navio é elevada e origina uma diminuição da eficiência das operações de movimentação carga ou a interrupção dessas operações. Estas situações não só são difíceis de prever, como também se torna muito difícil ter acesso ao cais quando estão na iminência de ocorrer, usualmente por questões de segurança. Por outro lado, no caso do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, existe uma postura muito cautelosa de todos os intervenientes na sua gestão operacional que, utilizando dados de previsões das condições de agitação marítima, apenas permitem a acostagem de navios nesse posto quando a probabilidade de ocorrência de uma situação crítica, durante o período de permanência do navio, é muito pequena. Este comportamento é apropriado às condições existentes no terminal e tem contribuído para a diminuição do número de situações críticas nesse posto envolvendo navios amarrados.

Do que aqui foi exposto resulta a necessidade de utilizar sistemas que sejam controlados remotamente e permitam a monitorização do comportamento do navio depois de amarrado, utilizando tecnologias

não intrusivas e seguras. Apenas deste modo será possível obter dados de protótipo, em quantidade e qualidade, que possam ser utilizados para fins de investigação e para melhor compreender as causas dos problemas operacionais do Posto "A", tendo em vista a sua resolução.

Na secção 2.6 foram apresentados alguns sistemas que permitem a monitorização do comportamento de navios amarrados, bem como das condições meteorológicas e oceanográficas. A disseminação deste tipo de sistemas irá certamente suprimir a lacuna que, de certo modo, ainda existe no que diz respeito a dados do protótipo. Com efeito, esses sistemas possibilitam a medição sistemática da amplitude dos movimentos dos navios amarrados, da grandeza das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração e das principais acções do ambiente marítimo-portuário. A secção 3.6.2 apresenta, de uma forma resumida, o sistema desenvolvido no âmbito do projecto 'DOLPHIN' tendo em vista a medição dos movimentos de navios amarrados no protótipo.

No que diz respeito ao estudo do comportamento de navios amarrados, as campanhas de medição no protótipo que visam essencialmente a obtenção de dados para a calibração e a verificação dos modelos físicos e numéricos devem incluir:

- as condições iniciais: as características dos cabos de amarração do navio, o *layout* de amarração, as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração;
- as condições no período de monitorização: a data, a hora, o estado de carga do navio amarrado, os procedimentos adoptados tendo em vista a sua manutenção no cais em segurança (e.g. interrupção das operações de movimentação de carga; uso de rebocadores; fornecimento de cabos adicionais; alteração das forças de pré-tensão);
- as condições de agitação marítima de curto período e as ondas de longo período (livres e ligadas) em vários locais, incluindo alguns pontos de medição na vizinhança do posto de acostagem. Essas medições devem incluir a direcção da agitação e, se possível, a sua dispersão direccional;
- outras acções relevantes do ambiente marítimo-portuário (e.g. vento, correntes);
- forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio (cabos de amarração e defensas);
- amplitude dos movimentos do navio amarrado, preferencialmente segundo seis graus de liberdade.

3.6.2. Sistema de Visão Estereoscópica

O sistema de visão estereoscópica desenvolvido no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN' permite medir a amplitude dos movimentos de navios amarrados segundo 6 graus de liberdade, em tempo real, e sem necessidade de contactar com o navio, Malheiros *et al.*, 2009. Este sistema consiste, basicamente, num conjunto de câmaras de vídeo sincronizadas (no mínimo duas), instaladas em diferentes locais na vizinhança do navio, a uma distância de segurança. Essas câmaras são direccionadas para um conjunto de pontos de referência do navio, criteriosamente seleccionados (e.g. marcas no convés e no casco do navio, posição das torres de iluminação, entre outras), Figura 3.25 – esquerda.

Após a calibração do sistema de visão estereoscópica, as imagens do navio amarrado, adquiridas de diferentes perspectivas, são processadas com os algoritmos desenvolvidos. Neste processo, os pixéis associados aos vários pontos de referência seleccionados são transformados em coordenadas de pontos no espaço (3D). Posteriormente, com base nos movimentos desses pontos, e partindo da definição de corpo rígido, são determinados os movimentos do navio segundo os seis graus de liberdade existentes. Para validar esta tecnologia, o sistema desenvolvido foi testado no laboratório e os resultados obtidos foram comparados com os de um sistema comercial (*Qualisys*), Figura 3.25 – direita (Malheiros *et al.*, 2009; Rosa Santos *et al.*, 2009b).

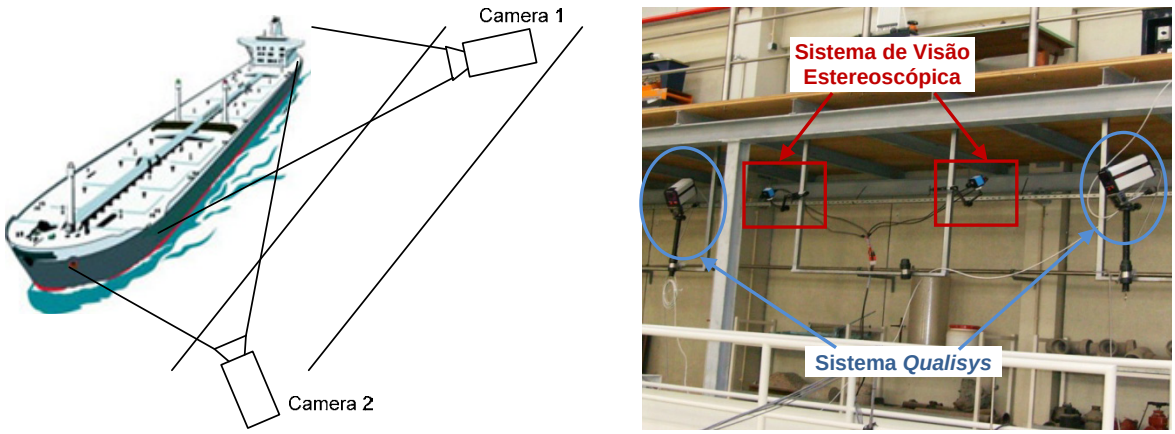


Figura 3.25 – Disposição esquemática das câmaras de vídeo (esquerda); posicionamento dos dois sistemas de medição dos movimentos do navio amarrado utilizados nos testes em modelo físico (direita).

A Figura 3.26 mostra as imagens estereoscópicas adquiridas pelas duas câmaras do sistema testado no laboratório com os marcadores instalados no modelo do petroleiro a serem processados em tempo real, assim como uma representação desses marcadores no espaço tridimensional (após o processamento) e uma comparação gráfica dos resultados obtidos com os dois sistemas de medição referidos, para um dos modos de oscilação do navio. Esta figura é relativa a um teste realizado na primeira fase do estudo.

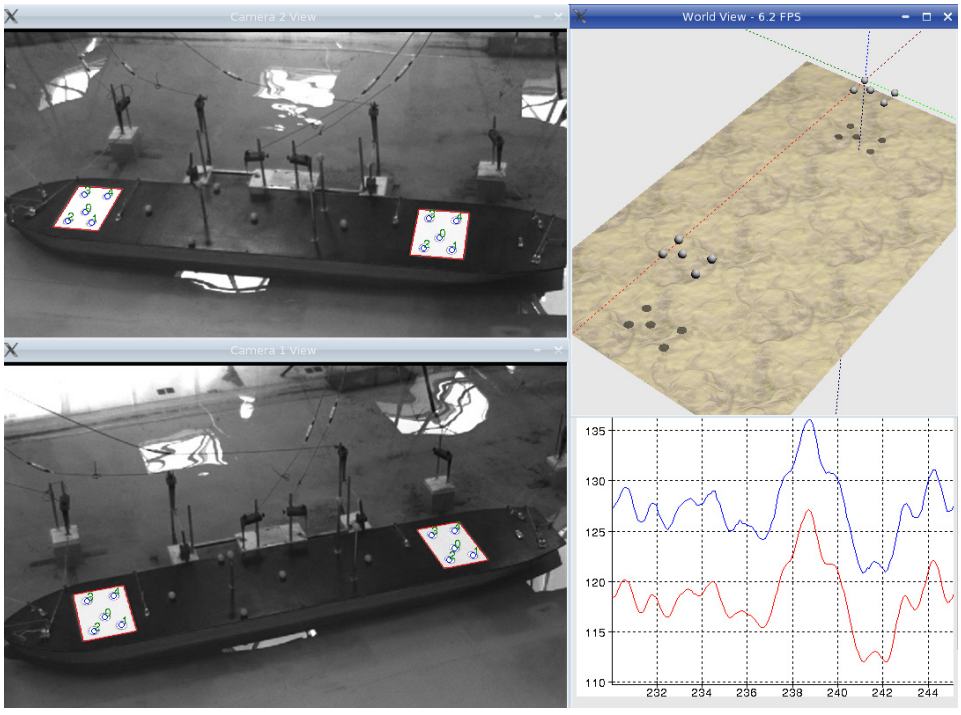


Figura 3.26 – Imagens estereoscópicas do modelo do navio com os marcadores a serem processados (esquerda); resultados do processamento das imagens adquiridas (direita).

Nos testes realizados no laboratório foram colocados no modelo do navio dois marcadores com um padrão tipo dado, Figura 3.26, que são utilizados para fazer a correspondência entre as duas imagens. No processo de calibração é necessário determinar a 'geometria' do sistema constituído pelas câmaras, que é representada pela Matriz Fundamental. Esta matriz relaciona as coordenadas de pixéis de um

dado ponto nas imagens estereoscópicas captadas, permitindo relacionar as várias câmaras através das suas Matrizes de Projecção (rotação e translação), sendo portanto necessária para fazer a reconstrução tridimensional dos movimentos do modelo do navio a partir das imagens adquiridas. Malheiros *et al.*, 2009, apresentam em pormenor os algoritmos de processamento de imagem desenvolvidos.

Como foi referido anteriormente, os testes em modelo físico realizados no âmbito do presente trabalho de investigação permitiram calibrar e validar o sistema de visão estereoscópica desenvolvido. Nesses testes, os movimentos do navio amarrado foram medidos, de uma forma sistemática, com um sistema comercial (o *Qualisys*), que é descrito na secção 4.5.2. A título de exemplo, a Figura 3.27 compara os resultados obtidos com os dois sistemas de medição num teste em que foi reproduzido um estado de agitação irregular caracterizado por uma H_S=1.5 m e um T_P=14 s. O modelo do navio encontrava-se amarrado com um *layout* assimétrico e as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração eram as correspondentes à condição de pré-tensão extra. Este teste foi efectuado durante a primeira fase do estudo em modelo físico, que integrou uma série de testes que tinha como objectivo estudar a influência do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses no comportamento de um navio amarrado no Posto "A". Os resultados dessa série de testes são apresentados na secção 6.2.8.4. Para facilitar a visualização dos resultados, as séries temporais dos movimentos do navio medidas pelos dois sistemas foram deslocadas na vertical.

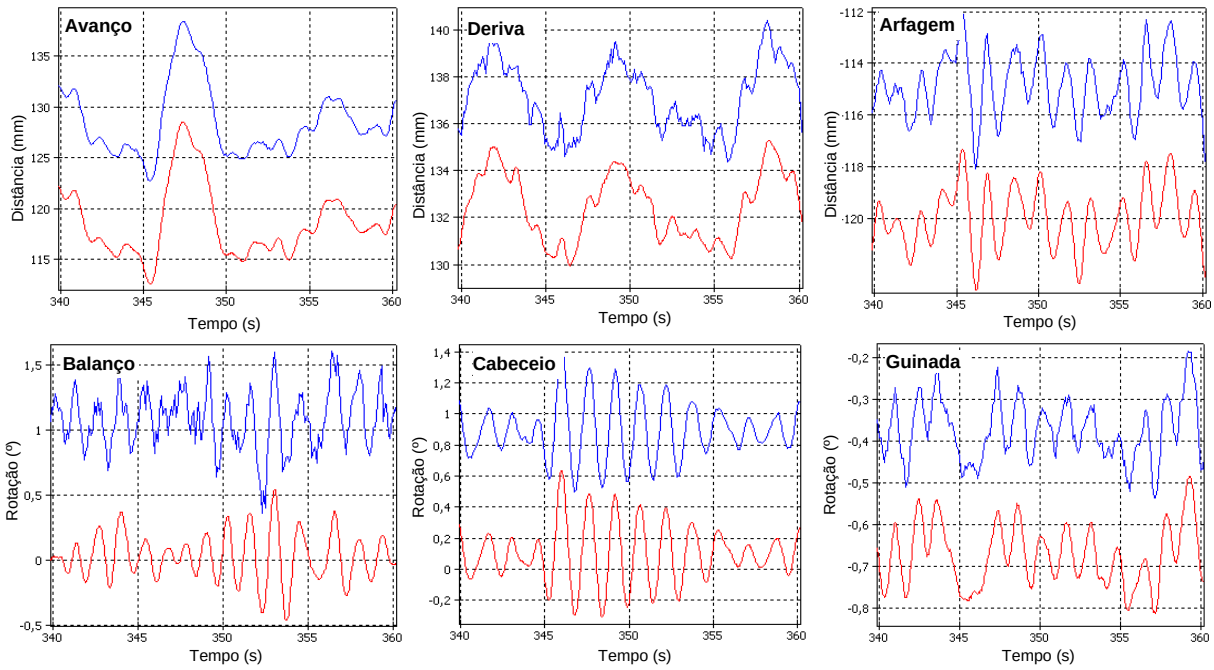


Figura 3.27 – Amostra temporal dos movimentos do navio segundo os seus seis graus de liberdade. Resultados obtidos com o sistema de visão estereoscópica (azul) e com o *Qualisys* (vermelho), Rosa Santos *et al.*, 2009b.

Apesar de os resultados do sistema de visão estereoscópica serem apresentados na Figura 3.27 ainda sem qualquer tipo de filtragem, pode constatar-se que seguem, de perto, os resultados das medições realizadas com o sistema *Qualisys*. O Quadro 3.3 apresenta as amplitudes máxima e significativa dos movimentos do navio amarrado estimadas a partir das medições efectuadas com o sistema de visão estereoscópica, bem como as diferenças, q, entre esses resultados e aqueles que foram obtidos com o sistema *Qualisys*. Os resultados apresentados referem-se a dois testes da série referida anteriormente (secção 6.2.8.4)

Quadro 3.3 – Comparação dos resultados das medições realizadas com o sistema de visão estereoscópica e com o sistema *Qualisys* (condição de pré-tensão extra), Rosa Santos *et al.*, 2009b.

H_S (m)	T_P (s)	d (m)	Amplitude do movimento	Amplitudes dos movimentos do navio amarrado											
				Avanço		Deriva		Arfagem		Balanço		Cabeceio		Guinada	
				(m)	q (%)	(m)	q (%)	(m)	q (%)	(º)	q (%)	(º)	q (%)	(º)	q (%)
2.0	10	18	máxima	2.45	-0.7	1.13	11.6	0.37	0.8	0.97	29.8	0.47	2.4	0.77	3.5
			significativa	1.09	-2.1	0.45	-10.6	0.24	3.3	0.57	34.0	0.30	0.0	0.36	-9.7
1.5	14	20	máxima	1.79	0.1	1.10	-2.4	0.60	2.2	1.46	21.0	0.83	-0.5	0.68	3.8
			significativa	0.73	-2.5	0.47	-8.0	0.34	4.1	0.75	19.3	0.45	0.2	0.30	1.4

O Quadro 3.3 mostra que os resultados obtidos com o sistema de visão estereoscópica são, em geral, bons. De facto, para a generalidade dos movimentos do navio, as amplitudes estimadas com base nas medições realizadas com os dois sistemas são próximas. No entanto, para o movimento de balanço, os resultados são menos satisfatórios, pois o valor de q varia entre 20 e 35%. A razão dessas diferenças deve estar relacionada com o facto de os marcadores colocados no modelo não estarem na posição mais favorável para a medição desses movimentos, pois foram posicionados praticamente sobre o eixo de balanço do navio. Importa contudo frisar que o sistema desenvolvido foi capaz de seguir a direcção do movimento de balanço, Figura 3.27. Os resultados mais satisfatórios foram obtidos para os modos de oscilação de avanço e de cabeceio.

A utilização de um maior número de marcadores, colocados num plano diferente do utilizado, deverá melhorar a qualidade dos resultados segundo os modos de oscilação de balanço e de deriva, Malheiros *et al.*, 2009. Por esse motivo, nos testes realizados na segunda fase do estudo experimental foi usado um novo tipo de marcadores, Figura 3.28. Esses marcadores permitem também avaliar o desempenho do sistema desenvolvido em aplicações em que são seleccionados pontos ou elementos de referência contidos em planos verticais (e.g. na ponte do navio). Os resultados dos testes de validação do sistema realizados na segunda fase do estudo não foram ainda publicados.

Figura 3.28 – Marcadores utilizados na segunda fase do estudo em modelo físico.

O sistema de visão estereoscópica sumariamente apresentado foi desenvolvido no âmbito do projecto 'DOLPHIN', tendo em vista a medição da amplitude dos movimentos de navios amarrados no protótipo, estando portanto prevista a sua instalação no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Nessa aplicação, prevê-se a utilização de um sistema idêntico, mas constituído por dois pares de câmaras, um orientado para a popa e o outro para a proa do navio. O sistema pode ser instalado num terminal desse tipo pois recorre a técnicas de medição não intrusivas, que não colocam qualquer risco às operações de movimentação de carga que aí são realizadas.

As exigências colocadas a um sistema de visão estereoscópica num terminal portuário real são deveras elevadas. Com efeito, esse sistema terá de dar uma resposta satisfatória às dificuldades impostas, por exemplo, pela variação das condições de luminosidade e climatéricas ao longo do dia e do ano, assim como resistir a um ambiente extremamente agressivo. Taveira Pinto *et al.*, 2008a, apresentam algumas possibilidades para a activação e o controlo (remoto) do sistema de medição de movimentos.

3.7. COMPORTAMENTO DE NAVIOS AMARRADOS EM PORTOS

3.7.1. INTRODUÇÃO

Por efeito das solicitações do ambiente marítimo-portuário (agitação marítima, vento, correntes), um navio amarrado pode experimentar diferentes tipos de resposta, todas significativamente influenciadas pelas características elásticas do seu sistema de amarração. Quando a acção da agitação marítima é preponderante, as oscilações que o navio amarrado experimenta podem ser classificadas com base na relação entre o período dessas oscilações e o período da acção forçadora, Van Oortmerssen, 1976.

As oscilações do navio do tipo harmónico apresentam frequências na gama de frequências da agitação marítima, sendo a amplitudes dessas oscilações proporcional à altura de onda. Em geral, as oscilações de um navio livre inserem-se nesta categoria. Quando o navio está amarrado, apenas se o seu sistema de amarração apresentar um comportamento elástico linear e se a amplitude dessas oscilações não for muito elevada, é que a sua resposta poderá ser classificada como maioritariamente harmónica, mesmo para pequenas folgas abaixo do casco do navio, Rita, 1995a.

Nas oscilações do tipo sub-harmónico, o período dos movimentos do navio amarrado é muito maior do que os da agitação marítima. Esta componente sub-harmónica constitui, frequentemente, uma parte substancial do movimento que os navios amarrados experimentam, podendo ser mesmo a componente preponderante. A origem deste tipo de oscilações pode estar relacionada com a não linearidade e com a assimetria das características elásticas do sistema de amarração, com as forças de deriva de variação lenta (efeito de segunda ordem), com a presença de ondas de longo período ligadas e livres, e seichas. Com efeito, mesmo quando o sistema de amarração é simétrico e apresenta características lineares, a presença de ondas de longo período e das forças de deriva de variação lenta pode originar movimentos sub-harmónicos. Inversamente, ondas regulares podem, também, originar oscilações do navio de baixa-frequência quando o seu sistema de amarração é não-linear e assimétrico.

A título de exemplo, a Figura 3.29 apresenta os espectros de variância estimados para os movimentos de avanço e de arfagem de um navio amarrado, testado sob a acção de um estado de agitação marítima irregular (secção 6.2.8.1). Nessa figura é também apresentado o espectro da agitação incidente. Pode constatar-se que a componente sub-harmónica é preponderante na resposta do navio segundo o modo de avanço, tendo também uma importância não desprezável no modo de arfagem.

As forças de deriva de variação lenta resultam do facto de, num estado de agitação irregular, as forças de deriva variarem no tempo de acordo com a sequência temporal de ondas incidentes (com diferentes alturas de onda). O período dessa variação é, obviamente, mais elevado do que os períodos da agitação marítima, podendo estar incluído no intervalo de períodos críticos (naturais) para os navios amarrados. Como o amortecimento hidrodinâmico das oscilações do navio é relativamente pequeno na gama das baixas-frequências, podem ocorrer fenómenos de índole ressonante. Deste modo, os movimentos sub-harmónicos podem tornar-se predominantes, apesar de as forças que estão na sua origem serem apenas um efeito de segunda ordem (Rita, 1984; PIANC, 1995).

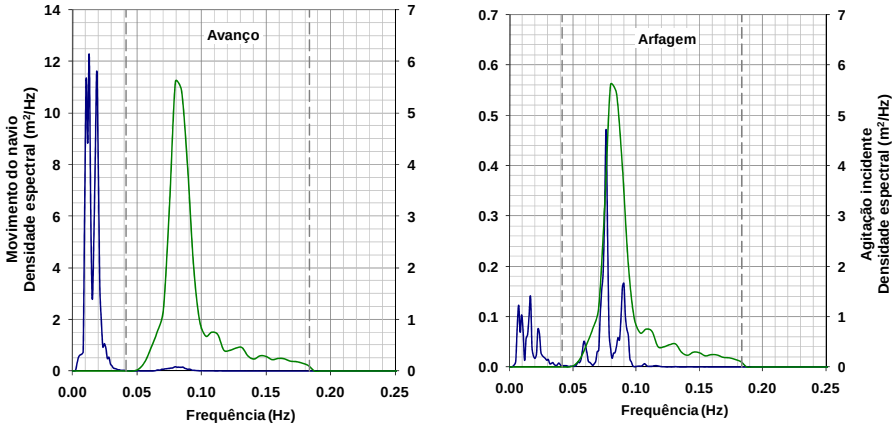


Figura 3.29 – Espectros de variância dos movimentos de avanço e de arfagem do navio, e da agitação marítima incidente. Teste realizado com agitação irregular: T_P=20 s e H_S=1.5 m.

Os movimentos super-harmónicos, com frequências maiores do que as da agitação marítima, podem resultar, também, das características elásticas do sistema de amarração do navio.

As condições operacionais e de segurança num terminal portuário são significativamente influenciadas pela ocorrência de oscilações de longo período (i.e. sub-harmónicas) e de grande amplitude dos navios que aí estão amarrados. De facto, esse tipo de comportamento do navio pode resultar numa redução da eficiência das operações de movimentação de carga e, em situações mais graves, na interrupção dessas operações, na rotura de cabos de amarração e de defensas, e na possibilidade de ocorrência de estragos no navio e no cais. No limite, podem ocorrer mesmo perda de vidas humanas e desastres ambientais.

A origem desse tipo de oscilações é frequentemente atribuída a fenómenos de ressonância do sistema navio/cabos de amarração/defensas e da massa de água no interior da bacias portuária, junto ao cais. Estes fenómenos ressonantes estão usualmente associados às ondas de longo período que, devido às suas características, penetram com relativa facilidade dentro de bacias portuárias protegidas (naturais ou artificias). Este assunto foi discutido nas secções 3.2.2.4 e 3.2.2.6.

Quando um navio se encontra amarrado num cais, os seus seis tipos de movimentos estão associados (acoplados) devido, quer à ocorrência de escoamentos assimétricos em torno do casco do navio (mais importantes se o cais tiver um paramento frontal sólido), quer à existência de cabos de amarração e de defensas, PIANC, 1995.

3.7.2. LIMITES OPERACIONAIS E DE SEGURANÇA

3.7.2.1. Introdução

O comportamento de navios amarrados não apresenta uma relação simples com as alturas de onda da agitação marítima incidente, dependendo de muitos factores, nomeadamente do período da agitação incidente, dos agrupamentos de ondas, da direcção da agitação em relação ao navio, das características dos navios amarrados e da estrutura de acostagem, das características elásticas dos cabos de amarração e das defensas, Rita, 1984. A acção do vento, das correntes, das seichas e das marés, assim como os efeitos associados à passagem de navios na proximidade do cais e às operações de movimentação de mercadorias, podem também suscitar a ocorrência de movimentos do navio amarrado.

Por outro lado, devido às complexas interacções que ocorrem no sistema formado pela bacia portuária, o navio e o seu sistema de amarração, a altura de onda (junto ao cais) é, isoladamente, um indicador muito fraco dos limites operacionais e de segurança num dado terminal portuário. Os problemas de

índole ressonante tornam o período de onda um parâmetro muito mais importante do que a altura de onda, quando se procuram estabelecer limites para os movimentos (aceitáveis) do navio amarrado. De facto, os navios de maior porte são muito mais sensíveis à ondulação e às ondas de longo período do que às vagas, Weiler e Dekker, 2003. Em particular, as ondas de longo período, ainda que de pequena amplitude no exterior do porto, podem tornar-se particularmente importantes quando a sua energia é amplificada no interior de uma bacia portuária, por ressonância, pois os períodos naturais de oscilação horizontal dos navios de maior porte são, usualmente, da ordem de grandeza dos seus períodos típicos.

Deste modo, a utilização de critérios baseados em amplitudes máximas (admissíveis) dos movimentos do navio, assim como nas forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, é recomendada relativamente à consideração de uma altura de onda significativa limite junto ao cais. No entanto, uma vez que as pequenas embarcações (até cerca de 20 m de comprimento) são particularmente sensíveis à agitação de período muito curto, é frequente considerar-se que os critérios de conforto[16] que lhes estão associados são razoavelmente bem definidos com base em alturas e em períodos de onda de referência. Com efeito, os movimentos dessas embarcações são constituídos principalmente por oscilações do tipo harmónico, sendo os seus períodos naturais de oscilação muito pequenos quando comparados com os dos navios de médio e grande portes. PIANC, 1995, e Rita, 1995a, apresentam valores de referência para os parâmetros altura e período de onda em função da dimensão da embarcação e da direcção das ondas, em alguns casos associados a períodos de retorno.

Apesar da reconhecida inadequação dos critérios referidos para a definição das condições operacionais de terminais destinados a navios de médio e grande portes, a utilização de critérios de tranquilidade simples, baseados, por exemplo, numa altura de onda máxima junto ao cais, pode ser justificada nas fases iniciais de um qualquer estudo portuário. Rita, 1984, e Rita, 1995a, apresentam quadros-síntese que indicam valores-limite dos parâmetros altura de onda significativa e período de zeros ascendentes, para navios de diferentes tipos e dimensões. O autor refere que esses valores apenas traduzem limites operacionais aproximados e faz algumas advertências no que concerne à sua utilização em projecto.

A relação entre a amplitude dos movimentos de um navio amarrado e as condições operacionais de um terminal portuário pode ser descrita recorrendo ao diagrama da Figura 3.30. Entre a situação A e B, a eficiência das operações de movimentação de mercadorias é total (100%). À medida que a amplitude dos movimentos do navio amarrado aumenta, verifica-se uma redução progressiva da eficiência dessas operações. Em C é atingindo o limite operacional do terminal. A partir deste ponto a movimentação de cargas deverá ser interrompida. Entre a situação C e D, o navio pode permanecer amarrado à estrutura de acostagem, no entanto, a partir de D o navio deverá deixar o cais uma vez que o limite de segurança foi ultrapassado.

A eficiência das operações de movimentação de cargas é também influenciada pelas características dos equipamentos de carga e descarga do navio, pelas condições meteorológicas (e.g. vento, luminosidade e chuva), pela destreza do pessoal que manobra os equipamentos referidos e pelas suas condições de trabalho, entre outras, PIANC, 1995.

No que concerne aos movimentos de navios amarrados, é importante fazer a distinção entre limites de segurança e limites operacionais, Figura 3.30. Da excedência dos limites de segurança podem resultar estragos significativos no navio amarrado, no cais e em navios amarrados na sua proximidade. Estes danos podem resultar, por exemplo, da rotura de cabos de amarração. Por outro lado, a excedência dos limites operacionais implica a interrupção das operações de movimentação de mercadorias no terminal

[16] Particularmente no caso das embarcações de recreio, não faz qualquer sentido falar em critérios (ou limites) operacionais, uma vez que não são utilizados os meios de movimentação de cargas dos portos comerciais. Além disso, a rotura dos cabos utilizados na amarração dessas embarcações é também pouco frequente.

portuário. Se as operações no cais não forem interrompidas existe um risco elevado de ocorrência de acidentes com o pessoal, com a carga ou com o equipamento de movimentação de cargas, Rita, 1995a. Este limite é geralmente inferior ao limite de segurança.

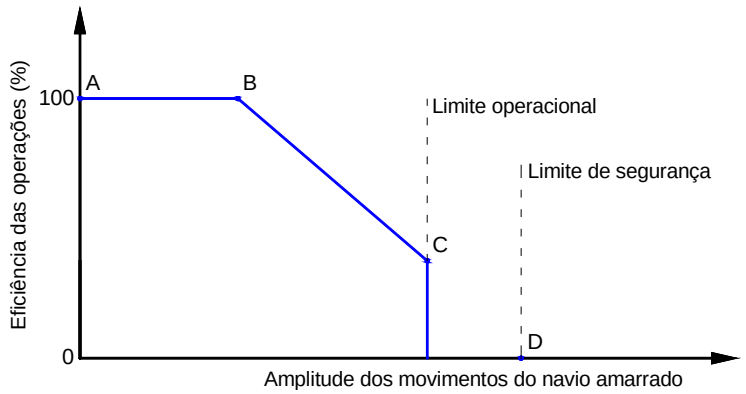


Figura 3.30 – Relação entre a eficiência das operações de movimentação de carga e a amplitude dos movimentos de um navio amarrado, adaptado de PIANC, 1995.

Importa referir que apesar de esses limites estarem frequentemente relacionados com as condições de agitação no interior do porto, nem sempre é possível distinguir, de forma clara, os níveis de agitação que estão associados a cada um desses limites, Rita, 1995a. Isto verifica-se, por exemplo, nas situações em que o sistema navio/cabos de amarração/defensas entra em ressonância, nas quais os movimentos do navio e os esforços nos elementos do seu sistema de amarração podem aumentar subitamente, sem que se observe uma grande alteração das condições de agitação no interior do porto.

A amplitude dos movimentos do navio e os esforços nos elementos do seu sistema de amarração estão intimamente relacionados. As forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas são, portanto, factores determinantes na definição dos limites de segurança. Uma vez que estes limites dependem das soluções adoptadas em projecto, não é possível definir valores de referência. Assim, é necessário que cada situação seja analisada individualmente, por exemplo recorrendo a ensaios em modelo físico e/ou simulações numéricas. As defensas e os cabos de amarração são abordados nas secções 2.3.2 e 2.3.3, respectivamente. O Quadro 2.6, em particular, apresenta valores-limite para as forças aplicadas nos cabos de amarração, que em condições normais de utilização não devem ser excedidos. Esses valores correspondem a percentagens da força mínima de rotura do cabo e constituem, eles próprios, limites de segurança do sistema de amarração. As forças transmitidas à estrutura de acostagem e de amarração têm, também, de ser tidas em consideração na definição dos limites de segurança.

Nos terminais destinados a navios de passageiros, juntamente com as preocupações relacionadas com as condições operacionais e de segurança, há que ter em linha de conta as condicionantes relativas ao conforto dos passageiros, quer no embarque e no desembarque, quer enquanto permanecem a bordo do navio amarrado. Os critérios de conforto estão relacionados não só com a amplitude e a velocidade dos movimentos do navio, mas sobretudo com a sua aceleração vertical e horizontal. As características das mangas (ou passadiços) de embarque e de desembarque condicionam também as amplitudes máximas admissíveis para os movimentos do navio amarrado. Importa referir que este tipo de navios apresenta uma superfície exposta à acção do vento elevada.

A importância de cada um dos seis tipos de movimentos que um navio amarrado pode experimentar, Figura 3.15, para a segurança e eficiência das várias operações realizadas no cais, depende, entre outros factores, do tipo de navio. O Quadro 3.4 resulta do trabalho de síntese desenvolvido por Bruun, 1983.

Quadro 3.4 – Importância qualitativa dos movimentos de navios amarrados relativamente à segurança das operações no cais, adaptado de Rita, 1995a.

Tipo de navio	Tipo de movimento					
	Avanço (*Surge*)	Deriva (*Sway*)	Arfagem (*Heave*)	Balanço (*Roll*)	Cabeceio (*Pitch*)	Guinada (*Yaw*)
VLCC	●●	●●	●	●	●	●●
GNL	●●●	●●●	●●	●●	●●	●●●
GPL	●●●	●●●	●●	●●	●	●●●
Carvoeiro	●●●	●●	●	●	●	●●
Mineraleiro	●●●	●●	●	●	●	●●
Graneleiro	●●●	●●	●	●	●	●●
Porta-contentores	●●●	●●●	●●	●●●	●●	●●●
Roll-on/*Roll-off*	●●●	●●●	●●	●●●	●●●	●●●
Carga geral	●●●	●●	●●	●●	●●	●●
Abastecimento	●●●	●●	●●	●●	●●	●●

●●● muito importante ●● importante ● pouco importante

Os movimentos horizontais do navio (avanço, deriva e guinada) são aqueles que mais influenciam a eficiência das operações de movimentação de carga, inclusivamente dos navios do tipo petroleiro[17]. Pode ainda concluir-se que enquanto o movimento de avanço é muito importante para praticamente todos os tipos de navios, a deriva e a guinada apenas o são para alguns. O movimento de arfagem é geralmente o menos importante de todos. Os movimentos de rotação do navio (balanço, cabeceio e guinada) são mais importantes para as operações de movimentação de contentores e de carga *roll-on*/*roll-off*, do que para a movimentação de carga a granel.

Os limites operacionais e de segurança num determinado terminal portuário não dependem, apenas, do comportamento dos navios amarrados. Com efeito, a acção directa do vento sobre os equipamentos de movimentação de cargas pode influenciar, significativamente, a eficiência das operações realizadas no cais e até obrigar à sua interrupção (e.g. movimentação de contentores). O galgamento das obras de abrigo portuário pode também condicionar a utilização das estruturas de acostagem adjacentes. Nesta secção apenas são tratados os limites relacionados com o comportamento de navios amarrados.

3.7.2.2. Critério da amplitude dos movimentos do navio amarrado

Um navio, depois de concluídas as operações de acostagem e de amarração, passa a movimentar-se por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário, das quais se destaca a agitação marítima. Estes movimentos podem ocorrer segundo seis direcções distintas, e condicionam a eficiência e a frequência com que as operações de movimentação de carga se realizam.

Os movimentos admissíveis de um navio amarrado são determinados pela resistência à rotura dos cabos de amarração e das defensas em condições extremas do ambiente marítimo-portuário (limites de segurança), enquanto em condições normais são estabelecidos com base em critérios de segurança e de eficiência relativos às operações de movimentação de carga (limites operacionais). Quando os limites

[17] Os limites operacionais para a amplitude dos movimentos deste tipo de navios são determinados pelo alcance máximo admissível dos braços de carga instalados no cais segundo a direcção de avanço (longitudinal) e de deriva (transversal).

operacionais são excedidos, as operações de movimentação de mercadorias tornam-se mais difíceis de realizar e mais demoradas. Na pior das hipóteses têm mesmo de ser interrompidas.

A definição dos limites operacionais baseia-se, usualmente, em critérios subjectivos, nos quais o factor humano é determinante. Um problema adicional reside na existência de seis tipos de movimentos, os quais normalmente ocorrem combinados, Rita, 1995a. Esses limites dependem de vários factores, dos quais se podem destacar: o tipo e o tamanho do navio, as características do sistema de movimentação de carga e o tipo de movimento. Com efeito, os limites operacionais para um navio porta-contentores amarrado são muito mais restritivos do que para um navio petroleiro, para o qual semi-amplitudes da oscilação de avanço até cerca de 3 m (em relação à sua posição de repouso) podem ser consideradas admissíveis segundo alguns trabalhos recentes (e.g. Quadro 3.8).

Importa acrescentar que para alguns tipos de navios e de carga, a influência dos diferentes movimentos nas condições operacionais no cais não é a mesma se o navio estiver a ser carregado ou descarregado, ROM 2.0, 2008. Por exemplo, nas operações de carga de granéis sólidos não é, usualmente, necessário haver contacto entre o sistema de movimentação de cargas e o navio amarrado, sendo por esse motivo admitidos movimentos de maior amplitude (e.g. Quadro 3.8).

O processo de definição dos limites de operacionalidade compreende, normalmente, a realização de medições de movimentos de navios amarrados em vários portos, entrevistas à tripulação dos navios e às entidades portuárias e, em alguns casos, a realização de simulações numéricas (PIANC, 1995). Na bibliografia da especialidade podem ser encontrados algumas referências que procuram sintetizam o trabalho desenvolvido por vários autores, na definição de limites operacionais para os movimentos de navios amarrados. Esses limites são normalmente apresentados em função do tipo e das dimensões do navio e dos equipamentos de movimentação de carga. Dada a subjectividade que caracteriza este tema, os valores apresentados apenas excepcionalmente são coincidentes. Os desenvolvimentos ocorridos ao nível dos navios, dos equipamentos de movimentação de carga e dos sistemas de amarração do navio, podem também explicar algumas das diferenças encontradas (em geral pequenas).

Rita, 1984, compilou e comparou os resultados do trabalho de vários autores relativamente aos limites operacionais dos movimentos de navios amarrados e em operação de descarga, Quadro 3.5. Os limites apresentados aplicam-se a períodos de oscilação dos navios entre 30 e 120 s.

Os limites apresentados no Quadro 3.5 referem-se a valores pico-a-pico, excepto no caso da deriva. A noção de amplitude de movimento pico-a-pico, H, definida com base na técnica dos zeros ascendentes, é explicitada na Figura 3.31.

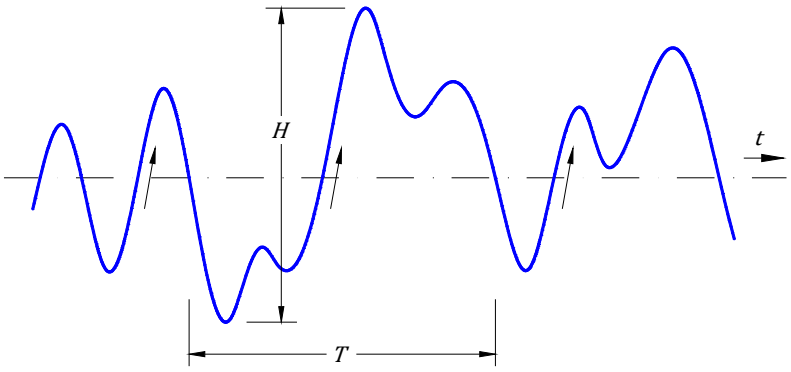


Figura 3.31 – Série cronológica da amplitude dos movimentos de um navio amarrado. Noção de amplitude pico-a-pico (adaptado de PIANC, 1995).

Quadro 3.5 – Limites operacionais dos movimentos de navios amarrados em operações de descarga, adaptado de Rita, 1984.

Tipo de navio	Ref.	Amplitude do movimento do navio amarrado[1]					
		Avanço (*Surge*)	Deriva[2] (*Sway*)	Arfagem (*Heave*)	Balanço (*Roll*)	Cabeceio (*Pitch*)	Guinada (*Yaw*)
		(m)			(º)		
VLCC	A	4.0	0.5	1.0	-	-	2
	B	4.6	1.0	1.0	8	-	6
GNL e GPL	A	0.4	mp	mp	-	-	mp
	B	0.2	0.1	0	0	-	0
Mineraleiro	A	3.0	1.0	1.0	-	-	2-4
	B[3]	3.0	0.5	1.0	8	-	4
Graneleiro[4]	A	1.0	0.5	0.6	-	-	2-4
	B	1.0	0.5	1.0	2	-	2
Porta contentores	A	1.0	0.3	0.6	-	-	0
	B	1.0	0.3	0.6	6	-	4
	C	1.2	0.4	1.2	-	-	-
Roll-on/*Roll-off* (rampa lateral)[5]	A	0.6	0.2	0.2	-	-	0
	B	0.4	0.2	0.2	0	-	0
Roll-on / *Roll-off* (rampa de proa ou popa)	A	0.2	0	0.2	-	-	0
	B	0.2	0	0.2	0	-	0
Carga geral[6]	B	2.0	0.5	1.0	6	-	4

Ref.: A – Bruun, 1979; B – Bruun, 1981; C – Bloom e Posch, 1980.

Notas: [1] valores pico-a-pico, excepto no caso da deriva; [2] afastamento em relação ao cais; [3] descarga por grua de balde; [4] descarga por elevador ou por sucção; [5] depende do tipo de rampa; [6] depende do tipo de grua e de carga.

Simbologia: mp – muito pequeno.

A descarga de granéis líquidos é efectuada, normalmente, por equipamentos flexíveis instalados na plataforma de trabalho, que são ligados às válvulas de carga/descarga do navio. Consequentemente, os limites operacionais definidos para esse tipo de navios não são tão restritivos como nos casos em que os equipamentos de descarga são 'rígidos' e só permitem movimentos de muito pequena amplitude.

A PIANC, em resultado do trabalho do WG 24, recomenda os limites operacionais apresentados no Quadro 3.6. Os valores apresentados resultam do trabalho do WG 24 e da compilação dos resultados de alguns programas de investigação, nomeadamente: programa de investigação dos países nórdicos – embarcações de pesca e de cabotagem (Jensen *et al.*, 1990); programa de investigação japonês – navios de carga geral (Ueda, 1987; Ueda e Shiraishi, 1988); navios graneleiros (Bruun, 1988; Moes, 1992; Ueda e Shiraishi, 1988).

Os valores recomendados pela PIANC são, regra geral, mais permissivos do que os apresentados no Quadro 3.5. Importa referir que as condições operacionais de um terminal não são só condicionadas pela amplitude dos movimentos do navio, mas também pela velocidade das suas oscilações. De facto, para uma dada amplitude de oscilação do navio amarrado, a eficiência e a segurança das operações de movimentação de carga aumentam se a velocidade da oscilação diminuir, e vice-versa.

Quadro 3.6 – Limites operacionais dos movimentos de navios amarrados, adaptado de PIANC, 1995.

Tipo de navio	Tipo de equipamento para a movimentação de carga	Amplitude do movimento do navio amarrado[1]					
		Avanço	Deriva[2]	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
		(m)			(º)		
Pesca	elevador	0.15	0.15	-	-	-	-
	lift-on/lift-off	1.0	1.0	0.4	3	3	3
	bomba de sucção	2.0	1.0	-	-	-	-
Cabotagem (*Freighters*, *Coasters*)	pau de carga do navio	1.0	1.2	0.6	2	1	1
	grua do cais	1.0	1.2	0.8	3	1	2
Ferry Roll-on/*Roll-off*	rampa lateral[3]	0.6	0.6	0.6	2	1	1
	rampa de proa ou popa	0.8	0.6	0.8	4	1	1
	Passerelle	0.4	0.6	0.8	4	2	3
	rampa para cam. ferro	0.1	0.1	0.4	1	1	-
Carga geral	-	2.0	1.5	1.0	5	2	3
Porta contentores	100% de eficiência	1.0	0.6	0.8	3	1	1
	50% de eficiência	2.0	1.2	1.2	6	2	1.5
Graneleiros	grua	2.0	1.0	1.0	6	2	2
	elevador	1.0	0.5	1.0	2	2	2
	tapete transportador	5.0	2.5	-	-	-	3
Petroleiro	braços de carga	3.0[4]	3.0	-	-	-	-
GNL e GPL	braços de carga	2.0	2.0	-	2	2	2

Notas: [1] valores pico-a-pico, excepto no caso da deriva; [2] afastamento relativamente ao cais; [3] rampa equipada com roletes; [4] em locais expostos: 5.0 m (pois os braços de carga habituais permitem a ocorrência de movimentos de grande amplitude).

PIANC, 1995, indica o critério (operacional) de velocidades apresentado no Quadro 3.7. Esse critério é aplicável a embarcações de pesca, *ferries*, navios de cabotagem e *Roll-on*/*Roll-off*. Os parâmetros velocidade e massa do navio caracterizam o impacto dinâmico do navio amarrado no cais (energia cinética), e são considerados adequados para a definição de condições de amarração seguras, que correspondem às condições-limite para a ocorrência de estragos no navio e no cais.

Quadro 3.7 – Limites operacionais em termos de velocidades de oscilação do navio amarrado, adaptado de PIANC, 1995.

Tamanho do navio (dwt)	Avanço (m/s)	Deriva (m/s)	Arfagem (m/s)	Balanço (º/s)	Cabeceio (º/s)	Guinada (º/s)
1 000	0.6	0.6	--	2.0	--	2.0
2 000	0.4	0.4	--	1.5	--	1.5
8 000	0.3	0.3	--	1.0	--	1.0

Rita, 1995a, refere que tem sido feita muito pouca investigação no sentido de estabelecer relações entre a amplitude dos movimentos do navio amarrado e a eficiência das operações de carga e descarga. Além disso, os limites operacionais estabelecidos no passado podem já não ser aplicáveis aos navios presentemente em serviço e aos sistemas de movimentação de carga instalados no cais. Em particular,

Ligteringen e Moes, 2001, fazem referência à inadequação dos critérios apresentados por PIANC, 1995, quando aplicados aos navios porta-contentores de grande porte actualmente em utilização.

As amplitudes máximas admissíveis dos movimentos de navios amarrados, durante as operações de carga e descarga de mercadorias e de embarque e desembarque de passageiros, recomendadas pelas normas espanholas ROM – *Recomendaciones para Obras Marítimas*, são apresentadas no Quadro 3.8. Considera-se que essas operações são realizadas com equipamentos convencionais e em condições de segurança.

Quadro 3.8 – Limites operacionais dos movimentos de navios amarrados durante as operações de carga e descarga, adaptado de ROM 2.0, 2008.

Tipo de navio	Equipamentos de carga e descarga, ou de embarque e desembarque de passageiros	Amplitude do movimento do navio amarrado[1]					
		Avanço	Deriva	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
		(m)			(º)		
Petroleiro	C: braço articulado	± 3.0	3.0	-	-	-	-
GNL e GPL	C: braço articulado	± 2.0	2.0	-	± 1.0	± 1.0	± 1.0
Graneleiro e Polivalente	D: elevação - carga	± 1.0	1.0	-	± 1.0	± 1.0	± 1.0
	D: elevação - descarga	± 0.5	0.5	± 0.5	± 1.0	± 1.0	± 1.0
	C: carga	± 2.5	2.5	-	-	-	± 1.5
	C: descarga	± 0.5	0.5	± 0.5	± 1.0	± 1.0	± 1.0
Carga geral	D: elevação	± 1.0	1.5	± 0.5	± 2.5	± 1.0	± 1.5
Porta-contentores	D: elevação	± 0.5	0.6	± 0.4	± 0.5	± 0.5	± 0.5
Ferry *Roll-on*/*Roll-off*	MR: rampa lateral	± 0.5	0.6	± 1.2	± 2.5	± 1.0	± 0.1
	MR: rampa 3/4	± 0.5	0.6	± 1.0	± 1.0	± 0.6	± 0.8
	MR: rampa de proa ou popa	± 0.3	0.6	± 1.0	± 0.8	± 0.6	± 0.5
Ferry e Navio de Cruzeiro	Manga de embarque e desembarque	± 0.4	0.8	± 0.25	± 0.1	± 0.1	± 0.1
Pesca	D: elevação	± 0.5	1.0	± 0.2	± 1.5	± 1.5	± 1.5

Notas: [1] os valores apresentados correspondem às semi-amplitudes dos movimentos do navio amarrado, em relação à sua situação de repouso, e referidas a um sistema de eixos ortogonais que passa pelo centro de gravidade do navio (Figura 3.15). No caso do movimento de deriva, esses valores referem-se ao afastamento do navio em relação ao cais (incluindo as defensas);

Abreviaturas: C – sistema contínuo; D – sistema descontínuo; MR – Meios rolantes.

Os valores de referência apresentados no Quadro 3.8 são válidos para os movimentos originados pela acção do vento, das correntes e da agitação marítima de curto período no navio amarrado. Na presença de ondas de longo período podem ser considerados aceitáveis valores mais elevados. Por outro lado, esses valores referem-se a navios de dimensões médias (de cada tipo). Importa ainda acrescentar que os limites operacionais tendem a ser mais restritivos para os navios de maior porte da classe do que para o navio (médio) que representa a classe, verificando-se o inverso com os navios de menor porte.

3.7.3. Períodos Naturais de Oscilação do Navio Amarrado

Os períodos naturais de oscilação de um navio amarrado são determinados, essencialmente, pelas suas propriedades de inércia (i.e. massa e momentos de inércia) e pelas forças de restituição (secções 3.3.4 e 3.3.5). O amortecimento das oscilações do navio tem, também, uma influência não desprezável.

Segundo os modos de oscilação vertical do navio verifica-se um equilíbrio entre as forças associadas à sua aceleração, proporcionais à inércia total do navio (i.e. incluindo a inércia adicionada), e as forças de restituição devidas à impulsão. Os períodos naturais de oscilações resultantes estão, normalmente, contidos na gama de períodos da agitação marítima, ou seja, entre 5 e 20 s (Quadro 3.10). A influência do sistema de amarração nas oscilações verticais do navio é praticamente desprezável, excepção feita aos movimentos de balanço.

O amortecimento das oscilações de arfagem e de cabeceio está principalmente associado à irradiação de ondas, a partir da superfície molhada do casco do navio, em resultado dos seus movimentos. No modo de balanço, para além da transferência de energia referida anteriormente, intervém também o amortecimento devido à viscosidade e às forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, PIANC, 1995. Assim, os movimentos de balanço podem ser reduzidos, até um certo limite, através da escolha apropriada dos cabos de amarração, dos pontos de amarração e das defensas. No entanto, a frequência natural do modo de oscilação de balanço permanece praticamente inalterada, em relação à situação em que o navio se encontra livre, Goda, 2000 e Gravesen, 2005.

Segundo os modos de oscilação horizontal do navio verifica-se um equilíbrio entre as forças devidas à sua aceleração, proporcionais à inércia total do navio, e as forças de restituição devidas ao sistema de amarração. Os períodos naturais de oscilação associados a estes movimentos são mais elevados do que os dos movimentos verticais, e portanto superiores aos períodos da agitação marítima (de 20 s a vários minutos). Por esse motivo, os modos de oscilação horizontal do navio não são excitados, directamente, pela agitação marítima, mas por uma série de efeitos não-lineares, nos quais se incluem: efeitos não-lineares associados à agitação marítima, as ondas de longo período livres, a resposta sub-harmónica associada às características não-lineares do sistema de amarração, a flutuação da velocidade do vento e a ressonância da massa de água no interior do porto. A geometria e as características dos dispositivos de amarração têm uma grande influência nos períodos naturais de oscilação destes movimentos.

No amortecimento dessas oscilações horizontais de longo período intervêm: o amortecimento viscoso, a geração de ondas, o amortecimento associado à deriva da onda e as forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas. O amortecimento por transferência de energia na geração de ondas é relativamente reduzido para períodos de oscilação muito elevados, particularmente segundo o modo de avanço. A parcela associada à deriva da onda é relativa à resistência (amortecimento) adicional que o navio em oscilação experimenta na presença de ondas. Essa componente é proporcional à velocidade da oscilação, sendo especialmente importante para os navios amarrados em locais expostos. Quando o navio se encontra amarrado no interior de um porto, o principal mecanismo de amortecimento das suas oscilações horizontais deve estar associado às forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, PIANC, 1995.

O Quadro 3.9 apresenta a importância das principais componentes das forças de restituição segundo cada um dos seis graus de liberdade do navio e sintetiza as considerações apresentadas anteriormente. Note-se, por exemplo, que segundo os modos de oscilação horizontal (avanço, deriva e guinada), não existem forças de restituição devidas à impulsão, pelo que o navio regressa à sua posição de equilíbrio, essencialmente, por efeito das forças (relativamente pequenas) aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração. Por este motivo, os períodos naturais desses modos de oscilação são elevados.

Importa acrescentar que embora as defensas não exerçam forças de restituição segundo os modos de avanço e de balanço, têm influência nesse tipo de oscilações, nomeadamente pelas forças de atrito que são desenvolvidas na interface do navio com as defensas, e que se opõem a esses movimentos (e.g. ver secções 6.2.7.4 e 6.2.8.4).

Quadro 3.9 – Influência das forças de restituição nos movimentos de um navio amarrado, adaptado de Goda, 2000.

Modo de oscilação	Impulsão	Cabos de amarração	Defensas
Avanço	×	O	×
Deriva	×	O	O
Arfagem	O	×	×
Balanço	O	Δ	×
Cabeceio	O	×	×
Guinada	×	O	Δ
Legenda: O – importante; Δ – marginal; × – inexistente			

Os períodos naturais de oscilação dos navios amarrados dependem de diversos factores, dos quais se destacam: o tipo e as dimensões do navio, o seu estado de carga, as características e a configuração do sistema de amarração, a folga sob a quilha do navio e o tipo de cais. Os períodos naturais de oscilação são sobretudo influenciados pelo deslocamento do navio e pela elasticidade do sistema de amarração; quanto maior for o deslocamento do navio e a elasticidade dos cabos usados na sua amarração, maior será a grandeza desses períodos naturais. Importa ainda acrescentar que a variação do estado de carga do navio faz também variar a grandeza dos seus períodos naturais de oscilação.

Por exemplo, enquanto um navio graneleiro de 200 000 t de peso bruto (com carga máxima), amarrado com cabos de polipropileno, pode apresentar períodos naturais de oscilação de alguns minutos, um navio petroleiro do mesmo porte, mas amarrado com cabos de aço, apresenta períodos da ordem de um minuto, PIANC, 1995. No entanto, a amarração do mesmo navio petroleiro com cabos mistos (de aço com extremidades de fibras sintéticas), para reduzir os esforços de amarração, faz com que os períodos de ressonância aumentem, devido ao aumento da elasticidade dos cabos de amarração.

Por outro lado, quando são utilizados *layouts* de amarração que não incluem traveses, a elasticidade do sistema de amarração segundo a direcção transversal ao cais é, naturalmente, elevada. Nesses casos, os períodos naturais de oscilação dos modos de deriva e de guinada são, previsivelmente, superiores aos que seriam de esperar tendo em conta o porte do navio.

No Quadro 3.10 são apresentadas as ordens de grandeza dos períodos naturais de oscilação de vários tipos de navios. Os valores indicados são aplicáveis a navios amarrados com cabos elásticos em cais dotados de defensas normais. A utilização de cabos de amarração e de defensas mais rígidos reduz os períodos naturais de oscilação do navio, mas conduz a um aumento do valor das forças de amarração.

Quadro 3.10 – Períodos naturais de oscilação de navios amarrados, adaptado de ROM 0.2, 1990.

Tipo de navio		Períodos naturais de oscilação (s)					
		Avanço	Deriva	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
Embarcações desportivas e de pesca		-	-	6-9	3-5	2-4	-
Pequenos navios mercantes (< 7 000 dwt)		-	-	7-10	7-10	5-8	-
Navios mercantes (7 000 -11 000 dwt)		-	-	10-11	9-14	7-11	-
Transatlânticos		45-85	14-32	9-12	16-18	12-14	15-20
Petroleiros	30 000 dwt	45-65	14-32	12	9-12	7-9	15-20
	100 000 dwt	70-85	40-55	15	10-14	8-11	25-50
	300 000 dwt	100-115	50-100	17	12-16	9-12	50-100

Como havia sido referido, os períodos naturais dos modos de oscilação horizontal, influenciados pelas características do sistema de amarração do navio, são superiores aos dos modos de oscilação vertical, Quadro 3.10. Como os períodos das ondas de curto período estão, usualmente, afastados dos períodos naturais das oscilações horizontais, estas ondas não originam movimentos horizontais significativos. No entanto, podem excitar os modos de oscilação vertical do navio.

Os períodos naturais das oscilações horizontais de um navio amarrado podem, contudo, estar contidos na gama de períodos típicos das ondas de longo período. Isto, em conjunto com os reduzidos factores de amortecimento das oscilações do navio na gama das baixas-frequências, pode originar fenómenos de índole ressonante e, consequentemente, movimentos horizontais de grande amplitude.

O Quadro 3.11 apresenta os períodos naturais de oscilação de dois navios do tipo petroleiro em função das características do seu sistema de amarração. É possível constatar que os movimentos verticais são pouco influenciados pelas características desse sistema, ao contrário dos movimentos horizontais. O período natural da oscilação de avanço é muito influenciado pela elasticidade dos cabos de amarração.

Quadro 3.11 – Períodos naturais de oscilação navios do tipo petroleiro, adaptado de Rita, 1995a.

Ref.	Porte (DWT)	Sistema de Amarração		Períodos naturais de oscilação (s)					
		Cabos	Defensas	Avanço	Deriva	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
A	100 000 (em lastro)	Aço	Borracha	20	20	9.4	10	9	23
		Aço	Pneumática	23	27	10	10	10	26
		Misto[1]	Pneumática	27.5	35	9.5	11	9	30
		Poliamida	Pneumática	100	50	10	11	9.5	45
B	135 000 (carregado)	Poliamida	Pneumática	-	80	8	11	8.5	-

Ref. A – Khanna e Birt, 1977, Ref. B – Rita, 1984
[1] Cabo de aço com extremidade de amarração de poliamida (*nylon*)

O Quadro 3.12 apresenta os períodos naturais estimados para as oscilações horizontais (avanço, deriva e guinada) de navios amarrados de diferentes portes. Os valores apresentados corroboram o que foi referido anteriormente sobre a influência da elasticidade do sistema de amarração no comportamento do navio, e mostram a importante influência da massa do navio nos períodos naturais.

Quadro 3.12 – Períodos naturais das oscilações horizontais de navios amarrados, adaptado de Vis *et al.*, 1986.

Tipo de cabos de amarração	Período natural de oscilação (s) Peso bruto do navio (dwt)			
	5 000	15 000	70 000	150 000
Aço	5-15	10-20	15-60	20-70
Aço com extremidade sintética	10-30	20-40	30-90	40-100
Sintético	20-60	30-70	60-150	100-200

No âmbito do presente trabalho de investigação, foram também determinados, experimentalmente, os períodos naturais de oscilação do navio em estudo, segundo os seus seis graus de liberdade, e para os diferentes sistemas de amarração e profundidades de água junto ao cais considerados no estudo. Esses resultados não foram ainda analisados na sua totalidade e referem-se, apenas, a um caso concreto, não tendo, portanto, o carácter geral dos resultados apresentados, por exemplo, no Quadro 3.11. Na secção

6.2.7 são apresentados alguns dos resultados experimentais obtidos, com o objectivo de caracterizar, sumariamente, o comportamento dinâmico do navio em estudo, para algumas das condições de teste.

Como foi referido anteriormente, o sistema de amarração tem uma influência importante nos períodos naturais de oscilação do navio. Assim, a modificação das características desse sistema pode permitir afastar esses períodos naturais dos períodos (críticos) das solicitações do ambiente marítimo-portuário, e consequentemente evitar (ou pelo menos minimizar) a entrada em ressonância do sistema constituído pelo navio amarrado.

Para mostrar a influência das características do sistema de amarração no comportamento de um navio amarrado, analisam-se os resultados apresentados por van der Molen *et al.*, 2006, relativos a medições, no protótipo (*Tomakomai Port*, no Japão), dos movimentos de um navio amarrado de 60 000 t de peso bruto e das condições de agitação marítima, durante a passagem de um tufão, em 18 de Setembro de 1994. Os movimentos de avanço e de arfagem do navio amarrado foram medidos utilizando técnicas de visualização em vídeo, enquanto a agitação foi medida por sensores de pressão (não direccionais), em três locais distintos: ao largo; dentro do porto, na proximidade do cais; e à entrada do porto, perto de um dos quebramares de abrigo. Esse tufão, em actividade a Sudeste do Japão, originou estados de agitação marítima relativamente energéticos, que apresentavam alturas de onda significativas de cerca de 3 m na proximidade do porto (ao largo). No interior da bacia portuária, junto ao cais onde o navio estava amarrado, a altura de onda significativa era inferior a 0.5 m. Durante a passagem desse tufão, o período de onda de pico aumentou de 5 para 17 s.

Apesar da importante redução da altura de onda significativa da componente de curto período, o navio teve que ser libertado após vários cabos de amarração terem partido, tendo sido observadas oscilações de avanço com amplitudes significativas máximas da ordem de 4.5 m (cerca de 9.0 m pico-a-pico), devido à presença de ondas de longo período. Após a rotura dos primeiros cabos de amarração foram usados cabos adicionais, para tentar reduzir a amplitude dos movimentos do navio. Além disso, todos os cabos foram folgados para prevenir a sua rotura. Apesar das medidas tomadas, o navio acabou mais tarde por abandonar o cais.

Na Figura 3.32 são apresentados os espectros de variância da altura de onda medida na bóia instalada junto ao cais (componente infra-gravítica) e das oscilações de avanço do navio amarrado, para os dois períodos de tempo considerados. O espectro de variância da altura de onda apresenta, para esses dois períodos de tempo, três picos, que correspondem, sensivelmente, às frequências naturais de oscilação do porto: 0.0034 Hz (240 s), 0.007 Hz (142 s) e 0.011 Hz (90 s).

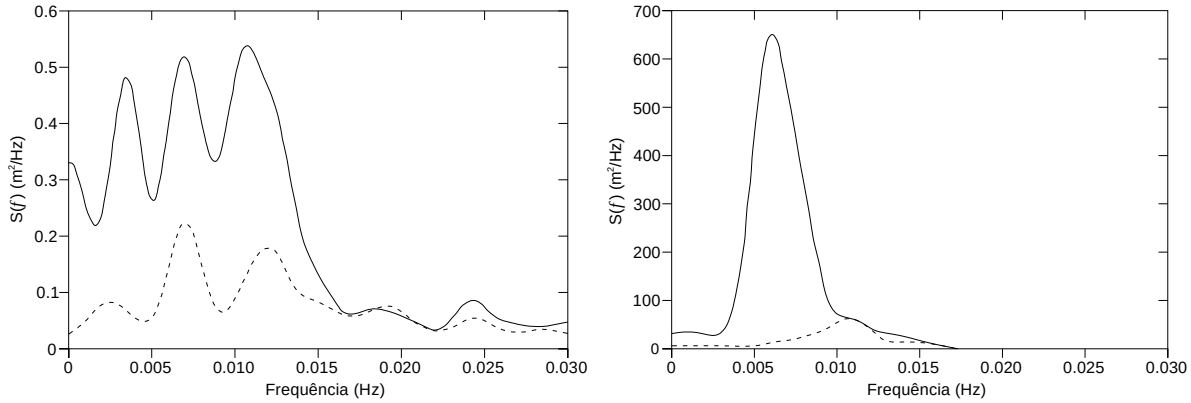


Figura 3.32 – Espectro de variância (banda infra-gravítica) da altura de onda medida na bóia posicionada junto ao cais (esquerda) e das oscilações de avanço do navio (direita), das 4:00 às 5:00 (- - -) e das 7:00 às 8:00 (—), no dia 18 de Setembro de 1994, adaptado de van der Molen *et al.*, 2006.

Nos espectros de variância das oscilações de avanço do navio existe apenas um pico de energia, Figura 3.32. Além disso, o período de pico dessa oscilação é diferente nos dois períodos de tempo analisados: enquanto no período das 4:00 às 5:00 a frequência de pico do avanço coincide, aproximadamente, com a terceira frequência natural da bacia portuária (0.011 Hz), no período das 7:00 às 8:00 equipara-se com a segunda (0.007 Hz). Por outro lado, analisando os resultados referentes a esses dois períodos, constata-se que a amplificação dos movimentos de avanço é muito superior ao aumento da energia na banda de frequências infra-gravíticas. Uma vez que as operações de descarga foram interrompidas antes das 4 h, a massa do navio amarrado é a mesma nos dois períodos de tempo analisados. Logo, a explicação mais plausível para a alteração do comportamento do navio está relacionada com a modificação drástica das características elásticas do seu sistema de amarração, possivelmente devido à rotura de vários cabos de amarração e adição de outros, e à redução das forças de pré-tensão.

3.7.4. Factores Condicionantes da Resposta do Navio Amarrado

3.7.4.1. Introdução

O comportamento de navios amarrados no interior de portos, em áreas costeiras, ou ao largo, é muito complexo. No presente capítulo, assim como no anterior, foram apresentados e analisados os factores que mais influenciam o comportamento desses navios, na maior parte das vezes, sem se ter entrado em muito detalhe.

Na presente secção é dada mais atenção a alguns desses factores, em particular àqueles cuja influência no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões é analisada, directa ou indirectamente, no capítulo 6, com base nos resultados dos dois estudos em modelo físico realizados.

3.7.4.2. Sistema de amarração

A influência do sistema de amarração no comportamento de um navio amarrado é apenas notada nos modos de oscilação horizontais. Como se referiu anteriormente, os movimentos verticais do navio são praticamente independentes das características desse sistema, à excepção do balanço.

Com efeito, segundo os modos de oscilação horizontais, as principais forças estabilizadoras do navio resultam do seu sistema de amarração (i.e., defensas e cabos de amarração). A influência do sistema de amarração é sentida, não apenas nos períodos naturais de oscilação dos modos de avanço, deriva e guinada, mas também na grandeza das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas (para solicitações do ambiente marítimo-portuário idênticas) e, naturalmente, na grandeza dos movimentos do navio amarrado.

O sistema de amarração escolhido é, portanto, determinante para a satisfação dos requisitos funcionais de qualquer terminal portuário, na medida em que pode influenciar a frequência com que o mesmo se encontra inoperacional ou em funcionamento, embora com uma eficiência inferior à de projecto. O parâmetro mais importante é, provavelmente, a elasticidade do sistema de amarração, pois influencia os períodos naturais de oscilação do navio, determinando a sua maior ou menor propensão para sofrer fenómenos de índole ressonante, por efeito das ondas de longo período (directamente) ou na sequência da entrada em ressonância da massa de água contida na bacia portuária. A escolha criteriosa do tipo de cabos de amarração (secção 2.3.3) e de defensas (secção 2.3.2), assim como do *layout* de amarração do navio (secção 2.4), é essencial para as condições de operacionalidade e de segurança de um terminal portuário. A Figura 3.33 ilustra a influência da rigidez do sistema de amarração, mais especificamente dos cabos de amarração, no comportamento de um navio amarrado.

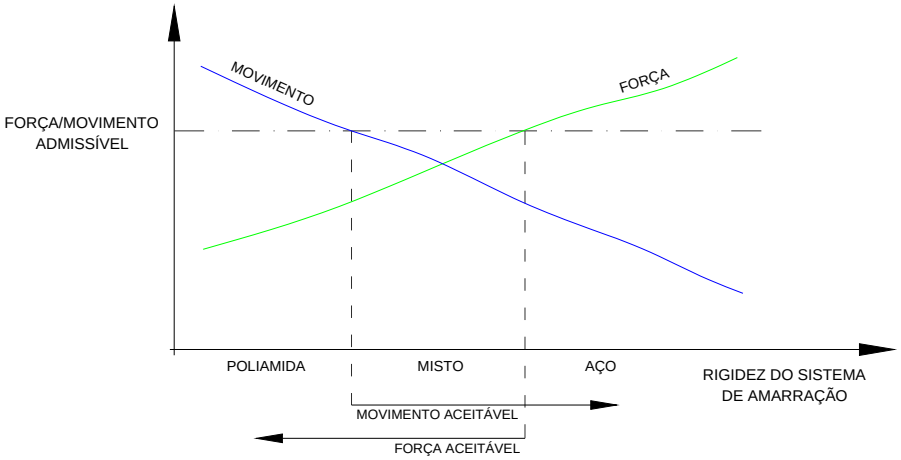


Figura 3.33 – Optimização da rigidez do sistema de amarração, adaptado de Gravesen, 2005.

Nas situações em que apenas se pretende a amarração do navio em segurança, não existindo quaisquer restrições à amplitude dos seus movimentos, a melhor opção é a utilização de cabos flexíveis, devido à boa relação entre a amplitude dos movimentos do navio e as correspondentes forças de amarração. A utilização de cabos de grande rigidez (e.g. de aço) contribui para a redução dos movimentos do navio. No entanto, nessas condições, as forças aplicadas nos cabos de amarração são mais elevadas, o que pode constituir um sério inconveniente quando o navio está submetido a forças do ambiente marítimo-portuário de grandeza elevada. Uma solução de compromisso pode, contudo, ser conseguida à custa da utilização de cabos de amarração mistos, constituídos por um cabo principal, de aço ou de fibras de módulo de elasticidade elevado, ligado em série a um cabo de fibras sintéticas convencionais (e.g. poliamida).

A elasticidade suplementar proporcionada pela extremidade de amarração permite reduzir as forças aplicadas no cabo principal (mais rígido), sendo particularmente vantajosa em presença de solicitações dinâmicas, na medida em que possibilita que o navio amarrado apresente uma resposta mais favorável a essas acções (e.g. agitação marítima). Por exemplo, a utilização de extremidades de poliamida com 10 m de comprimento permite aumentar a elasticidade de cabos de aço com 45 m cerca de 5 a 6 vezes. Esta alteração da rigidez dos cabos tem, naturalmente, repercussões nos períodos naturais de oscilação do navio e na sua resposta às acções do ambiente marítimo-portuário. As vantagens que decorrem da utilização de cabos mistos são várias e foram apresentadas na secção 2.3.3.3.

De um modo geral, os resultados de estudos em modelo físico e numérico, de medições realizadas no protótipo, e a própria experiência, têm evidenciado as vantagens da utilização de cabos de amarração mistos com extremidades elásticas (e.g. Rita, 1984; Bruun, 1989; Schellin e Ostergaard, 1995). Nas situações em que navios de grande porte são amarrados em cais expostos à acção de ondas de longo período, é recomendada a utilização de sistemas de amarração elásticos, ou seja, constituídos por cabos de amarração sintéticos, ou por cabos de aço com extremidades de amarração de materiais sintéticos, PIANC, 1995. Em qualquer um dos casos em conjunto com defensas elásticas.

É importante ter em atenção que na generalidade das situações, segundo a direcção transversal ao cais, a rigidez do sistema de amarração é maior quando o navio se move no sentido do cais (compressão das defensas) do que em sentido oposto. Este tipo de não-linearidade do sistema de amarração resulta do facto de a rigidez das defensas ser, regra geral, superior à dos cabos de amarração (na transversal) e é responsável por induzir uma resposta sub-harmónica do navio amarrado, ou seja, pela ocorrência de oscilações de frequência inferior às da agitação marítima. Por esse motivo, PIANC, 1995, recomenda

que a rigidez global dos cabos de amarração segundo a direcção transversal ao cais seja semelhante à das defensas. Com efeito, a assimetria do sistema de amarração torna o sistema caótico, possibilitando a ocorrência de movimentos irregulares de longo período, mesmo quando o navio amarrado está apenas submetido à acção de ondas regulares de curto período.

A não-linearidade do sistema de amarração pode também estar associada à assimetria geométrica do *layout* de amarração do navio. Por exemplo, se um navio amarrado for solicitado, predominantemente, por acções do ambiente marítimo-portuário com uma direcção paralela ao seu eixo longitudinal, o seu movimento preferencial será, naturalmente, o de avanço. Como se referiu anteriormente, o sistema de amarração do navio é responsável pelo acoplamento dos seus seis tipos de movimentos elementares, em particular dos horizontais. Assim, quando um navio amarrado se movimenta longitudinalmente no sentido da proa para a popa, os lançantes de proa e as regeiras da popa tendem a puxar o navio contra as defensas, devido à componente transversal das forças aplicadas nesses cabos (e.g. ver Figura 2.42). A reacção elástica das defensas tenderá, numa fase posterior, a afastar o navio do paramento frontal do cais. Quando o navio amarrado se desloca longitudinalmente no sentido da popa para a proa, os vários eventos processam-se de um modo idêntico ao descrito, mas, desta vez, com os lançantes de popa e as regeiras de proa a puxarem o navio contra as defensas. Deste modo, as oscilações de avanço do navio podem originar oscilações de deriva e de guinada com uma amplitude apreciável, eventualmente da mesma ordem de grandeza dessa oscilação.

A utilização de um *layout* de amarração geometricamente assimétrico tende a aumentar a importância desses movimentos de deriva e de guinada. Além disso, é também provável que um navio amarrado com um *layout* assimétrico apresente, segundo o modo de guinada, uma rigidez diferente para cada um dos sentidos de rotação. Essa diferença de rigidez, um pouco à semelhança do que foi referido para o modo de deriva, tende a aumentar a importância da componente sub-harmónica na resposta do navio amarrado.

A resposta de um navio amarrado é também muito influenciada pela grandeza das forças de pré-tensão aplicadas nos seus cabos de amarração. Geralmente, estas forças são aplicadas nos cabos por guinchos, após a amarração do navio no cais, e antes de este ser solicitado por acções (importantes) do ambiente marítimo-portuário. O aumento das forças de pré-tensão é, por vezes, uma das medidas equacionadas para solucionar os problemas operacionais em terminais portuários, eventualmente como alternativa a soluções bem mais dispendiosas, como por exemplo, a construção e a alteração das obras de abrigo do porto.

Os efeitos da modificação das forças de pré-tensão podem ser sentidos a vários níveis. Em primeiro lugar, e uma vez que as curvas de força-alongamento dos cabos de amarração são, em geral, concavas, o aumento das forças de pré-tensão aplicadas resulta num aumento da rigidez do sistema de amarração do navio, situação essa que já foi discutida anteriormente. Importa frisar que a alteração da rigidez do sistema de amarração tem influência nos períodos naturais de oscilação do navio e na sua propensão para experimentar fenómenos de índole ressonante. Por outro lado, mantendo os cabos de amarração devidamente tensionados, evita-se que o navio ganhe momento linear (ou energia cinética) por efeito das solicitações do ambiente marítimo a que está submetido, e o seu movimento começa imediatamente a ser desacelerado (pelos cabos de amarração) a partir do momento em tem início (ver secção 2.3.3.4). Por fim, as forças de pré-tensão permitem tirar partido das forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas, na redução da amplitude dos movimentos do navio. Pela atenção que este tipo de intervenção no sistema de amarração mereceu no presente trabalho de investigação, a influência da pré-tensão no comportamento de um navio amarrado é analisada, com mais pormenor, na secção seguinte.

3.7.4.3. Forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração

O pré-tensionamento dos cabos de amarração do navio visa, sobretudo, assegurar que estes partilham os esforços a que são submetidos de forma equilibrada e limitar a amplitude dos movimentos do navio amarrado. Com efeito, o comportamento dinâmico de um navio amarrado é muito influenciado pela grandeza das forças de pré-tensão aplicadas nos seus cabos de amarração, Bruun, 1989. Alguns estudos em modelo físico (e.g. Rosa Santos *et al.*, 2009b) e simulações numéricas (e.g. van der Molen *et al.*, 2004; van der Molen *et al.*, 2006) têm mostrado que a utilização de forças de pré-tensão relativamente elevadas na amarração do navio pode conduzir a uma melhoria substancial das condições operacionais e de segurança num terminal portuário. Esta constatação levou à introdução de guinchos de amarração num grande número de embarcações de grande porte, Bruun, 1989.

A aplicação das forças de pré-tensão nos cabos usados na amarração do navio pode ser realizada com a ajuda de guinchos e através da actuação de rebocadores, com o objectivo de pressionar o navio contra as defensas durante as operações de amarração. Esses guinchos podem estar instalados a bordo do navio ou no cais (situação pouco frequente). Os rebocadores podem ser usados na fase de amarração do navio, mas também durante situações de emergência, com o objectivo de empurrar o navio amarrado contra as defensas, de forma a mobilizar uma maior força de atrito nessa interface, tendo em vista a redução da amplitude dos movimentos do navio.

Quando o navio é levado ao contacto directo e continuado com as defensas, através das forças de pré-tensão aplicadas nos seus cabos de amarração, podem desenvolver-se nessa interface forças de atrito significativas, que têm um papel muito importante na atenuação das oscilações longitudinais do navio, direcção para a qual o amortecimento hidrodinâmico é muito reduzido, especialmente para oscilações de baixa-frequência. Os efeitos de um aumento das forças de pré-tensão são também sentidos segundo os modos de oscilação de deriva e guinada, embora de uma forma menos intensa (ver secções 6.2.8.4, 6.2.8.5 e 6.3.10.2). A adopção deste tipo de medidas requer, no entanto, que sejam tomados cuidados especiais no que concerne à resistência ao corte da defensa, segundo as direcções vertical e horizontal. A Figura 3.34 apresenta a influência de um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração de um navio graneleiro de 150 000 t de peso bruto, na condição de carregamento máximo, na amplitude dos seus movimentos segundo os modos de avanço e de arfagem, para dois períodos de onda de pico.

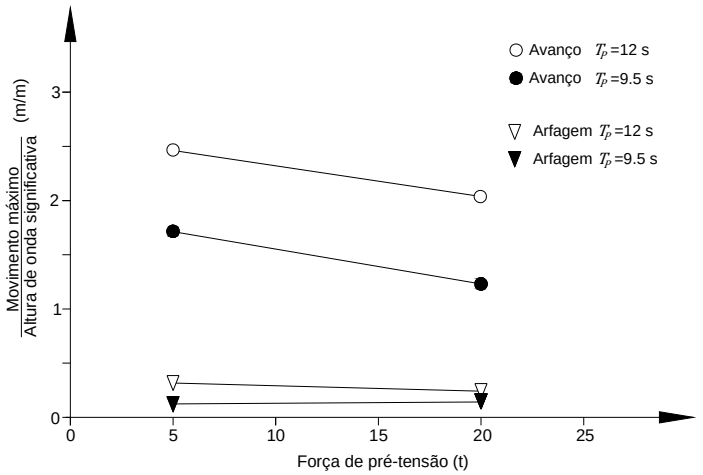


Figura 3.34 – Efeito do aumento das forças de pré-tensão na amplitude dos movimentos de um navio graneleiro, Gravesen, 2005.

Os resultados apresentados mostram claramente que a influência das forças de pré-tensão se faz sentir, essencialmente, nos movimentos de avanço. Os movimentos de arfagem, com uma amplitude inferior aos de avanço, praticamente não são afectados pelas alterações introduzidas no sistema de amarração. Pode ainda concluir-se que os movimentos de avanço tendem a aumentar com o aumento do período de onda de pico.

O pré-tensionamento dos cabos de amarração do navio transversais aos cais (traveses) é, regra geral, a solução mais eficaz para pressionar o navio contra as defensas, possibilitando o aproveitamento quase integral das forças aplicadas nesses cabos na mobilização de forças de atrito na interface do navio com as defensas (Bruun, 1989; PIANC, 1995; OCIMF, 2008). No entanto, as forças de pré-tensão podem (e devem) ser aplicadas em qualquer um dos cabos de amarração do navio.

Se as acções do ambiente marítimo-portuário actuarem, predominantemente, segundo uma direcção paralela ao cais, o movimento preferencial do navio amarrado será, naturalmente, o de avanço. Nestas condições, o contacto continuado do navio com as defensas é claramente vantajoso, na medida em que proporciona o desenvolvimento de forças de atrito nessa interface, que se opõem aos seus movimentos longitudinais. Como foi referido na secção 3.7.4.2, devido ao acoplamento dos movimentos do navio por efeito do seu sistema de amarração, é provável que nessas condições, a redução da amplitude dos movimentos de avanço permita também uma redução dos movimentos de deriva e de guinada.

Embora as forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração estejam intimamente relacionadas com a amplitude dos movimentos do navio, a influência de um aumento das forças de pré-tensão nos esforços de amarração não é, usualmente, de avaliação directa. Com efeito, se por um lado a amplitude dos movimentos do navio diminui com o aumento das forças de pré-tensão, por outro lado, na situação de repouso, as forças aplicadas nos cabos de amarração são mais elevadas, sendo, portanto, mais fácil exceder os limites de resistência desses cabos.

Por exemplo, no estudo experimental efectuado (ver capítulo 6), optou-se por analisar a influência de um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, não apenas por serem considerados os cabos para os quais esse tipo de medida é mais eficaz, mas também porque na condição de base (i.e. pré-tensões idênticas em todos os cabos de amarração) as regeiras eram os cabos de amarração mais solicitados do navio. Deste modo, com a opção de aumentar apenas as forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, procurou evitar-se o aumento das forças máximas aplicadas nas regeiras do navio, já significativamente solicitadas (acções predominantemente segundo a direcção longitudinal). Os resultados experimentais mostraram que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses conduz a uma importante redução da amplitude dos movimentos de avanço do navio, especialmente para solicitações do meio ambiente fracas a moderadas. Nestas condições o contacto do navio com as defensas é mais constante (ver secção 6.2.8.4 e Rosa Santos *et al.*, 2009b).

Importa acrescentar que as frequências naturais de oscilação do navio são também influenciadas pela alteração das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração. O aumento dessas forças conduz, regra geral, a um aumento das frequências naturais de oscilação do navio. Assim, o tensionamento ou o afrouxamento dos cabos de amarração pode permitir afastar as frequências naturais de oscilação do navio das frequências naturais da bacia portuária, ou das ondas de longo período incidentes. Este tipo de efeito pode contribuir muito favoravelmente para a redução dos movimentos de um navio amarrado numa bacia portuária frequentemente sujeita a importantes oscilações de baixa-frequência, bem como das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração. Na secção 3.7.3 foi apresentado um caso de estudo em que a alteração das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração (entre outras coisas) conduziu a uma significativa alteração (para pior) do comportamento do navio amarrado.

Na sequência do que foi referido, van der Molen *et al.*, 2006, após terem efectuado testes numéricos exploratórios, concluíram que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos utilizados na amarração do navio conduzia, fundamentalmente, a uma importante diminuição dos seus movimentos (sobretudo do avanço) e a um ligeiro aumento das forças máximas aplicadas nesses cabos. No entanto, nos casos em que as forças de pré-tensão utilizadas permitiram afastar o período natural do modo de oscilação de avanço das frequências ressonantes da bacia portuária, as forças máximas de amarração do navio foram também reduzidas.

A grandeza das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas não depende só da magnitude das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração, mas também do coeficiente de atrito nessa interface. Nas secções 6.2.8.5 e 6.3.10.2 é analisada a influência do tipo de superfície frontal da defensa no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" para duas condições de pré-tensão. As maiores reduções das amplitudes dos movimentos horizontais do navio foram observadas nos testes em que foram reproduzidas defensas de atrito elevado, e as forças de pré-tensão aplicadas nos traveses foram aumentadas comparativamente à situação de referência. Nessas condições as forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas são maiores. Por outro lado, concluiu-se que o aumento das forças de pré-tensão nos traveses conduz a melhores resultados quando as defensas instaladas no cais proporcionam um coeficiente de atrito elevado na interface com o casco do navio.

O conceito de amarração com pré-tensão (*tension mooring*) é baseado na aplicação de forças (iniciais) elevadas nos cabos de amarração, particularmente naqueles que são lançados segundo uma direcção sensivelmente perpendicular ao cais, ou seja, nos traveses, Figura 3.35. Este tipo de amarração visa a mobilização de forças de atrito na interface do navio com as defensas capazes de se oporem, de forma consistente, aos movimentos longitudinais do navio amarrado, Bruun, 1989. Para que funcione com a eficácia desejada é importante que as defensas possuam um coeficiente de atrito relativamente elevado segundo a direcção longitudinal.

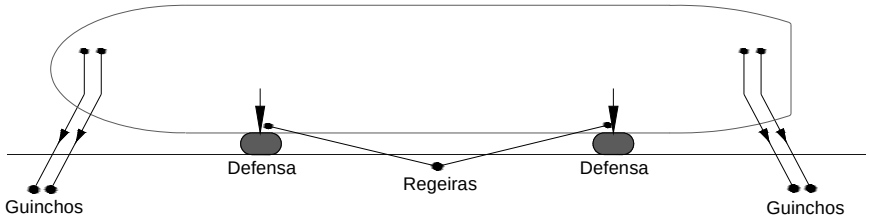


Figura 3.35 – Amarração do navio com recurso a guinchos instalados no cais, com o objectivo de aplicar forças de pré-tensão elevadas nos cabos de amarração, adaptado de Bruun, 1989.

No entanto, a existência de forças de pressão elevadas na interface entre o navio e as defensas pode ser desvantajosa para o comportamento do navio segundo os modos de oscilação verticais, nomeadamente para a arfagem, o balanço e o cabeceio. De facto, o desenvolvimento de forças de atrito nessa interface segundo a direcção vertical é prejudicial pois dificultam a adaptação da posição do navio em relação ao cais, face às alterações do nível de água (maré) ou do seu estado de carga (calado). Por outro lado, embora as ondas de curto período tenham uma influência desprezável em termos de movimentos do navio no plano vertical, torna-se importante ter em atenção a arfagem em resultado da acção das ondas de longo período (especialmente em caso de ressonância na bacia portuária). Deste modo, é desejável que o coeficiente de atrito nessa interface segundo a direcção vertical seja o mais pequeno possível, de modo a minimizar os esforços de corte aplicados na defensa. Bruun, 1989, apresenta algumas soluções que permitem a mobilização das forças de atrito pretendidas segundo a direcção longitudinal e evitar o tipo de problemas referidos. Algumas dessas soluções foram referidas na secção 2.3.2.2.

Importa ainda acrescentar que a utilização de forças de pré-tensão elevadas nos cabos de amarração, ainda que vantajosa no que concerne ao comportamento do navio amarrado, requer um controlo mais regular e rigoroso das suas condições de amarração, particularmente das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas. De facto, apenas com uma monitorização (ou inspecção) atenta dessas forças é possível ajustar as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos face às alterações das acções do ambiente marítimo-portuário, bem como do nível de maré e do estado de carga do navio, de forma a diminuir o risco de rotura dos cabos de amarração e das defensas, por sobre-tensionamento ou sobre-compressão, respectivamente.

Um aspecto importante da amarração com pré-tensão reside em saber qual o valor da força a aplicar em cada caso concreto. Relativamente a este assunto é importante ter presente que as forças que estão presentes quando o navio se começa a movimentar são mais pequenas do que as que ocorrem quando o sistema já adquiriu um momento linear considerável, Bruun, 1989. Deste modo, actuando numa fase inicial, quando as forças são ainda pequenas, o seu desenvolvimento pode ser condicionado, ou mesmo impedido, pela aplicação de forças de reacção adequadas: ao nível das forças nos cabos de amarração (actuação directa), ou através do desenvolvimento de forças de atrito na interface do navio com as defensas (efeito indirecto da aplicação de forças em alguns cabos de amarração). Regra geral, o último efeito é o que mais contribui para a redução da amplitude do movimento de avanço.

A eficácia destas intervenções no sistema de amarração na limitação da amplitude dos movimentos do navio depende, em grande medida, da capacidade dos guinchos de amarração. Bruun, 1989, refere que uma grande parte dos navios não possui guinchos instalados a bordo com a capacidade de aplicar nos cabos de amarração, as forças de pré-tensão necessárias à mobilização das forças de atrito na interface do navio com as defensas, requeridas para reduzir os seus movimentos até aos valores pretendidos. Por outro lado, muitas vezes estes guinchos não se encontram em condições de serem utilizados por falta de manutenção. Pelos motivos referidos, Bruun, 1989, refere que é preferível a instalação de guinchos de amarração no cais, com uma capacidade adequada às condições locais. Nesta situação, a manutenção e a operação desses dispositivos seriam da responsabilidade das equipas técnicas do porto. Importa referir que a partilha de responsabilidades entre a tripulação do navio e as equipas do porto, no que concerne à operação do sistema, quer durante a amarração do navio, quer enquanto o navio permanece amarrado, pode constituir um importante inconveniente à adopção deste tipo de solução. Na secção 2.3.5.2 foram apresentados alguns tipos de guinchos de amarração, e discutidas algumas vantagens e inconvenientes que lhes estão associadas.

Durante as operações de pré-tensionamento dos cabos de amarração do navio devem ser tidas em conta algumas recomendações. Por exemplo, a aplicação de forças de pré-tensão nas regeiras e nos traveses deve ser realizada de uma forma diferente. De facto, enquanto as regeiras se opõem aos movimentos de avanço segundo dois sentidos (sentido positivo - da popa para a proa, e sentido negativo - da proa para a popa), Figuras 2.42 e 3.15, os traveses só restringem os movimentos de deriva do navio com o sentido de afastamento do cais, OCIMF, 2008. O movimento de deriva no sentido do cais é contrariado pelas defensas e pelos duques d'Alba de acostagem. Assim, enquanto todos os traveses são solicitados mais ou menos em simultâneo, se as regeiras da proa do navio estão tensionadas, as regeiras da popa devem estar folgadas.

Na sequência do que foi referido, é importante ter em consideração que quando são aplicadas forças de pré-tensão nas regeiras, a componente que efectivamente se opõe aos movimentos de avanço do navio resulta, apenas, da diferença entre as forças aplicadas nas regeiras de proa e de popa. Deste modo, a aplicação de forças de pré-tensão muito elevadas nestes cabos pode reduzir a eficiência do sistema de amarração do navio. Por outro lado, se os ângulos de inclinação vertical das regeiras de proa e de popa forem muito diferentes, o navio pode deslocar-se ao longo do cais. O pré-tensionamento dos lançantes

de proa e de popa apresenta um desafio especial, pois devido à sua orientação, estes cabos podem ser pré-tensionados como se fossem regeiras ou traveses, dependendo da direcção que é mais crítica.

No pré-tensionamento dos cabos utilizados na amarração de um navio devem ser seguidas as seguintes recomendações, OCIMF, 2008:

- os cabos de amarração que se encontram folgados devem ser pré-tensionados em primeiro lugar;
- as forças de pré-tensão devem ser aplicadas num cabo de amarração de cada vez. Quando um cabo é pré-tensionado as forças aplicadas nos restantes cabos alteram-se. Assim, o pré-tensionamento de dois cabos em simultâneo pode originar resultados errados, ou até o sobre-tensionamento de alguns cabos;
- quando uma regeira é pré-tensionada, a regeira oposta também o deve ser, mas não em simultâneo. O tensionamento ou o afrouxamento de apenas um desses cabos pode originar a movimentação do navio ao longo do cais;
- a compressão das defensas deve ser inspeccionada, de uma forma regular, durante a fase de carga e de descarga do navio e nos locais em que a variação do nível da água (maré) é significativa. A sobre-compressão das defensas pode resultar ainda da aplicação de forças de pré-tensão muito elevadas nos traveses do navio.

Nos estudos experimentais realizados no âmbito desta dissertação de doutoramento, as recomendações apresentadas foram tidas em consideração durante as operações de ajuste das forças iniciais aplicadas nos dispositivos de simulação dos cabos de amarração do navio.

As forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração do navio devem ser inspeccionadas de uma forma regular, com o objectivo de verificar se todos os cabos partilham convenientemente as forças aplicadas no navio e se este está em contacto com as defensas. Se alguns cabos estiverem folgados, ou o navio não estiver em contacto com algumas defensas, a situação deverá ser corrigida rapidamente, tensionando os cabos de amarração apropriados, OCIMF, 2007.

Mesmo nas situações em que o navio é correctamente amarrado após a acostagem, e as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração são adequadas às condições do ambiente marítimo-portuário, a modificação dessas condições durante o período em que o navio permanece no cais (e.g. alterações da direcção do vento, do nível de maré, ou do estado de carga do navio), tornam necessário o ajuste dessas forças de pré-tensão, OCIMF, 2007.

3.7.4.4. Folga sob a quilha do navio

A folga sob a quilha do navio corresponde à distância, medida na vertical, entre o ponto mais baixo do casco do navio e o fundo do mar (ou de um porto), em águas paradas. Quando um navio se encontra amarrado no interior de uma bacia portuária, essa distância pode variar em resultado da modificação do nível de água junto ao cais (maré) ou do estado de carga do navio (calado). No que foi referido está implícito que os movimentos verticais do navio, por efeito das solicitações exteriores, são de pequena amplitude e podem ser desprezados. A modificação da folga sob a quilha do navio tem uma influência muito importante no seu comportamento hidrodinâmico.

A folga sob a quilha do navio tem influência na sua inércia adicionada e nas forças de amortecimento das suas oscilações. Estes dois conceitos foram já introduzidos na secção 3.3 e são importantes para compreender o comportamento de um navio em resposta às solicitações externas. O primeiro refere-se à massa de água que é acelerada pelo navio em oscilação, e se desloca em conjunto com este tornando-o mais pesado. Os coeficientes de amortecimento estão associados, como o próprio nome indica, ao amortecimento dos movimentos do navio por transferência de energia para as ondas criadas pelas suas oscilações (amortecimento por radiação).

Os coeficientes de inércia adicionada podem aumentar consideravelmente com a redução da folga sob a quilha do navio, em relação aos valores de águas profundas. Esse aumento da inércia adicionada tem como consequência um aumento generalizado dos períodos naturais de oscilação do navio, sobretudo da arfagem, do cabeceio, da deriva e da guinada. Os efeitos da diminuição da folga sob a quilha são sentidos com menos intensidade segundo os modos de avanço e de balanço, pois a inércia adicionada para estas oscilações é reduzida em relação à inércia do próprio navio (no ar), PIANC, 1995.

A influência da folga sob a quilha do navio nos coeficientes de massa adicionada (ou inércia adicionada) e de amortecimento relativos aos modos de deriva e de arfagem foi analisada qualitativamente por Van Oortmerssen, 1976, com base em resultados experimentais. Para tal foi utilizado o modelo físico de um navio tanque de 200 000 t de peso bruto construído à escala geométrica 1/82.5, tendo sido estudados 4 quocientes entre a profundidade de água e o calado do navio, δ: 1.05, 1.10, 1.20 e 2.00. A Figura 3.36 apresenta os coeficientes hidrodinâmicos determinados para o modo de oscilação de deriva, na seguinte forma adimensional,

$$a'_{22}(\omega) = \frac{a_{22}(\omega)}{\rho \nabla} \tag{3.104}$$

$$b'_{22}(\omega) = \frac{b_{22}(\omega)}{\rho \nabla \sqrt{\frac{g}{L}}} \tag{3.105}$$

em que $a'_{22}(\omega)$ representa o coeficiente de massa adicionada adimensionalizado para o modo de deriva em fase com a aceleração dessa oscilação, $b'_{22}(\omega)$ o coeficiente de amortecimento adimensionalizado para o modo de deriva em fase com a velocidade dessa oscilação, ω a frequência angular da oscilação, ρ a massa volúmica da água, ∇ o volume de água deslocado pelo navio, g a aceleração da gravidade e L o comprimento do navio.

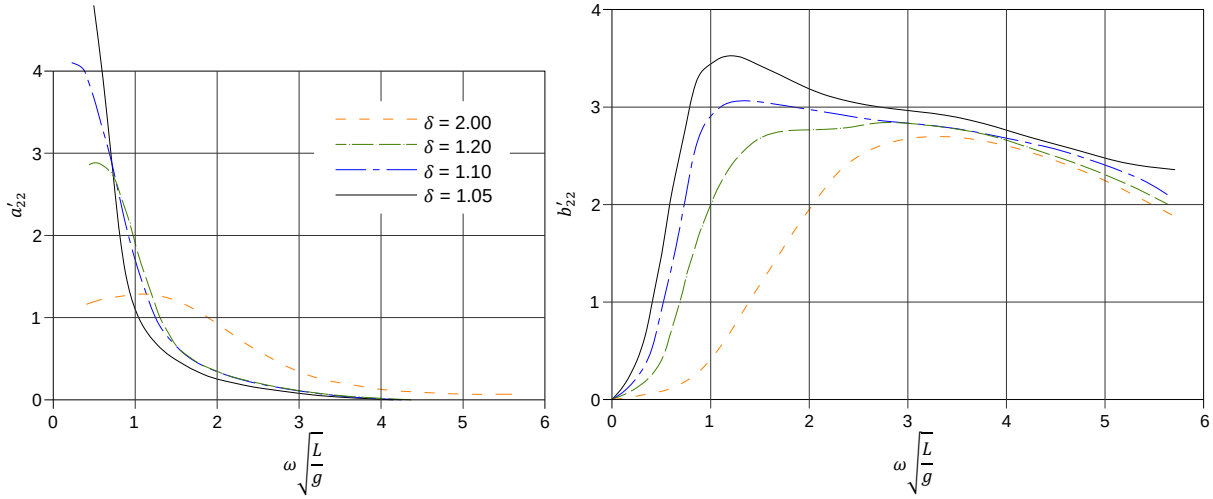


Figura 3.36 – Coeficientes de massa adicionada (esquerda) e de amortecimento (direita) para a oscilação de deriva, em função da profundidade de água, Van Oortmerssen, 1976.

Em conformidade com o que havia sido referido anteriormente, pode constatar-se que segundo o modo de deriva, a massa adicionada aumenta com a diminuição da folga sob a quilha do navio na gama das baixas-frequências, verificando-se o oposto na gama das altas-frequências, Figura 3.36. Além disso, a inclinação das curvas apresentadas aumenta consideravelmente com a diminuição da profundidade de água, enquanto o seu valor máximo se desloca no sentido das frequências mais baixas. Os coeficientes

de amortecimento das oscilações de deriva são também mais elevados em águas pouco profundas, mas com o aumento da frequência do movimento as várias curvas aproximam-se assimptoticamente. Van Oortmerssen, 1976, refere que os coeficientes hidrodinâmicos referentes aos modos de oscilação de avanço e de guinada devem apresentar um comportamento idêntico.

Os resultados obtidos para o modo de arfagem mostraram que os coeficientes hidrodinâmicos do navio aumentam com a redução da folga sob a quilha, no entanto a configuração das curvas que relacionam essas grandezas com a frequência da oscilação do navio não é praticamente alterada. O mesmo tipo de comportamento é esperado para os modos de oscilação de balanço e de cabeceio.

Em síntese, a folga sob a quilha tem uma influência importante nos coeficientes hidrodinâmicos do navio. Por outro lado, a dependência desses coeficientes da frequência da oscilação é mais notória em águas pouco profundas.

3.7.4.5. Estado de carga do navio

Como foi referido na secção anterior, a alteração do estado de carga do navio pode ter uma influência muito importante nos coeficientes hidrodinâmicos do navio, condicionando o seu comportamento. Por outro lado, as operações de carga e descarga originam alterações do deslocamento do navio, e da sua distribuição de massas, das quais resulta a modificação das suas frequências naturais de oscilação, que pode ser positiva se corresponder ao afastamento dessas frequências das frequências naturais do porto, ou das ondas de longo período características do local.

Os efeitos referidos são particularmente importantes quando se trata de carga pesada (e.g. petróleo, minérios), devido à grande alteração do deslocamento do navio durante as operações de movimentação de carga. No entanto, nalguns casos, é também importante analisar a influência dessas operações no comportamento de navios de carga leve amarrados.

van der Molen e Ligteringen, 2005, analisaram, com base em resultados de protótipo e de simulações numéricas, a influência do estado de carga de um navio transportador de LNG de 125 000 m^3, no seu comportamento depois de amarrado a um *jetty*. Os autores concluíram que apesar de a variação do calado deste tipo de navios ser relativamente pequena durante as operações de movimentação de carga, o comportamento do navio amarrado numa condição de carga máxima é significativamente diferente do seu comportamento em lastro, nomeadamente no que concerne à amplitude dos seus movimentos (especialmente do balanço) e das forças de amarração.

De facto, nesse tipo de navios, o peso da carga movimentada (LNG) é parcialmente compensado pela variação do volume de água de lastro, minimizando-se, assim, a variação do deslocamento do navio e do seu calado. No entanto, o período natural da oscilação de balanço é significativamente modificado, uma vez que os reservatórios de LNG se situam numa posição mais elevada do que os reservatórios de água de lastro. Assim, durante as operações de descarga do navio, a sua altura metacêntrica aumenta e o período natural de balanço diminuiu.

As alterações referidas, em conjunto com a aproximação do período natural da oscilação de balanço ao período de pico da agitação marítima incidente, na situação em que o navio está totalmente carregado, permitem explicar as diferenças encontradas, em particular o aumento de cerca de 440% da amplitude da oscilação de balanço, quando se passa da situação de navio em lastro para a condição de carregamento máximo. As amplitudes das oscilações de deriva e de guinada também aumentam significativamente, pois estes movimentos estão fortemente acoplados aos de balanço, devido à influência do sistema de amarração. A amplitude desses movimentos está intimamente ligada às forças aplicadas nos cabos de amarração do navio. Assim, esses resultados permitem também explicar o aumento de 200 a 300% das forças aplicadas nos traveses com o aumento de carga do navio.

Na sequência do trabalho realizado, van der Molen e Ligteringen, 2005, destacam a importância de, no estudo das condições de operacionalidade de terminais LNG, se analisar o comportamento do navio amarrado para diferentes condições de carga, em particular quando o terminal está exposto a agitação marítima com períodos de pico próximos do período natural da oscilação de balanço do navio.

O estado de carga do navio tem também influência na grandeza dos esforços devidos à acção do vento, das correntes e das ondas, na medida em que determina a sua superfície exposta a essas acções. Em geral, o aumento do deslocamento do navio (i.e. da carga) implica uma redução do seu bordo livre e um aumento do seu calado médio. Isto é, uma redução da área vélica do navio exposta à acção do vento, mas um aumento da área molhada do casco exposta à acção das correntes e das ondas. Na avaliação da resposta do navio é importante ter em consideração a influência da folga sob a quilha nos coeficientes de massa adicionada e de amortecimento.

3.7.4.6. Distância do navio a uma estrutura reflectora

A distância do navio a uma estrutura reflectora (cais, talude interior de uma obra de abrigo portuário) tem, à semelhança da folga sob a quilha, uma influência muito significativa nos coeficientes de massa adicionada e de amortecimento do navio. Van Oortmerssen, 1976, analisou experimentalmente e com um modelo numérico essa influência nos modos de deriva e de arfagem, considerados representativos dos movimentos horizontais e verticais do navio, respectivamente. Para tal foi usado o modelo de um navio tanque de 200 000 t de peso bruto, construído à escala 1/82.5 e posicionado paralelamente a um muro de paramento vertical sólido. Os testes foram realizados para um quociente entre a profundidade de água e o calado do navio igual a 1.2, tendo sido analisados seis afastamentos do navio ao muro. A Figura 3.37 apresenta os coeficientes hidrodinâmicos adimensionalizados determinados para o modo de oscilação de deriva (Equações (3.104) e (3.105)).

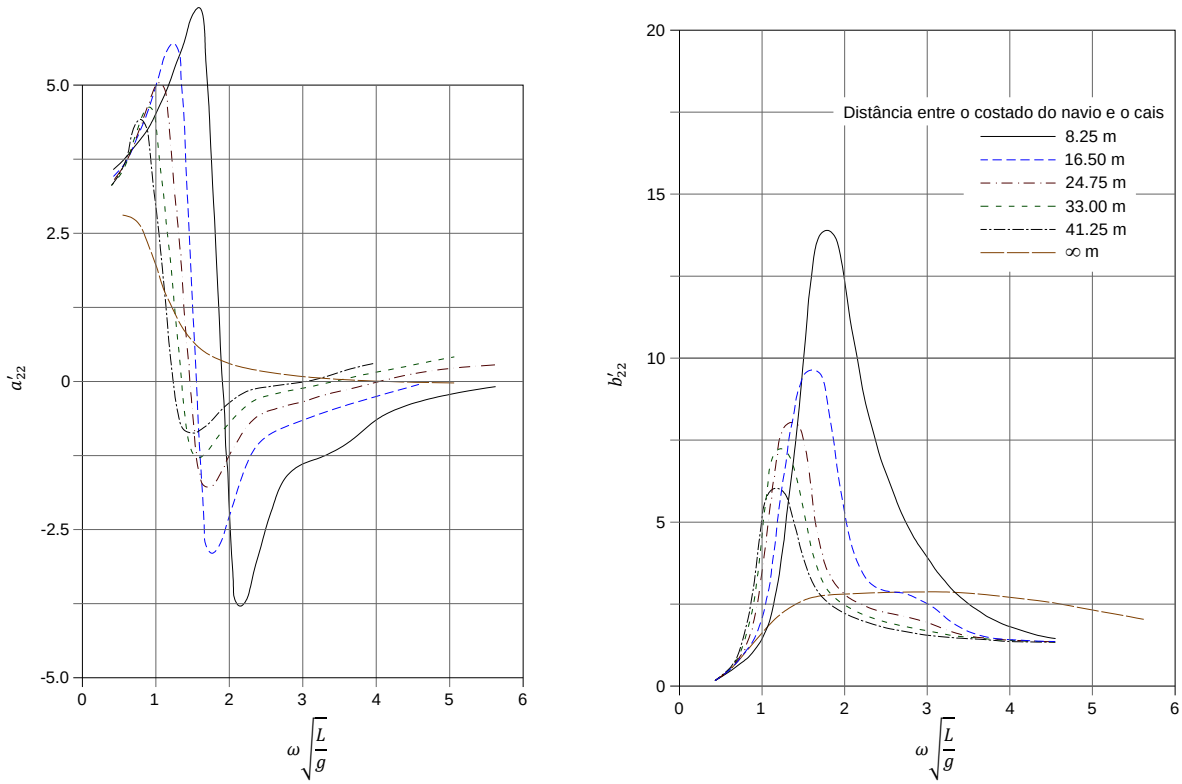


Figura 3.37 – Coeficientes de massa adicionada (esquerda) e de amortecimento (direita) para a oscilação de deriva, em função da distância do navio a uma estrutura reflectora (δ= 1.2), Van Oortmerssen, 1976.

Pode constatar-se que a presença do muro vertical tem, de facto, uma influência muito significativa nos coeficientes hidrodinâmicos do navio, Figura 3.37. Apesar de a influência do muro nos coeficientes de massa adicionada ser pequena nas frequências muito altas e muito baixas, nas frequências com mais interesse para o estudo do comportamento do navio por acção das ondas, esses coeficientes são muito influenciados pela distância do navio ao muro, Van Oortmerssen, 1976. Os resultados apresentados mostram, também, uma variação muito acentuada da massa adicionada nas frequências intermédias e a existência de coeficientes com valores negativos. Os coeficientes de amortecimento hidrodinâmico aumentam também muito consideravelmente com a redução da distância do navio ao muro.

A variação rápida dos coeficientes de massa adicionada e de amortecimento na presença do muro pode ser explicada pela ocorrência de uma ressonância do tipo "manométrico", que envolve escoamentos verticais entre o costado do navio e o paramento frontal do cais, assim como escoamentos transversais sob a quilha. Como foi referido anteriormente, a massa adicionada está associada à massa de água que é acelerada pelo navio em movimento, ou seja, a componente da força reactiva do fluido que está em fase com o movimento do navio. Na situação em análise, o movimento da água está em fase com o do navio de um dos lados da ressonância, mas em oposição de fase do outro, resultando em coeficientes de massa adicionada positivos nas baixas-frequências e negativos nas altas-frequências. Neste último caso, a massa de água existente entre o navio e o muro vertical funciona como uma espécie de mola. Na proximidade da frequência de ressonância do sistema, os escoamentos de água e a geração de ondas (por radiação) são mais intensos, o que permite explicar os picos observados nas curvas de amortecimento apresentadas nessas frequências, PIANC, 1995. Segundo o modo de oscilação de arfagem os resultados são, de um modo geral, idênticos.

Nas situações em que a estrutura de acostagem tem um paramento frontal aberto (e.g. ponte-cais), e se encontra afastada de quaisquer obras portuárias reflectoras, esse tipo de ressonância não tem condições para ocorrer, e os coeficientes de massa adicionada são sempre positivos. A dissipação de energia por atrito, no movimento da água sob a quilha do navio, tende a atenuar o tipo de efeitos analisados.

3.7.5. Determinação Aproximada do Comportamento de Navios Amarrados

Os modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados são ferramentas muito complexas (secção 3.5) e precisam de uma quantidade muito significativa de dados de base: condições de agitação marítima; características dos navios e dos sistemas de amarração a utilizar, configuração da bacia portuária, entre outros. Por outro lado, os estudos em modelo físico são habitualmente caros e demorados, e apenas justificáveis nas fases finais de projecto.

Deste modo, nas fases preliminares do projecto de um porto ou de um terminal portuário, a utilização de expressões simplificadas para a avaliação, aproximada, da amplitude dos movimentos de um navio amarrado e das forças máximas nos elementos do seu sistema de amarração é vantajosa, Ligteringen e Moes, 2001. De facto, essas expressões permitiriam fazer uma análise comparativa rápida de vários *layouts* portuários e de soluções para o sistema de amarração do navio, numa fase em que as incertezas associadas a muitos dos parâmetros de projecto são ainda relativamente grandes.

Muitas das formulações existentes, com condições de aplicação mais ou menos limitadas, baseiam-se na aproximação do complexo sistema dinâmico constituído pelo navio amarrado a um sistema massa-mola, de apenas um grau de liberdade. Essas formulações são posteriormente ajustadas a resultados de testes experimentais e/ou resultados de medições no protótipo. Regra geral, o problema em análise é melhor caracterizado com base em resultados experimentais do que a partir de medições no protótipo. Com efeito, neste último caso, é mais difícil caracterizar convenientemente as condições de agitação, o sistema de amarração e o estado do navio. As condições de teste são também mais limitadas.

A partir da evidência empírica de que existe uma relação entre a amplitude dos movimentos de avanço do navio amarrado e a altura das ondas de longo período, Mol *et al.*, 1986, apresentaram uma equação para a determinação (aproximada) da amplitude significativa desse movimento, que é dada por,

$$X_{A,S} = C_A \, H_{S,lp} \sqrt{\frac{g \, M}{d \, K_t}} \tag{3.106}$$

em que $X_{A,S}$ representa a amplitude significativa dos movimentos de avanço (m), C_A um coeficiente adimensional que varia usualmente entre 1 e 3, com um valor médio de 1.7, $H_{S,lp}$ a altura significativa das ondas de longo período livres e ligadas (m), g a aceleração da gravidade (m/s^2), M a massa do navio (t), d a profundidade de água (m) e K_t a rigidez do sistema de amarração segundo a direcção longitudinal (kN/m). Como os elementos do sistema de amarração apresentam, usualmente, curvas de força-deformação não-lineares, o troço dessa curva utilizado na definição da rigidez K_t tem influência nos resultados da equação.

Ligteringen e Moes, 2001, analisaram a utilidade e a precisão da Equação (3.106) na determinação da amplitude dos movimentos de navios amarrados com base em resultados de medições no protótipo e de testes em modelo físico. Os dados de protótipo eram referentes ao terminal mineraleiro do *Port of Saldanha*, na África do Sul, no qual foram realizadas, na década de 80, medições dos movimentos de navios amarrados e das condições de agitação marítima, quer na entrada do canal de navegação de acesso ao porto, quer junto ao terminal (neste caso incluindo ondas de curto e de longo períodos). Esse terminal está preparado para receber navios com um porte bruto compreendido entre as 140 000 e as 300 000 t. Os autores concluíram que os valores de C_A deveriam estar compreendidos entre 2 e 4, ou seja, ser ligeiramente superiores aos valores já apresentados anteriormente. Depois de aplicarem uma relação idêntica à da Equação (3.106) aos modos de oscilação de deriva e de guinada, Ligteringen e Moes, 2001, constataram que no primeiro caso o coeficiente adimensional apresentava um intervalo de variação similar ao do modo de avanço, enquanto no segundo caso esse coeficiente variava entre 1 e 2.

Os resultados experimentais eram referentes ao comportamento de um navio graneleiro de 65 000 t de porte bruto amarrado no interior do *Coega Harbour*, na África do Sul. O estudo foi realizado para uma escala geométrica 1/100, tendo sido medidas as condições de agitação marítima e os movimentos do navio. Após o ajuste da Equação (3.106) aos resultados experimentais foi concluído que os valores de C_A estavam compreendidos entre 1.0 e 1.8. Este intervalo é consistente com o que foi indicado por Mol *et al.*, 1986. A boa concordância entre os resultados experimentais e a Equação (3.106) permite ainda concluir que a resposta do navio segundo o modo de avanço não é sensível ao período de onda de pico do espectro (componente de curto período), Ligteringen e Moes, 2001. Os autores referem ainda que o coeficiente C_A está relacionado com a rigidez do sistema de amarração: quando a rigidez desse sistema é pequena deve ser adoptado um valor de C_A mais baixo.

Os resultados do estudo em modelo físico referido foram ainda utilizados para definir novas equações empíricas, que procuram relacionar as características da agitação e a amplitude de três movimentos elementares do navio amarrado: avanço, deriva e balanço. Na abordagem seguida considerou-se que os movimentos de avanço são apenas governados pela energia de baixa-frequência, que a resposta do navio no modo de deriva apresenta uma componente de baixa-frequência e outra de alta-frequência (devido ao acoplamento com o balanço), e que o balanço resulta, essencialmente, da acção das ondas de curto período, podendo a parcela de baixa-frequência ser desprezada, Ligteringen e Moes, 2001.

Para os movimentos de avanço foi definida a seguinte relação,

$$X_A = 10 \, H_{S,lp} \tag{3.107}$$

em que X_A representa a amplitude dos movimentos de avanço do navio (m) e $H_{S,lp}$ a altura significativa das ondas de longo período (m). Esta equação é válida para estados de agitação com períodos de onda de pico entre 10 e 18 s.

A relação determinada para os movimentos de balanço é dada por,

$$X_B = C_B \, H_{S,cp} \tag{3.108}$$

em que X_B representa a amplitude dos movimentos de balanço do navio (graus), $H_{S,cp}$ a altura de onda significativa junto ao terminal, considerando apenas a componente do espectro de variância relativa à ondulação (m), e C_B um coeficiente que é função do período de onda de pico.

O coeficiente C_B tende para zero para períodos de onda de pico pequenos, apresenta um valor máximo de cerca de 7 na proximidade do período natural da oscilação de balanço (igual a 12 s nas condições analisadas), e para estados de agitação marítima com períodos de onda de pico superiores a 13 s tende a estabilizar em torno de 5. A componente de baixa-frequência do espectro da agitação aparentemente não tem uma influência significativa no movimento do navio segundo o modo de balanço. A equação anterior mostra que, para um dado período de onda de pico, a relação entre a amplitude do movimento de balanço e a altura de onda significativa da ondulação (apenas) é linear.

A relação determinada para os movimentos de deriva é dada por,

$$X_D = C_D \, H_S \tag{3.109}$$

em que X_D representa a amplitude dos movimentos de deriva do navio amarrado (m), H_S a altura de onda significativa do estado de agitação marítima, incluindo a ondulação e a componente de longo período (m), e C_D um coeficiente que depende do período de onda de pico, T_P, e que pode ser determinado com base em,

$$C_D = 0.15 \, T_P - 0.5 \quad \text{para} \quad 10 \, s < T_P < 20 \, s \tag{3.110}$$

Importa ainda referir que na proximidade do período natural da oscilação de balanço (12 s), devido ao acoplamento entre esse modo de oscilação e o de deriva, o valor de C_D dado pela Equação (3.110) deve ser acrescido de 0.4, para ter em conta esse efeito e estimar correctamente a amplitude da oscilação de deriva.

Na sequência dos trabalhos apresentados anteriormente, van der Molen *et al.*, 2003a, procuraram obter equações simplificadas que permitissem estimar a amplitude dos movimentos de guinada e as forças aplicadas nos traveses do navio, a partir das condições de agitação junto ao terminal e das dimensões do navio amarrado. Essas relações foram definidas com base em resultados de simulações numéricas do comportamento de navios amarrados no interior de um porto, depois de estas terem sido validadas com os resultados de medições no protótipo das forças máximas aplicadas nos cabos de amarração do navio. A validade do método apoia-se no facto de as forças máximas aplicadas nos traveses resultarem sobretudo dos movimentos de guinada experimentados pelo navio.

Na definição dessas equações, van der Molen *et al.*, 2003a, procuraram incluir os parâmetros que mais condicionam as oscilações de guinada, nomeadamente as dimensões do navio e a sua massa, a rigidez das defensas e dos cabos de amarração, as características da agitação marítima (altura de onda, período de onda, direcção) e a profundidade da água. A expressão determinada para os movimentos de guinada é dada por,

$$X_{G,S} = C_G \, |\sigma - 180º| \, \frac{T_P \sqrt{gd}}{L_{PP}} \left(\frac{T_P \sqrt{gd}}{L_{PP}} - 0.4 \right) \frac{H_S}{c} \tag{3.111}$$

em que $X_{G,S}$ representa a amplitude significativa dos movimentos de guinada do navio (graus), C_G um coeficiente adimensional, σ o ângulo de incidência da agitação relativamente ao navio (graus), T_P o período de onda de pico do espectro da ondulação (s), g a aceleração da gravidade (m/s^2), d a profundidade da água (m), L_{PP} o comprimento do navio entre perpendiculares (m), c o calado do navio (m) e H_S a altura de onda significativa do espectro da ondulação (m). No que concerne ao ângulo de incidência da agitação no navio, a convenção é de 180º para ondas pela proa (ondas de vante). O valor do coeficiente C_G varia entre 0.4 e 0.7, tendo o valor médio de 0.6.

Os resultados da Equação (3.111) devem ser compreendidos como limites superiores da amplitude dos movimentos de guinada, pois a influência da rigidez do sistema de amarração é considerada de uma forma conservativa. Essa equação é válida para,

- navios transportadores de LNG com portes compreendidos entre 70 000 e 170 000 m^3;
- ângulos de incidência da agitação em relação ao navio, σ, entre 135º e 170º e entre 190º e 225º;
- períodos de onda de pico entre 12 e 22 s;
- profundidades de água entre 1.25 c (~14 m) e 2.0 c (~22 m);
- no caso de as ondas incidirem pela popa do navio, a amplitude das oscilações de guinada deve ser aumentada 10 a 20%.

As forças aplicadas nos traveses do navio podem ser estimadas com base em,

$$F_{i,S} = F_{PT,i} + K_i \, X_G \, |x_i| \tag{3.112}$$

em que $F_{i,S}$ representa a força significativa aplicada no través i (N), $F_{PT,i}$ a força de pré-tensão aplicada nesse cabo de amarração (N), K_i a rigidez do cabo i segundo a direcção transversal ao cais (N/m), $X_{G,S}$ a amplitude significativa das oscilações de guinada (radianos) e x_i a distância do ponto de passagem do través i para o exterior do navio em relação ao seu eixo transversal (m). Nesta equação assume-se que os traveses são lançados perpendicularmente ao eixo longitudinal do navio

O conjunto de expressões apresentadas permite estimar, numa primeira aproximação e de uma forma relativamente simples, alguns dos movimentos do navio amarrado. No entanto, é importante frisar que essas expressões foram estabelecidas com base em resultados de testes em modelo físico, medições no protótipo e simulações numéricas, obtidos em condições muito específicas. Ainda que em alguns casos tenha havido a preocupação de estender o campo de aplicação dessas equações a uma gama alargada de condições, a sua utilização num determinado caso concreto deve ser realizada com cuidado. Com efeito, o comportamento de um navio amarrado em resposta às acções do ambiente marítimo-portuário é muito complexo. Por outro lado, a importância dessas acções varia de local para local.

Na definição das condições de teste das duas fases do estudo em modelo físico (capítulo 6) procurou-se, na medida do possível, incluir um conjunto relativamente amplo de condições de agitação marítima (sobretudo alturas e períodos de onda) e de sistemas de amarração do navio. O conjunto de resultados experimentais obtidos poderia, numa fase posterior, ser usado na verificação de algumas das equações apresentadas anteriormente e, eventualmente, no desenvolvimento de outras, mais adequadas ao caso estudado.

3.7.6. Medidas Mitigadoras e Correctivas não Convencionais

Como foi referido nas secções anteriores, as ondas de longo período podem facilmente penetrar nas zonas mais abrigadas dos portos e originar oscilações de baixa-frequência da massa de água das bacias portuárias, com consequências graves ao nível das condições de operacionalidade e de segurança dos terminais existentes. Na secção 3.2.2.6 foram já apresentadas algumas medidas preventivas/correctivas para lidar com esse tipo de problemas, que passavam pela alteração do comportamento hidrodinâmico

do porto, pela modificação das características do sistema de amarração do navio, e pelo planeamento das entradas e saídas do navio do porto (ou do terminal) com base em previsões (ou na monitorização) das ondas de longo período. Importa referir que a construção de estruturas de dissipação (e.g. praias) e de abrigo (e.g. quebramares) tem, usualmente, uma eficiência reduzida para este tipo de ondas.

A presente secção visa apresentar sucintamente algumas soluções menos convencionais, que procuram diminuir o nível de sensibilidade dos navios amarrados à energia de baixa-frequência de um espectro de agitação marítima. Na secção 3.7.4.2 foi referido que a modificação das características do sistema de amarração permitia evitar (ou minimizar) a amplificação ressonante dos movimentos do navio, por efeito da acção directa das ondas de longo período, ou das oscilações ressonantes da bacia portuária. Neste tipo de intervenção não há qualquer interferência com o comportamento hidrodinâmico do porto (a ocorrência de seichas é permitida) e, regra geral, os custos envolvidos são relativamente pequenos. A forma mais básica de por essa solução em prática consiste em fornecer ao navio cabos de amarração de características elásticas apropriadas, de modo a modificar os períodos naturais de oscilação do navio, quando este se encontrar na eminência de entrar em ressonância. A alteração das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração pode produzir efeitos idênticos.

O sistema de redução das oscilações de avanço de baixa-frequência de um navio amarrado apresentado por Yoneyama *et al.*, 2004b e 2006, apoia-se no princípio que foi referido anteriormente, no entanto, o controlo da rigidez do sistema de amarração é realizado de uma forma automática. O sistema assenta no pressuposto de que os cabos utilizados na amarração do navio são compostos pela junção, em série, de dois cabos com características de elasticidade diferentes: um rígido (e.g. de aço) e o outro flexível (e.g. poliamida). Neste caso, o primeiro cabo é a extremidade de amarração (lançada para terra) e o segundo o cabo principal.

A alteração da rigidez do sistema de amarração, e, por conseguinte, dos períodos naturais de oscilação do navio, resulta da modificação do quociente entre os comprimentos da extremidade de amarração e do cabo principal. Ou seja, apesar de o comprimento total de um dado cabo de amarração do navio ser mantido sensivelmente constante, os comprimentos dos dois cabos que o constituem são alterados de modo a modificar a rigidez do conjunto. O ajuste do comprimento desses cabos é feito por guinchos de amarração instalados no cais e a bordo do navio. Os primeiros são controlados automaticamente por um computador e são uma das componentes centrais do sistema desenvolvido, enquanto os segundos, normalmente já disponíveis a bordo do navio, são controlados manualmente.

O controlo dos guinchos instalados no cais é feito por um *software* específico que analisa os registos dos movimentos de avanço do navio amarrado e da elevação da superfície livre da água. Quando se prevê a ocorrência de movimentos de baixa-frequência, ou quando estes já foram iniciados, o sistema automaticamente acciona os guinchos do cais. Os guinchos do navio são controlados de forma manual e em simultâneo com os de terra. A modificação da rigidez do sistema de amarração permite afastar o período natural da oscilação de avanço dos períodos predominantes das oscilações de longo período. O modo de funcionamento deste sistema de redução das oscilações de avanço de baixa-frequência está esquematizado na Figura 3.38. Importa acrescentar que o sistema não controla directamente as forças aplicadas nos cabos de amarração.

A eficiência do sistema de redução das oscilações de longo período de navios amarrados foi verificada experimentalmente, num modelo construído à escala geométrica 1/50. Para tal foi utilizado o modelo de um navio de 50 000 t de peso bruto, amarrado com uma versão simplificada do sistema. No modelo físico foram reproduzidos quatro guinchos de amarração e os respectivos equipamentos de controlo, assim como os cabos de amarração (mistos). Na instalação experimental foram gerados agrupamentos de ondas bicromáticos, os quais possuem perturbações de longo período associadas que podem induzir

movimentos do navio de baixa-frequência. Importa acrescentar que não foi instalada qualquer praia de dissipação na extremidade do tanque oposta à do sistema de geração, e que as ondas reflectidas nessa fronteira não eram absorvidas por esse sistema. O navio foi posicionado numa linha nodal do sistema de ondas estacionárias desenvolvido no interior do tanque, para que os seus movimentos pudessem ser amplificados. Durante os testes foram medidos os movimentos do navio, as condições de agitação, as forças aplicadas nos cabos de amarração e a sua variação de comprimento. Na primeira fase do estudo, os guinchos instalados no cais foram controlados manualmente, Yoneyama *et al.*, 2004b, enquanto na segunda esse controlo foi realizado de forma automática, por um *software* específico, Yoneyama *et al.*, 2006, tal como foi inicialmente idealizado.

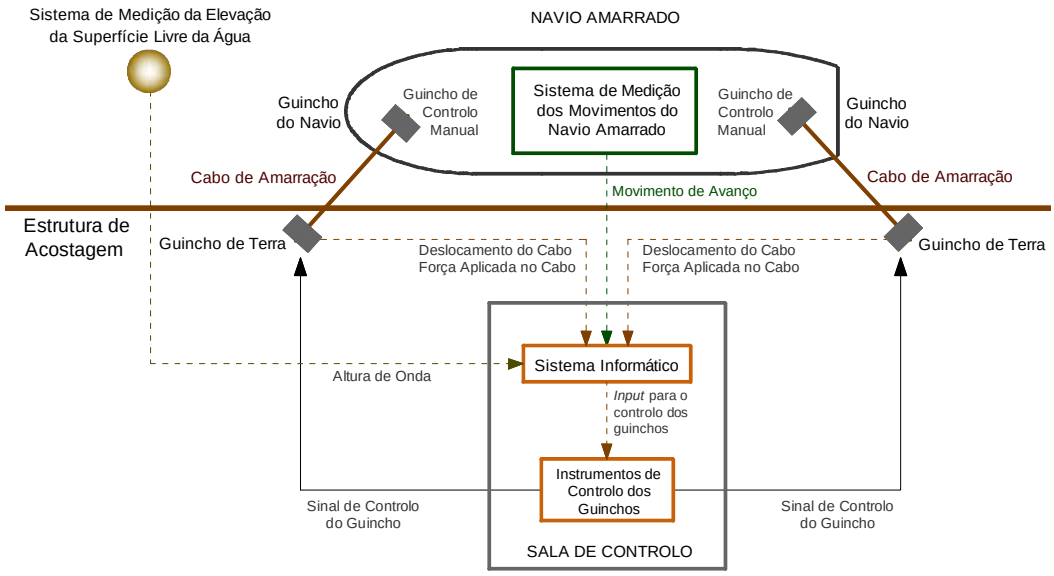


Figura 3.38 – Esquematização do funcionamento do sistema de redução das oscilações de avanço de baixa-frequência do navio (adaptado de Yoneyama *et al.*, 2006).

A análise dos resultados experimentais mostrou que a utilização do sistema de redução das oscilações de baixa-frequência do navio permite obter reduções da amplitude do movimento de avanço de cerca de 35 a 45%. Estes valores podem aumentar para cerca de 90 a 95% quando o sistema é utilizado e, ao mesmo tempo, as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração são aumentadas. O aumento dessas forças, isoladamente, permite obter reduções da amplitude dos movimentos de avanço de cerca de 60 a 65%, Yoneyama *et al.*, 2004b. Os resultados dos testes realizados com o sistema em modo de operação automática dos guinchos de amarração (computador) são, regra geral, consistentes com os obtidos na fase anterior (Yoneyama *et al.*, 2006).

Os períodos de oscilação do navio não sofrem, contudo, alterações significativas com a utilização do sistema. Isto deve-se ao facto de a resposta do navio amarrado ter lugar, essencialmente, na frequência das ondas de longo período (ligadas) excitantes, e não na frequência natural do modo de oscilação de avanço, que é alterada pelo sistema de redução das oscilações de baixa-frequência do navio. No entanto, quando o sistema é usado e são aumentadas as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração, ocorre uma alteração mais significativa dos períodos de oscilação do navio.

Importa ainda acrescentar que as forças aplicadas nos cabos de amarração diminuem com a utilização do sistema desenvolvido. No entanto, durante o ajuste da rigidez dos cabos de amarração, ocorre um

ligeiro aumento dessas forças. Além disso, nos casos em que as forças de pré-tensão são aumentadas, as forças aplicadas nos cabos são, naturalmente, mais elevadas do que na situação de referência.

Yoneyama *et al.*, 2006, fazem referência ao facto de já estar planeada a realização de testes do sistema num porto japonês, de forma a verificar a sua eficiência no protótipo.

O sistema apresentado por Yoneyama *et al.*, 2004b e 2006, tem, de facto, características inovadoras, e os resultados experimentais deixam poucas dúvidas quanto ao seu potencial como medida mitigadora dos efeitos das ondas de longo período nos navios amarrados. A viabilidade do sistema pode, contudo, ser posta em causa por algumas questões de ordem prática. Por exemplo, um dos pontos mais sensíveis do sistema está possivelmente relacionado com a necessidade de os guinchos de amarração instalados no cais e no navio terem um funcionamento simultâneo; os primeiros controlados automaticamente e os segundos de forma manual. Se, por alguma razão, a velocidade de recolha do cabo num dos guinchos do navio é inferior à velocidade com que o guincho instalado no cais o desenrola, o comprimento útil desse cabo aumenta momentaneamente, e o navio passa a poder experimentar movimentos de maior amplitude.

As questões relacionadas com a instalação de dispositivos de amarração no cais operados por pessoal da equipa técnica do porto foram já discutidas na secção 2.5, nomeadamente no que diz respeito à responsabilização parcial do porto pela ocorrência de problemas com os navios depois de amarrados. Por outro lado, os cabos necessários à amarração do navio, ainda que conceptualmente idênticos aos cabos mistos apresentados na secção 2.3.3.3, devem apresentar extremidades de amarração de grande comprimento e com uma rigidez superior à do cabo principal, situações que não são usuais. Por fim, existe sempre alguma inércia, da parte de qualquer uma das entidades decisoras, quando se trata da introdução de sistemas de amarração de características não convencionais.

O sistema *MoorMaster*^{TM}, apresentado na secção 2.5, pode ser considerado uma solução mitigadora dos efeitos das ondas de longo período no comportamento de navios amarrados. Com efeito, van der Molen e Moes, 2009, referem que a instalação desse sistema num terminal de contentores do *Port of Salalah*, Oman, permitiu eliminar quase completamente os problemas associados a esse tipo de ondas. Referem ainda que os desenvolvimentos e a experiência adquirida com o sistema devem ser seguidos com atenção, uma vez que o mesmo pode constituir uma solução válida para a resolução de problemas do mesmo tipo em vários portos da África do Sul.

A influência da aplicação de uma força horizontal, paralela ao eixo longitudinal do navio e de sentido oposto ao da velocidade de avanço, na amplitude dos movimentos de avanço de um navio amarrado, induzidos pela acção de ondas (monocromáticas) de longo período, foi avaliada, a partir de resultados de simulações numéricas, por Santos, 2005 e 2006. Essa força seria aplicada por um dispositivo de apoio à amarração, que seria sensível à velocidade de avanço do navio e aplicaria uma força constante e de sentido oposto ao desta velocidade. Para efeitos de simulação numérica, a actuação do dispositivo referido seria equivalente à introdução de uma força de atrito adicional. Os estudos foram realizados com o intuito de analisar a eficácia de algumas soluções menos frequentes na melhoria das condições operacionais do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, e foram apresentados sumariamente na secção 5.8. Em geral, os resultados obtidos mostraram que o aumento da força de atrito adicional conduz a uma diminuição da amplitude dos movimentos de avanço do navio.

A utilização de guinchos de amarração automáticos (solução do tipo da que foi referida anteriormente) pode também possibilitar a redução da amplitude dos movimentos do navio e das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, quando sujeito a ondas de longo período. A eficácia desse tipo de dispositivos foi analisada por Santos, 2007, 2008a e 2008b, com base em resultados de simulações numéricas do comportamento de um navio petroleiro amarrado, sob a acção de ondas de longo período

regulares de vante. Nesses trabalhos foram considerados guinchos de tensão automática normais (nos quais a força aplicada no desenrolar do cabo é superior aquela que é exercida ao enrolar o mesmo), guinchos de tensão constante e guinchos que produzem o designado atrito de *Coulomb* (o guincho não exerce qualquer força ao recolher o cabo de amarração, ou seja, a *recovering force* é igual a zero).

Os resultados obtidos permitiram concluir que os guinchos de tensão constante são mais eficientes se forem aplicados nos traveses do navio. Por outro lado, os guinchos associados aos cabos de amarração com uma direcção paralela ao eixo longitudinal do navio são os mais eficazes na redução da amplitude dos movimentos de avanço. Segundo esse modo de oscilação, os guinchos que produzem o designado atrito de *Coulomb* são os que requerem a aplicação de forças máximas menores nos cabos de amarração para imobilizar o navio, ou para reduzir a amplitude dos seus movimentos para um determinado valor de referência.

A secção 2.3.5.2 apresenta alguns aspectos práticos relacionados com o funcionamento dos guinchos de amarração automáticos.

CAPÍTULO 4

INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL E TÉCNICAS DE MEDIÇÃO

4. INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL E TÉCNICAS DE MEDIÇÃO

4.1. INTRODUÇÃO

O comportamento de navios amarrados em portos começou por ser inferido a partir das características da agitação junto ao posto de acostagem, obtidas a partir de estudos em modelo físico, efectuados sem navios e com ondas regulares. Apenas mais tarde foi reconhecida a importância de realizar esses testes com agitação irregular, mais próxima da realidade. A dificuldade de caracterizar o comportamento do navio com base, apenas, numa altura de onda, contribuiu, de uma forma decisiva, para a introdução do modelo do navio nos estudos em modelo físico, Rita, 1984.

A modelação física, de uma forma geral, pode ser utilizada como ferramenta de estudo, optimização e verificação do dimensionamento de obras portuárias. De um modo complementar, pode ainda permitir o desenvolvimento do conhecimento em áreas relacionadas com o comportamento hidrodinâmico dos portos e dos navios amarrados no seu interior, por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário.

Com efeito, os modelos à escala, apesar de serem uma reprodução simplificada da realidade física (ou protótipo), permitem a reprodução dos fenómenos físicos que governam o comportamento de navios amarrados em portos. No entanto, para que os resultados de um modelo físico possam ser usados com segurança, quer para fins de projecto, quer de investigação, é necessário garantir que todas as variáveis com interesse para o estudo estão correctamente reproduzidas no modelo e que este é preciso, realista e seguro, Davies *et al.*, 2001.

As condições para que um modelo físico reproduza todos os aspectos do fenómeno em estudo são as condições de semelhança, a qual, idealmente, deve ser completa (secção 4.3.2). Para que se cumpram as condições de semelhança é necessário que a importância relativa das diferentes forças que intervêm nos fenómenos em estudo seja a mesma no modelo e no protótipo. Do quociente entre as diferentes forças presentes e as forças de inércia resultam os critérios de semelhança, que podem ser utilizados, quer como suporte à concepção e ao dimensionamento dos modelos físicos, quer na interpretação dos resultados experimentais.

Na prática, raramente é possível conseguir uma semelhança completa entre o modelo e o protótipo, optando-se por reproduzir no modelo apenas as acções com mais interesse para o problema em estudo. No caso do comportamento de navios amarrados, as forças de inércia que actuam no escoamento são contrabalançadas, essencialmente, pelas forças que resultam da acção da gravidade, enquanto as forças que actuam nos elementos do sistema de amarração são de natureza elástica. Assim, os respectivos modelos são usualmente construídos e operados de acordo com os critérios de semelhança de *Froude* e de *Cauchy*. Os efeitos de escala resultam da impossibilidade de compatibilizar todos os tipos de forças presentes, e têm de ser controlados e minimizados. Quanto maior for o factor de escala a que o modelo físico é construído, menores serão esses efeitos. No entanto, há outras condicionantes que devem ser tidas conta na selecção da escala do modelo (secção 4.3.3).

A melhor forma de assegurar a qualidade dos resultados experimentais é através da calibração global do modelo físico utilizando dados de protótipo, o que raramente é possível na prática, pelo que se opta, usualmente, pela calibração individual de cada uma das suas componentes, Davies *et al.*, 2001. Assim, este capítulo aborda as principais componentes dos modelos físicos estudados, dando especial enfoque aos procedimentos de calibração das mesmas.

O rigor com que as condições de agitação marítima são reproduzidas no modelo físico é um aspecto de particular importância no estudo do comportamento de navios amarrados. Na secção 4.4 é feita a caracterização do sistema de geração e aquisição de agitação marítima instalado no tanque de ondas da

FEUP, e dos vários métodos (ou técnicas) de geração de ondas disponíveis. Pela sua importância para o tipo de problemas em estudo, nessa caracterização, é dada uma especial atenção à aleatoriedade da agitação, ao comprimento da sequência aleatória (duração do teste ou da tempestade) e aos efeitos de segunda ordem (*set-down*). É ainda apresentado o sistema de absorção activa da reflexão, sendo feita referência ao seu papel no presente estudo.

Compreendida a importância de avaliar o comportamento do navio amarrado com base na amplitude dos seus movimentos e na magnitude das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração (capítulo 3), torna-se necessário dispor, na instalação experimental, de sistemas que permitam medir essas grandezas no modelo. Os movimentos do navio amarrado, segundo cada um dos seus seis graus de liberdade, foram medidos com um sistema baseado em tecnologia de detecção óptica, composto por três câmaras digitais de infra-vermelhos (secção 4.5.2). Em testes preliminares foi também usado um sistema constituído por seis sensores laser de deslocamentos (secção 4.5.3). Os dois sistemas recorrem a tecnologia não intrusiva, não necessitando de qualquer contacto directo com o modelo do navio. As forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração foram medidas através de um conjunto de dez transdutores de força, dotados de um extensómetro. O sistema de aquisição de forças está integrado no sistema de aquisição de agitação marítima (secção 4.6.2).

Para automatizar a análise das séries temporais dos movimentos do navio e das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, foram desenvolvidas rotinas de cálculo em *MatLab*. Estas são apresentadas nas secções 4.5.4 e 4.6.3, e incluem módulos destinados à análise estatística, espectral e da distribuição em frequência desses registos.

4.2. INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL

4.2.1. DESCRIÇÃO GERAL DA INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL

Os testes experimentais foram efectuados no tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica (LH) da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Figura 4.1. Este tanque apresenta 28 m de comprimento, 12 m de largura e 1.2 m de altura. Na zona central do tanque de ondas existe um fosso com um 1.5 m de profundidade, 2 m de largura e 4.5 m de comprimento.

Figura 4.1 – Laboratório de Hidráulica da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

No âmbito do presente trabalho experimental foram utilizados três sistemas: o de geração de agitação marítima; o de aquisição de agitação marítima, das forças nos elementos do sistema de amarração e dos movimentos do navio amarrado através de um conjunto de sensores laser; e o de medição dos movimentos do navio através de três câmaras digitais de infra-vermelhos (sistema *Qualisys*). A Figura 4.2 apresenta o organograma de funcionamento destes sistemas.

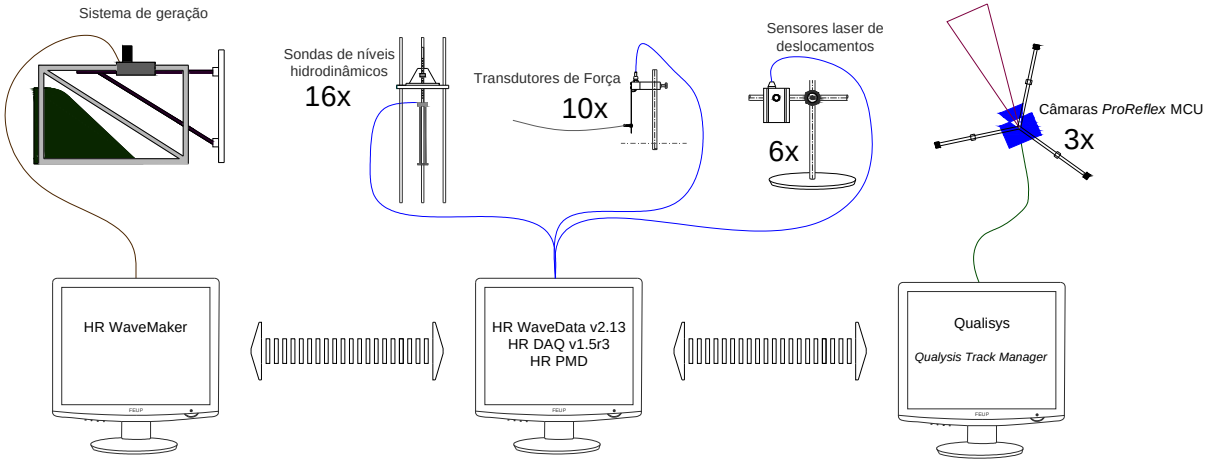


Figura 4.2 – Organigrama de funcionamento dos três sistemas utilizados no estudo experimental.

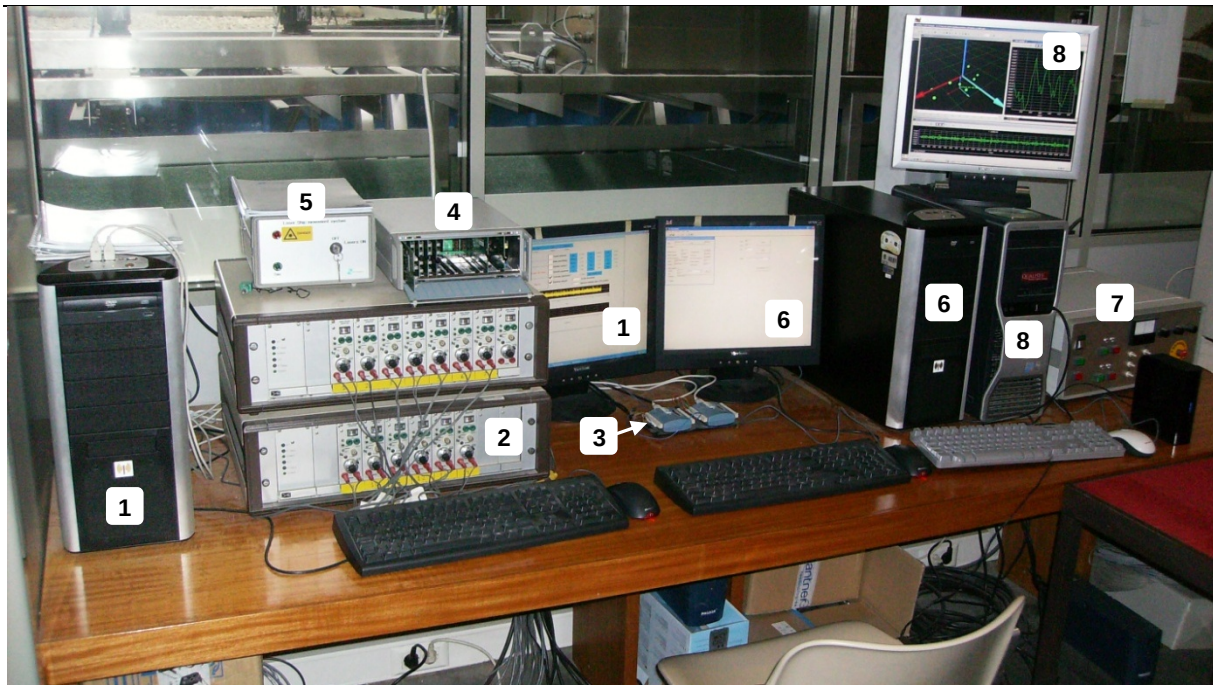
As instruções de comando desses sistemas são dadas a partir da sala de controlo, que é adjacente ao tanque de ondas (Figura 4.3). Cada um dos três sistemas é controlado, de forma independente, por um computador.

A medição da elevação instantânea da superfície livre da água, das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração e dos movimentos do navio através dos seis sensores laser de deslocamentos é realizada, de forma integrada, pelo mesmo sistema de aquisição. Este sistema disponibiliza 32 canais, dos quais 16 são destinados às sondas de níveis hidrodinâmicos, 10 aos transdutores de força e 6 aos sensores laser de deslocamentos. A Figura 4.4 apresenta o organograma de funcionamento integrado desses sistemas de medição. A aquisição desses sinais é efectuada (e controlada), simultaneamente, com o auxílio de *softwares* de aquisição e de análise de dados (e.g. *HR WaveData v2.13*). Esta figura indica também as características do sinal que circula entre as várias partes do sistema.

O sistema apresentado não está sincronizado, de uma forma automática, com o sistema de geração de agitação marítima e com o sistema *Qualisys* de medição de movimentos. A sincronização dos sistemas de aquisição com o de geração não é, habitualmente, necessária. A sincronização do sistema *Qualisys* com o sistema de medição de níveis hidrodinâmicos e das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio foi realizada manualmente.

4.2.2. Sistemas de Dissipação da Agitação Marítima Gerada

A qualidade dos resultados obtidos nos estudos em modelo físico está intimamente relacionada com o rigor com que as condições de agitação marítima são reproduzidas. As sucessivas reflexões da agitação gerada nas fronteiras do domínio de ensaio e no próprio sistema de geração, podem fazer com que as características da agitação incidente no modelo sejam significativamente diferentes das pretendidas e, consequentemente, que os resultados experimentais obtidos não sejam representativos da realidade que se pretendeu reproduzir.



1 - PC de controlo do sistema de aquisição de agitação marítima, das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração e dos movimentos do navio através de sensores laser;
2 - Unidade de condicionamento de sinal - sondas de níveis hidrodinâmicos;
3 - Conversor USB (sinal dos transdutores de força);
4 - Unidade de condicionamento do sinal - transdutores de força (defensas e cabos de amarração);
5 - Unidade de alimentação e de interface do sistema laser de deslocamentos;
6 - PC de controlo do sistema de geração de agitação marítima;
7 - Unidade de controlo do sistema de geração de agitação marítima;
8 - PC de controlo do sistema *Qualisys* de medição de movimentos.

Figura 4.3 – Sala de controlo do tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica da SHRHA da FEUP.

Com efeito, os tanques de ondas (e outras instalações similares) contêm uma massa de água confinada, e como tal existe o risco de que a energia introduzida pelo sistema de geração fique aprisionada e seja amplificada de uma forma irrealista. Deste modo, torna-se necessário analisar as condições de reflexão no interior da instalação experimental e recorrer a soluções que promovam uma dissipação eficaz da energia das ondas geradas nas fronteiras reflectoras do domínio de ensaio, para que a reflexão dessa energia não afecte, de forma significativa, o comportamento do modelo físico.

Os sistemas correntemente utilizados com o intuito de minimizar a energia reflectida numa instalação experimental são variados, podendo ser agrupados em sistemas do tipo activo, que se movimentam em função da agitação que sobre eles incide, e em sistemas do tipo passivo, que dissipam a energia das ondas através de técnicas variadas. Nesta última categoria incluem-se os sistemas materializados por taludes de material granular com uma camada superficial rugosa, sobre os quais a agitação marítima gerada sofre rebentação (praias dissipadoras), os que são formados por associações de placas verticais e/ou horizontais perfuradas (também designados por sistemas de dissipação progressivos, Jamieson e Mansard, 1987) e os constituídos por um volume de material poroso (espuma plástica reticulada). Em geral, o desempenho destes dispositivos não é satisfatório para ondas de longo período.

Com o objectivo de minimizar os problemas associados à re-reflexão das ondas nas pás do sistema de geração, os testes em modelo físico foram realizados com o sistema de absorção activa de reflexões ligado. Este sistema está integrado no sistema de geração de agitação do Laboratório de Hidráulica da

FEUP e é apresentado na secção 4.4.3.4. Além disso, os modelos físicos testados nas duas fases do estudo foram concebidos e implantados na instalação experimental de modo a que a possibilidade de ocorrência de reflexões indesejadas nas fronteiras do domínio de ensaio fosse minimizada.

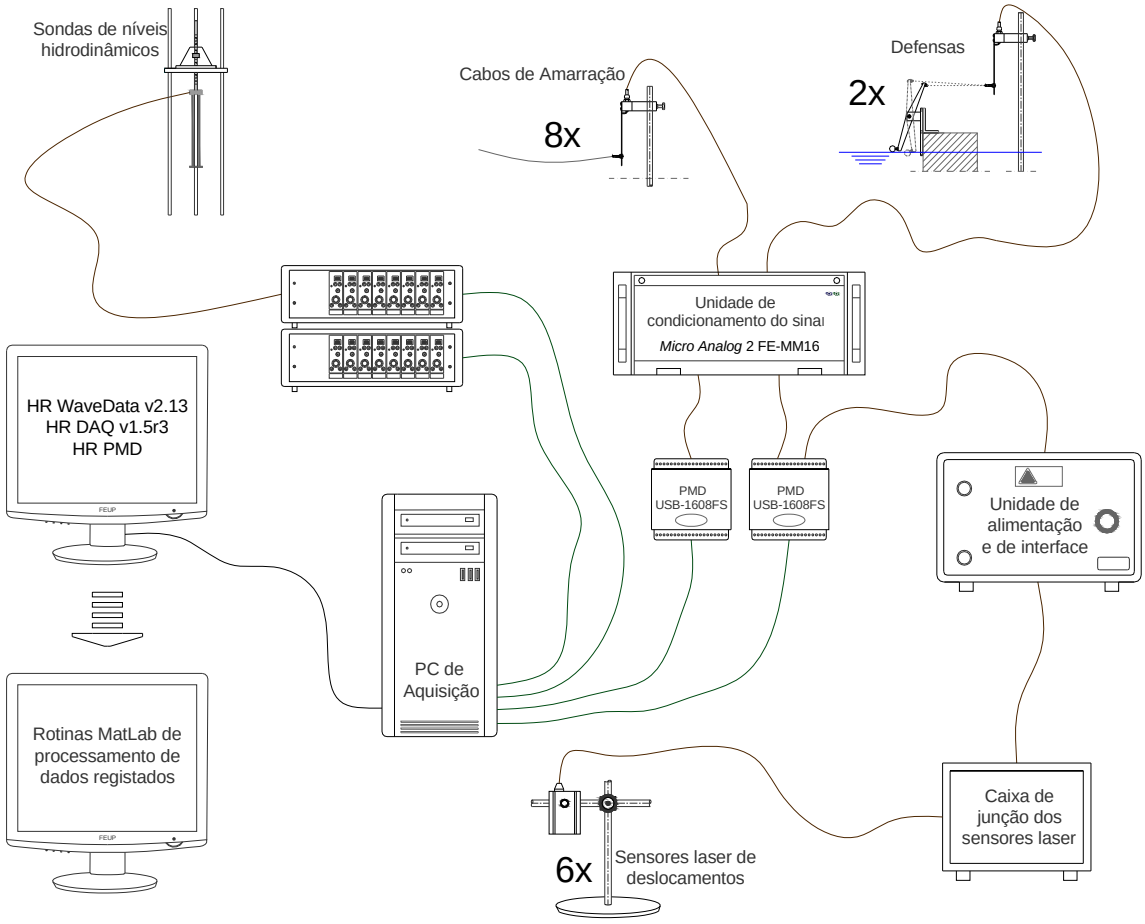


Figura 4.4 – Organograma de funcionamento integrado dos sistemas de aquisição (ligações a castanho – sinal analógico; ligações a verde – sinal digital).

As ondas de longo período, por apresentarem pequena declividade, são mais difíceis de atenuar do que as de período mais curto. Para reduzir o coeficiente de reflexão dessas ondas para valores aceitáveis, pode ser necessária a construção de praias dissipadoras com uma inclinação muito suave, que podem inviabilizar o próprio estudo se a instalação experimental disponível não for suficientemente grande para as acomodar juntamente com o modelo físico. Assim, os sistemas de absorção activa de reflexões podem dar um auxílio complementar, ao evitar que a fracção da energia da onda reflectida pela praia dissipadora seja re-reflectida, na sua quase totalidade, pelas pás do sistema de geração.

No entanto, para que o sistema de absorção activa funcione de uma forma eficaz, a amplitude máxima da excursão das pás do sistema de geração deve ser suficientemente grande, para conseguir absorver a energia na gama de frequências em análise, pois estas estão associadas a elevados comprimentos de onda, Kirkegaard, 2007. Tendo em conta a escala a que o estudo foi realizado e o facto de os estados de agitação marítima reproduzidos estarem muito afastados dos limites de desempenho do sistema de geração, este deverá ter a capacidade de absorver as componentes de baixa-frequência reflectidas pelo modelo físico e pelas fronteiras do domínio de ensaio.

O modelo físico testado na primeira fase do estudo era constituído apenas por uma réplica da estrutura de acostagem e amarração do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões (estrutura descontínua, constituída por um alinhamento de duques d'Alba) e pelo modelo do navio petroleiro, ambos com um alinhamento paralelo à direcção de propagação da agitação, Figura 4.5. Nas condições referidas, a interferência do modelo físico com a agitação gerada pode considerar-se desprezável, pelo que a praia dissipadora instalada no tanque de ondas, na extremidade oposta à do sistema de geração, é o único elemento presente com características reflectoras.

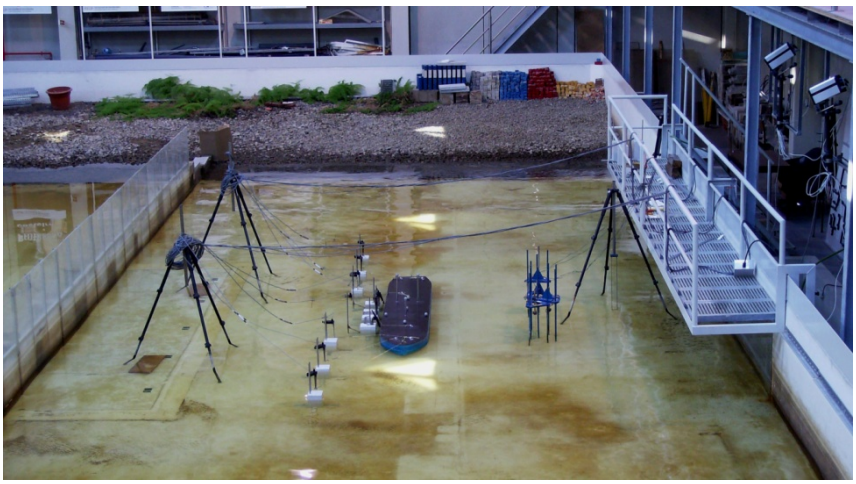


Figura 4.5 – Modelo físico testado na primeira fase do estudo e praia dissipadora instalada no tanque de ondas.

A praia dissipadora utilizada na primeira fase do estudo resulta da adaptação de uma praia já existente. As modificações introduzidas visaram a uniformização do comportamento dessa praia ao longo dos seus seis metros de extensão (largura) e uma melhoria da sua eficiência para as profundidades de água testadas. A praia dissipadora era constituída por material granular pétreo, que conferia uma superfície rugosa ao seu talude, de forma a promover a dissipação da energia da agitação marítima. A inclinação média dessa praia na zona de interacção com a agitação gerada (i.e. desde o pé do talude da praia até, sensivelmente, ao limite de espraiamento das ondas) era de cerca de 14%. A Figura 4.6 apresenta um corte transversal do tanque de ondas, evidenciando a praia dissipadora utilizada e o posicionamento do modelo físico em relação a essa praia e ao sistema de geração de ondas.

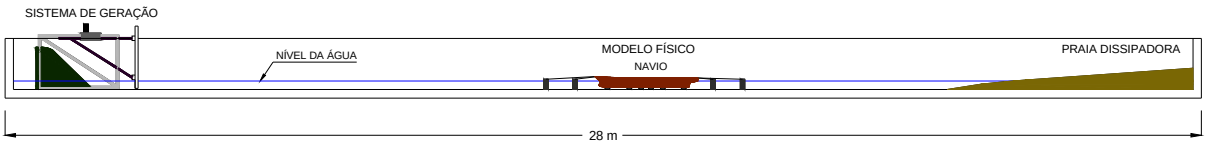


Figura 4.6 – Instalação experimental. Corte transversal do tanque de ondas.

A praia dissipadora instalada no tanque de ondas visava, como já se referiu, a redução da componente da agitação reflectida, não sendo portanto directamente equiparável a qualquer estrutura no protótipo. No entanto, dado o seu posicionamento e orientação em relação ao modelo físico, esta estrutura pode ter alguma correspondência com a "Prainha" existente entre o actual quebramar Norte de Leixões e o antigo (c.f. Figura 6.59).

Para as condições de agitação marítima testadas no estudo experimental, o coeficiente de reflexão da praia dissipadora situava-se entre 10% e 20%.

O modelo físico construído para a segunda fase do estudo, pelas suas características e complexidade, tornou necessária a utilização de soluções específicas para minimizar o problema da reflexão. Essas soluções são apresentadas, em pormenor, na secção 6.3.

4.3. MODELO FÍSICO

4.3.1. INTRODUÇÃO

Um modelo físico é uma réplica de um sistema físico (protótipo), usualmente a uma escala reduzida, na qual as principais forças que actuam nesse sistema estão reproduzidas numa proporção correcta, Hughes, 1993. As condições para que um modelo físico reproduza todos os aspectos do fenómeno real em estudo (protótipo) são as condições de semelhança, a qual, idealmente, deverá ser completa dos pontos de vista geométrico, cinemático e dinâmico, Novais Barbosa, 1985. Na prática, raramente é possível obter uma semelhança completa entre o modelo e o protótipo. No entanto, o conhecimento dos requisitos necessários ao estabelecimento de uma semelhança completa permite avaliar (ou pelo menos ter uma ideia) as consequências que resultam da impossibilidade de a conseguir, Hughes, 1993.

Com efeito, para se poderem utilizar com confiança os resultados obtidos nos estudos experimentais é necessário assegurar que o modelo testado reproduz de forma realista, fiável e precisa, os fenómenos físicos mais relevantes do sistema em estudo, Davies *et al.*, 2001. Assim, um modelo devidamente validado poderá ser utilizado para estudar (ou antever) o comportamento do protótipo, para uma dada gama de condições.

Os resultados experimentais podem, contudo, ser afectados por efeitos de laboratório e por efeitos de escala. Os primeiros resultam da incapacidade de representar no laboratório, de forma apropriada, as acções exteriores que actuam sobre o modelo e todas as condições-fronteira do protótipo. Os segundos efeitos resultam da impossibilidade prática de reproduzir no modelo todas as forças (relevantes) que estão presentes nos fenómenos em estudo no protótipo. Os dois tipos de efeitos podem afectar, de forma significativa, a qualidade dos resultados obtidos se não forem tomadas as devidas precauções, Oumeraci, 2003. Os erros associados aos sistemas de medição têm, também, uma influência negativa nos resultados experimentais.

Nos estudos experimentais com navios amarrados podem estar presentes forças de diversas naturezas: forças de inércia, gravíticas, elásticas, de tensão superficial, de pressão e as devidas à viscosidade do fluido. Como foi já referido, na prática, torna-se impossível reproduzir todas estas forças no mesmo modelo físico, obedecendo às respectivas leis de semelhança. No entanto, das forças referidas, apenas algumas desempenham um papel importante nos fenómenos em estudo e, portanto, apenas essas terão que estar convenientemente reproduzidas no modelo físico. De acordo com PIANC, 1995, os modelos que reproduzem, convenientemente, os estados de agitação marítima têm a capacidade de simular, de uma forma correcta, os fenómenos que mais condicionam a resposta do navio amarrado. Obviamente que as restantes componentes do modelo físico não podem, nem devem, ser descuradas.

A melhor forma de assegurar a qualidade dos resultados experimentais é através da calibração global do modelo físico (todas as partes constituintes em simultâneo), recorrendo a dados resultantes de medições realizadas no protótipo, Davies *et al.*, 2001. Este requisito é raramente satisfeito na prática, uma vez que na maioria dos casos apenas se dispõe de informação qualitativa e (ou) pouco precisa. Na impossibilidade de calibrar o modelo com dados de protótipo, a abordagem a seguir é proceder à

calibração individual de cada um dos elementos que constituem esse modelo de modo a obter algumas garantias que o conjunto (modelo físico) se comportará de acordo com a realidade.

Assim, nesta secção, após apresentar os critérios de semelhança usados correntemente nos estudos em modelo físico realizados no domínio da engenharia costeira e portuária, faz-se uma análise sumária, quer dos efeitos de escala que resultam da impossibilidade de utilizar uma semelhança completa, quer dos principais efeitos laboratoriais. São também apresentadas e discutidas as razões que suportaram a escolha da escala geométrica a que os dois modelos físicos estudados foram construídos, bem como o compromisso assumido entre as diversas condicionantes existentes.

Numa fase posterior, a atenção é centralizada nas principais partes constituintes dos modelos físicos estudados, nomeadamente no navio, nos dispositivos utilizados na simulação dos cabos de amarração e das defensas, e na própria estrutura de acostagem. Os procedimentos de calibração destes elementos do modelo físico são também apresentados em detalhe.

4.3.2. CRITÉRIOS DE SEMELHANÇA

O princípio base de qualquer estudo em modelo físico é o pressuposto de que o modelo construído se comporta de um modo similar ao protótipo que procura reproduzir. Deste modo, poderá considerar-se que existe semelhança entre o protótipo e o correspondente modelo físico sempre que se verifica uma relação de proporcionalidade de todos os principais factores que têm influência no comportamento do sistema em estudo entre ambos, e quando os factores que não estão em proporção em todo o domínio modelado têm uma contribuição tão pequena para a resposta desse sistema que se podem considerar desprezáveis para os processos em estudo, Hughes, 1993.

No domínio da engenharia costeira e portuária, os critérios de semelhança[1] podem ser definidos com base em considerações dinâmicas, análise dimensional ou equações diferenciais. Esses critérios são impostos pelas relações físicas entre as grandezas intervenientes nos fenómenos em estudo e tomam a forma de quocientes adimensionais, que devem ser conservados na transposição das características do protótipo para o modelo (ou vice-versa), sob pena de se alterarem os pressupostos de base em que a semelhança entre o protótipo e o modelo físico se apoia. Pela maior facilidade de interpretação do seu significado físico, esses quocientes adimensionais (ou números índices) são estabelecidos no contexto do presente trabalho com base em considerações dinâmicas, ou seja, a partir da 2ª Lei de *Newton*. Os princípios da análise dimensional são apresentados, em detalhe, em Novais Barbosa, 1985, enquanto a definição dos critérios de semelhança em modelos hidrodinâmicos com base em equações diferenciais (em particular a equação da continuidade e as equações de *Navier-Stokes*) é abordado por Hughes, 1993.

No domínio da mecânica dos fluidos, a segunda lei de *Newton* pode tomar a seguinte forma,

$$m\frac{dU}{dt} = \sum_{k=1}^{n} F_{k,f} \implies \hat{F}_i = \hat{F}_g + \hat{F}_\mu + \hat{F}_\sigma + \hat{F}_e + \hat{F}_{pr} \tag{4.1}$$

em que m representa a massa do elemento (neste caso o fluido), U a velocidade, t a variável tempo, $F_{k,f}$ qualquer uma das n forças externas a actuar nesse elemento, $\hat{F}_i$ as forças de inércia, $\hat{F}_g$ as forças devidas à aceleração da gravidade, $\hat{F}_\mu$ as forças de viscosidade, $\hat{F}_\sigma$ as forças de tensão superficial, $\hat{F}_e$ as forças elásticas e $\hat{F}_{pr}$ as forças de pressão. Na Equação (4.1), a segunda igualdade é estabelecida em termos de quantidades vectoriais.

[1] Também designados por leis de escala ou leis de semelhança.

Para que se cumpram as condições de semelhança é necessário que a importância relativa das diversas forças que intervêm nos fenómenos em estudo seja a mesma no modelo e no protótipo. Apenas nestas condições se poderá afirmar que existe uma semelhança completa entre o protótipo e o correspondente modelo físico. Se estas condições não se verificarem, poderá não ser possível converter os resultados obtidos com o modelo físico, construído a uma determinada escala geométrica, para outras escalas, ou para valores de protótipo.

Uma vez que as forças de inércia estão presentes em todos os problemas que envolvem escoamentos, é possível relacionar estas forças com uma das restantes forças a actuar sobre o fluido, Equação (4.1), de forma a definir quocientes adimensionais, que traduzem a influência relativa dessas duas forças na situação de escoamento em estudo. Consoante a natureza das forças em equação, esses quocientes, ou números índices, tomam a designação de número de *Froude* (Fr), *Reynolds* (Re), *Weber* (We), *Cauchy* (Ca) e *Euler* (Eu), e são dados pelas expressões seguintes,

$$Fr = \sqrt{\frac{F_i}{F_g}} = \frac{U}{\sqrt{gL}} \tag{4.2}$$

$$Re = \frac{F_i}{F_\mu} = \frac{\rho UL}{\mu} = \frac{UL}{\upsilon} \tag{4.3}$$

$$We = \frac{F_i}{F_\sigma} = \frac{\rho U^2 L}{\sigma} \tag{4.4}$$

$$Ca = \frac{F_i}{F_e} = \frac{\rho U^2}{\varepsilon} \tag{4.5}$$

$$Eu = \frac{F_i}{F_{pr}} = \frac{p}{\rho U^2} \tag{4.6}$$

em que U representa uma velocidade característica do escoamento, g a aceleração da gravidade, L uma dimensão característica, ρ a massa volúmica do fluido, μ o coeficiente de viscosidade dinâmica, υ o coeficiente de viscosidade cinemática, σ a tensão superficial, ε o módulo de elasticidade de volume e p a pressão.

No escoamento de fluidos, as forças de inércia podem estar associadas a dois tipos de aceleração: a referente às variações da velocidade do escoamento num ponto ao longo do tempo – a aceleração temporal; e a aceleração que resulta de diferentes pontos no campo de escoamento apresentarem velocidades diferentes – a aceleração convectiva. O número de *Strouhal*, St, traduz o quociente entre as forças de inércia associadas a esses dois tipos de aceleração, sendo dado por,

$$St = \frac{L}{Ut} \tag{4.7}$$

em que t representa um tempo característico.

Os números índices que, de um modo geral, se interpretam como traduzindo quocientes entre forças de diferentes naturezas, e que traduzem propriedades importantes do escoamento, podem ser utilizados como suporte à concepção e ao dimensionamento de modelos físicos, e na interpretação dos resultados obtidos. De facto, impondo que os quocientes referidos sejam iguais no modelo e no protótipo, obtém-se um critério (ou lei) de semelhança por cada um dos números índices apresentados.

Para se cumprirem as condições de semelhança entre o protótipo e o respectivo modelo, os números índices correspondentes a essas condições deverão ter o mesmo valor em ambos, Novais Barbosa, 1985.

A semelhança completa pressupõe assim, para além de semelhança geométrica, a verificação simultânea das semelhanças de *Froude*, *Reynolds*, *Weber*, *Cauchy*, *Euler* e *Strouhal*.

A correspondência de grandezas entre o modelo físico o protótipo é estabelecida com base em factores de escala. Para uma determinada grandeza física, o factor de escala é dado pelo quociente entre o valor dessa grandeza no modelo e o correspondente valor no protótipo[2], ou seja,

$$\lambda_x = \frac{X_m}{X_p} \tag{4.8}$$

em que λ_x representa o factor de escala da grandeza X, e X_m e X_p os valores dessa grandeza no modelo e no protótipo, respectivamente. Num dado estudo, regra geral, a maioria dos factores de escala não poderá ser definida de forma arbitrária, na medida em que resulta, quer da imposição da igualdade dos diferentes números índices no modelo e no protótipo, quer de factores de escala estabelecidos previamente, Hughes, 1993.

Pode considerar-se que um modelo físico é geometricamente não distorcido quando os factores de escala geométricos para as direcções horizontal e vertical são iguais. Para que exista semelhança dinâmica entre o modelo e o respectivo protótipo, é essencial que os modelos hidrodinâmicos em que são reproduzidos estados de agitação marítima de curto período sejam geometricamente não distorcidos, Hughes, 1993. Esta conclusão baseia-se na análise dos quocientes adimensionais que resultam da manipulação das equações diferenciais que governam a hidrodinâmica de fluidos incompressíveis em escoamentos com superfície livre.

A verificação simultânea das diferentes leis de semelhança está sujeita a importantes restrições, o que se traduz na impossibilidade de estabelecer uma semelhança completa, entre um dado fenómeno físico e o correspondente modelo, na generalidade das aplicações práticas, Novais Barbosa, 1985. Dessa incompatibilidade resulta a necessidade de escolher as leis de semelhança mais importantes para os fenómenos em estudo, com base nas acções predominantes. A adopção de semelhanças incompletas conduz ao aparecimento de efeitos de escala, que serão tanto maiores quanto menor for o modelo construído.

No estudo do comportamento de navios amarrados em portos, assim como na maioria dos problemas que são colocados no domínio da engenharia costeira (Hughes, 1993), as forças de inércia que actuam no escoamento são equilibradas, sobretudo, pelas forças que resultam da acção da gravidade. Assim, os correspondentes modelos físicos são normalmente construídos e operados de acordo com o critério de semelhança de *Froude*, para assegurar que a relação entre as forças de inércia e as forças gravíticas se mantém inalterada quando o protótipo é transposto para as dimensões do modelo. Nesses estudos é, portanto, necessário garantir que o número de *Froude* é o mesmo no modelo e no protótipo, e que os vários factores de escala utilizados são estabelecidos de acordo com essa lei de semelhança.

No seguimento do que foi referido, a hidrodinâmica de navios e de outras estruturas flutuantes é também governada pelas forças devidas à acção da gravidade e da inércia, o que pressupõe a utilização do critério de semelhança de *Froude* no dimensionamento do modelo físico. Essas estruturas devem ser reproduzidas rigorosamente a uma escala (geométrica) não distorcida, e possuir um peso e uma distribuição de massas em equivalência com o protótipo, para uma dada condição de teste previamente definida (secção 4.3.5.3). No entanto, as características elásticas dos cabos de amarração que seguram,

[2] Há autores que preferem definir o factor de escala como o quociente entre os valores da grandeza no protótipo e no modelo (e.g. Hughes, 1993). Com base na definição utilizada no âmbito do presente trabalho, as dimensões do modelo físico variam na relação directa com o factor de escala seleccionado, i.e., da utilização de um factor de escala muito pequeno resulta um modelo físico de dimensões muito reduzidas comparativamente às do protótipo.

por exemplo, um navio ao cais, são reproduzidas de acordo com o critério de semelhança de *Cauchy*, que impõe que o quociente entre as forças de inércia e as forças elásticas seja o mesmo no modelo e no protótipo, ou seja,

$$\frac{F_{E,m}}{F_{E,p}} = \frac{E_m\, A_m}{E_p\, A_p} \implies \lambda_{F_E} = \lambda_E\, \lambda_A \tag{4.9}$$

em que F_E representa a força elástica, E o módulo de elasticidade, A a área da secção transversal do cabo de amarração. Os factores de escala λ_{F_E}, λ_E e λ_A referem-se às forças elásticas, ao módulo de elasticidade e à área da secção transversal, respectivamente. Os índices m e p reportam-se ao modelo e ao protótipo, respectivamente. A relação apresentada é válida, apenas, em regime elástico linear.

No modelo, o factor de escala das forças elásticas deve ser igual ao do peso do cabo de amarração, ou ao das forças hidrodinâmicas, ambos resultantes da utilização do critério de semelhança de *Froude* (Quadro 4.1). Dessa equivalência obtém-se o factor de escala do módulo de elasticidade do cabo de amarração, que permite reproduzir no modelo físico, de uma forma correcta, as forças elásticas que resultam das solicitações hidrodinâmicas a actuar no navio amarrado. Tem-se então que,

$$\lambda_{F_E} = \lambda_W = \lambda_{F_H} \implies \lambda_E\, \lambda_A = \lambda_{\gamma_{ml}}\, \lambda_l^3 \tag{4.10}$$

em que λ_W, λ_{F_H}, $\lambda_{\gamma_{ml}}$ e λ_l representam o factor de escala do peso, das forças hidrodinâmicas, do peso volúmico do material do cabo de amarração e dos comprimentos (ou geométrico), respectivamente. Partindo do princípio de que o cabo de amarração é geometricamente não distorcido obtém-se,

$$\lambda_E = \lambda_{\gamma_{ml}}\, \lambda_l. \tag{4.11}$$

Na eventualidade de não se encontrar um material que satisfaça, exactamente, a condição da Equação (4.11) deve seleccionar-se um com características próximas do pretendido, de forma a minimizar os efeitos de escala, Hughes, 1993. Nessa perspectiva deve também ter-se em atenção qual o tipo de força (peso ou força elástica) que mais condiciona o comportamento do modelo em estudo.

Os critérios apresentados são válidos apenas em regime elástico linear, ou seja, quando há uma relação linear entre a força aplicada no cabo de amarração e a sua extensão (ou alongamento). Deve também garantir-se que as forças aplicadas nos cabos se mantêm nesse regime. Embora os cabos de amarração de aço apresentem curvas de força-alongamento com um comportamento que se poderá considerar, em primeira aproximação, linear e elástico até forças próximas da sua força mínima de rotura (MBL), nos cabos de fibras sintéticas, por exemplo, a relação força-alongamento é, regra geral, claramente não-linear (secção 2.3.3).

A reprodução de cabos de amarração não-lineares através do método apresentado é difícil, ou mesmo impossível, pois implica a selecção de um material que replique, no modelo, a relação não-linear entre a força e o alongamento do cabo real. Assim, na prática, é corrente recorrer-se a cabos de amarração muito rígidos (i.e. com um E muito elevado) e reproduzir as características de elasticidade dos cabos de amarração reais através de elementos mais elásticos (e.g. molas helicoidais). Esta foi a abordagem seguida no presente estudo experimental (secção 4.3.6). Adicionalmente, como no protótipo o peso dos cabos de amarração é pequeno quando comparado com a grandeza das forças (elásticas) a que são submetidos, o factor de escala do peso dos cabos não foi seguido na reprodução destes elementos no modelo.

De um modo geral, os testes experimentais são realizados no laboratório com água doce. No entanto, na realidade, a estrutura portuária ou o corpo flutuante (navio) estão em contacto com água salgada, que apresenta uma massa volúmica ligeiramente diferente. Nestas circunstâncias torna-se necessário multiplicar os factores de escala obtidos com base na lei de semelhança de *Froude* (ou *Cauchy*) por

um factor correctivo, que permite compensar as diferentes massas volúmicas da água no modelo e no protótipo. Esse factor correctivo, γ, que é também um factor de escala, representa o quociente entre a massa volúmica da água doce e da água do mar, e toma, usualmente, o valor de 0.975.

Para um modelo físico geometricamente não distorcido, o Quadro 4.1 apresenta os factores de escala de grandezas usuais nos estudos do comportamento de navios amarrados. Esses factores são definidos a partir do critério de semelhança de *Froude* e apresentados em função do factor de escala geométrico λ_l. Os factores de escala referentes às características elásticas dos elementos do sistema de amarração resultam da consideração dos critérios de semelhança de *Froude* e de *Cauchy*, de forma combinada. O valor da aceleração da gravidade foi considerado igual no modelo e no protótipo. Os factores de escala para outras grandezas não incluídas no quadro podem ser obtidos através da combinação, na devida proporção, dos factores de escala geométrico, do tempo e da massa.

No estudo do comportamento de navios, embora os fenómenos governados pela força da gravidade sejam dominantes, o estabelecimento de uma relação de semelhança completa entre o modelo físico e o protótipo apenas seria possível se todos os critérios de semelhança apresentados fossem verificados (Equações (4.2) a (4.6)). Na prática, a impossibilidade de conciliar alguns desses critérios com o de *Froude* dá origem, como já se referiu, aos chamados 'efeitos de escala', que são abordados na secção seguinte. Como estes efeitos prejudicam a qualidade dos resultados experimentais, devem ser tomadas medidas visando a sua minimização e, sempre que possível, proceder à avaliação da sua importância.

Grande parte dos efeitos de escala resulta da reprodução incorrecta da viscosidade do fluido no modelo físico, ou seja, da não consideração do critério de semelhança de *Reynolds* (Rita, 1984; BMT, 2001). Com efeito, nos estudos experimentais correntes, a aceleração da gravidade (g) e a viscosidade do fluido (υ) tomam, sensivelmente, os mesmos valores no modelo e no protótipo, inviabilizando a utilização conjunta do critério de semelhança de *Froude* e de *Reynolds* (Equações (4.2) e (4.3)).

Importa ainda referir que embora no protótipo algumas forças tenham uma importância secundária, no modelo reduzido, essas mesmas forças podem ter uma influência considerável nos fenómenos físicos em estudo (e.g. forças de tensão superficial).

4.3.3. Escala do Modelo Físico, Efeitos de Escala e de Laboratório

A impossibilidade prática de o modelo físico satisfazer todos os critérios de semelhança apresentados torna necessária a selecção de uns em detrimento de outros, com um papel menos relevante para os fenómenos em estudo. Deste modo, devido à utilização de uma semelhança incompleta, a importância relativa de algumas forças intervenientes no problema em estudo não será mantida na transposição do protótipo para o modelo à escala, originando efeitos de escala. Estes serão tanto maiores quanto menor for o factor de escala geométrico a que o modelo é construído. De facto, como refere Hughes, 1993, a melhor forma de minimizar os efeitos de escala é construir o modelo físico à maior escala possível, ou seja, aproximando as dimensões do modelo às do protótipo.

A definição da escala é, portanto, um aspecto determinante na fase de concepção e de planeamento de qualquer estudo em modelo físico. No estudo de modelos portuários submetidos à acção de agitação marítima de curto período, deverá estabelecer-se um compromisso entre a pretensão de construir um modelo de dimensões suficientemente grandes, que minimize a importância de qualquer potencial efeito de escala (e.g. os associados à viscosidade e à tensão superficial), e a necessidade de reproduzir na instalação experimental disponível, a uma escala geométrica não distorcida, toda a área portuária com interesse para o estudo incluindo, eventualmente, uma extensão da faixa costeira adjacente. Com efeito, as dimensões da instalação experimental (secção 4.2.1) foram uma importante condicionante na definição da escala do modelo físico, em particular na segunda fase do estudo experimental.

Quadro 4.1 – Factores de escala de acordo com a semelhança de *Froude* (e de *Cauchy*).

	Característica	Unidades	Factor de escala
Geometria	Comprimento (geométrico)	m	λ_l
	Área	m^2	λ_l^2
	Volume	m^3	λ_l^3
	Ângulos	º	1
	Raio de giração	m	λ
	Momento de inércia (área)	m^4	λ_l^4
Cinemática e Dinâmica	Tempo cinemático	s	$\lambda_l^{1/2}$
	Frequência	s^{-1}	$\lambda_l^{-1/2}$
	Deslocamento	m	λ_l
	Velocidade	m/s	$\lambda_l^{1/2}$
	Aceleração	m/s^2	1
	Deslocamento angular	rad	1
	Velocidade angular	rad/s	$\lambda_l^{-1/2}$
	Aceleração angular	rad/s^2	λ_l^{-1}
	Rigidez de extensão da mola (linear)	N/m	$\gamma\ \lambda_l^2$
	Coeficiente de amortecimento [1]	kg/s	$\gamma\ \lambda^{5/2}$
	Decréscimo logarítmico	(-)	1
	Factor de amortecimento [2]	(-)	1
	Momento de inércia (massa)	$kg.m^2$	$\gamma\ \lambda_l^5$
	Momento linear	Kg.m/s	$\gamma\ \lambda_l^{7/2}$
	Impulso	N.s	$\gamma\ \lambda_l^{7/2}$
	Momento angular linear	$Kg.m^2/s$	$\gamma\ \lambda_l^{9/2}$
	Potência	J/s (W)	$\gamma\ \lambda_l^{7/2}$
	Força	N	$\gamma\ \lambda_l^3$
	Peso	N	$\gamma\ \lambda_l^3$
	Pressão	N/m^2	$\gamma\ \lambda_l$
	Energia	J	$\gamma\ \lambda_l^4$
	Massa	kg	$\gamma\ \lambda_l^3$
Estática	Momento de uma força	N.m	$\gamma\ \lambda_l^4$
	Rigidez[3]	$N.m^2$	$\gamma\ \lambda_l^5$
	Tensão	N/m^2	$\gamma\ \lambda_l$
Outras	Massa volúmica	kg/m^3	γ
	Peso volúmico	kN/m^3	γ
	Módulo de Elasticidade – E	MPa	$\gamma\ \lambda_l$
	Coeficiente de atrito	(-)	1

[1] Resistência viscosa à oscilação;
[2] Quociente entre o amortecimento e o amortecimento crítico;
[3] Produto do módulo de elasticidade pelo momento de inércia.

No tipo de problemas em estudo, a necessidade de recorrer a soluções que promovam uma dissipação eficaz da energia das ondas geradas nas fronteiras reflectoras do domínio de ensaio, vem realçar ainda mais a importância das dimensões da instalação experimental. De facto, para que essas reflexões não afectem, de uma forma significativa, o comportamento do modelo físico, recorre-se, frequentemente, a sistemas de dissipação da energia da agitação do tipo passivo (e.g. praias dissipadoras), que reduzem, por vezes significativamente, a área útil para a instalação do modelo físico na instalação experimental. Estes problemas são particularmente importantes nos estudos com modelos tridimensionais.

Os custos associados à construção e à operação do modelo físico são também um factor importante a ter em conta. Em alguns casos, por razões económicas, a escala ideal não corresponde à maior escala que é possível utilizar na construção do modelo. De facto, Le Méhauté, 1976, refere que, em primeira aproximação, o custo de um estudo experimental é proporcional ao cubo da escala geométrica usada na construção do modelo.

A escala geométrica do modelo físico determina ainda a duração de cada teste individual e, num plano mais geral, a duração do próprio plano de testes estabelecido para o estudo. Como se pode verificar no Quadro 4.1, num modelo construído de acordo com o critério de semelhança de *Froude*, a escala de tempos cinemáticos corresponde à raiz quadrada da escala geométrica. Esse quadro mostra ainda que a escala das massas ou das forças, por exemplo, varia proporcionalmente ao cubo da escala geométrica. No estudo do comportamento de navios amarrados, este resultado tem consequências importantes ao nível da dificuldade com que algumas tarefas são realizadas, nomeadamente na colocação de pesos de lastro no interior do modelo físico do navio e na sua posterior calibração.

A título de exemplo, o Quadro 4.2 apresenta o deslocamento (∇) do navio petroleiro seleccionado para o estudo (c.f. Quadro 6.1), em situação de carga máxima, para várias escalas geométricas, bem como o quociente entre o valor de ∇ determinado para cada uma dessas escalas e o corresponde à utilização de um factor de escala igual a 1/100. Para cada um dos factores de escala analisados, o Quadro 4.2 inclui também a duração de um teste experimental realizado com agitação marítima irregular, caracterizada por um período de onda de pico de 12 s e reproduzida pelo método do ruído branco filtrado, com base numa sequência aleatória com um comprimento de 8192 pulsos (2^{13}), assim como o quociente entre o valor de Δt determinado para cada uma dessas escalas e o correspondente à utilização de um factor de escala igual a 1/100. Considerou-se que a duração do teste era igual ao tempo de ciclo (secção 4.4.3.2).

Quadro 4.2 – Variação do deslocamento do navio e da duração de teste com a modificação da escala de construção do modelo físico.

Factor de escala geométrica	Deslocamento do navio		Duração de um teste (T_P=12s)	
	∇ (kg)	$\nabla_{1/X}/\nabla_{1/100}$ (%)	Δt (s)	$\Delta t_{1/X}/\Delta t_{1/100}$ (%)
1/50	957.8	800	1738	141
1/75	283.8	237	1419	115
1/100	119.7	100	1229	100
1/125	61.3	51	1099	89
1/150	35.5	30	1003	82

Os resultados apresentados mostram que a duplicação do factor de escala se traduz num aumento de 800% do deslocamento do modelo físico do navio. As repercussões desta alteração de escalas são ainda mais notórias quando se verifica que um navio com um deslocamento de cerca de 122 714 t, no protótipo, passa a apresentar um deslocamento de cerca de 120 kg num modelo construído à escala

geométrica 1/100 e quase uma tonelada num modelo à escala 1/50. Para a mesma alteração de escalas, o aumento da duração do teste é menos significativa (cerca de 40%).

A utilização de factores de escala muito pequenos pode originar alguns problemas de carácter prático, relacionados com o rigor com que o modelo físico é construído (e.g. reprodução da batimetria e outros detalhes do modelo) e com a exactidão da instrumentação de medição (agitação, movimentos, forças). Por exemplo, quando o factor de escala geométrico é muito pequeno, o erro associado à medição dos estados de agitação gerados pode ser elevado, comparativamente aos valores a medir. Alguns destes problemas podem ser ultrapassados, em certa medida, se for dada particular atenção à construção e à operação do modelo físico, BMT, 2001.

As sondas utilizadas no trabalho experimental permitem medir as condições de agitação geradas no tanque de ondas com uma exactidão de ±0.4 mm (secção 4.4.2). Admitindo que o modelo físico foi construído à escala geométrica 1/100, esse valor corresponde a uma exactidão de ±4 cm em valores de protótipo. O erro associado à medição dos movimentos de translação do navio com o sistema *Qualisys* é igual a ±0.5 mm (secção 4.5.2.2), que corresponde a ±5 cm em valores de protótipo, se for utilizada a escala referida anteriormente. A medição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração tem um erro associado de ±1% (secções 4.3.6, 4.3.7 e 4.6.2).

A capacidade de o sistema de geração reproduzir um determinado estado de agitação marítima é também um factor-chave no processo de escolha da escala mais apropriada para a construção do modelo físico. Cada sistema apresenta uma curva de desempenho própria, que é determinada pelas suas características mecânicas (excursão máxima das pás, características do motor). A altura de onda máxima que pode ser gerada para uma determinada frequência é também limitada por critérios de rebentação (secção 4.4.3.1). Assim, a altura de onda máxima que se pretende reproduzir no estudo permite definir um limite superior para o factor de escala geométrico do modelo. O intervalo de frequências de funcionamento do sistema de geração, e em particular a capacidade deste gerar ondas de frequência elevada (pequeno comprimento de onda), pode também condicionar a escolha da escala. O sistema actualmente instalado no tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica da FEUP tem a sua capacidade de geração limitada, ao nível do *software* de controlo, a frequências no intervalo de 0.05 a 3 Hz (ou seja, períodos de 20 a 0.33 s). Estes valores referem-se, obviamente, ao modelo. A altura de água máxima a que o sistema de geração pode operar é também um factor condicionante.

Nos modelos físicos construídos a escalas muito pequenas, essa impossibilidade de gerar ondas de frequência elevada pode originar uma incorrecta reprodução dos estados de agitação marítima de mais baixo período de pico, devido ao efeito de corte (ou de truncagem) da energia contida em frequências superiores à frequência máxima do sistema de geração. As repercussões deste efeito nas condições de agitação estudadas no âmbito do presente trabalho de investigação são analisadas na secção 6.4.

Na geração de estados de agitação irregulares, a energia contida na gama de frequências mais elevadas do espectro de variância pode ser importante para a correcta reprodução das forças de deriva da onda e da resposta de baixa-frequência de segunda ordem, BMT, 2001. O efeito de truncagem da "cauda" do espectro tende a aumentar com a diminuição do factor de escala do modelo físico.

A escolha da escala do modelo físico pode também ser condicionada pela existência de componentes do modelo físico já fabricadas (e.g. modelos de navios, blocos de betão para a reprodução das obras de abrigo) e pela experiência do laboratório no estudo de problemas semelhantes.

Como já foi referido anteriormente, um dos aspectos-chave nos estudos experimentais realizados no domínio da engenharia costeira e portuária, é o de assegurar que os fenómenos físicos mais relevantes, que resultam da interacção entre as acções exteriores do ambiente marítimo-portuário (agitação, vento,

correntes) e as estruturas costeiras e portuárias, são fielmente reproduzidos no modelo físico à escala. Apenas assim se pode assegurar a qualidade dos resultados experimentais obtidos e a sua utilização no estudo do comportamento do protótipo, para uma determinada gama de condições.

O comportamento dinâmico de corpos flutuantes é, regra geral, governado por forças hidrodinâmicas e pela sua própria inércia. A concepção e o dimensionamento de modelos físicos com base, apenas, no critério de semelhança de *Froude* leva a que as forças de viscosidade, elasticidade, tensão superficial, etc., sejam negligenciadas, embora possam assumir valores não desprezáveis no modelo físico, dando origem a efeitos de escala. Estes efeitos perdem importância com a aproximação das dimensões do modelo às do protótipo. O Quadro 4.3 apresenta as relações de escala associadas a forças de diferentes naturezas, em modelos construídos a três escalas geométricas, com base no critério de semelhança de *Froude*.

Quadro 4.3 – Critérios de semelhança e efeitos de escala, Oumeraci, 2003.

Força	Critério de semelhança	Escala		
		1/1	1/10	1/100
Gravítica	*Froude*	1	1	1
Viscosidade	*Reynolds*	1	1/31.6	1/1000
Elasticidade	*Cauchy*	1	1/10	1/31.6
Tensão superficial	*Weber*	1	1/100	1/10000

A não consideração do critério de semelhança de *Reynolds*, incompatível na prática com o de *Froude*, tem como consequência a incorrecta reprodução no modelo físico dos fenómenos relacionados com a viscosidade, uma vez que a relação entre as forças viscosas e as forças de inércia não é a mesma no modelo e no protótipo. De facto, o número de *Reynolds*, Re, no modelo poderá ser significativamente inferior ao do protótipo, BMT, 2001. No entanto, os efeitos de escala decorrentes da não consideração do critério de semelhança de *Reynolds* podem ser controlados, garantindo que o valor de Re no modelo físico é suficientemente elevado para se poder considerar que o escoamento é do tipo turbulento. Neste tipo de escoamentos, as forças viscosas são independentes do valor de Re. Importa acrescentar que os critérios de semelhança que resultam da adimensionalização das equações de *Navier-Stokes*, mostram que os fenómenos de dissipação turbulentos estão convenientemente reproduzidos nos modelos não distorcidos, escalados com base no critério de semelhança de *Froude*, Hughes, 1993.

No que diz respeito à propagação das ondas de curto período, a incorrecta reprodução da viscosidade do fluido no modelo físico pode traduzir-se num aumento das perdas de energia, quer por fricção no fundo, quer por fricção interna. Deste modo, nas situações em que as ondas geradas têm de percorrer grandes distâncias no modelo, a redução da altura de onda observada poderá ser consideravelmente maior do que a verificada no protótipo, Hughes, 1993. Os problemas referidos podem, no entanto, ser acautelados evitando que as ondas geradas tenham de percorrer grandes distâncias no modelo físico, ou através da correcção dessas perdas de energia, especificando no sistema de geração uma altura de onda maior. Essa altura de onda pode ser estimada teoricamente ou por experimentação.

De forma geral, os efeitos viscosos em modelos portuários podem ser desprezados assegurando que o número de *Reynolds*, baseado na profundidade de escoamento, é superior a 1×10^4, Hughes, 1993. Para o estudo do escoamento através dos vazios de um quebramar, o valor de Re, baseado na dimensão média dos vazios, deverá ser superior a 3×10^4. Os valores de Re de referência variam com o fenómeno em análise, o que faz com que no mesmo modelo físico possam ser usados valores de referência muito

diferentes, BMT, 2001. Na secção 6.4 faz-se a análise das condições de escoamento para as diferentes condições de teste estudadas com os dois modelos físicos construídos.

Em geral, como resposta a excitações de baixa-frequência, as estruturas flutuantes amarradas podem apresentar, segundo alguns dos seus modos de oscilação, movimentos de grande amplitude, limitados, essencialmente, pelas forças de amortecimento. Os efeitos de escala originados pela não utilização da semelhança de *Reynolds* tendem a tornar o amortecimento viscoso no modelo físico maior do que ele é no protótipo, sendo portanto previsível que a resposta dessas estruturas no modelo seja subestimada (forças e movimentos), BMT, 2001.

No que diz respeito ao comportamento do modelo de um navio, a influência das forças viscosas pode fazer-se sentir, por exemplo, no amortecimento viscoso das oscilações de balanço[3], BMT, 2001. Com efeito, como o amortecimento dessa oscilação por radiação é relativamente reduzido, o amortecimento viscoso pode tornar-se importante, PIANC, 1995. Este tipo de amortecimento resulta, quer das perdas de energia na camada-limite formada em torno do casco do navio quando este oscila segundo o modo de balanço, quer dos turbilhões de esteira (*eddy shedding*) desenvolvidos nas arestas desse casco.

Enquanto no protótipo o escoamento em torno do casco do navio é do tipo turbulento (completamente desenvolvido), nos modelos reduzidos construído a partir de um factor de escala pequeno, essa camada-limite terá, previsivelmente, características laminares, PIANC, 1995. Esta alteração das características do escoamento traduz-se, objectivamente, num aumento da componente viscosa do amortecimento das oscilações de balanço do navio no modelo. No entanto, como se referiu anteriormente, a componente viscosa desse amortecimento resulta também das perdas de energia nos turbilhões de esteira que, regra geral, são reproduzidos correctamente no modelo à escala. Como, habitualmente, este fenómeno é dominante relativamente ao anterior, globalmente, não é expectável que o amortecimento viscoso esteja significativamente ampliado no modelo físico, PIANC, 1995.

É também importante ter em atenção que as forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas podem desempenhar um papel relevante no amortecimento das suas oscilações de balanço, particularmente quando o navio é empurrado contra as defensas, quer pela acção do vento, quer pela aplicação de forças de pré-tensão nos traveses. Nestas circunstâncias, o amortecimento viscoso perde importância relativa, especialmente a componente que resulta das perdas de energia na camada-limite formada em torno do casco do navio.

Quando o navio é amarrado a um cais com um paramento frontal vertical fechado (sólido) pode ocorrer um fenómeno que se designa por 'ressonância manométrica', que se traduz na possibilidade de o navio poder apresentar coeficientes de massa adicionada de valor negativo. Este fenómeno está associado ao movimento de água, quer na direcção vertical entre o casco do navio e o cais, quer na transversal, sob a quilha do navio. Enquanto no protótipo esse escoamento tem características turbulentas, nos modelos construídos a uma escala pequena, o movimento da água sob a quilha será, com grande probabilidade, do tipo laminar. Como consequência, as forças de atrito originadas por esse escoamento são mais elevadas no modelo e tendem a reduzir, de forma significativa, o fenómeno da ressonância manométrica.

Na primeira fase do estudo apenas foi reproduzida a estrutura de acostagem do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, que é do tipo descontínuo (secção 4.3.4). Nestas condições, o fenómeno em causa não poderá ter lugar. Na segunda fase, a fronteira sólida mais próxima do cais é o talude interior do quebramar Norte do Porto de Leixões, a uma distância de 30 a 40 m. Também neste caso não será expectável que se reúnam as condições para a ocorrência de uma ressonância do tipo manométrico.

[3] As forças viscosas podem também ser importantes nas situações em que se procura avaliar as forças aplicadas em elementos tubulares delgadas submersos, como por exemplo em *risers*.

Adicionalmente, a resposta do navio (deriva) é praticamente insensível a este tipo de efeito uma vez que os escoamentos sob a quilha devidos à difracção da onda tendem a compensar os originados pelo movimento do navio. Assim, os modelos físicos têm a capacidade de reproduzir convenientemente a resposta do navio, apesar da deficiente reprodução das características dos escoamentos sob a quilha, PIANC, 1995.

Como foi referido anteriormente, os efeitos de escala que resultam da não verificação do critério de semelhança de *Reynolds* podem ser controlados, em certa medida, garantindo que os escoamentos no modelo físico são do tipo turbulento (ou seja, que o valor de Re é suficientemente elevado). Em alguns casos é necessário recorrer-se ao artifício de adicionar elementos rugosos às fronteiras do modelo para evitar que o escoamento na camada-limite seja do tipo laminar, Hughes, 1993.

O desvio do comportando do modelo em relação ao do protótipo pode, contudo, não ser significativo nas situações em que o elemento em análise apresenta arestas angulosas, nas quais ocorre separação do escoamento, quando o escoamento é por natureza muito turbulento, e sempre que o valor do número índice Re é suficientemente elevado no modelo e no protótipo, BMT, 2001. Das diversas técnicas que podem ser adoptadas para aumentar o valor de Re no modelo físico realça-se a utilização de elementos rugosos e de simuladores de turbulência.

No domínio da engenharia costeira e portuária, à escala do protótipo, os efeitos associados às forças de tensão superficial têm, usualmente, uma importância secundária. No entanto, esse tipo de forças pode ter uma influência não desprezável em alguns fenómenos relevantes nos estudos em modelo físico que são realizados para escalas geométricas muito pequenas. Este tipo de efeito de escala resulta, portanto, da não consideração do critério de semelhança de *Weber*. Regra geral, esses efeitos apenas se tornam relevantes quando o período de onda é muito pequeno (< 0.35 s) e as profundidades de água reduzidas (<2 cm), Hughes, 1993. Com base na teoria linear da onda, Hughes, 1993, demonstra que os limites referidos correspondem a condições em que as forças de tensão superficial representam cerca de 1% das forças de inércia associadas ao movimento da onda. A influência das forças de tensão superficial nas características das ondas começa a tornar-se importante em ondas com um comprimento inferior a 0.10 m, BMT, 2001.

Os limites apresentados não são universais, sendo que alguns autores recomendam o uso de valores de referência mais conservativos. Assim, no que concerne à reprodução de estados de agitação marítima, Kirkegaard, 2007, apresenta como limite mínimo para o comprimento de onda o valor de 0.30 m, a que corresponde, sensivelmente, um período de onda de 0.4 s ou, em alternativa, uma frequência de 2.5 Hz. Assim, para que a grandeza do efeito de escala em análise possa ser considerada desprezável, nenhuma parte importante do espectro de variância do estado de agitação que se pretende reproduzir (valores no modelo) pode estar posicionada em frequências superiores à indicada. Esta condição pode, assim, estabelecer um limite mínimo para o factor de escala geométrico, BMT, 2001. Verifica-se que o critério que resulta da necessidade de assegurar que as forças de tensão superficial desempenham um papel secundário no modelo físico é mais limitativo do que o imposto pela capacidade do sistema de geração de agitação marítima (período mínimo igual a 0.33 s).

A verificação do critério de semelhança de *Strouhal* é conseguida, no caso da agitação, considerando que a escala dos tempos é igual à escala do período da oscilação do escoamento, ou seja, do período de onda, Hughes, 1993. O critério de semelhança de *Euler* é também automaticamente verificado num modelo construído de acordo com a semelhança de *Froude*.

Nos modelos físicos em que são reproduzidas ondas de curto período, a não verificação dos critérios de semelhança de *Reynolds* e de *Weber* pode originar uma incorrecta reprodução dos fenómenos da reflexão, transmissão e de dissipação da energia da agitação por atrito no fundo. Com efeito, enquanto

as forças da gravidade mantêm a mesma proporção no modelo e no protótipo, as relações de escala das forças viscosas e das forças de tensão superficial alteram-se substancialmente (c.f. Quadro 4.3). No entanto, de acordo com Hughes, 1993, as reflexões provenientes de quebramares exteriores de portos não são muito significativas e as reflexões nas fronteiras da instalação experimental são habitualmente controladas pela instalação de praias dissipadoras.

As diferenças de comportamento entre o modelo e o protótipo podem ficar a dever-se a uma incorrecta reprodução da rugosidade superficial do elemento em estudo (geralmente a rugosidade no modelo físico é maior, logo o coeficiente de reflexão deverá ser menor que no protótipo), ou à incorrecta reprodução da viscosidade do fluido. Neste caso é frequente o modelo apresentar maior coeficiente de reflexão do que o respectivo protótipo. De facto, podendo o escoamento através dos poros de estruturas permeáveis ser influenciado por efeitos viscosos, o modelo comporta-se como se fosse menos poroso do que o protótipo. Tendo em consideração a escala geométrica seleccionada para o presente estudo, qualquer um dos fenómenos descritos deverá estar incorrectamente reproduzido no modelo físico. No entanto, como foi referido anteriormente, o coeficiente de reflexão das principais estruturas portuárias reproduzidas no estudo é pequeno, logo a influência dos efeitos de escala em análise nos resultados experimentais poderá ser considerada desprezável. Hughes, 1993, apresenta formas de minimizar este tipo de efeito de escala nas situações em que é necessário reproduzir correctamente o coeficiente de reflexão das estruturas em estudo.

A incorrecta reprodução da viscosidade da água tem também influência na transmissão da agitação através de estruturas porosas, como é o caso do quebramar Norte de Leixões, que abriga o Posto “A” da acção directa da agitação marítima predominante. Estes efeitos de escala são analisados apenas na secção 4.3.4.

Num modelo hidrodinâmico de ondas de curto período, os fenómenos de refracção e de difracção (no seu conjunto) apenas podem estar reproduzidos correctamente quando esse modelo é geometricamente não distorcido. Como a batimetria não foi reproduzida em qualquer uma das duas fases do estudo em modelo físico (fundos horizontais), o fenómeno da refracção assume um papel secundário. No entanto, na segunda fase do estudo, era importante reproduzir no modelo físico, o mais rigorosamente possível, o fenómeno da difracção em torno da cabeça do quebramar Norte de Leixões.

Uma vez que a rebentação da agitação marítima tem, habitualmente, características turbulentas, não é de esperar, à partida, que esse fenómeno físico seja afectado por efeitos de escala muito significativos no modelo. No entanto, Hughes, 1993, refere que esses efeitos de escala apenas se podem considerar desprezáveis quando as alturas de ondas são superiores a 0.10 m (valores no modelo). Para alturas de onda inferiores à referida, as forças de tensão superficial têm influência no processo de rebentação. No trabalho realizado, as condições de agitação reproduzidas no tanque de ondas apresentavam alturas de onda inferiores a esse limite. No entanto, o fenómeno da rebentação da agitação tem uma importância secundária no estudo, e está mais relacionado com o processo de dissipação da energia da agitação (e consequente reflexão), do que com o comportamento do modelo físico testado.

Os estudos experimentais devem, portanto, ser conduzidos a uma escala suficientemente grande para se assegurar que os efeitos de escala que decorrem da não utilização de uma semelhança completa são desprezáveis. No entanto, o factor de escala geométrico depende, como foi referido anteriormente, de outros factores, sendo imperioso que o modelo físico seja geometricamente não distorcido. A título de exemplo, Hughes, 1993, menciona que os modelos de propagação da agitação de curto período para o interior de portos são realizados para factores de escala entre 1/50 e 1/150, enquanto os que envolvem o estudo do comportamento de navios amarrados são realizados a escalas entre 1/80 e 1/120.

No que concerne à determinação dos movimentos de navios amarrados em portos, comparações entre os resultados de um estudo realizado com um modelo físico construído à escala geométrica 1/100 e de medições realizadas no protótipo mostraram que, desde que os estados de agitação marítima estejam convenientemente reproduzidos no modelo, os erros devidos a efeitos de escala não são significativos, Bowers, 1982. Nos estudos experimentais de estruturas flutuantes, se existir o cuidado de construir um modelo físico geométrica e dinamicamente equivalente ao protótipo, os efeitos de escala deverão ser insignificantes, Hughes, 1993.

Os resultados experimentais podem também ser afectados por efeitos laboratoriais. Contrariamente aos efeitos de escala, os efeitos laboratoriais são independentes da escala geométrica a que o modelo físico é construído, e por conseguinte afectam igualmente os modelos com dimensões próximas das do protótipo. Estes efeitos resultam, sobretudo, da incapacidade de reproduzir no laboratório, de forma adequada, as condições-fronteira do protótipo e as acções exteriores que actuam sobre o modelo físico (agitação, correntes, vento, etc.).

Com efeito, as dimensões finitas da instalação experimental obrigam a que apenas a área com mais interesse para o problema em estudo (no protótipo) seja reproduzida à escala, e introduzem fronteiras físicas que podem não ter qualquer correspondência com a realidade. Essas fronteiras "artificiais" devem merecer particular atenção na fase de concepção e de dimensionamento do modelo físico, sob pena de poderem originar reflexões indesejadas. No âmbito do trabalho de investigação realizado, este tipo de condicionante foi apenas sentido na segunda fase do estudo, quando se procurou reproduzir uma área portuária significativa no interior do tanque de ondas da FEUP. Nessa fase, como se explica nas secções 6.3 e 6.4, as paredes laterais do tanque de ondas impuseram fronteiras que não tinham equivalência directa no protótipo. Nas secções referidas são também apresentadas e discutidas, de uma forma crítica, as medidas que foram tomadas para minimizar o tipo de problemas em análise.

Em algumas situações, o sistema de geração de agitação marítima pode constituir, em si mesmo, uma fronteira reflectora. Com efeito, enquanto na natureza a agitação que se propaga em direcção à costa, depois de reflectida, continua o seu caminho em direcção ao largo, no modelo físico, as pás do sistema de geração podem reflectir essas ondas, de novo, para o modelo. Este tipo de efeito de laboratório foi minimizado no presente estudo, quer pela utilização de um sistema de absorção activa de reflexões (secção 4.4.3.4), quer pela instalação de sistemas de dissipação da energia da agitação na extremidade oposta à do sistema de geração (secção 4.2.2).

Os efeitos laboratoriais podem também estar associados à incapacidade de reproduzir no laboratório os estados de agitação marítima reais. Com efeito, os meios mecânicos utilizados para a geração de ondas (o mesmo se poderá aplicar à geração de correntes ou de vento) poderão introduzir efeitos não-lineares indesejados, Hughes, 1993. São exemplos desses efeitos as ondas cruzadas que se desenvolvem, por vezes, em estudos bidimensionais, quando se pretende reproduzir estados de agitação energéticos, as harmónicas de ordem superior aquando da geração de ondas regulares com base na teoria linear e as ondas parasitas, de longo período, que resultam da reprodução de estados de agitação irregulares com um sistema de geração concebido a pensar, exclusivamente, na reprodução de agitação de primeira ordem.

Como o estudo experimental foi realizado considerando condições normais de utilização do Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, os estados de agitação reproduzidos na primeira e na segunda fase do estudo não eram particularmente energéticos. Esta afirmação é especialmente válida para a primeira fase do estudo, em que apenas foram simulados estados de agitação com as características previstas para a zona envolvente ao Posto "A", ou seja, após difracção em torno da cabeça do quebramar Norte de Leixões. Por outro lado, a largura da zona de geração de agitação foi,

nas duas fases do estudo, igual a 6 m. Posto isto, existia a convicção inicial que não estariam reunidas as condições necessárias à ocorrência de ondas cruzadas no tanque de ondas, este facto foi confirmado durante a fase de testes (por observação visual regular).

O sistema de geração de agitação actualmente instalado no tanque de ondas da FEUP, assim como a generalidade dos sistemas de geração correntes, recorre à teoria de primeira ordem para a definição da função de transferência das pás. Nestas situações, como se explica em pormenor na secção 4.4.3.3, a condição fronteira no sistema de geração para efeitos de segunda ordem apenas poderá ser satisfeita considerando a existência de uma onda parasita, com uma amplitude da mesma ordem de grandeza do *set-down* (ondas de longo período ligadas), mas desfasada deste 180º. Estas perturbações parasitas, que não têm equivalente no protótipo, interferem com os padrões de agitação e constituem um obstáculo à correcta reprodução da energia associada às frequências da banda infra-gravítica do espectro. Assim, a importância destas ondas deve ser minimizada, especialmente nos estudos de ressonância portuária, ou naqueles que envolvam a análise do comportamento de navios amarrados. Como o sistema de geração de ondas utilizado no presente trabalho permite fazer a compensação desse efeito de segunda ordem, considera-se que o *set-down* foi reproduzido realisticamente no modelo e que a energia associada às ondas parasitas foi minimizada.

No que concerne ao estudo de estruturas flutuantes, Hughes, 1993, recomenda a utilização de técnicas de geração de agitação irregular de segunda ordem, em combinação com sistemas de absorção activa da reflexão. De facto, as estruturas flutuantes, e em particular os navios amarrados, são especialmente sensíveis à energia presente na banda de frequências típicas do *set-down* (ou ondas de longo período ligadas). Por outro lado, a energia associada a estas ondas de longo período é também mais difícil de absorver (ou dissipar) pelos meios tradicionais.

As simplificações realizadas ao nível da reprodução das acções que actuam no modelo físico podem também originar desvios do seu comportamento em relação ao do protótipo. Esses efeitos laboratoriais resultam, por exemplo, da representação de estados de agitação marítima (multi) direccionais como unidireccionais. Na natureza, as vagas apresentam, habitualmente, comprimentos de crista limitados, enquanto a ondulação é, normalmente, de crista longa. Estes dois tipos de ondas podem, no entanto, coexistir no mesmo estado de agitação marítima. Especialmente em terminais expostos, as ondas de crista curta devem promover, sobretudo, a resposta do navio amarrado segundo os modos de guinada e de cabeceio em detrimento dos movimentos de deriva e de arfagem, mais característicos dos estados de agitação de crista longa. As repercussões da opção pela reprodução de estados de agitação de crista longa nos testes em modelo físico são, contudo, difíceis de quantificar na prática, Rita, 1984.

Alguns estudos mostraram que o *set-down* em estados de agitação de crista curta tem cerca de metade da magnitude que é observada em estados de agitação de crista longa, mesmo nas situações em que a dispersão direccional da energia nesses estados é fraca, Beresford, 2003. Esses estados de agitação podem assim influenciar fortemente o comportamento das bacias portuárias e dos navios aí amarrados. No entanto, nos estados de agitação com origem em tempestades distantes, as ondas apresentam, em geral, cristas com um comprimento relativamente grande, justificando-se, nesses casos, a reprodução de estados de agitação de crista longa, Rita, 1984. Um obstáculo à utilização de estados de agitação de crista curta é a frequente indisponibilidade de medições no protótipo.

Na argumentação a favor da realização de testes experimentais com estados de agitação de crista longa pode incluir-se o facto de a refracção das ondas em águas pouco profundas tender a reduzir a dispersão direccional da energia, bem como a procura de resultados conservativos. No entanto, quando a energia na banda de frequências típicas do *set-down* é elevada, os argumentos anteriores perdem validade, na medida em que a geração de estados de crista longa poderá conduzir a uma significativa sobrestimação

da resposta da bacia portuária e dos navios aí amarrados. Os resultados apresentados na secção 6.2.6.2 mostram que nas condições testadas, a energia na banda de frequências infra-gravíticas é relativamente baixa quando comparada com a energia total associada aos espectros de variância estimados. Por outro lado, desconhecia-se qual o tipo de dispersão direccional ($cos^n\theta$, exponencial, etc.) mais adequado às condições da costa Oeste Portuguesa.

A análise das condições de agitação no tanque de ondas é também mais trabalhosa e complexa quando são reproduzidos estados de agitação marítima de crista curta. Na fase actual do projecto 'DOLPHIN', a opção por esse tipo de agitação iria, possivelmente, dificultar também a validação e o desenvolvimento dos modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados, a partir dos resultados experimentais obtidos com os modelos físicos. Por esses motivos, a maior parte dos testes foi realizada com estados de agitação marítima de crista longa.

Apesar dos desenvolvimentos recentes nos domínios da geração da agitação marítima e das técnicas de absorção activa da reflexão, continua a ser necessário realizar investigação nas áreas relacionadas com o estudo dos efeitos laboratoriais e com a sua minimização nos estudos em modelo físico, Oumeraci, 2003.

Os efeitos de escala e laboratoriais associados à reprodução das características elásticas dos cabos de amarração e das defensas no modelo físico são apenas analisados na secção 6.4.

Na presente secção foram analisados os factores com mais influência na selecção do factor de escala geométrico de um estudo em modelo físico, e as consequências da não utilização de uma semelhança completa (os efeitos de escala). Foi também discutida a importância de alguns efeitos de laboratório no estudo efectuado. Esses efeitos, embora independentes da escala a que o modelo é construído, podem influenciar, indirectamente, a sua escolha. Da ponderação das condicionantes apresentadas resultou a selecção de um factor de escala geométrico igual a 1/100, quer na primeira, quer na segunda fase do estudo. Importa acrescentar que foi ainda equacionada a construção de um segundo modelo do navio à escala 1/75, de forma a ser possível estudar a influência dos efeitos de escala nos resultados dos testes em modelo físico. No entanto, esse modelo não chegou a ser testado no âmbito do presente trabalho de investigação.

4.3.4. Obra de Protecção contra a Agitação Marítima e Estrutura de Acostagem

As condições de tranquilidade na área abrigada por uma estrutura de protecção contra a agitação marítima (*e.g*. quebramar) são função, essencialmente, do clima local de agitação e das características dessa estrutura, nomeadamente, do comprimento, do posicionamento, da orientação relativamente à agitação, da cota do coroamento, da permeabilidade, entre outros. No entanto, a reprodução rigorosa das características do manto externo dessas estruturas (e.g. características dos blocos) não é, em geral, um factor determinante quando o modelo físico é construído com o intuito de estudar o comportamento de navios amarrados. Assim, nestes casos, as obras de abrigo portuário são frequentemente reproduzidas no modelo utilizando uma secção transversal simplificada, recorrendo a placas de contraplacado para a materialização do núcleo impermeável da estrutura (caso exista) e à colocação de material granular pétreo graduado de ambos os lados, Davies *et al.*, 2001.

Embora as estruturas de protecção contra a agitação sejam reproduzidas de forma simplificada, as suas características reflectoras, de dissipação e de transmissão (eventualmente) podem ser reproduzidas no modelo reduzido através da escolha criteriosa do material pétreo graduado (e pesado) que é utilizado na materialização da sua secção transversal. A adequação da solução escolhida pode ser avaliada com recurso a medições em modelo, previamente à realização dos testes. Se possível, a região da cabeça da

estrutura deverá ser reproduzida no modelo físico com rigor, para que o fenómeno da difracção seja simulado correctamente.

Os motivos que suportam a realização dessas simplificações no modelo físico (conduta frequente em várias instituições de investigação) resultam, não só de critérios de minimização de recursos (custos e tempo), mas também da experiência da instituição e da influência de potenciais efeitos de escala nos resultados. De facto, num modelo físico construído de acordo com o critério de semelhança de *Froude*, as forças devidas à viscosidade, à tensão superficial e à elasticidade do fluido (entre outras) não são reproduzidas de uma forma conveniente (c.f. Quadro 4.3). As consequências que resultam da acção de desprezar a importância dessas forças no modelo dependem do tipo de fenómenos em estudo. Assim, por exemplo, a estabilidade de quebramares é analisada com modelos físicos construídos com base em factores de escala geométricos compreendidos, usualmente, entre 1/30 e 1/50, Hughes, 1993. Por outro lado, os estudos que envolvem a análise do comportamento de navios amarrados são efectuados, como já se referiu, com modelos construídos a escalas entre 1/80 e 1/120 (Hughes, 1993).

Para melhor ilustrar as dificuldades de conciliar, no mesmo modelo físico, o estudo do comportamento de navios amarrados e a reprodução das características das obras de abrigo portuário (no que concerne à reflexão, à transmissão e ao galgamento), o Quadro 4.4 apresenta, para as escalas-limite referidas anteriormente, o deslocamento (∇) do modelo do navio do tipo petroleiro seleccionado para o presente trabalho de investigação (condição de carga máxima) e o "desequilíbrio" que existe entre as forças viscosas no modelo e no protótipo.

Quadro 4.4 – Deslocamento do modelo do navio e número de *Reynolds,* para diferentes escalas.

Escala do modelo	1/30	1/50	1/80	1/100	1/120
∇ navio (kg)	4434.1	957.8	233.8	119.7	69.3
Número de *Reynolds*	164.3	353.6	716	1000	1315

Pode concluir-se que para as escalas típicas do estudo de quebramares, a massa do modelo do navio é muito elevada, enquanto para as escalas a que os estudos do comportamento de navios amarrados são habitualmente realizados, o quociente entre as forças viscosas e as forças de inércia no modelo é muito diferente do que existe no protótipo. Por outro lado, para factores de escala elevados, a área requerida para a implantação do modelo físico seria também maior, e incompatível com as dimensões do tanque de ondas da FEUP.

Importa ainda acrescentar, que à escala a que os ensaios de estabilidade de quebramares de taludes são realizados, os efeitos de escala viscosos não são, regra geral, um problema nas camadas exteriores da estrutura, pois o escoamento através dessas camadas deverá ter características turbulentas. No entanto, o mesmo poderá não se verificar em algumas das camadas mais interiores e no núcleo da estrutura.

Deste modo, na segunda fase do estudo, optou-se pela não reprodução no modelo das características de transmissão (por galgamento e através da estrutura) do Quebramar Norte de Leixões. Com efeito, às condicionantes apresentadas anteriormente, junta-se também o facto de se tratar de uma estrutura antiga, construída de forma faseada, cujas características actuais de permeabilidade se desconhecem. Como é descrito na secção 5.8, supõe-se que esta estrutura possua pontos de elevada permeabilidade ao longo do seu desenvolvimento. Esta conclusão resultou da análise da forma como os sedimentos se depositam na área adjacente ao pé do talude interior dessa estrutura de abrigo, ao longo do tempo.

Por outro lado, sendo um dos objectivos do presente trabalho a determinação da importância relativa de alguns fenómenos para os problemas de operacionalidade do Posto "A", a não reprodução no modelo

físico da transmissão da agitação marítima através da estrutura do quebramar permite centrar a análise, exclusivamente, nos fenómenos que são simulados. Faz-se ainda referência ao facto de a influência dos episódios de galgamento da estrutura do quebramar, nas condições de operacionalidade do Posto "A", já ter sido analisada em estudos anteriores, com um modelo físico construído à escala geométrica 1/60.

No entanto, o plano de trabalhos da segunda fase do estudo experimental incluiu uma série de testes em que foi simulado o fenómeno da transmissão através da estrutura do quebramar. Para que tal fosse possível, foram instalados dois canais nessa estrutura (transversalmente) durante a fase de construção do modelo, sensivelmente nos locais onde se supõe que o quebramar seja mais permeável. O objectivo dessa série de testes não era a obtenção de resultados rigorosos, mas apenas avaliar, qualitativamente, a influência que os volumes de água que eventualmente atravessem a estrutura do quebramar podem ter no comportamento de um navio amarrado no Posto "A".

Apesar de não se ter reproduzido no modelo as características de transmissão do quebramar que abriga o Posto "A", faz-se uma breve referência à metodologia apresentada em Hughes, 1993, que permite a minimização dos efeitos de escala associados a esse fenómeno nos estudos com modelos construídos com base em factores de escala pequenos. Nos modelos geometricamente não distorcidos de estruturas porosas, nas camadas em que o escoamento apresenta um número de *Reynolds* pequeno (escoamento do tipo laminar), as perdas de energia por fricção são mais elevadas do que no protótipo (escoamento do tipo turbulento), resultando numa diminuição da transmissão de energia através da estrutura, assim como num aumento do coeficiente de reflexão. Este efeito de escala pode ser compensado aumentando o diâmetro do material pétreo utilizado nessas camadas, ou seja,

$$\lambda_l = \varsigma\, \lambda_D \tag{4.12}$$

em que λ_l representa a escala geométrica não distorcida do modelo físico, λ_D a escala da dimensão do material pétreo (linear) e ς o factor que permite compensar os efeitos de escala referidos.

Na segunda fase do estudo, e apesar das simplificações que foram referidas, as características reflectoras das estruturas de abrigo do porto foram reproduzidas, nomeadamente o talude interior do Quebramar Norte e o talude exterior do Molhe Sul de Leixões.

O tipo de problemas abordado nesta secção não se colocou na primeira fase do estudo, uma vez que o correspondente modelo físico apenas incluiu a reprodução da estrutura de acostagem do Posto "A", nomeadamente as características e a localização dos duques d'Alba de acostagem e de amarração, e as características dos cabos de amarração e das defensas, Figura 4.7.

Figura 4.7 – Modelo físico estudado na primeira fase do trabalho.

A profundidade de água na área adjacente ao Posto "A" foi considerada uniforme, e o comportamento do navio depois de amarrado foi estudado para estados de agitação marítima regulares e irregulares de vante. As características deste modelo são apresentadas em pormenor na secção 6.2.

Na segunda fase do estudo foi reproduzida no tanque de ondas a região assinalada na Figura 4.8. Nesta fase, a geometria do Quebramar Norte do Porto de Leixões e do Molhe Sul foram reproduzidas no modelo, em especial a zona da cabeça do quebramar (Figura 4.8 – direita). A agitação marítima, após contornar por difracção a cabeça do quebramar, atinge o local onde o modelo do navio se encontra amarrado (i.e. o Posto "A"). Os fundos no modelo físico foram também considerados horizontais. As características deste modelo são apresentadas em detalhe na secção 6.3.

Figura 4.8 – Fotografia aérea vertical do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, com delimitação da região reproduzida em modelo físico na segunda fase do estudo (esquerda); fotografia da cabeça do quebramar Norte de Leixões (direita).

4.3.5. Modelo Físico do Navio

4.3.5.1. Introdução

Os estudos do comportamento de navios amarrados em modelo físico são realizados, usualmente, com modelos de navios existentes, ou com modelos concebidos de modo a expressarem as características médias de uma dada classe de navios. Em qualquer dos casos, toda a informação existente sobre o(s) navio(s) seleccionados (no protótipo) deve ser fornecida à instituição onde o estudo vai ser realizado, Rita, 1984. Essa informação deve incluir os desenhos de projecto do casco do navio e o seu manual de estabilidade. Excepcionalmente, o objecto do estudo poderá ser um navio que ainda não existe. Neste caso, podem ser utilizadas características projectadas tendo por base os navios existentes desse tipo.

Nestes estudos é necessário que cada um dos navios seleccionados seja construído à escala geométrica previamente definida. Além disso, cada um dos modelos deve reproduzir o comportamento dinâmico e hidrodinâmico do correspondente navio real (no protótipo).

Para a correcta reprodução das características oscilatórias desses navios no modelo físico, a geometria dos seus cascos deve ser reproduzida de forma rigorosa. Esta condição é essencial para que as forças hidrodinâmicas exercidas sobre o modelo do navio estejam, apropriadamente, reproduzidas segundo a semelhança de *Froude*. Além disso, o modelo do navio deve apresentar uma distribuição de massas equivalente à do navio real, para a condição de carga seleccionada. De entre as propriedades de massa

do navio destacam-se o posicionamento do centro de gravidade, e os momentos de inércia segundo um conjunto de eixos ortogonais entre si e passando pelo centro de gravidade do navio, BMT, 2001.

O navio seleccionado para o estudo pretende representar a classe dos navios de maior porte que mais frequentemente utilizam o Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Esse navio estava, à data de realização do estudo, fretado em exclusividade pela *Galp Energia*, razão pela qual demandava ao Porto de Leixões com frequência. O modelo físico do navio petroleiro foi construído com base nos seus desenhos de projecto, os quais foram disponibilizados pelo comandante do mesmo. As principais características desse navio (no protótipo) são apresentadas no Quadro 4.5.

Quadro 4.5 – Principais características do navio seleccionado para o estudo.

Nome do navio	*Kornati*
Bandeira/Porto de registo	*Malta/ Valleta*
Estaleiro	*Stocznia Gdynia S.A. Poland*
Tipo de navio	Petroleiro (*Crude oil carrier*)
Peso bruto (*dwt*)	105 000 t
Comprimento fora-a-fora – L_{oa}	245.05 m
Comprimento entre perpendiculares – L_{PP}	236.00 m
Boca – B	43.00 m
Pontal na ossada (*moulded depth*)	20.00 m
Calado máximo	14.10 m
Tipo de casco	Duplo

A reprodução das propriedades de massa do navio pode tornar-se particularmente difícil em modelos de dimensões modestas, dada a dificuldade prática de construir um modelo suficientemente leve que permita a posterior colocação (e arrumação) no seu interior dos pesos de lastro necessários ao ajuste, quer do posicionamento do centro de gravidade, quer das propriedades de inércia do navio.

Os modelos de navios utilizados em estudos experimentais em modelo físico são construídos a uma escala geométrica previamente seleccionada (tendo em atenção os diversos condicionantes existentes), a partir de representações tridimensionais ou bidimensionais da forma do casco do navio real (e.g. desenhos em CAD). Os materiais e as técnicas construtivas empregues na construção desses modelos dependem, essencialmente, das suas dimensões e das condições de utilização previstas. Os materiais mais utilizados na construção de modelos físicos de navios são a madeira, a espuma de alta densidade, o plástico reforçado com fibra de vidro e outros materiais compósitos.

A sequência das operações necessárias à construção do modelo de um navio em plástico reforçado com fibra de vidro (PRFV) compreende, numa fase inicial, a fabricação do molde do casco do navio à escala, no qual é posteriormente moldado o modelo do navio. Esta técnica permite a obtenção de modelos de peso reduzido, impermeáveis, duráveis e que não sofrem variações das suas dimensões por efeito da humidade. No entanto, as tolerâncias dimensionais que se conseguem obter com esta técnica são, regra geral, ligeiramente inferiores às que se obtêm quando o modelo é construído em madeira. A opção pela construção do modelo de um navio em PRFV é especialmente vantajosa quando se pretende construir vários modelos iguais, uma vez que o molde que serve de base à construção do primeiro modelo pode ser reutilizado. Os modelos construídos em PRFV são ligeiramente mais caros do que os construídos em madeira, especialmente se apenas for fabricado um exemplar.

Para a fabricação de modelos de navios em madeira utiliza-se, regra geral, a madeira de pinho. Depois de construído, o casco do navio poderá ser revestido com uma camada protectora, que pode ser em

plástico reforçado com fibra de vidro. Depois de aplicado, o revestimento é usualmente areado e pintado com uma camada de esmalte impermeável. Apesar dos cuidados com a impermeabilização, é provável que, com a utilização continuada do modelo do navio dentro de água, este se venha a deteriorar com o passar do tempo. Como os modelos fabricados em madeira são relativamente pesados, a quantidade de instrumentação a instalar no seu interior pode estar condicionada, especialmente se o modelo do navio for de pequenas dimensões.

A utilização de espuma de alta densidade (*high density foam*) na fabricação de modelos de navios é uma boa opção sempre que o peso do modelo é um factor crítico, quer seja porque o modelo a construir apresenta dimensões reduzidas, quer seja porque este tem que acomodar uma grande quantidade de instrumentação no seu interior. Apesar de os custos não serem comparativamente muito elevados, esta opção pode ser desaconselhada em circunstâncias diferentes das referidas, uma vez que estes modelos podem danificar-se com relativa facilidade.

O leme, o convés superior e, eventualmente, uma reprodução simplificada da superstrutura do navio, são usualmente adicionados ao modelo no final do processo de construção. A superstrutura do navio deverá, no entanto, estar convenientemente reproduzida no modelo físico quando se pretende simular, de uma forma directa, a acção do vento sobre o navio amarrado, Davies *et al.*, 2001.

A reprodução das características turbulentas do vento e das correntes sobre o navio é difícil e envolve, quer o conhecimento dos espectros de velocidades destas acções, quer a construção de dispositivos e de modelos mais ou menos complexos para a sua reprodução. No caso particular de navios amarrados, têm particular interesse as acções de natureza turbulenta de baixa-frequência, pois são susceptíveis de excitar os períodos naturais de oscilação horizontal do navio amarrado, PIANC, 1995.

No entanto, na maior parte das situações, apenas é necessário reproduzir a componente estática dessas acções, PIANC, 1995. Quando o navio se encontra amarrado no interior de um porto, a sua orientação relativamente à direcção das acções exteriores a que está submetido não se altera significativamente ao longo do tempo, ao invés do que se verifica, por exemplo, nos sistemas monobóia. Nestas condições, pode considerar-se que a componente estática da acção do vento e/ou das correntes é constante para uma determinada direcção. Deste modo, é possível reproduzir facilmente, de forma indirecta e para as direcções pretendidas, a componente estática dessas acções no modelo. A aplicação dessas forças no modelo do navio pode ser feita recorrendo a um conjunto de pesos e a um dispositivo constituído por diversas roldanas, que tem como função transferir a força associada aos vários pesos para o modelo, por intermédio de fios. Os pesos a utilizar na simulação e o ponto de aplicação no modelo das forças a eles associadas, são definidos após a caracterização das condições locais e subsequente determinação das acções previstas sobre o navio amarrado (no protótipo).

4.3.5.2. Construção do modelo físico

O modelo do navio foi construído à escala a partir das características do navio petroleiro seleccionado para o estudo que, como foi referido anteriormente, pretendia representar a classe dos navios de maior porte que mais frequentemente acostavam no Posto “A” do Terminal de Petroleiros de Leixões.

Com o intuito de obter um modelo de peso reduzido, impermeável e simultaneamente durável, optou-se pela construção do modelo do navio seleccionado em plástico reforçado com fibra de vidro (PRFV). Estes modelos são fabricados segundo tolerâncias dimensionais adequadas a este tipo de estudos e não sofrem variações dimensionais por efeito da humidade. A técnica construtiva adoptada apresenta ainda a vantagem de possibilitar a construção de um segundo modelo do navio (igual ao primeiro), caso seja necessário, a um preço muito baixo.

A construção do modelo físico do navio foi realizada no INEGI (*Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial*) e envolveu a digitalização dos planos bidimensionais originais do casco do navio (protótipo), a geração do modelo tridimensional digital desse casco utilizando *software* adequado, a construção das fracções do casco com geometria complexa usando a técnica de prototipagem rápida – LOM (*Laminated Object Manufacturing)*, a construção do molde do casco em PRFV, a construção do modelo do navio (também em PRFV) e, por fim, o ajuste final do convés em contraplacado marítimo ao casco e a fixação do leme (também fabricado em materiais compósitos) no modelo do navio.

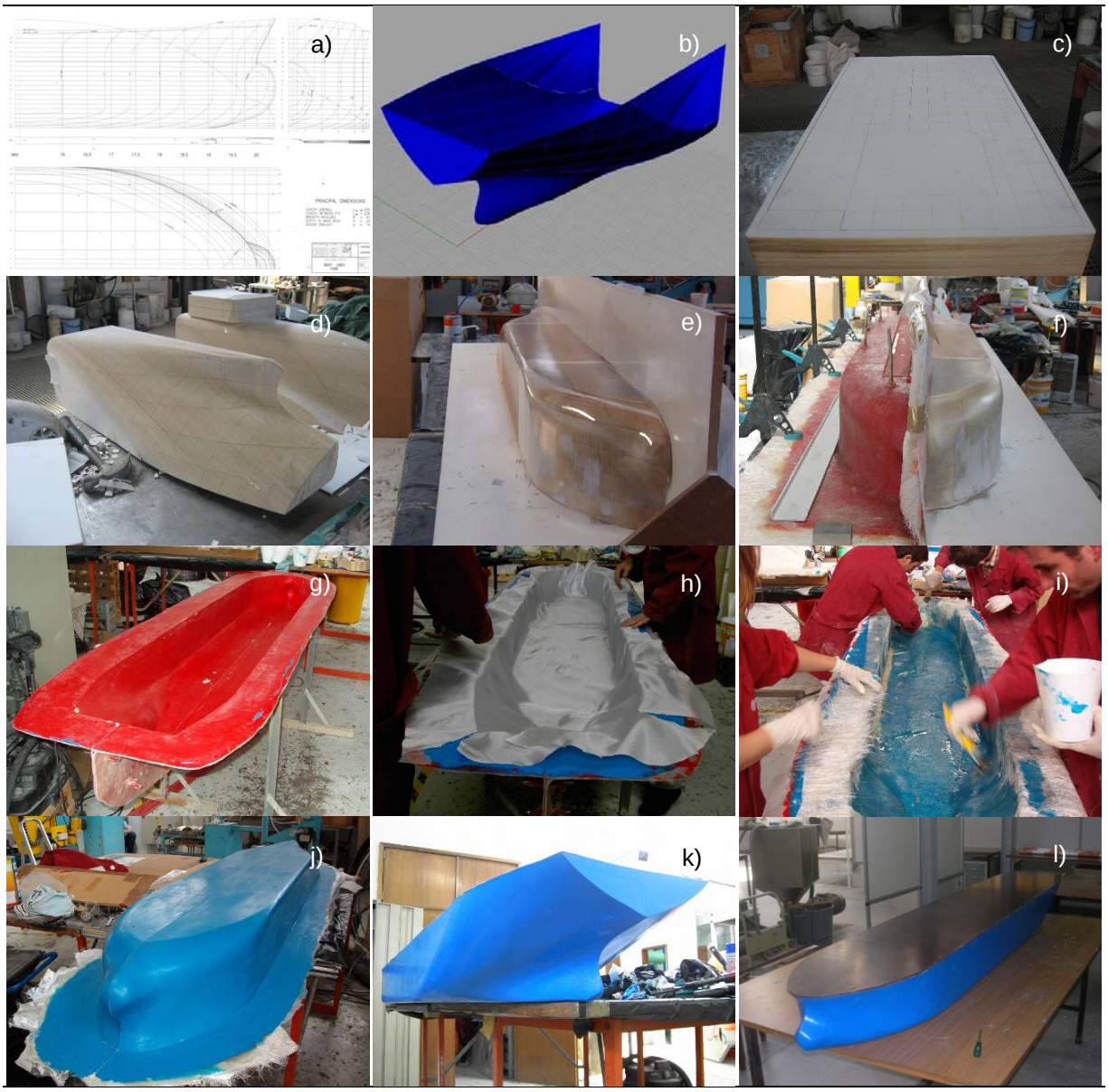
Os planos bidimensionais originais do navio petroleiro, fornecidos pelo comandante do navio, foram digitalizados e, usando o *software RINO 3D*, criou-se o modelo tridimensional digital do petroleiro. O modelo 3D criado foi posteriormente exportado para o *software Solidworks* e *Catia*, com o objectivo de o decompor em vários sólidos (duas meias proas, duas meias popas e dois meios corpos) com forma e dimensões que permitissem, posteriormente, o seu fabrico (em papel) no equipamento de prototipagem rápida.

A utilização da técnica de LOM justifica-se pela complexidade das geometrias da popa e da proa do petroleiro. Nesta técnica, os sólidos referidos anteriormente são fabricados através do empilhamento sucessivo de finas camadas de papel que contêm um adesivo numa das faces. Um feixe laser faz o corte da folha de papel, camada a camada. Da máquina de prototipagem rápida resulta uma peça de forma paralelepipédica que, após "descubicagem", dá origem à peça pretendida por remoção das zonas não úteis. As peças fabricadas foram impregnadas com resina de epóxido para tornar a sua superfície lisa, espelhada e impermeável. O corpo central do navio, com uma geometria mais simples, foi fabricado em madeira por um carpinteiro.

Dada a geometria complexa do casco do navio, optou-se por subdividir o molde (a ser utilizado para a fabricação do modelo do petroleiro) em dois meios moldes, de modo a facilitar a desmoldagem final do modelo. As várias peças fabricadas em LOM foram alinhadas e fixadas na sua posição correcta, e sobre o conjunto foram aplicados um desmoldante de cera (para criar uma película de isolamento entre o conjunto das peças e o molde) e uma camada de *gelcoat* de cor vermelha (resina de elevada viscosidade pigmentada), com o objectivo de obter uma superfície lisa e brilhante. O molde foi fabricado utilizando mantas de fibra de vidro sobrepostas, que foram posteriormente impregnadas com resina de poliéster. Durante a laminagem foram inseridos nos meios moldes pinos de alinhamento e extractores de ar para garantir o alinhamento dos dois meios moldes e auxiliar a posterior desmoldagem do modelo do navio, respectivamente.

O modelo físico do casco do navio petroleiro foi produzido por moldação manual em fibra de vidro e resina de poliéster. Este modelo foi fabricado no interior do molde, seguindo um procedimento idêntico ao usado na fabricação dos dois meios moldes: aplicação sobre o molde de um desmoldante em cera seguido de uma camada de *gelcoat* de cor azul e, posteriormente, colocação das várias camadas de fibra de vidro, em manta e em tecido equilibrado, impregnadas com resina de poliéster. Para dar mais rigidez à peça final fabricada foi necessário reforçar algumas zonas localizadas do modelo do navio com espuma de PCV, que foi aplicada longitudinalmente no meio do laminado. A laminagem é feita em várias fases de modo a facilitar a polimerização da resina. Após cura da resina, o modelo do navio petroleiro foi desmoldado.

Os acabamentos do casco consistiram no corte e no desbaste das abas, e na colagem de pequenos suportes em forma de cantoneira para permitir suportar o convés superior do navio em contraplacado marítimo. Na Figura 4.9 apresentam-se, de forma sequencial, fotografias referentes às várias fases do processo de construção do modelo físico do navio em PRFV, a partir da definição tridimensional digital da forma do seu casco.



a) Plano bidimensional original da proa do navio (desenho em papel);
b) Modelo tridimensional digital da popa do navio;
c) Bloco de papel após saída da máquina de prototipagem rápida (antes da descubicagem);
d) Metade da peça correspondente à popa do navio, após “descubicagem” do bloco de papel;
e) Impregnação com cera (desmoldante) do conjunto das peças fabricadas em LOM referentes a metade do modelo do navio;
f) Meio molde do navio fabricado em PRFV;
g) Molde completo do navio, após alinhamento e fixação dos dois meios moldes fabricados;
h) Colocação da primeira manta de fibra de vidro dentro do molde do navio (véu de superfície);
i) Impregnação das mantas em fibra de vidro com resina de poliéster;
j) Modelo físico completo do navio em PRFV, antes do corte das abas superiores;
k) Modelo físico final do navio petroleiro;
l) Modelo físico final do navio petroleiro após montagem do convés superior (amovível) em contraplacado marítimo.

Figura 4.9 – Construção do modelo físico do navio petroleiro em PRFV.

No decorrer dos testes existe a possibilidade de entrar água para o interior do modelo do navio. Para a remover facilmente, e sem alterar a distribuição de massas do navio, equacionou-se a possibilidade de realizar uma perfuração no casco, ao nível da sua quilha. Devido aos riscos associados à criação de um orifício no casco do navio, alguns laboratórios que fazem investigação nesta área preferem a instalação de pequenas bombas no interior dos modelos para remover a água que, fortuitamente, entre no navio no decorrer dos testes. No trabalho realizado, para evitar criar um ponto sensível no modelo, optou-se por não realizar qualquer perfuração no casco do navio. No entanto, para minimizar a probabilidade de entrar água para o modelo durante os testes, o convés superior do navio (de contraplacado marítimo) foi selado ao casco, ao longo de todo o seu contorno, com silicone.

No interior do modelo físico do navio foram colocados quatro travamentos ao nível da base do convés superior, para conferir uma resistência adicional à peça final e evitar o encurvamento transversal do casco, garantindo-se a boca de projecto do navio. No fundo do casco do modelo, e sobre uma área o mais extensa possível (~40 mm acima da quilha), foi criada uma plataforma plana com o objectivo de suportar (uniformemente) os pesos de lastro usados na calibração do navio.

O convés superior do petroleiro foi, como se referiu, materializado por uma placa de contraplacado marítimo com 18 mm de espessura. Este convés, amovível e resistente, permite esconder os pesos de lastro colocados no interior do modelo, e fixar os dispositivos de fixação dos cabos de amarração e os alvos reflectores do sistema de medição de movimentos. O posicionamento dos pontos de amarração no convés superior do navio petroleiro está esquematizado na Figura 4.10.

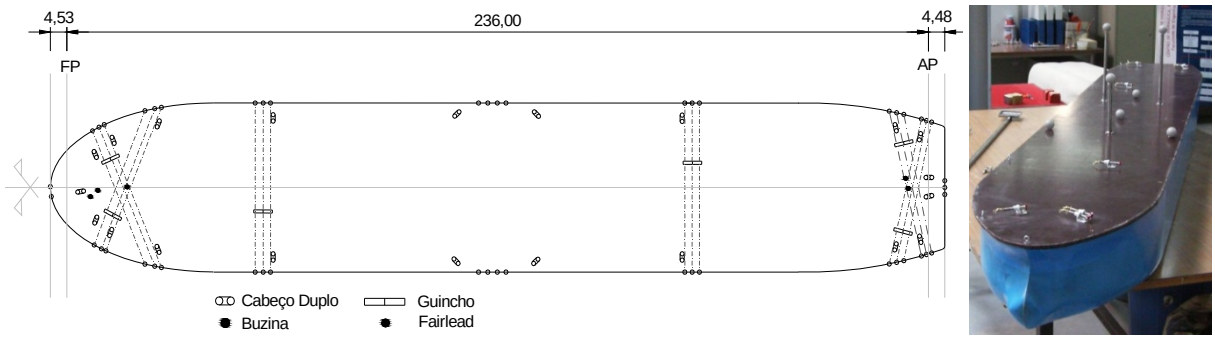


Figura 4.10 – Esquematização do posicionamento dos pontos de amarração no convés superior do navio (esquerda); fotografia do modelo do navio com os pontos de amarração e as marcas reflectores do sistema de medição de movimentos fixos ao convés superior em contraplacado marítimo (direita).

O primeiro modelo físico do navio petroleiro foi fabricado à escala geométrica 1/100. De forma a ser possível analisar a influência de possíveis efeitos de escala nos resultados dos testes em modelo físico, foi construído um segundo modelo do petroleiro à escala geométrica 1/75. No entanto, esse modelo não chegou a ser ensaiado no âmbito do presente trabalho de investigação. O Quadro 4.6 apresenta as principais características do modelo testado. A posição do centro de gravidade do modelo do navio na situação em que este se encontra vazio, isto é, antes da colocação dos pesos de lastro, foi determinada utilizando as técnicas que são apresentadas na secção seguinte.

A superstrutura do navio petroleiro não foi reproduzida no modelo construído à escala geométrica 1/100, embora a sua construção pudesse facilitar a calibração do modelo e melhorar a sua aparência. A reprodução da superstrutura seria fundamental caso se pretendesse, por exemplo, reproduzir no estudo as componentes estática e dinâmica da acção do vento sobre o navio amarrado, recorrendo para a sua geração a um conjunto de ventoinhas convenientemente posicionadas na vizinhança do modelo físico.

Quadro 4.6 – Características do modelo físico do navio petroleiro construído à escala geométrica 1/100 (modelo vazio).

Massa do casco	22.15 kg
Massa do convés superior em contraplacado marítimo	8.80 kg
Posição horizontal do centro de gravidade, relativamente à popa – $CG_{L,C}$	1.257 m
Posição vertical do centro de gravidade (à quilha) – $\overline{KCG}_{V,C}$	0.110 m
Posição transversal do centro de gravidade	0.000 m

Após a construção do modelo do navio à escala é necessário proceder à sua calibração. A metodologia de calibração seguida é descrita na secção seguinte.

4.3.5.3. Calibração do modelo físico

O navio petroleiro, depois de construído à escala, é calibrado para que as suas características estáticas e dinâmicas (oscilatórias) sejam equivalentes às do navio real (no protótipo), para uma dada condição de teste previamente definida. Durante a fase de calibração são colocados sequencial e criteriosamente todos os pesos de lastro dentro do modelo do navio, para que este adquira o calado (deslocamento) e a distribuição de massas pretendidos. Posteriormente procede-se à verificação das características estáticas e dinâmicas do modelo, nas direcções transversal e longitudinal. Para a função de peso de lastro foram utilizados blocos maciços de betão simples, de várias dimensões (pesos).

Para que a distribuição de massas do modelo do navio petroleiro esteja correcta, os momentos de inércia do protótipo, segundo um conjunto de eixos ortogonais entre si e passando pelo centro de gravidade do navio, devem estar correctamente reproduzidos no modelo físico. Estes momentos de inércia são os que se relacionam com as oscilações de balanço (*roll*), de cabeceio (*pitch*) e de guinada (*yaw*) do navio. O período natural da oscilação de arfagem depende, exclusivamente, da massa total do modelo do navio, sendo portanto independente da distribuição de massas dentro do navio. É usual considerar-se que os momentos de inércia segundo os eixos das oscilações de cabeceio e de guinada são aproximadamente iguais, BMT, 2001.

Apesar de o processo de calibração assegurar que o centro de gravidade e a inércia para a oscilação de balanço estão correctamente reproduzidos no modelo do navio, é conveniente proceder, no mínimo, à determinação do período natural da oscilação de balanço. Esta verificação é efectuada com o navio a flutuar em condições de águas profundas, colocando o navio a oscilar em águas inicialmente paradas, e comparando o período da oscilação medido com o valor previsto. Qualquer desfasamento entre esses dois valores pode ficar a dever-se a um mau posicionamento do centro de gravidade do modelo do navio e, consequentemente, da altura metacêntrica transversal e da 'resistência' às oscilações de balanço, ou à incorrecta reprodução do momento de inércia associado às oscilações de balanço, ainda que esta última causa seja menos frequente, BMT, 2001. A localização do metacentro do modelo do navio poderá ser verificada através de uma experiência de inclinação transversal, como se explica posteriormente. O que foi referido anteriormente é também válido para o modo de oscilação de cabeceio do navio.

A metodologia de calibração de um modelo físico de um navio compreende, genericamente, a seguinte sequência de operações:

a. Determinação da massa do modelo do navio vazio, ou seja, antes da colocação dos pesos de lastro (massa do casco do navio incluindo o convés amovível);

b. Determinação do posicionamento do centro de gravidade do modelo do navio vazio.

A posição longitudinal do centro de gravidade do modelo do navio vazio, relativamente à popa – $CG_{L,C}$, pode ser determinada deslocando longitudinalmente o modelo do navio, apoiado sobre a sua base numa aresta viva em bisel (e.g. um perfil metálico em forma de 'L'), até ficar em equilíbrio, Figura 4.11. O $CG_{L,C}$ do modelo do navio vazio localiza-se no plano vertical definido pela aresta viva de apoio.

A determinação do posicionamento vertical do centro de gravidade do modelo do navio vazio, em relação à quilha – $\overline{KCG}_{V,C}$, pode ser realizada de forma análoga, mas com o modelo apoiado lateralmente sobre a aresta viva, Figura 4.11. Devido à simetria transversal do navio, pode assumir-se que o centro de gravidade se localiza no plano de simetria do modelo.

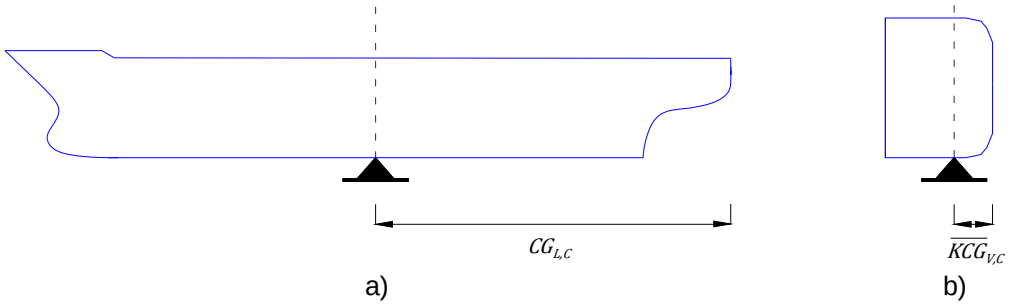


Figura 4.11 – Determinação do posicionamento do centro de gravidade do modelo do navio vazio, através do apoio do modelo sobre uma aresta viva.

Quando a geometria do modelo do navio é muito complexa, a realização das operações anteriormente referidas poderá não ser viável. Nestes casos, a determinação do posicionamento vertical do centro de gravidade do navio poderá ser efectuada suspendendo o modelo por cabos, tal como esquematizado na Figura 4.12. O ajuste dos cabos de fixação do modelo é efectuado de modo a que o casco do navio fique nivelado.

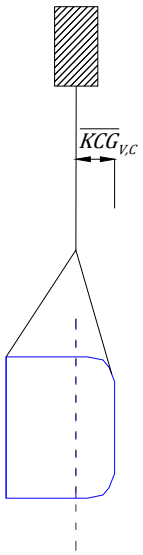


Figura 4.12 – Determinação do posicionamento vertical do centro de gravidade do navio vazio, por suspensão do modelo.

c. Cálculo da massa dos pesos de lastro necessários para a obtenção do deslocamento pretendido para o modelo do navio. Determinação do seu posicionamento aproximado dentro do modelo.

A massa dos pesos de lastro é determinada subtraindo ao deslocamento do modelo do navio as massas dos seguintes elementos: casco do modelo do navio, convés amovível e qualquer instrumentação que se preveja vir a ser instalada no modelo. O deslocamento do modelo do navio é determinado aplicando o factor de escala apresentado no Quadro 4.1 ao deslocamento do navio (no protótipo) correspondente à condição de carga definida para o estudo.

O facto de o modelo do navio possuir o deslocamento pretendido não significa que este apresente um comportamento oscilatório equivalente ao do navio real (i.e. no protótipo). Para que isso se verifique, a distribuição de massas do navio deverá encontrar-se convenientemente reproduzida no modelo físico.

O posicionamento vertical, longitudinal e transversal dos pesos de lastro dentro do modelo do navio é definido, em primeira aproximação, com base em equações de equilíbrio de momentos e de igualdade de momentos de inércia relativamente a um conjunto de eixos ortogonais entre si e passando pelo centro de gravidade do modelo. As primeiras visam garantir o correcto posicionamento do centro de gravidade e as segundas a reprodução no modelo dos raios de giração transversal e longitudinal do navio real. Estes estão directamente relacionados com o período natural das oscilações de balanço e de cabeceio, respectivamente.

O posicionamento vertical do centro de gravidade dos pesos de lastro utilizados na calibração do modelo físico do navio, medido relativamente à quilha, qualquer que seja a sua disposição dentro do modelo, deve permitir verificar a seguinte equação,

$$\sum_{i=1}^{n} M_{pi} \, . \, \overline{KCG}_{V,pi} + M_C . \overline{KCG}_{V,C} = M . \overline{KCG}_V \tag{4.13}$$

em que M_{pi} representa a massa do peso de lastro i, $\overline{KCG}_{V,pi}$ a distância vertical do centro de gravidade desse peso de lastro à quilha do navio, M_C a massa do modelo do navio vazio (i.e. apenas do casco e do convés) e $\overline{KCG}_{V,C}$ a distância vertical da quilha ao centro de gravidade do modelo vazio. Para o estado de carga pretendido, M e $\overline{KCG}_V$ representam a massa do navio e a distância vertical da quilha ao seu centro de gravidade, respectivamente.

O posicionamento horizontal do centro de gravidade dos pesos de lastro utilizados na calibração do modelo, medido relativamente à popa do navio, qualquer que seja a disposição desses blocos, deve permitir verificar a seguinte equação,

$$\sum_{i=1}^{n} M_{pi} \, . \, CG_{L,pi} + M_C . CG_{L,C} = M . CG_L \tag{4.14}$$

em que $CG_{L,pi}$ representa a distância do centro de gravidade do peso de lastro i à popa do navio, $CG_{L,C}$ a distância do centro de gravidade do modelo do navio vazio à popa e CG_L a distância, relativamente à popa, do centro de gravidade do modelo do navio para o deslocamento pretendido.

Na determinação preliminar do raio de giração transversal do modelo do navio vazio admitiu-se que a distribuição transversal de massas se encontrava convenientemente reproduzida considerando: a base do casco do navio como uma carga uniformemente distribuída, com um peso equivalente a um terço do peso total do casco do navio; e as paredes laterais do casco como uma carga pontual, colocada a uma distância igual a metade da boca do navio relativamente ao seu eixo longitudinal, cada uma com um peso equivalente a um terço do peso total do casco. O peso do convés do navio, tal como a base do casco, foi considerado como uma carga uniformemente distribuída. Tendo em conta as simplificações referidas, o momento de inércia total do modelo do navio (já carregado com os pesos de lastro) para a direcção transversal, I_{xx}, pode ser determinado com base em,

$$I_{xx} = \sum_{i=1}^{n} M_{pi}\,(kt_i)^2 + \sum_{i=1}^{n} \frac{M_{pi}}{12}(Lt_i^2 + h_i^2) + \frac{2M_{c,1}}{3}\left(\frac{p^2}{12} + \frac{B^2}{2}\right) + \frac{M_{c,1}}{3}\left(\frac{B^2}{12} + c^2\right) + M_{c,2}\left(\frac{B^2}{12} + (p-c)^2\right) \tag{4.15}$$

em que M_{pi} representa a massa do peso de lastro i, kt_i a distância do centro de gravidade do peso de lastro i ao eixo longitudinal central do modelo do navio, Lt_i a largura do peso de lastro i, h_i a altura do peso de lastro i, $M_{c,1}$ a massa do casco do modelo do navio e $M_{c,2}$ a massa do convés do navio. p, B e c representam o pontal, a boca e o calado do navio, respectivamente. O significado de algumas destas variáveis pode ser clarificado na esquematização da Figura 4.13.

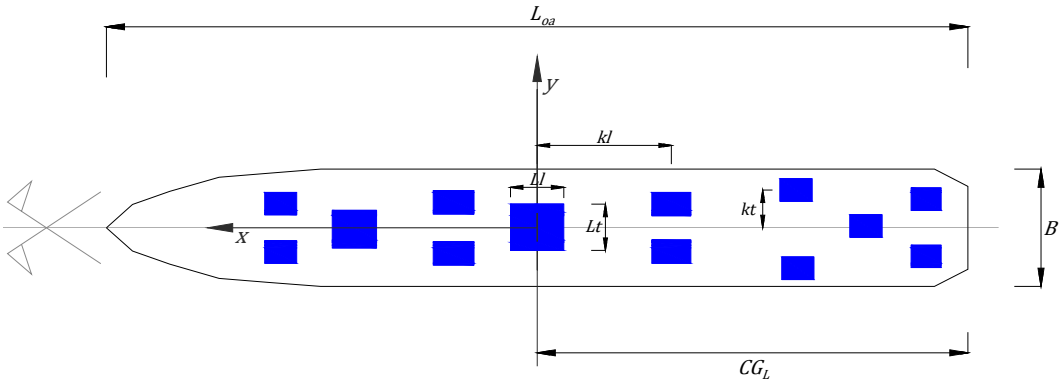


Figura 4.13 – Esquema genérico de disposição dos pesos de lastro dentro do modelo do navio.

Para a distribuição de massas considerada na Equação (4.15), o raio de giração do modelo do navio carregado para a direcção transversal, i_x, pode ser avaliado com base em,

$$i_x = \sqrt{\frac{I_{xx}}{M}} \tag{4.16}$$

em que M representa a massa total do navio para a condição de teste definida.

Considerando a massa total do modelo do navio vazio como uma carga uniformemente distribuída, o momento de inércia total do navio carregado segundo a direcção longitudinal, I_{yy}, pode ser determinado com base em,

$$I_{yy} = \sum_{i=1}^{n} M_{pi}\,(kl_i)^2 + \sum_{i=1}^{n} \frac{M_{pi}}{12}(Ll_i^2 + h_i^2) + \frac{M_c L_{PP}^2}{12} \tag{4.17}$$

em que kl_i representa a distância do centro de gravidade do peso de lastro i ao eixo transversal que passa pelo centro de gravidade do modelo do navio, Ll_i o comprimento do peso de lastro i, M_c a massa total do modelo do navio vazio (casco e convés) e L_{PP} o comprimento entre perpendiculares do navio.

Para a distribuição de massas considerada na Equação (4.17), o raio de giração do modelo do navio carregado para a direcção longitudinal, i_y, pode ser avaliado com base em,

$$i_y = \sqrt{\frac{I_{yy}}{M}}\,. \tag{4.18}$$

Os raios de giração (ou momentos de inércia) do modelo do navio, determinados a partir das equações anteriores, devem ser iguais aos do navio no protótipo, para a condição de carga seleccionada, depois de convertidos para valores no modelo físico. Assim se obtêm as equações de igualdade de raios de giração (ou momentos de inércia).

Segundo a direcção transversal, os pesos de lastro são posicionados simetricamente em relação ao plano longitudinal de simetria do navio.

As equações de equilíbrio de momentos e de igualdade de momentos de inércia do navio, em conjunto com os critérios de posicionamento dos pesos de lastro, foram utilizadas no desenvolvimento de uma folha de cálculo em *Excel* que permite, através de iterações sucessivas, encontrar uma distribuição dos pesos de lastro no interior do modelo que satisfaça os requisitos anteriores. Essa distribuição dos pesos de lastro serve apenas de primeira aproximação e é posteriormente ajustada, de forma iterativa, recorrendo, quer às experiências de inclinação transversal e longitudinal, quer à medição dos períodos naturais de oscilação do navio.

O número de iterações que é necessário realizar, com o modelo do navio dentro de água, até se conseguir uma concordância entre os valores medidos no modelo e os previstos, tendo em conta as características do navio no protótipo, depende da qualidade da primeira distribuição proposta para os pesos de lastro no interior do navio. As metodologias de verificação das propriedades longitudinais e transversais do navio são apresentadas apenas nas secções seguintes. A Figura 4.14 mostra um esquema genérico de disposição dos pesos de lastro dentro do modelo do navio utilizado no estudo.

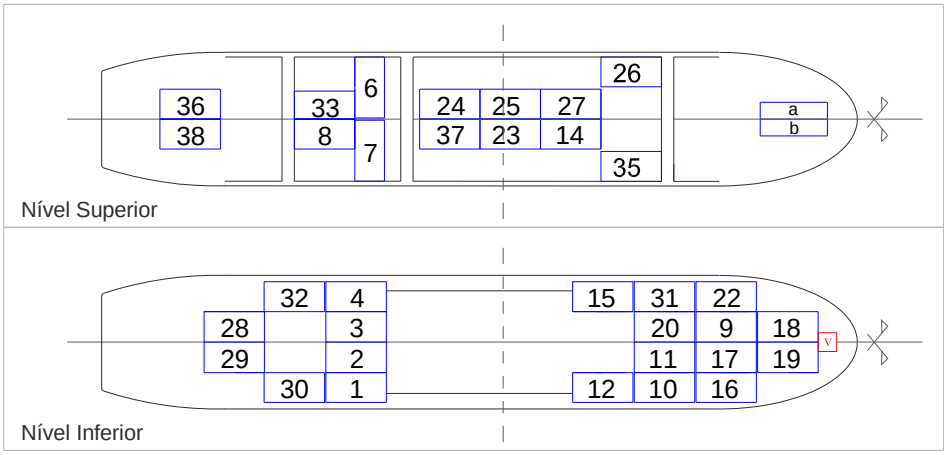


Figura 4.14 – Esquema genérico de disposição dos pesos de lastro dentro do modelo do navio do tipo petroleiro.

d. Colocação de placas de poliestireno expandido sobre o fundo do modelo, de modo a possibilitar o posicionamento dos pesos de lastro à altura pré-determinada, relativamente à quilha do navio. É necessário ter em conta, quer a espessura do casco do navio, quer as dimensões (altura) dos pesos de lastro.

e. Colocação do modelo do navio a flutuar em condições de águas profundas. Colocação sequencial dos pesos de lastro dentro do modelo de acordo com o posicionamento preliminar definido na alínea c).

Para efeitos da calibração do modelo do navio, as condições de águas profundas correspondem à existência de um quociente profundidade de água-calado do navio superior a 2, mas preferencialmente

da ordem de 3. Os pesos de lastro são posicionados sequencialmente e de forma alternada, entre a proa e a popa, dentro do modelo do navio, obedecendo às restrições já enunciadas. Alternativamente, a colocação dos pesos de lastro pode ser feita com o modelo fora do tanque de ondas. Esta opção requer a existência de uma estrutura de suporte do modelo do navio e de equipamento de movimentação de cargas na instalação experimental. A Figura 4.15 mostra a disposição dos pesos de lastro dentro do modelo do navio petroleiro para uma das condições de carga estudadas.

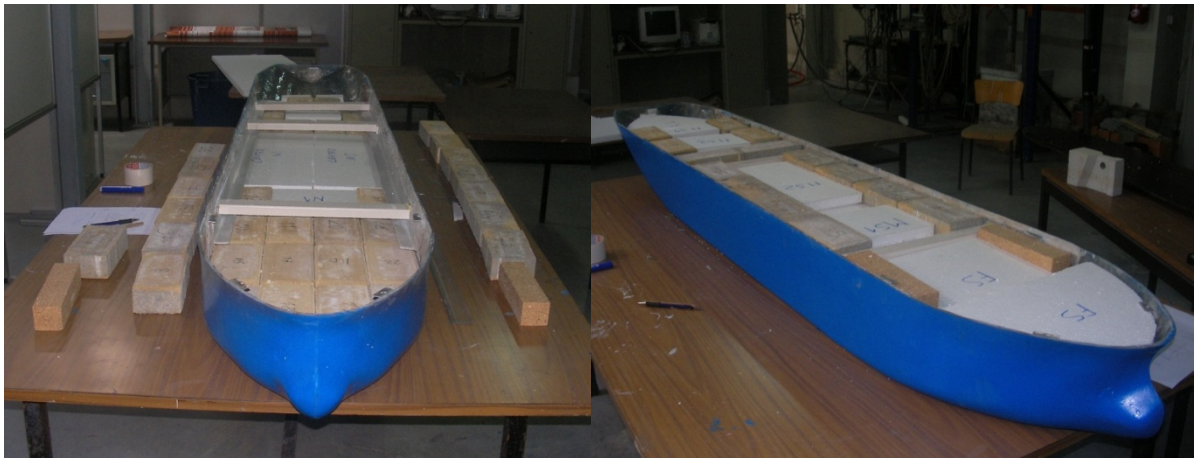


Figura 4.15 – Disposição dos pesos de lastro dentro do modelo do navio petroleiro para uma das condições de carga estudadas: nível inferior (esquerda) e nível superior (direita).

4.3.5.4. Verificação das propriedades do modelo segundo a direcção transversal

A verificação do posicionamento vertical do centro de gravidade do modelo do navio carregado é feita através de uma experiência de inclinação transversal, que é realizada em condições de águas profundas e de acordo com o esquematizado na Figura 4.16. A experiência consiste em deslocar horizontalmente um dado bloco de peso - P, incluído no deslocamento total do modelo e com o seu centro de gravidade aproximadamente coincidente com o do modelo do navio carregado (para a condição de teste definida), uma determinada distância segundo a direcção transversal ao navio, DMI, 1999. A medição do ângulo de inclinação transversal, θ, permite a posterior determinação da altura metacêntrica transversal estática, $\overline{GM}_t$, e a consequente verificação do posicionamento vertical do centro de gravidade do modelo físico do navio.

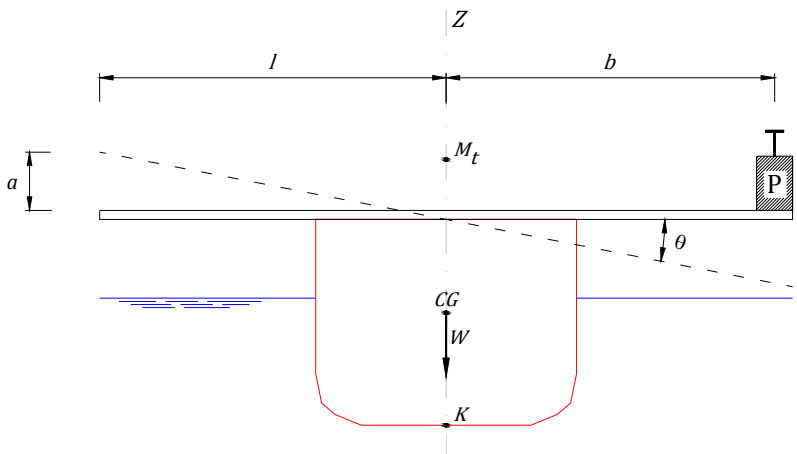


Figura 4.16 – Experiência de inclinação transversal do modelo do navio.

Supondo que o modelo do navio, a flutuar em águas paradas, se encontra transversalmente horizontal, o seu centro de gravidade estará posicionado ao longo de um eixo vertical[4], Rita, 1984. A verificação da horizontalidade do modelo na direcção transversal foi feita com o auxílio de um nível, Figura 4.17. Admitindo que a forma do casco do navio se encontra correctamente reproduzida no modelo físico, a altura do metacentro transversal do navio relativamente à quilha, $\overline{KM}_t$, também se encontra correcta, uma vez que esta depende apenas da forma da fracção do casco do navio que se encontra submersa.

Figura 4.17 – Verificação da horizontalidade do navio para a direcção transversal.

Nas condições referidas, a verificação da posição vertical do centro de gravidade do navio, $\overline{KCG}_V$, reduz-se à comparação do valor da altura metacêntrica medida no modelo com a prevista para a condição de carga do navio, Equação (4.19). Caso o valor medido no modelo seja diferente do previsto, é necessário fazer um novo ajuste do posicionamento dos pesos de lastro colocados dentro do modelo, segundo a direcção vertical. Um valor de altura metacêntrica medido superior ao previsto implica a necessidade de subir a posição vertical dos pesos de lastro, enquanto o contrário implica baixar a posição vertical dos referidos pesos.

$$\overline{GM}_t = \overline{KM}_t - \overline{KCG}_V \tag{4.19}$$

Na experiência de inclinação transversal, a altura metacêntrica do modelo do navio pode ser calculada com base na Equação (4.20). Esta equação resulta do equilíbrio de momentos das massas (modelo do navio e bloco(s)) relativamente ao eixo longitudinal de rotação do modelo e pressupõe que o ângulo de inclinação deste, por aplicação do(s) bloco(s), seja pequeno, Figura 4.16.

$$\overline{GM}_t = \frac{P.b.l}{W.a} \tag{4.20}$$

em que W representa o peso do navio carregado (deslocamento pretendido); P o peso do(s) bloco(s) utilizado(s) na experiência de inclinação transversal do modelo; b a distância que esse(s) bloco(s) são deslocados, medida transversalmente ao eixo longitudinal central do navio; l a distância do ponto de referência utilizado na determinação da variação da inclinação transversal do navio por aplicação do(s) bloco(s), medida transversalmente ao eixo longitudinal central do navio; e a o deslocamento vertical desse ponto de referência. O valor de l/a representa a co-tangente do ângulo de inclinação transversal do navio, θ. O significado das variáveis b, l e a está explicitado na Figura 4.16.

[4] Assume-se que o sistema de eixos considerado passa pelo centro de gravidade do navio, cuja posição se pretende determinar com a realização da experiência.

Nas experiências de inclinação transversal do modelo do navio foram usados dois blocos, cada um com o peso de 4.75 N. Estes blocos foram posicionados sequencialmente na estrutura linear construída para a realização dessas experiências, Figura 4.18 – esquerda. O segundo bloco é posicionado, apenas, após as oscilações transversais do navio, originadas pela colocação do primeiro bloco na estrutura referida, estabilizarem. A variação da inclinação transversal do modelo, quer na fase de carga, quer na fase de descarga, foi determinada directamente com o sistema de medição de movimentos *Qualisys – Motion Capture System*, Figura 4.18 – direita. Para cada condição de carga testada, a experiência de inclinação transversal foi repetida, no mínimo, duas vezes, quer para bombordo, quer para estibordo. Deste modo, a altura metacêntrica do modelo resulta da média dos resultados dessas experiências.

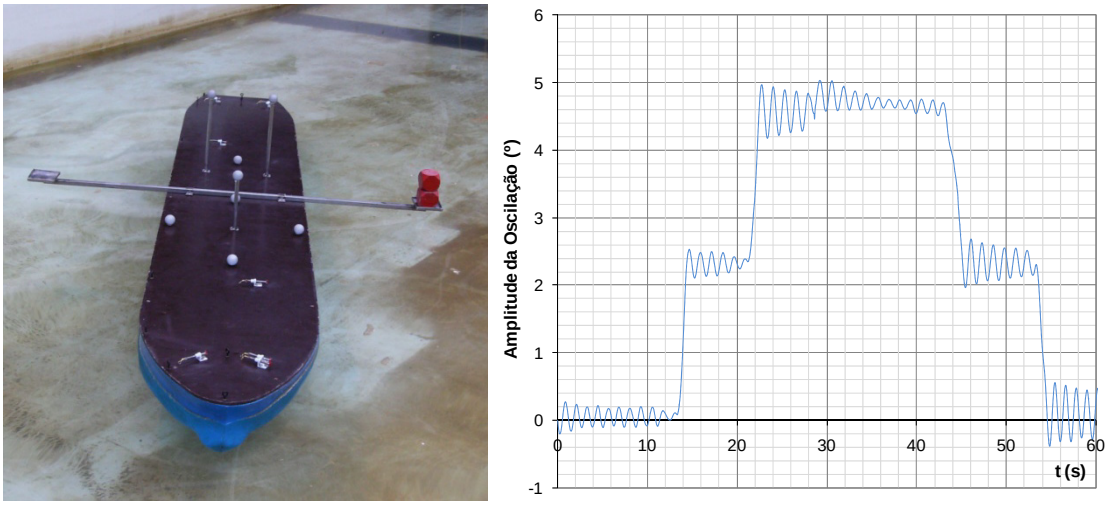


Figura 4.18 – Experiência de inclinação transversal do modelo do navio – a bombordo (esquerda), variação da inclinação transversal do navio (direita).

A título de exemplo, os resultados da experiência de inclinação transversal do navio da Figura 4.18 são apresentados no Quadro 4.7. Da aplicação da Equação (4.20), considerando a massa do modelo igual a 119.721 kg e um b de 0.605 m, resulta uma altura metacêntrica igual a 0.0622 m. Este valor é superior ao valor de referência, 0.0583 m (+6.7%), logo seria necessário subir a posição vertical dos pesos de lastro utilizados.

Quadro 4.7 – Resultados de uma experiência de inclinação transversal do navio.

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0	0.10		9.8	4.6	
4.9	2.30	2.2	4.9	2.3	2.3
9.8	4.60	2.3	0	0.1	2.2
	$\Delta\theta_f$ =4.50º			$\Delta\theta_f$ =4.50º	

A verificação da distribuição transversal de massas é realizada por comparação do período do modo de oscilação de balanço previsto para o modelo do navio, com o período de balanço efectivamente medido. Para tal, o modelo do navio é colocado a oscilar transversalmente, em condições de águas profundas e inicialmente paradas, o mais afastado possível de fronteiras reflectoras.

É fundamental que apenas seja excitado o modo de oscilação pretendido (e.g. a excitação da arfagem fora do centro de gravidade do navio dá também origem a oscilações de balanço). Caso os movimentos pretendidos sejam mantidos por muito tempo, as reflexões nas fronteiras do domínio de ensaio podem influenciar o comportamento do modelo. É boa prática colocar o modelo a oscilar perpendicularmente à fronteira reflectora mais próxima.

A metodologia utilizada neste estudo consistiu na aplicação de um momento no navio, que em relação à sua posição inicial de repouso, o inclina um determinado ângulo. Após essa fase, o momento é retirado subitamente, ficando o modelo do navio a oscilar até estabilizar na sua posição de equilíbrio. A medição das oscilações do modelo foi efectuada com o sistema *Qualisys.*

O período natural do modo de oscilação de balanço previsto para o modelo, T_R, depende, quer da altura metacêntrica transversal, $\overline{GM}_t$, quer do raio de giração do navio relativamente ao seu eixo longitudinal central, i_x, e pode ser determinado com base em,

$$T_R = 2\pi \sqrt{\frac{i_x^2 + \frac{A_{44}}{M}}{g\ \overline{GM}_t}} \tag{4.21}$$

em que A_{44} representa o momento de inércia adicionado para o modo de oscilação de balanço em fase com a aceleração angular dessa oscilação, e pode ser desprezado em condições de águas profundas, e M a massa do navio.

Em alguns casos o raio de giração transversal do navio (no protótipo) não é conhecido, ou é de difícil determinação tendo em conta os elementos disponíveis. Nessas situações, poderá ser usado um valor aproximado, que resulta de considerar que o navio é um sólido de forma paralelepipédica. Esse valor é determinado através de,

$$i_x = \sqrt{\frac{1}{12}(B^2 + p^2)} \tag{4.22}$$

em que B e p representam a boca e o pontal do navio, respectivamente. Pode também adoptar-se um valor de i_x compreendido entre $0.30\,B$ e $0.40\,B$. Outras fontes sugerem raios de giração distintos para os casos em que o navio se encontra em lastro e em condição de carga máxima, Quadro 4.8. A divisão efectuada pode encontrar justificação no posicionamento relativo dos reservatórios destinados a cada uma das duas funções, isto é, ao transporte de carga ou ao enchimento com água de lastro. Os valores apresentados no quadro não incluem o efeito da massa adicionada.

Quadro 4.8 – Raio de giração transversal, i_x, de um navio em função do seu estado de carga.

Estado de carga do navio	*HR Wallingford*, 2006		ITTC, 2005	
	mínimo	máximo	mínimo	máximo
Carregamento máximo	$0.32\,B$	$0.37\,B$	$0.35\,B$	$0.40\,B$
Lastro	$0.38\,B$	$0.43\,B$		

A selecção do valor de i_x a adoptar em cada caso deve ter em consideração o tipo de navio em estudo. Quando se trata de navios do tipo *ferry*, navios de passageiros de grande porte, ou de qualquer navio menos convencional, é necessário dar uma atenção especial à selecção do raio de giração a considerar, ITTC, 2005. Com efeito, os valores apresentados no Quadro 4.8 podem não ser aplicáveis.

Caso o valor de T_R previsto seja diferente do medido no modelo físico, o posicionamento transversal dos pesos de lastro colocados dentro do modelo do navio deve ser modificado. O período de balanço do modelo deve ser calculado através da média de pelo menos cinco oscilações. A Figura 4.19 apresenta a variação da amplitude das oscilações de balanço do modelo do navio petroleiro durante a realização de um teste de calibração transversal. O cálculo do período natural de balanço é efectuado apenas para a fase correspondente ao amortecimento natural dessas oscilações.

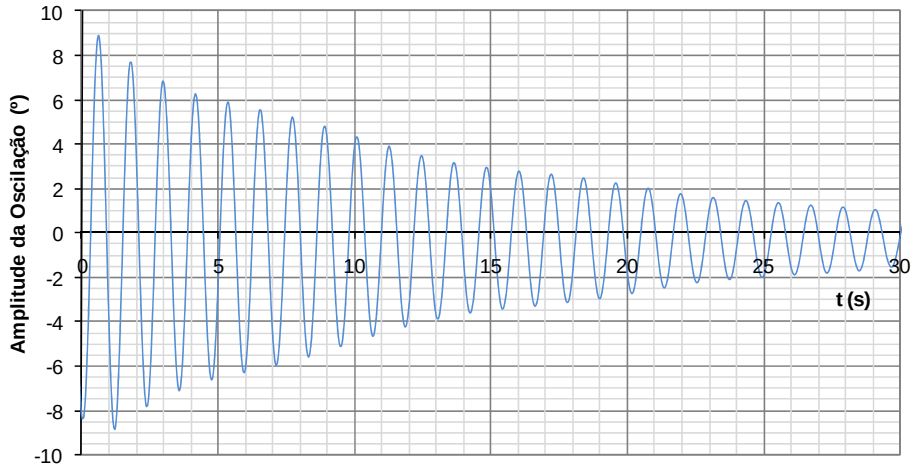


Figura 4.19 – Amplitude das oscilações de balanço do modelo do navio petroleiro durante a realização de um teste de calibração (teste 28.08.2007_BAL1).

Se o valor do período natural da oscilação de balanço medido no modelo físico for superior ao valor de T_R previsto, os pesos de lastro colocados no interior do modelo do navio devem ser aproximados do seu eixo longitudinal central. Caso se verifique o oposto, os pesos de lastro devem ser afastados desse eixo, de modo a aumentar o momento de inércia transversal. Após concordância entre os valores de T_R, medido no modelo e previsto (referência), a altura metacêntrica transversal deve ser confirmada, pois a alteração do posicionamento dos pesos de lastro no interior do modelo pode traduzir-se numa ligeira alteração do valor de $\overline{GM}_t$.

A verificação das propriedades do modelo do navio segundo a direcção transversal dá-se por concluída quando, quer a altura metacêntrica transversal, quer o período natural da oscilação de balanço, estão correctamente reproduzidos no modelo.

Os resultados das experiências de determinação do período natural da oscilação de balanço permitem ainda calcular outro parâmetro caracterizador do comportamento dinâmico do navio livre: o designado 'decréscimo logarítmico' das oscilações de balanço. Este parâmetro relaciona-se com o amortecimento natural dessas oscilações e foi determinado através de uma subrotina desenvolvida em *MatLab*. Esta subrotina recorre ao método dos mínimos quadrados para ajustar às amplitudes máximas e mínimas de um conjunto de observações de oscilações sucessivas de balanço, uma função exponencial do tipo,

$$A(t) = \pm A_0 e^{-\lambda t} \tag{4.23}$$

em que $A(t)$ representa as curvas de decaimento da amplitude das oscilações de balanço (máxima ou mínima), A_0 a amplitude inicial dessas oscilações, λ uma constante e t a variável tempo. O decréscimo logarítmico das oscilações de balanço, δ, é dado por,

$$\delta = \lambda\, T_R \tag{4.24}$$

O modo de caracterização do comportamento dinâmico do navio é descrito, em pormenor, na secção 6.2.7.1. Na secção 6.2.4.1 podem ser encontrados exemplos do ajuste das duas funções do tipo referido às amplitudes de oscilação máximas e mínimas de um conjunto de oscilações sucessivas de balanço amortecidas naturalmente (Figura 6.13).

4.3.5.5. Verificação das propriedades do modelo segundo a direcção longitudinal

Caso o modelo do navio se apresente longitudinalmente horizontal ou, alternativamente, com o mesmo caimento (*trim*) que o navio no protótipo, a posição do centro de gravidade do navio ao longo do eixo longitudinal está correcta, Rita, 1984. Como a posição do metacentro longitudinal depende apenas da forma geométrica do casco do navio dentro de água, e considerando que a posição vertical do centro de gravidade do modelo está correcta (ver secção 4.3.5.4), a altura metacêntrica longitudinal estática, $\overline{GM}_l$, também estará, Equação (4.25).

$$\overline{GM}_l = \overline{KM}_l - \overline{KCG}_V \tag{4.25}$$

Uma vez que a distribuição transversal de massas, a posição do centro de gravidade e a posição do metacentro longitudinal estão correctas, é apenas necessário verificar a distribuição longitudinal de massas do modelo do navio.

No entanto, poderá determinar-se a altura metacêntrica longitudinal do modelo através de um teste de inclinação longitudinal, realizado nos mesmos moldes que a experiência de inclinação transversal. Esta experiência consiste na medição da alteração do caimento do navio resultante da movimentação de um ou mais pesos (já incluídos no deslocamento do modelo), segundo a direcção longitudinal, Attwood, 1941. Essa alteração do caimento relaciona-se com a altura metacêntrica longitudinal do navio.

Considere-se que P representa o peso de um bloco colocado no convés do navio e que este se encontra, inicialmente, a flutuar na linha de água LA. Nas condições referidas, CG, B e F representam a posição do centro de gravidade, do centro de impulsão e do centro de flutuação do navio, respectivamente, Figura 4.20.

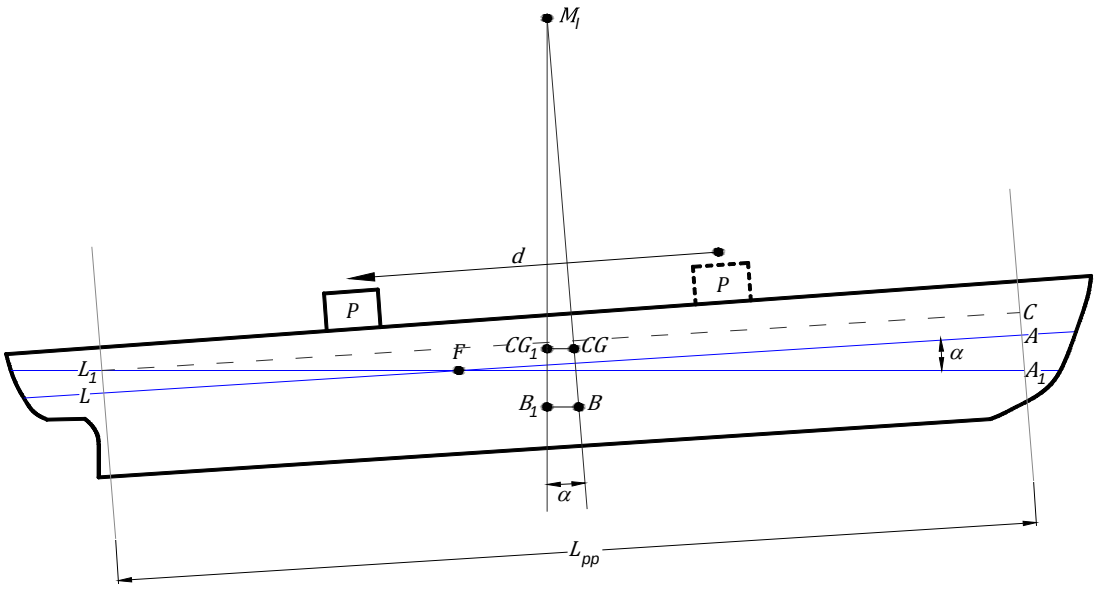


Figura 4.20 – Experiência de inclinação longitudinal do navio.

A movimentação desse bloco na direcção da popa conduz a uma alteração da posição do centro de gravidade do navio, que se deslocará, também na direcção da popa, paralelamente à recta que une a posição inicial e final do bloco. O deslocamento do centro de gravidade do navio, $\overline{CG\ CG_1}$, é dado por,

$$\overline{CG\ CG_1} = \frac{P\ d}{W} \tag{4.26}$$

em que W representa o peso do modelo do navio na condição de carga em estudo e d a distância entre a posição inicial e final do bloco deslocado.

Nestas circunstâncias, o navio não se encontra em equilíbrio, sendo necessária uma alteração da linha de água inicial. Ou seja, como o centro de gravidade e o centro de impulsão se devem situar na mesma recta vertical, a movimentação do centro de gravidade do navio de CG para CG_1 deve ser acompanhada da movimentação do centro de impulsão de B para B_1. Isto pressupõe um ajustamento do caimento do navio, que passa a flutuar na linha de água L_1A_1. Esta linha de água e a inicial intersectam-se no centro de flutuação, uma vez que o novo plano de água do navio passa pelo centro geométrico do plano de água inicial. A recta que passa por B e CG (inicialmente vertical) intersecta a recta que passa por B_1 e CG_1 em M_l, que corresponde ao metacentro longitudinal do navio, supondo que a alteração do caimento é pequena. A altura do metacentro longitudinal, $\overline{GM_l}$, corresponde à distância de CG a M_l .

Considere-se agora uma linha auxiliar L_1C, paralela à linha de água inicial (LA) e interceptando a perpendicular da proa em C. Como $\overline{CA} = \overline{L_1L}$, a alteração do caimento do navio, x, originada pela movimentação do bloco sobre o convés, é dada por,

$$x = \overline{LL_1} + \overline{AA_1} = \overline{CA_1}\,. \tag{4.27}$$

O ângulo de inclinação longitudinal do navio pode ser determinado através de,

$$tg\ \alpha = \frac{\overline{CA_1}}{L_{PP}} \tag{4.28}$$

ou, alternativamente, através de,

$$tg\ \alpha = \frac{\overline{CG\ CG_1}}{\overline{GM_l}}\,. \tag{4.29}$$

Combinado a Equação (4.29) com a Equação (4.26) resulta,

$$\overline{GM_l} = \frac{P.d}{W.tg\ \alpha} \tag{4.30}$$

No presente trabalho, o ângulo de inclinação longitudinal do navio foi determinado directamente com o sistema de medição de movimentos *Qualisys*. A utilização deste sistema foi determinante dadas as reduzidas variações da inclinação longitudinal do navio neste tipo de experiências.

Nas experiências de inclinação longitudinal do navio foram utilizados blocos com um peso de 24 N (2.45 kg). Estes blocos, inicialmente numa posição próxima do centro de flutuação do modelo, foram deslocados em direcção à popa e à proa, originando uma alteração do caimento do navio. A Figura 4.21 mostra a variação da inclinação longitudinal do navio em duas experiências consecutivas, em que foram deslocados dois blocos.

Regra geral, se o navio (no protótipo) estiver correctamente reproduzido no modelo físico (tamanho e forma) e os pesos de lastro tiverem sido colocados no modelo de acordo com os princípios referidos anteriormente, os períodos naturais de arfagem e de cabeceio estão, também, reproduzidos no modelo correctamente. No entanto, é importante proceder à verificação do período natural de cabeceio.

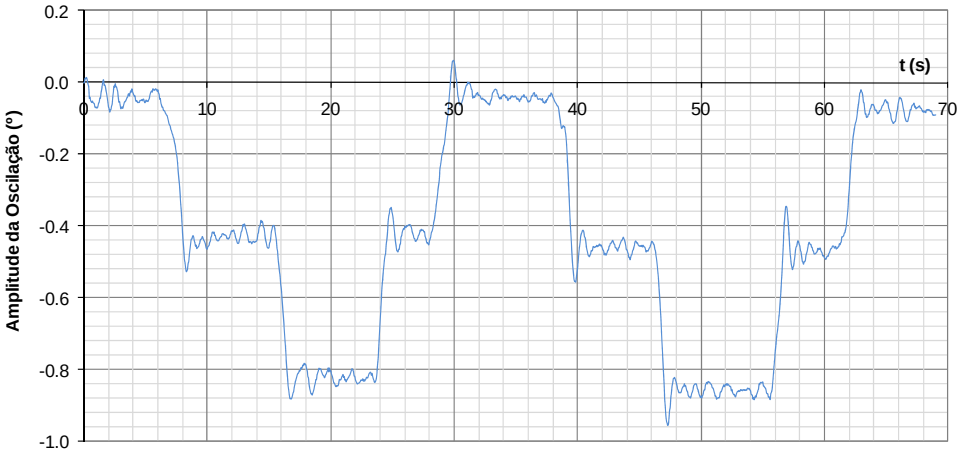


Figura 4.21 – Experiências de inclinação longitudinal – caimento à popa: variação da inclinação longitudinal do navio (teste 28.08.2007_IncLong1).

Como o cabeceio é um movimento fortemente amortecido, a medição do período desta oscilação no modelo físico é difícil. Nestas condições, poderá ser necessário forçar continuamente esse movimento, para que se consiga obter um número suficiente de oscilações de cabeceio, que permita a determinação do período natural deste modo de oscilação do navio. Isto é, ao invés de se aplicar uma força e de seguida registar as oscilações do modelo até o movimento se extinguir (caso da oscilação de balanço), o movimento de cabeceio pode ter que ser continuamente excitado, por aplicação de um momento em fase com o período das oscilações.

A utilização do sistema de medição *Qualisys* facilita a tarefa referida, na medida em que permite medir de uma forma rigorosa as oscilações de cabeceio, sem necessidade de contacto com o modelo do navio. Deste modo, a técnica da contagem das oscilações forçadas de cabeceio num determinado intervalo de tempo pode ser substituída pela análise da série temporal deste modo de oscilação que, em geral, apresenta duas a três oscilações até se extinguir.

O período natural do modo de oscilação de cabeceio previsto para o modelo do navio, T_P, depende, quer da altura metacêntrica longitudinal do navio, $\overline{GM}_l$, quer do raio de giração do navio relativamente a um eixo transversal que passa pelo seu centro de gravidade, i_y, e pode ser estimado com base em,

$$T_P = 2\pi \sqrt{\frac{i_y^2 + \frac{A_{55}}{M}}{g\,\overline{GM}_l}} \tag{4.31}$$

em que M representa a massa do modelo para a condição de teste definida e A_{55} o momento de inércia adicionado para a oscilação de cabeceio em fase com a aceleração angular dessa oscilação. O valor de A_{55}, contrariamente ao valor de A_{44} (ver secção 4.3.5.4), não pode ser desprezado para as profundidades de água utilizadas correntemente nas experiências de verificação das propriedades do modelo, variando significativamente com a folga sob a quilha do navio. Em primeira aproximação, para profundidades de água da ordem de duas vezes o calado do navio, $A_{55} \sim M.i_y^2$.

O raio de giração longitudinal do modelo pode ser determinado, de forma aproximada, considerando que o navio é um sólido de forma paralelepipédica, através de,

$$i_y = \sqrt{\frac{1}{12}(L_{PP}^2 + p^2)} \tag{4.32}$$

em que L_{PP} representa o comprimento entre perpendiculares do navio e p o seu pontal. O Quadro 4.9 apresenta valores genéricos para alguns dos parâmetros caracterizadores do comportamento do navio, que podem ser utilizados como referência, ou na ausência de informação mais precisa. Nesse quadro, i_z representa o raio de giração do navio relativamente a um eixo vertical que passa pelo seu centro de gravidade.

Quadro 4.9 – Características genéricas de navios.

parâmetro	mínimo	frequente	máximo	ITTC, 2005
i_y	0.22 L_{PP}	0.26 L_{PP}	0.27 L_{PP}	0.25 L_{PP}
i_z	0.23 L_{PP}	0.27 L_{PP}	0.28 L_{PP}	0.25 L_{PP}
$\overline{GM_t}$		~ 0.1 B		
$\overline{GM_l}$		~1.1 L_{PP}		

Se o período natural da oscilação de cabeceio medido for diferente do previsto com base na Equação (4.31), deve proceder-se ao rearranjo dos pesos de lastro dentro do navio, na direcção longitudinal, até que o valor de T_P medido seja idêntico ao valor previsto. Se o período natural da oscilação de cabeceio medido for superior ao previsto, os pesos de lastro têm de ser aproximados do eixo transversal do navio, caso contrário os pesos devem ser afastados desse eixo.

Uma metodologia alternativa para a determinação do período natural da oscilação de cabeceio consiste em suspender o modelo do navio no ar e determinar o período de oscilação deste em torno do ponto de suspensão, tal como esquematizado na Figura 4.22, Rita, 1984.

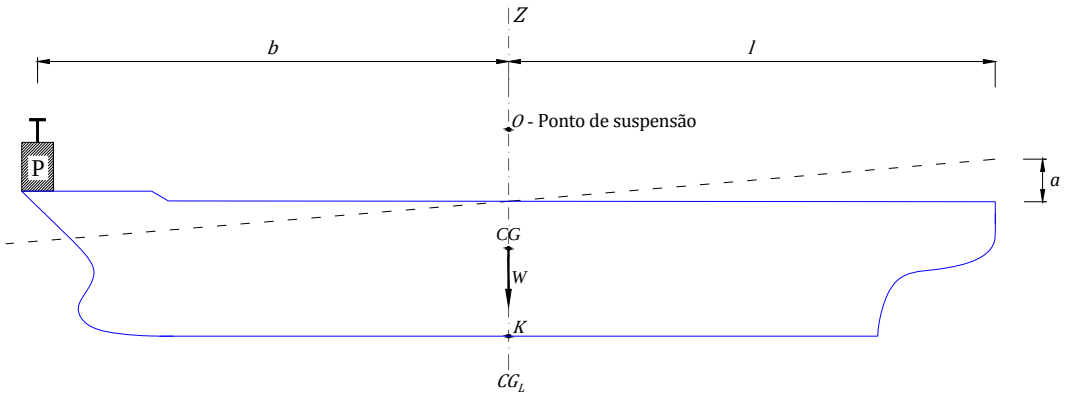


Figura 4.22 – Esquema para a calibração longitudinal do modelo do navio por suspensão.

Nas condições da Figura 4.22, e considerando que a inclinação do modelo do navio por aplicação do bloco de peso P é pequena, a distância do ponto de suspensão do modelo do navio ao seu centro de gravidade, $\overline{OG}$, pode ser determinada através de,

$$\overline{OG} = \frac{P.b.l}{W.a} \tag{4.33}$$

em que b e l são medidos relativamente ao eixo vertical Z, que passa pelo centro de gravidade do modelo do navio, e têm o significado explicitado na Figura 4.22. O período do movimento oscilatório do modelo em torno do ponto de suspensão "O" pode ser determinado através de,

$$T_P = 2\pi \sqrt{\frac{i_y^2 + \overline{OG}^2}{g\ \overline{OG}}} \tag{4.34}$$

O período de oscilação do modelo em torno do ponto de suspensão (valor medido) é comparado com o previsto com base na aplicação da Equação (4.34). Se esses períodos forem diferentes deve proceder-se ao rearranjo dos pesos de lastro dentro do modelo segundo a direcção longitudinal, até que o valor de T_P medido seja idêntico ao valor estimado. Se o período de oscilação medido for superior ao previsto, os pesos de lastro terão de ser aproximados do eixo de oscilação, caso contrário os pesos deverão ser afastado desse eixo.

A verificação das propriedades do modelo do navio segundo a direcção longitudinal dá-se por concluída quando, quer a altura metacêntrica longitudinal, quer o período natural da oscilação de cabeceio, estão correctamente reproduzidos no modelo físico do navio.

Qualquer que seja o procedimento adoptado, a modificação da posição dos pesos de lastro durante a calibração longitudinal do navio pode afectar a calibração transversal efectuada anteriormente. Assim, a calibração transversal do modelo do navio deverá ser repetida com o objectivo de verificar se a altura metacêntrica transversal e o período natural de balanço continuam correctos.

A calibração do modelo do navio dá-se por concluída quando as características estáticas e dinâmicas do navio real, para uma dada condição de teste (situação de carga), estão correctamente reproduzidas no modelo físico segundo a direcção transversal e longitudinal.

Após a fase de calibração do modelo do navio em condições de águas profundas, os períodos naturais de oscilação do navio (livre) são determinados para um profundidade de água igual à que será usada nos testes experimentais, de modo a incluírem os efeitos da massa adicionada para essa profundidade. Posteriormente o modelo do navio é amarrado à estrutura de acostagem e amarração já instrumentada.

Durante a fase de testes experimentais, o navio deve ser inspeccionado regularmente com o objectivo de verificar se não se encontra danificado e se não entrou água para o seu interior.

4.3.6. Dispositivos de Simulação dos Cabos de Amarração

4.3.6.1. Introdução

Os dispositivos de simulação dos cabos de amarração possibilitam a reprodução das características destes elementos no modelo físico de forma realista (características elásticas, orientação, forças de pré-tensão), bem como a medição rigorosa das forças a que estes são submetidos durante os testes, a uma frequência de aquisição adequada aos fins do estudo. Adicionalmente, devem também ser concebidos de modo a permitirem a reprodução de uma gama alargada de condições de teste. As séries de registos obtidas são enviadas para uma unidade central para posterior tratamento e análise, como se explica na secção 4.6.

A rigidez dos 'fios' utilizados para a amarração do modelo do navio depende, obviamente, do material constituinte (*nylon*, polipropileno, *kevlar*[5], aço), do diâmetro, do comprimento e do número de fios que são utilizados para simular cada um dos cabos de amarração do protótipo. Dado que cada um dos cabos de amarração do navio (ou conjunto de cabos) pode apresentar características de deformação diferentes no protótipo, devido especialmente ao seu comprimento ou materiais constituintes, torna-se adequado reproduzir as características elásticas destes recorrendo a alguns artifícios.

[5] *Kevlar* é uma marca registada da *DuPont* para uma fibra sintética de aramida. Este material é muito resistente e leve, e apresenta um elevado módulo de elasticidade.

Uma das técnicas mais vulgares de reprodução das características elásticas dos cabos de amarração consiste no uso de uma associação de molas helicoidais de comportamento linear, com características de rigidez diferentes (Goda, 2000; Davies *et al.*, 2001). As características de elasticidade pretendidas para o cabo de amarração são conseguidas alterando o número, o diâmetro, a espessura do filamento, o comprimento e o material da mola. Existem, no entanto, outras possibilidades para a reprodução das características elásticas dos cabos de amarração no modelo. Alguns dispositivos possibilitam também a aplicação directa de forças de pré-tensão no cabo, com um valor definido previamente.

A selecção do tipo de material mais adequado à reprodução dos cabos de amarração no modelo requer algumas considerações de carácter prático. Os fios de pesca em poliamida (*nylon*) absorvem a humidade ambiente, sofrendo variações de comprimento elevadas comparativamente à amplitude dos movimentos que o navio amarrado poderá experimentar. Assim, é preferível a utilização de fios de pesca metálicos revestidos com um material plástico, ou fios de fibras sintéticas de elevado módulo de elasticidade[6] e de elevada estabilidade dimensional em ambientes húmidos.

A maioria das molas disponíveis no mercado é comprimida e apresenta um comportamento não-linear. Para a preparação do modelo físico é fundamental dispor de molas que apresentem uma relação força-extensão linear. Alguns dispositivos de simulação de cabos de amarração (e eventualmente defensas) recorrem à utilização de roldanas. Nestes casos é importante ter presente que mesmo as mais pequenas e lubrificadas roldanas tem a capacidade de absorver esforços, nomeadamente através do atrito. Assim, quando há necessidade de passar um cabo de amarração por uma roldana deve ter-se presente que parte da força a medir se irá perder.

Neste trabalho, a designação 'dispositivo de simulação de cabos de amarração' refere-se ao conjunto formado pelos seguintes elementos: transdutor de força, componente responsável pela medição da força aplicada no cabo de amarração durante o teste; "fio" de elevada rigidez, que liga um determinado ponto de amarração do navio ao respectivo transdutor; e o elemento, ou o conjunto de elementos, que são responsáveis pela reprodução das características elásticas do cabo de amarração real, Figura 4.23. Os transdutores de força utilizados foram desenvolvidos pela *HR Wallingford, UK*.

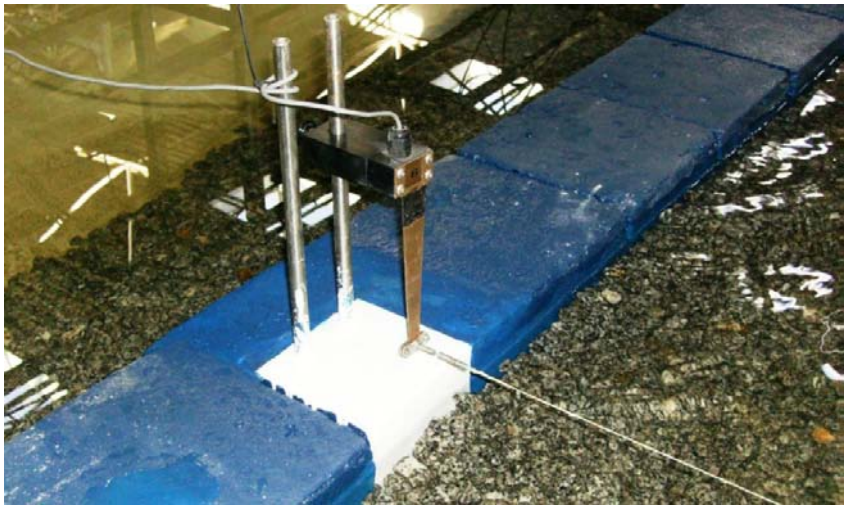


Figura 4.23 – Dispositivo de simulação de um cabo de amarração no modelo físico (modelo físico testado na segunda fase do estudo).

[6] O módulo de elasticidade (ou de *Young*) é um parâmetro mecânico que representa uma medida da rigidez de um material sólido. Este parâmetro resulta do quociente entre a tensão (ou pressão) exercida e a deformação unitária sofrida pelo material.

Os cabos de amarração, especialmente os constituídos por fibras sintéticas, apresentam uma relação não-linear entre a força aplicada e o alongamento sofrido. Este facto pode condicionar o comportamento do navio amarrado pelo que, em algumas situações, essa não-linearidade deverá estar convenientemente reproduzida no modelo físico.

4.3.6.2. Princípio de funcionamento dos dispositivos de simulação utilizados

Sempre que se procura reproduzir a interacção entre um navio amarrado e a agitação marítima há que ter em consideração a natureza das forças que mais condicionam os fenómenos em estudo. Embora a componente hidrodinâmica do problema seja governada por forças gravíticas e de inércia, as forças aplicadas nos cabos de amarração (e nas defensas) são de natureza elástica. Assim, as propriedades elásticas destes elementos do sistema de amarração devem ser reproduzidas no modelo de acordo com o critério de semelhança de *Cauchy*, que estabelece que o quociente entre as forças de inércia e as forças elásticas terá de ser o mesmo no modelo físico e no protótipo (secção 4.3.2). Este critério de semelhança é também usado nas situações em que os efeitos devidos à compressibilidade são importantes, como é o caso do estudo de estruturas flexíveis submetidas à acção da agitação marítima, nomeadamente na modelação de reservatórios metálicos *offshore*, *risers* para amarração de estruturas flutuantes *offshore*, entre outros.

Neste estudo experimental, os dispositivos de simulação dos cabos de amarração permitem o registo contínuo das forças aplicados nesses elementos do sistema de amarração do navio durante os ensaios, e foram ajustados à gama de condições de ensaio previstas. Na Figura 4.24 apresentam-se os desenhos esquemáticos e uma fotografia de um desses dispositivos.

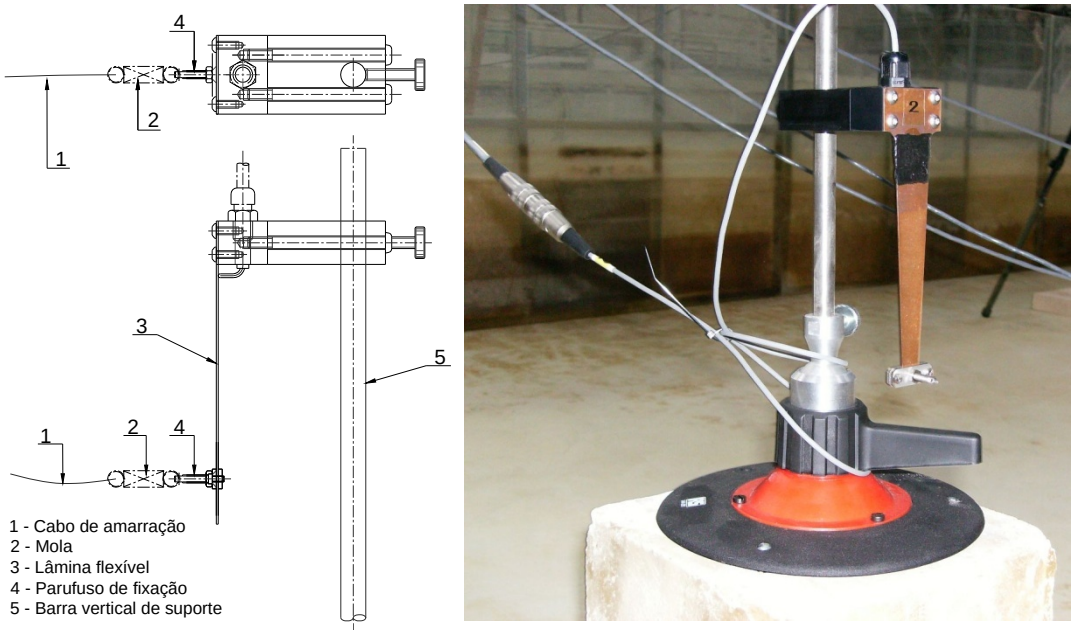


Figura 4.24 – Desenho esquemático do dispositivo de simulação dos cabos de amarração (esquerda); fotografia do dispositivo (direita).

O transdutor de força é constituído por uma lâmina flexível de liga bronze-fósforo ligada, em consola, a um suporte em alumínio anodizado. Essa lâmina apresenta uma secção variável, com a largura a diminuir do apoio para a extremidade. A deformação do dispositivo é medida por um extensómetro

embutido na parte anterior dessa lâmina. O dispositivo fornece uma voltagem no intervalo 0-10Volts que é proporcional à variação de comprimento do extensómetro.

O modelo utilizado apresenta uma rigidez de aproximadamente 0.20 a 0.25 N/mm e uma deformação-limite (na extremidade) de 20 mm, que resultam na possibilidade de medir forças até cerca de 5 N. Na configuração que foi apresentada, o transdutor de força é suportado por uma barra vertical de 12 mm de diâmetro, fixa a uma base de suporte inclinável. Deste modo, a posição vertical e axial do transdutor de força podem ser ajustadas, e eventuais desníveis entre o convés do navio e o cais compensados pela utilização de um suporte inclinável.

Cada transdutor de força possui um cabo de ligação com 1 m de comprimento, que termina num conector em miniatura, Figura 4.24. Este elemento permite estabelecer a ligação com os cabos que ligam à unidade central de condicionamento do sinal, localizada na sala de controlo anexa ao tanque de ondas. A unidade de condicionamento de sinal inclui toda a electrónica necessária para polarizar os extensómetros e para condicionar o sinal enviado por estes.

Na extremidade inferir da lâmina flexível em consola encontra-se um parafuso especial que permite a fixação dos cabos de amarração do navio. A movimentação deste parafuso segundo a vertical, ao longo da lâmina em consola, permite modificar a rigidez do dispositivo tornando-o mais ou menos flexível, consoante este parafuso se afaste ou aproxime do apoio, em consola, da lâmina. No modelo físico, essa extremidade do transdutor de força é posicionada no local que, no protótipo, corresponderia à localização espacial do ponto de amarração (cabeços ou ganchos de amarração). Cada transdutor de força deverá ficar alinhado com a orientação do cabo do navio que amarra.

As características elásticas de cada um dos cabos de amarração do navio (no protótipo) foram definidas considerando o seu comprimento total. Este comprimento é medido desde o ponto de amarração do cabo na estrutura de acostagem (gancho de amarração), passando pela "*fairlead*", até ao guincho localizado no convés do navio.

No modelo físico, as características elásticas dos cabos de amarração são reproduzidas através de uma associação de molas helicoidais de precisão, Figura 4.25, com diferentes características de rigidez. Para a rigidez global do conjunto contribui também a rigidez do transdutor de força utilizado para a medição das forças aplicadas.

Figura 4.25 – Associação em série de duas molas helicoidais.

Os transdutores de força apresentam, em geral, uma rigidez elevada, de modo a poderem ser utilizados na simulação de uma grande variedade de cabos de amarração. Deste modo, o ajuste dos dispositivos de simulação dos cabos de amarração às características elásticas do protótipo é conseguido através da selecção da associação de molas mais adequada a cada situação.

Como se assume que as características elásticas dos cabos de amarração no protótipo são reproduzidas no modelo físico exclusivamente pela associação de molas helicoidais e pelo transdutor de força, o fio que amarra o modelo do navio à estrutura de acostagem deverá apresentar rigidez elevada, ou seja, um alongamento desprezável para a gama de forças a que irá estar submetido durante os testes a efectuar. Neste trabalho, o navio foi amarrado com fio de *kevlar*.

Os cabos de amarração do mesmo grupo (i.e. com a mesma orientação, comprimento e características) foram reproduzidos, no modelo físico, através de um único cabo de amarração, com características elásticas equivalentes às do conjunto. Na situação em estudo, o navio petroleiro real é amarrado no cais, usualmente, com dezasseis cabos de amarração (dois cabos em cada direcção). Assim, no modelo físico, foram utilizados apenas oito transdutores de força para medir as forças aplicadas nos oito cabos de amarração equivalentes.

Sobre o convés do modelo, e nas posições correspondentes à localização dos guinchos do navio, foram posicionados mecanismos de ajuste da tensão nos cabos de amarração, alinhados com a orientação dos correspondentes cabos de amarração. Estes consistem numa base metálica, fixa ao convés em madeira do navio, e num parafuso de 5 cm, que atravessa essa base de suporte na parte superior, Figura 4.26. Através da rotação da cabeça do parafuso, no sentido directo (ou indirecto), é possível esticar (ou afrouxar) o cabo de amarração que está ligado ao mecanismo. Com um dos *softwares* de aquisição disponíveis (e.g. *HR WaveData v2.13*) é possível fazer a aquisição do sinal (em *Volts*) enviado pelo transdutor de força, associado ao cabo de amarração cuja tensão inicial se está a ajustar, para a unidade central de condicionamento do sinal. Esse sinal é depois convertido numa força recorrendo à curva de calibração do transdutor de força utilizado (secção 4.6), que corresponde à força de pré-tensão nesse cabo de amarração.

Figura 4.26 – Pormenor do mecanismo de ajuste das forças iniciais aplicadas nos cabos de amarração (esquerda); posicionamento dos quatro mecanismos instalados à proa do modelo do navio (direita).

As propriedades dos cabos de amarração modificam-se, quer com o uso, quer por envelhecimento. Por este motivo, deve trabalhar-se, sempre que possível, com as características de elasticidades de cabos usados, por vezes disponíveis em catálogos de fabricantes. Na ausência de informação detalhada sobre as características de elasticidade (curvas de força-alongamento) dos cabos de amarração disponíveis num determinado navio (no protótipo), situação relativamente frequente, uma vez que os certificados de conformidade só fazem referência à força mínima de rotura do cabo de amarração, pode estimar-se a sua rigidez média, K_{med}, aplicando a equação,

$$K_{med} = \frac{MBL}{\varepsilon_{MBL}\, L_0} \tag{4.35}$$

em que MBL representa a força mínima de rotura do cabo de amarração, ε_{MBL} a extensão associada à sua MBL e L_0 o comprimento não deformado do cabo de amarração.

As curvas de força-alongamento dos cabos de amarração reais (no protótipo) apresentam, regra geral, uma configuração côncava mais ou menos acentuada, particularmente quando estes são constituídos por fibras sintéticas. Por este motivo, a reprodução no modelo físico de cabos de amarração com uma rigidez determinada com base na Equação (4.35) leva a que a energia dispendida na deformação desse cabo, até se atingir a força de rotura (ou o alongamento associado a essa força de rotura), seja superior àquela que seria dispendida na deformação de um cabo de amarração real (não-linear) até aos limites referidos, no protótipo.

Quando se conhecem as relações constitutivas (ou curvas força-alongamento) dos cabos de amarração no protótipo, e como forma de acautelar a situação anterior, o seu comportamento não-linear pode ser linearizado impondo como condição que a energia dispendida na deformação desse cabo até à rotura seja igual à dispendida na deformação de um cabo linear, até à mesma deformação-limite, Figura 4.27. Ou seja, a rigidez do cabo de amarração (que é função da sua deformação) é substituída pela rigidez constante de um cabo de amarração equivalente, com a mesma capacidade de absorção de energia do cabo de amarração não-linear (real), até à sua deformação-limite. Rita, 1984, e Gravesen, 2005, fazem referência à aplicação desta metodologia em estudos em modelo físico do comportamento de navios amarrados. Na Figura 4.27, as áreas do gráfico sob as curvas força-alongamento (áreas tracejadas) correspondem às energias de deformação dos cabos de amarração não-linear (real) e equivalente.

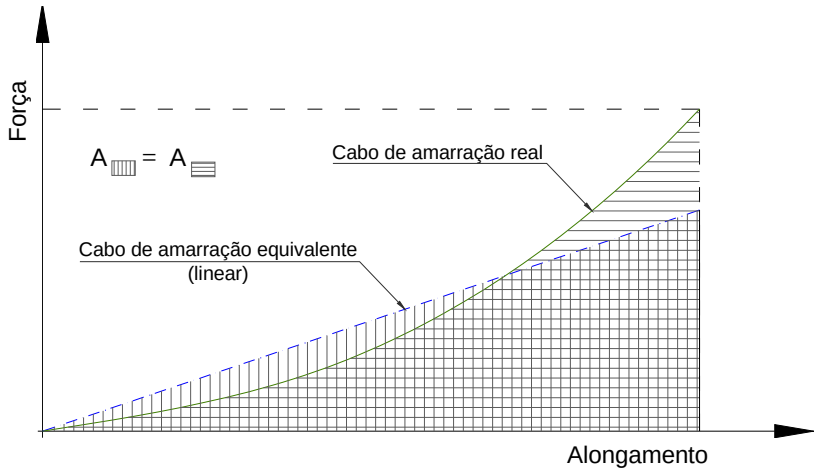


Figura 4.27 – Linearização de uma curva de força-alongamento de um cabo de amarração.

Como foi referido anteriormente, neste estudo recorreu-se a um dispositivo de simulação dos cabos de amarração de rigidez fixa (sistema *standard*), que permite também a medição das forças aplicadas no cabo durante o teste. Deste modo, a simulação dos cabos de amarração (com uma rigidez inferior à do transdutor) é conseguida pela adição, em série, de uma ou mais molas de rigidez conhecida. A rigidez equivalente do conjunto, $K_{eq,conj}$, é obtida a partir da rigidez do transdutor de força, K_{TF}, e da rigidez, $K_{m,i}$, das n molas adicionadas, recorrendo à seguinte equação,

$$K_{eq,conj} = \frac{1}{\frac{1}{K_{TF}} + \sum_{i=1}^{n} \frac{1}{K_{m,i}}}. \tag{4.36}$$

Foi apresentada uma técnica que permite ultrapassar o problema da não-linearidade da curva força-alongamento dos cabos de amarração reais, mas por vezes é importante reproduzir no modelo físico esse comportamento. A reprodução dessa relação não-linear força-alongamento pode ser conseguida

através de uma associação, em série, de molas helicoidais com características de rigidez diferentes, Figura 4.25, em que pelo menos uma delas apresenta um alongamento condicionado (limitado).

O alongamento máximo de uma mola helicoidal pode ser limitado fazendo passar um fio rígido, com um comprimento definido, pelo interior da mola e fixo às suas extremidades, Figura 4.28. Tal como no caso anterior, a rigidez do transdutor utilizado para a medição das forças aplicadas contribui também para a rigidez global do conjunto. Com esta técnica, a curva força-alongamento do cabo de amarração é aproximada a dois ou mais segmentos de recta (troços com rigidez diferente), consoante o número de molas utilizadas com o alongamento condicionado.

Figura 4.28 – Mola helicoidal com deslocamento condicionado.

Com base nas curvas reais de força-deformação dos cabos de amarração usados pelos navios do tipo petroleiro que recorrem ao Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, e de outras curvas seleccionadas criteriosamente para serem utilizadas nos testes a efectuar em modelo físico, é possível, recorrendo a uma das técnicas apresentadas, definir as características das molas helicoidais lineares que permitem simular, quando associadas a um transdutor de força, o comportamento (não) linear dos cabos de amarração do navio. Na secção 4.6 apresentam-se as metodologias de calibração dos dispositivos de simulação dos cabos de amarração.

4.3.6.3. Outros dispositivos de simulação dos cabos de amarração

Existem vários dispositivos que permitem a reprodução das características dos cabos de amarração no modelo físico. Estes são o resultado das necessidades e dos aperfeiçoamentos realizados em diferentes centros de investigação.

O dispositivo apresentado na Figura 4.29 foi desenvolvido pelo CHC-NRC[7] e permite simular, no modelo físico, as características não-lineares dos cabos de amarração. Este dispositivo é composto por um ou vários fios de um material de elevada rigidez, ligados ao modelo do navio por uma argola. O "fio" de amarração passa por uma *fairlead* instalada no cais, que define a posição espacial do ponto de amarração. Esta deve apresentar um revestimento e uma configuração que minimize os esforços de fricção com o "fio" de amarração. Utilizando um sistema de roldanas, o fio é levado a passar por uma ou várias molas helicoidais, em série ou fazendo um ângulo entre si, que têm como função reproduzir as características elásticas dos cabos de amarração do protótipo, que apresentam, habitualmente, um comportamento não-linear. Uma célula de carga é utilizada para medir as forças aplicadas nos cabos de amarração. Estas devem ser previamente calibradas para o intervalo de esforços que se prevê virem a ser submetidas, por efeito das acções do navio, durante os testes, Fournier e Anglin, 2003.

O fio de amarração passa ainda por uma última roldana e termina num gancho que permite a aplicação de um peso, isto é, a simulação directa de uma força de pré-tensão nesse cabo. Essa força é aplicada, apenas, depois de o navio estar correctamente posicionado no cais. Após a aplicação da força de pré-tensão pretendida, a garra da célula de carga é apertada, bloqueando o sistema. Antes do início da fase de testes, as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração são monitorizadas pelo sistema de aquisição, de forma a assegurar que as forças pretendidas estão correctamente aplicadas.

[7] *Canadian Hydraulics Centre – National Research Council.*

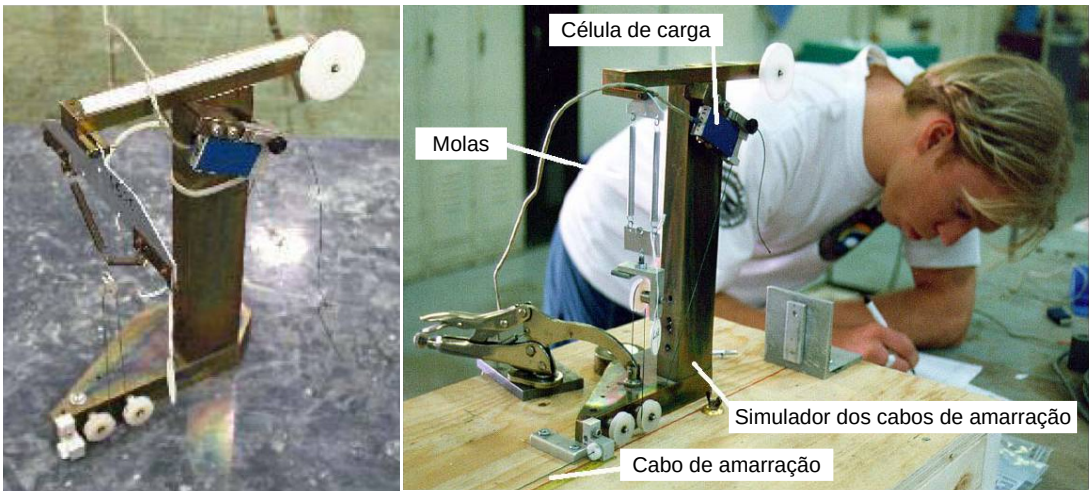


Figura 4.29 – Dispositivo de simulação dos cabos de amarração utilizado no *Canadian Hydraulics Centre* - CHC (adaptado de Fournier e Anglin, 2003, e Cornett *et al.*, 1999).

O comportamento não-linear dos cabos de amarração reais pode também ser reproduzido no modelo físico através do uso de uma lâmina de aço em consola fixa a um suporte rígido, ambos montados sobre uma estrutura de madeira. A deformação desta lâmina é controlada pelos vários parafusos de ajuste, instalados na estrutura em madeira, Figura 4.30. Diferentes curva de força-deformação podem ser simuladas fazendo variar, quer a espessura da lâmina de aço, quer o número, o espaçamento e o comprimento dos vários parafusos de ajuste, dado que são estes parâmetros que determinam a deformação da lâmina de aço em consola. Este dispositivo tem a vantagem de permitir obter curvas de força-deformação contínuas, ou seja, sem quebras, Rita, 1984.

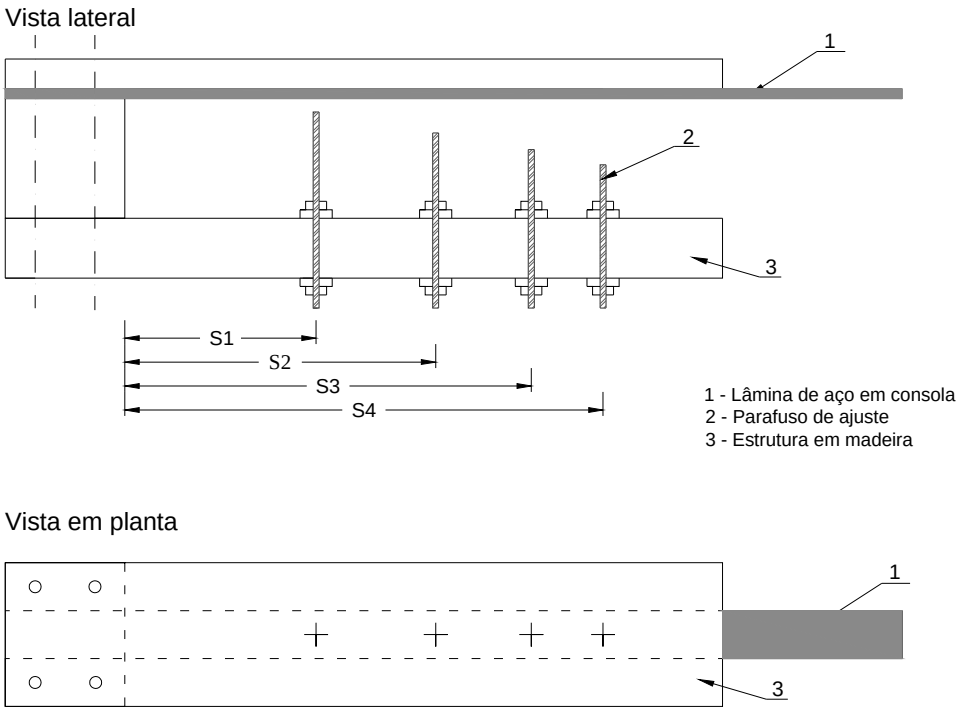


Figura 4.30 – Dispositivo de simulação dos cabos de amarração e defensas, adaptado de Rita, 1984.

4.3.7. Dispositivos de Simulação das Defensas

4.3.7.1. Introdução

Os dispositivos de simulação das defensas no modelo físico procuram reproduzir o mais correctamente possível as características das defensas instaladas na estrutura de acostagem em estudo (no protótipo). Estas, em geral, apresentam um comportamento claramente não-linear e funcionam apenas para forças de compressão, Goda, 2000. De entre as características que interessa reproduzir no modelo destacam-se as curvas força-deformação (características elásticas) e o coeficiente de atrito na interface do casco do navio com a defensa.

Estes dispositivos devem ainda permitir medir rigorosamente as forças que lhes são aplicadas durante os testes experimentais, a uma frequência de aquisição adequada aos fins do estudo, e serem versáteis, possibilitando a reprodução de uma gama alargada de condições de teste. Uma unidade central permite fazer a aquisição do sinal enviado por estes dispositivos e o posterior processamento dos registos.

Existem vários dispositivos que possibilitam a reprodução das características das defensas no modelo físico, e que são o resultado das necessidades e dos aperfeiçoamentos efectuados em vários centros de investigação. Os sistemas mais simples aproximam o comportamento real das defensas a uma relação linear entre a força aplicada no dispositivo e a deformação sofrida. Os sistemas mais complexos podem possibilitar a simulação das características não-lineares da curva de força-deformação, a dissipação de energia na defensa durante o contacto desta com o navio e a medição de forças normais e tangenciais à defensa.

De um modo geral, os dispositivos mais complexos não são utilizados em estudos correntes, tendo sido desenvolvidos e aplicados apenas em programas de investigação. A experiência mostra que perante condições de agitação que proporcionem a ocorrência de situações-limite para o navio amarrado, este tende a "ressaltar" das defensas durante grande parte do tempo. Deste modo, caso as características de dissipação de energia da defensa real não estejam reproduzidas no modelo físico, não é fundamental que o dispositivo simule, rigorosamente, a sua curva de força-deformação.

Nesse sentido, Davies *et al.*, 2001, mencionam que, de acordo com a experiência do CHC-NRC, as características não-lineares das defensas não condicionam, significativamente, o comportamento dos navios amarrados no modelo físico. Esta constatação permite assim justificar, em algumas situações, a utilização de modelos de defensas com um comportamento linear, em alternativa a dispositivos mais complexos.

Le Méhauté, 1976, refere que a superfície de contacto do dispositivo de simulação da defensa com o casco do navio amarrado deve ser liso ou estar oleado, de modo a reduzir os efeitos de escala devidos à fricção. Alguns estudos em modelo físico mostraram que o coeficiente de atrito determinado para a interface do modelo do navio com uma superfície de contacto da defensa em *teflon* se aproximava, com bastante rigor, dos coeficientes de atrito publicados em manuais de fabricantes, para o tipo de contacto das defensas com os cascos de navios, Davies *et al.*, 2001.

Pese embora o referido, alguns tipos de defensas possuem superfícies com coeficientes de atrito muito elevados no contacto com o casco do navio (habitualmente de aço), tornando necessária a adaptação dos dispositivos de simulação desenvolvidos para aplicações genéricas.

No modelo físico, a simulação das defensas apresenta algumas dificuldades adicionais relativamente à simulação dos cabos de amarração. Como foi referido anteriormente, durante os testes realizados para condições de agitação marítima muito energéticas (i.e. condições-limite), o modelo do navio amarrado tende a ressaltar com alguma frequência das defensas, perdendo, portanto, o contacto com estas. Este

facto permite, muitas vezes, justificar o recurso a dispositivos de simulação simplificados. No entanto, pode ter interesse analisar as repercussões de algumas dessas simplificações no comportamento de um navio amarrado para condições ambientais inferiores às limite. Com efeito, apesar de não estarem em causa questões de segurança, as simplificações referidas podem influir no rigor com que as condições operacionais de um terminal portuário são avaliadas num estudo experimental. Neste contexto, importa destacar as características das curvas de força-deformação das defensas e o atrito na sua interface com o navio, em especial quando são aplicadas forças de pré-tensão elevadas nos traveses.

4.3.7.2. Princípio de funcionamento dos dispositivos de simulação utilizados

Neste trabalho, a designação "dispositivo de simulação de uma defensa" refere-se ao conjunto formado pelos seguintes componentes: transdutor de força, que é responsável pela medição, contínua, das forças aplicadas nesse elemento durante os testes; mecanismo articulado instalado na parte frontal do duque d'Alba, que inclui o ponto de contacto com o costado do navio; mola ou conjunto de molas helicoidais que, juntamente com o transdutor de força, reproduzem as características elásticas da defensa; e o fio de elevada rigidez que estabelece a ligação entre todos estes componentes, Figura 4.31.

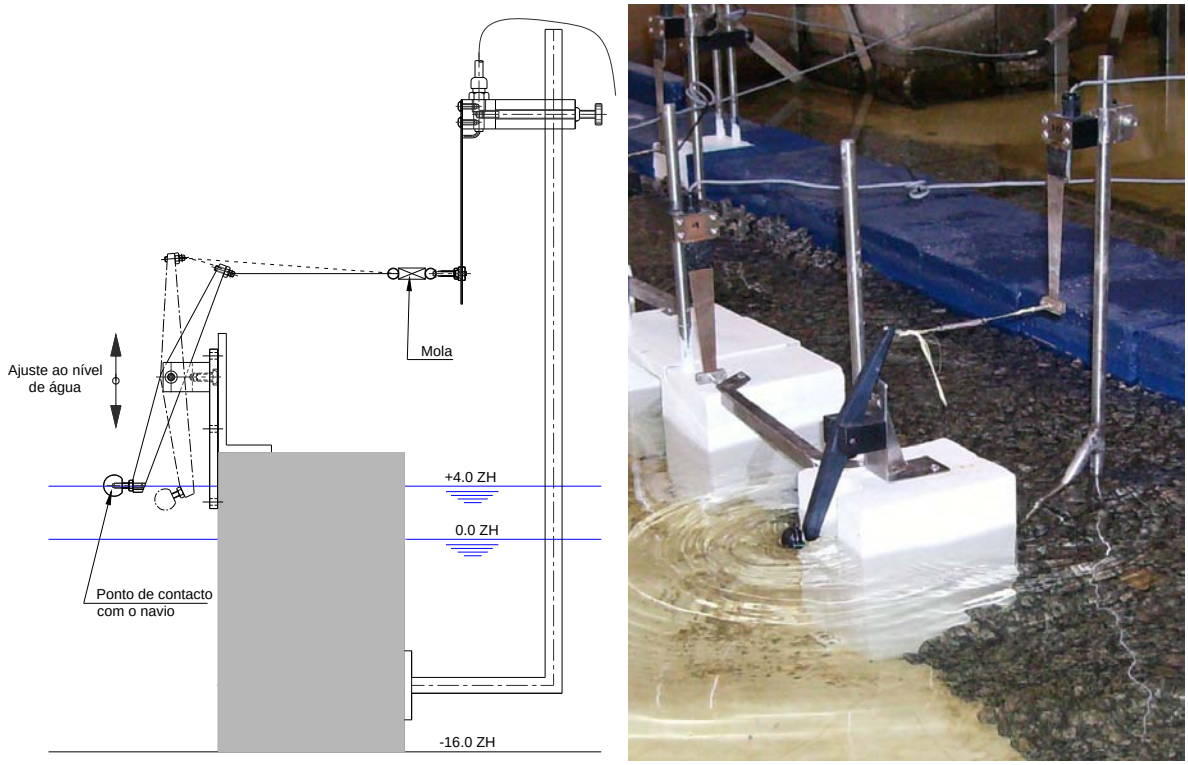


Figura 4.31 – Desenho esquemático do dispositivo de simulação das defensas (esquerda); fotografia do dispositivo (direita).

Numa perspectiva de flexibilidade e complementaridade, os dispositivos de simulação das defensas podem partilhar, com os dispositivos de simulação dos cabos de amarração, os transdutores de força. Esses dispositivos foram desenvolvidos pela *HR Wallingford, UK*, e encontram-se caracterizados na secção 4.3.6.2.

Na configuração mais básica, quando apenas o transdutor de força é utilizado na simulação da defensa, o parafuso especial que permitiria a fixação dos cabos de amarração do navio é substituído por uma maçaneta, que representa o ponto de contacto desse dispositivo com o casco do navio, Figura 4.32. A

alteração do ponto de fixação da maçaneta à lâmina do transdutor permite modificar a rigidez do dispositivo, tornando-o mais ou menos flexível, consoante este elemento se afaste ou aproxime do apoio, em consola, da lâmina. A base de suporte do transdutor de força permite que este possa ser aparafusado directamente ao paramento frontal da estrutura de acostagem, na posição correspondente à ocupada pelas defensas no protótipo.

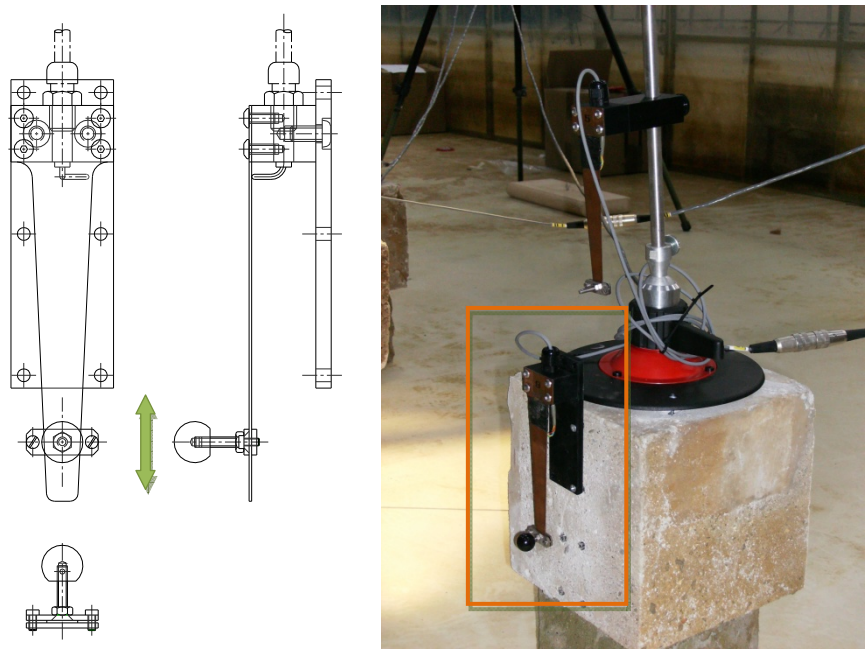


Figura 4.32 – Dispositivo de simulação das defensas (esquerda); fotografia do dispositivo (direita).

Esta configuração do dispositivo de simulação das defensas não possibilita a reprodução de relações força-deformação não-lineares (aproximação por troços). A rigidez desse dispositivo apenas pode ser alterada através da modificação do ponto de fixação da maçaneta à lâmina, em consola, do transdutor de força. Esta particularidade limita a gama de características elásticas que o dispositivo é capaz de reproduzir no modelo físico. Esta configuração foi apenas utilizada em testes preliminares.

As Figuras 4.31 e 4.33 apresentam uma composição que inclui um mecanismo articulado posicionado próximo da frente de acostagem. Este mecanismo possibilita a utilização do transdutor de força com a configuração usada na simulação dos cabos de amarração (secção 4.3.6.2). As características elásticas da defensa são simuladas através de uma combinação de molas helicoidais de precisão, tendo em conta a rigidez do transdutor de força. Torna-se portanto possível reproduzir relações força-deformação não-lineares.

Na composição referida, o mecanismo articulado é aparafusado no coroamento do duque d'Alba. No paramento frontal desta estrutura foi feita uma reentrância para albergar o braço desse mecanismo, Figura 4.33. Em qualquer uma das configurações apresentadas, a posição da maçaneta, relativamente ao plano de água, pode ser ajustada, de modo a possibilitar a correcta simulação de diferentes níveis de maré.

Do impacto do navio na maçaneta resulta uma deformação da lâmina do transdutor de força que é medida pelo extensómetro embutido. Este último está ligado a uma unidade de condicionamento de sinal, localizada na sala de controlo anexa ao tanque de ondas.

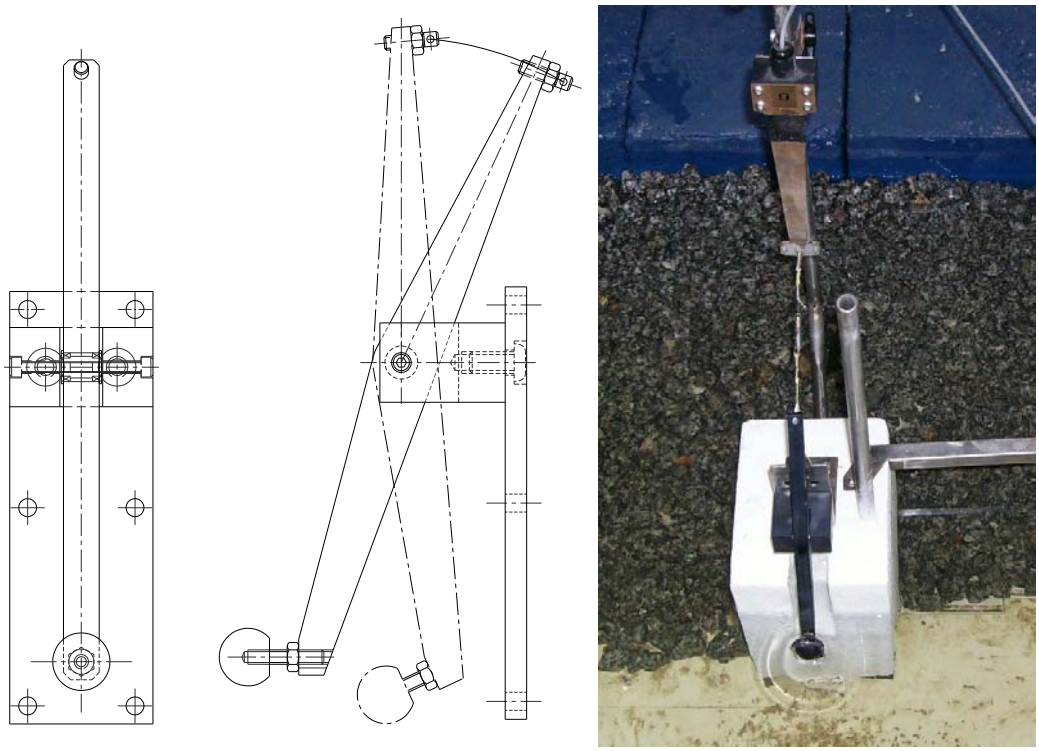


Figura 4.33 – Mecanismo articulado para a simulação do comportamento não-linear da defensa (esquerda); fotografia do dispositivo (direita).

Com o objectivo de reproduzir o coeficiente de atrito entre o casco do navio e a defensa (no protótipo), o material de revestimento da maçaneta, ou a própria maçaneta, podem ser substituídos. O Quadro 4.10 apresenta os coeficientes de atrito entre o casco do navio, em aço, e os materiais normalmente encontrados na superfície frontal da defensa, considerando que as superfícies de contacto estão secas. Convém salientar que alguns tipos de defensas, apesar de fabricadas em borracha, possuem um painel frontal de baixo atrito (secção 2.3.2).

Quadro 4.10 – Coeficientes de atrito entre diferentes materiais e o casco do navio, em aço.

Material	Coeficiente de atrito - μ			
	ROM 0.2, 1990	BS-6349, 1994	Thoresen, 2003[2]	USACE, 2005
Polietileno	0.2	0.2	- -	- -
Poliamida (*Nylon*)	0.2	0.2	- -	- -
Borracha	0.5	0.5	0.6-0.7	0.6-0.7
Madeira[1]	0.3	0.3	0.4-0.6	0.4-0.6
Aço	0.2	- -	0.2-0.3	0.25
Poliuretano	- -	- -	- -	0.4-0.6
HHMW[3]	- -	- -	0.1-0.2	0.1-0.2

[1] alguns tipos de madeira apresentam valores de μ diferentes para as direcções vertical e horizontal. A madeira de *Azobé*, por exemplo, em contacto com o aço, apresenta um valor de μ de 0.3 e de 0.2 segundo duas direcções ortogonais entre si;

[2] as defensas de borracha com roletes de eixo horizontal podem apresentar um valor de μ segundo a horizontal de 0.6 a 0.7 e de apenas 0.1 na vertical;

[3] materiais plásticos de peso molecular muito elevado (*Ultra high molecular weight plastic*).

O coeficiente de atrito estático entre o casco do modelo do navio, em plástico reforçado com fibra de vidro, e o material da extremidade do dispositivo de simulação das defensas, pode ser determinado através da experiência ilustrada na Figura 4.34. Nesta experiência, uma base quadrada de chapa de aço *inox*, com quatro "maçanetas" fixas na proximidade de cada um dos seus vértices, foi colocada, sem velocidade inicial, sobre o modelo do navio, inicialmente numa posição horizontal. Posteriormente, esse modelo foi progressivamente inclinado longitudinalmente, com o ângulo ao plano horizontal de referência a aumentar lentamente. A inclinação correspondente ao início do movimento da placa de aço sobre o modelo do navio foi registada e representa o ângulo de atrito entre as duas superfícies.

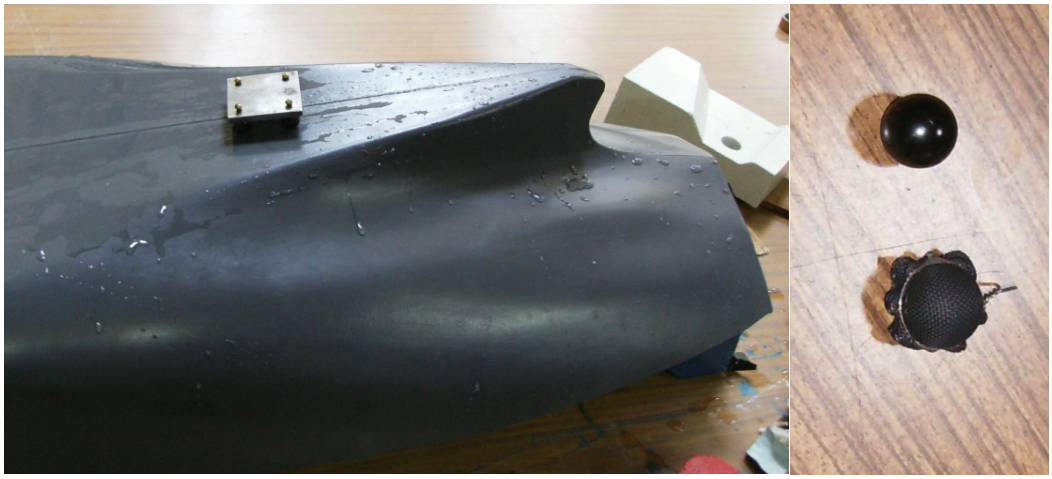


Figura 4.34 – Determinação do ângulo de atrito entre o casco do navio e o dispositivo de simulação das defensas (esquerda); maçaneta original e maçaneta com recobrimento em EPDM (direita).

O coeficiente de atrito estático, μ_e, é determinado através da seguinte equação,

$$\mu_e = tan(\varphi) \tag{4.37}$$

em que φ representa o ângulo de atrito entre as duas superfícies. Esta experiência foi realizada com a superfície de contacto seca e molhada. Para cada superfície de recobrimento da defensa, a experiência foi repetida, no mínimo, quatro vezes. Os coeficientes de atrito determinados resultam, portanto, da média dos resultados dessas experiências.

O coeficiente de atrito cinético, μ_c, entre as duas superfícies pode ser determinado experimentalmente a partir do cálculo da aceleração que a placa adquire no seu movimento ao longo do casco do navio inclinado. A aceleração da placa, a, é calculada com base na relação entre a distância percorrida pelo corpo ao longo do plano inclinado, s, e o tempo dispendido no seu percurso, t,

$$s = \frac{1}{2}at^2, \tag{4.38}$$

atendendo a que o corpo é posto em movimento sem velocidade inicial. Na prática são marcadas sobre o casco do navio duas linhas de referência, afastadas de uma distância s. O intervalo de tempo que a placa de aço demora a percorrer a distância entre essas duas linhas é medido com um cronómetro.

O coeficiente de atrito cinético é calculado através da seguinte equação,

$$\mu_c = tan(\alpha) - \frac{a}{g\ cos\ (\alpha)} \tag{4.39}$$

em que g representa a aceleração da gravidade e α o ângulo com a horizontal do plano inclinado.

Os dispositivos originais de simulação das defensas possuíam extremidades de contacto com o casco do navio que apresentavam um coeficiente de atrito estático relativamente baixo, Quadro 4.11. Neste estudo, utilizaram-se os dispositivos originais e uma adaptação destes, que permitiria reproduzir outros coeficientes de atrito na interface com o casco do navio. A modificação consistiu na aplicação de um recobrimento (colado) sobre a superfície original das maçanetas, ou na sua substituição por maçanetas de aço. Foram considerados dois tipos de recobrimento: com fita adesiva e com borracha de *etileno-propileno-dieno* (EPDM), Figura 4.34 – direita. Os métodos de calibração dos dispositivos de simulação das defensas, para as duas configurações apresentadas, são descritos na secção 4.6.2.2.

Quadro 4.11 – Ângulos e coeficientes de atrito entre os dispositivos de simulação das defensas e o casco do navio, em plástico reforçado com fibra de vidro.

Defensas	Material	Ângulo (º)	μ_e
Originais	Polietileno	6.1 – 7.3	0.11 – 0.13
Adaptadas	Aço	3.5 – 4.0	0.06 – 0.07
	Fita adesiva	8.9 – 12.2	0.16 – 0.22
	EPDM	24.4 – 25.7	0.45 – 0.48

4.3.7.3. Outros dispositivos de simulação de defensas

As características das defensas podem ser reproduzidas no modelo físico através de dispositivos muito variados. Nesta secção são apresentados dispositivos alternativos aos utilizados no estudo realizado.

A Figura 4.35 apresenta as curvas de desempenho de uma defensa do tipo cónico. A curva 'força de reacção-deformação' tem, inicialmente, um comportamento quase linear. Quando a deformação atinge um valor igual a cerca de 40% da deformação-limite, a defensa entra no processo de esmagamento (*buckles*) e a força de reacção torna-se constante (ou decresce) com o aumento da deformação. A partir de determinado ponto, a defensa fica completamente esmagada, tornando-se muito rígida.

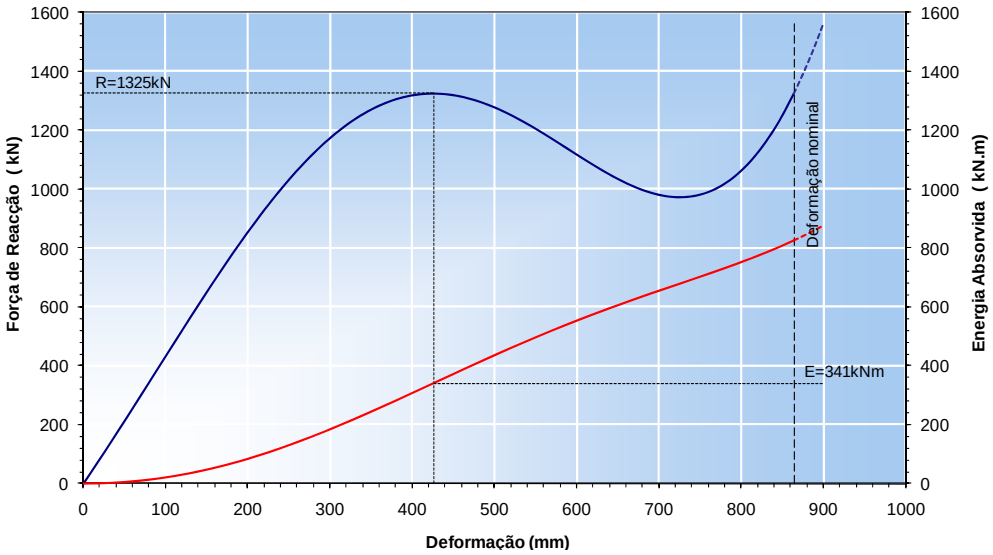


Figura 4.35 – Curvas de desempenho de uma defensa do tipo cónico – SCN 1200 (E=2.0). Força de reacção no cais – curva azul; absorção de energia – curva vermelha (adaptado de Trelleborg, 2007).

O comportamento claramente não-linear da curva força-deformação da defensa apresentada pode ser reproduzido, no modelo físico, recorrendo ao dispositivo mecânico esquematizado na Figura 4.36. Neste dispositivo, as forças de impacto do navio contra o painel da defensa são transmitidos, por uma barra de ligação, à lâmina em consola do transdutor de força que, por efeito da força aplicada, se deforma com características lineares. Quando o momento produzido pela força aplicada no painel da defensa relativamente ao eixo de rotação ($F \times x$) iguala o momento produzido pelo contrapeso em relação ao mesmo eixo ($W \times y$), o braço articulado do mecanismo roda no sentido horário. Neste movimento, e até o "stop 1" ser atingido, a força aplicada no dispositivo mantém-se constante e o modelo do navio aproxima-se da estrutura de acostagem (i.e. reprodução da deformação da defensa sob força de reacção constante). A partir desse momento, por efeito do aumento da força aplicada pelo navio, o sistema volta a ter um comportamento linear. Quando se atinge o "stop 2", o dispositivo de simulação torna-se muito rígido, reproduzindo uma situação de esmagamento completo da defensa. Neste dispositivo, regra geral, o painel da defensa é fabricado num material com um baixo coeficiente de atrito, que deverá reproduzir o coeficiente de atrito real entre o casco do navio e a defensa. O transdutor de força instalado possibilita a medição da força aplicada no dispositivo.

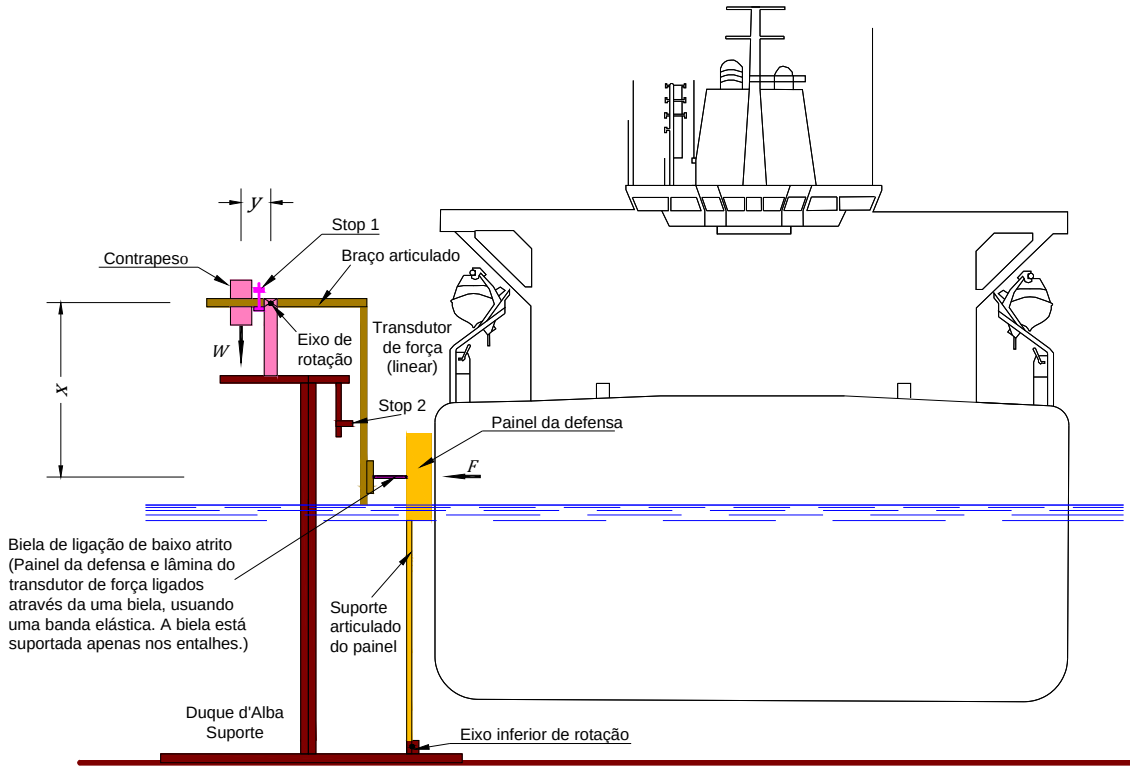


Figura 4.36 – Dispositivo de simulação de uma defensa: modelo não-linear [fonte: *HR-Wallingford, UK*].

Em algumas situações, o dispositivo complexo apresentado na Figura 4.36 poderá ser substituído por um mais simples, do tipo linear. Este último, dadas as suas características, será incapaz de reproduzir com rigor a curva de força-deformação da defensa real. Nestes casos, é usual assumir-se que a energia absorvida no modelo físico pelo dispositivo de simulação da defensa, depois de convertida para valores de protótipo, é igual à energia que a defensa absorveria no protótipo. Assim, a partir da força de reacção medida no modelo físico determina-se a correspondente energia absorvida pelo dispositivo de simulação (1). Esta energia, depois de escalada, corresponde à energia de deformação da defensa no

protótipo (2). Trabalhando sobre a curva força-deformação da defensa real é possível determinar a força de reacção que está associada à absorção de energia determinada (3). A Figura 4.37 ilustra a metodologia referida. As curvas que se referem ao modelo físico encontram-se já convertidas para valores de protótipo.

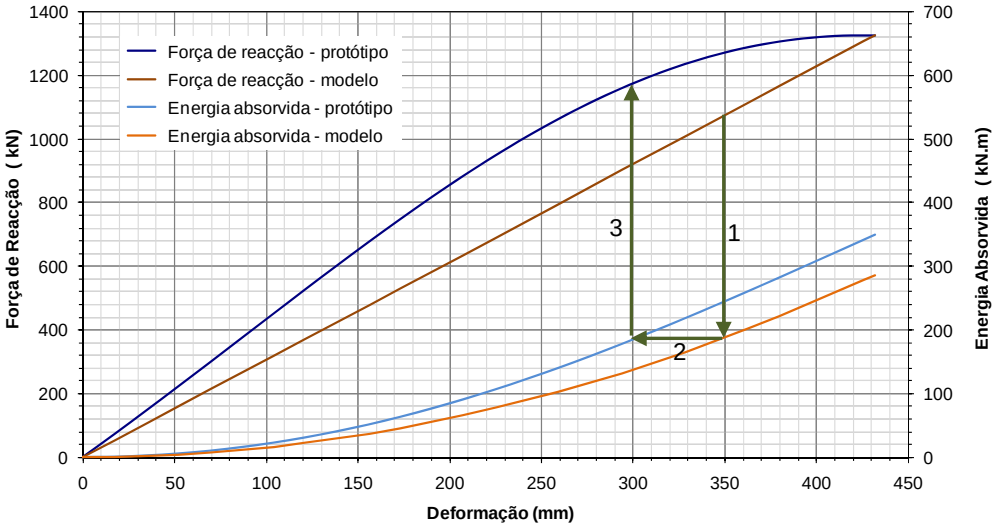


Figura 4.37 – Metodologia de conversão da força de reacção da defensa no modelo físico para valores de protótipo.

A reprodução no modelo físico da capacidade de dissipação de energia da defensa, durante o contacto desta com o casco do modelo do navio (fenómeno de histerese), apresenta dificuldades de ordem prática. Uma das possibilidades para a modelação desta característica consiste na construção de um dispositivo composto por um cilindro cheio de óleo e fixo à estrutura de acostagem, dentro do qual se desloca um êmbolo com orifícios. Esse êmbolo encontra-se ligado, numa das extremidades, ao painel frontal da defensa, que recebe directamente os impactos do navio em manobra de acostagem ou amarrado. Sob o efeito desses impactos, o êmbolo desloca-se no interior do cilindro, obrigando o óleo a passar pelos orifícios, de um lado para outro. Uma mola de retorno instalada dentro do cilindro permite recolocar o êmbolo na sua posição inicial, depois de o navio deixar de estar em contacto com o painel frontal da defensa. A alteração das características de viscosidade do fluido dentro do cilindro, e do diâmetro e do número de furos do êmbolo, permitiria a simulação de defensas com diferentes características.

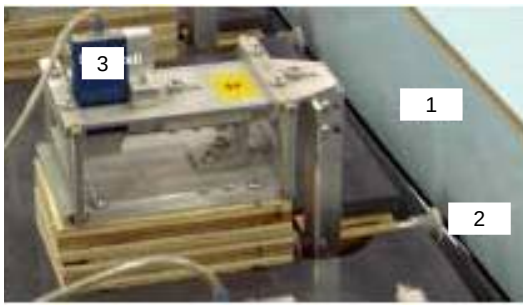
A dificuldade em recolocar o êmbolo na sua posição inicial antes do próximo contacto do modelo do navio com a defensa, e o facto de a força necessária para recolocar o êmbolo na sua posição inicial ser superior à força necessária para o comprimir, são apenas dois exemplos de problemas de ordem prática encontrados aquando da utilização desse dispositivo de simulação das características de uma defensa real. Dispositivos deste tipo foram desenvolvidos e estudados pela *HR Wallingford, UK*, no entanto, nunca foram aplicados em estudos correntes. Para isso contribuiu também o facto de actualmente não ser frequente a instalação, nas estruturas de acostagem reais, de defensas com uma elevada capacidade de dissipação de energia.

Outras alternativas para a reprodução, no modelo físico, da capacidade de dissipação de energia de uma defensa podem passar pela utilização de uma válvula que permita a movimentação preferencial de um óleo numa direcção, ou de uma almofada de ar associada a um sistema de ar comprimido. Este sistema

deverá ter a capacidade de fazer com que a almofada de ar recupere a sua forma inicial rapidamente, após cada impacto do modelo navio.

Da interacção entre o navio e as defensas resultam também esforços tangenciais, que estão associados às forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas. A *HR Wallingford, UK*, desenvolveu e testou dispositivos que mediam, simultaneamente, a força de impacto na defensa (normal) e a força de atrito desenvolvida na interface com o navio (tangencial), apesar de nunca terem sido utilizados em estudos correntes.

A Figura 4.38 apresenta o modelo de uma defensa utilizado pelo *Canadian Hydraulics Center*. Nesse modelo a defensa é reproduzida através de um sistema do tipo pistão que possui uma extremidade de contacto com o casco do navio em *teflon*. O pistão pode experimentar apenas movimentos horizontais e é posicionado abaixo do nível do cais, na posição altimétrica da defensa no protótipo. A curva de força-deformação da defensa é reproduzida recorrendo a uma associação de molas. A força aplicada no pistão é transferida para uma célula de carga, a qual permite medir, de uma forma contínua, a força horizontal aplicada pelo navio no dispositivo. O mesmo dispositivo pode ser utilizado na simulação de defensas com características elásticas muito diferentes, através da substituição da associação de molas instalada.



1 - Casco do navio
2 - Extremidade de contacto com o navio
3 - Célula de carga

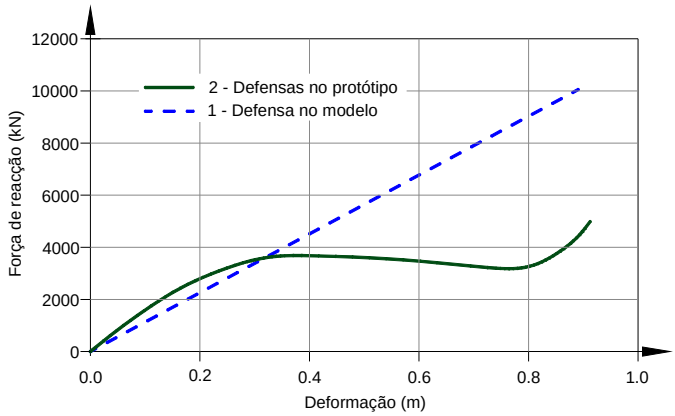


Figura 4.38 – Dispositivo de simulação de uma defensa (esquerda), resultado típico da calibração de uma defensa (direita) (adaptado de Davies *et al.*, 2001).

A Figura 4.30 apresenta um dispositivo de simulação dos cabos de amarração que poderá também ser utilizado na reprodução das características elásticas de uma defensa no modelo físico.

4.4. GERAÇÃO, MEDIÇÃO E ANÁLISE DA AGITAÇÃO MARÍTIMA

4.4.1. INTRODUÇÃO

A agitação marítima é simultaneamente aleatória e multi-direccional, com as ondas que a constituem a apresentarem habitualmente comprimentos de crista limitados. Um dos aspectos-chave nos estudos em modelo físico é o rigor com que as condições de agitação são reproduzidas na instalação experimental, Davies *et al.*, 2001. No caso particular do estudo do comportamento de navios amarrados em portos, os agrupamentos de ondas assumem particular destaque. Essa importância resulta da possibilidade de a gama de frequências das ondas de longo período ligadas poder compreender as frequências naturais de

oscilação do navio amarrado, ou da própria bacia portuária, podendo por isso dar origem a oscilações ressonantes.

Os modelos físicos que incluem a reprodução de estados de agitação marítima irregulares são capazes de reproduzir os fenómenos físicos mais relevantes para a correcta determinação da resposta do navio amarrado. No entanto, se o sistema de geração for baseado na teoria de primeira ordem de geração de ondas, deve permitir a introdução de uma compensação de segunda ordem no sinal de controlo das pás (compensação de *set-down*), de modo a obter-se uma correcta reprodução das ondas de longo período, PIANC, 1995.

O método do ruído branco filtrado digitalmente proporciona uma base consistente para a geração de estados de agitação marítima irregulares, determinando, implicitamente, a distribuição estatística dos agrupamentos de ondas. Deste modo, desde que a duração dos testes seja suficientemente longa para permitir que os vários padrões de agrupamentos de ondas possam ocorrer, não é necessária informação sobre esses agrupamentos em estados de agitação marítima reais, Beresford, 2003. Outras técnicas de geração permitem que a informação sobre os agrupamentos de ondas seja especificada. Por exemplo, a técnica SIWEH (*Smoothed Instantaneous Wave Energy History*) permite a especificação, não apenas da forma espectral (no domínio da frequência), mas também das características dos agrupamentos de ondas (no domínio do tempo), Funke e Mansard, 1980.

A duração do teste, ou mais concretamente o comprimento da sequência aleatória gerada, é susceptível de influenciar significativamente os resultados dos testes em modelo físico. Com base em resultados experimentais, Matsumi *et al.*, 2004, verificaram que enquanto os valores médios das alturas de onda significativas se mantêm aproximadamente iguais com o aumento dessa sequência, os valores médios das alturas de onda máximas aumentam. Em ambos os casos o desvio padrão diminui com o aumento do número de ondas geradas. Para cada uma das sequências aleatórias estudadas, os valores médios das grandezas em estudo foram determinados com base nos resultados de 100 testes, Matsumi *et al.*, 2004.

As características da agitação incidente no modelo físico podem ser significativamente diferentes das pretendidas devido à ocorrência de reflexões sucessivas das ondas geradas, nas fronteiras do domínio de ensaio e no próprio sistema de geração. Assim, os resultados experimentais obtidos podem não ser representativos da realidade que se pretende analisar. A utilização de sistemas de absorção activa de reflexões permite minimizar este tipo de problemas. Estes sistemas procuram evitar que as ondas reflectidas pelo modelo físico (ou pelas paredes do tanque de ondas), que se propagam em direcção ao sistema de geração, sejam de novo reflectidas nas pás deste sistema, originando re-reflexões das ondas originalmente geradas.

A aleatoriedade da agitação gerada numa instalação experimental é também um aspecto importante da modelação física, especialmente quando se pretende determinar a distribuição de probabilidade dos parâmetros medidos e utilizá-los para estimar respostas extremas, ou como *input* numa análise de confiança, BMT, 2001. A possibilidade de repetição dos estados de agitação marítima gerados é um aspecto determinante quando se pretende realizar análises comparativas bem fundamentadas.

O sistema de geração e de aquisição de dados de agitação marítima pode ser divido em duas partes independentes: o sistema de geração, que é o responsável pela reprodução no tanque de ondas dos estados de agitação marítima pretendidos; e o sistema de aquisição e análise de dados, constituído por um conjunto de sondas de níveis hidrodinâmicos para a medição da elevação instantânea da superfície livre da água, pelas unidades de condicionamento do sinal e por um computador com programas destinados à aquisição, ao processamento e à análise dos dados medidos. Estes assuntos serão tratados nas secções seguintes.

4.4.2. SISTEMA DE MEDIÇÃO DE NÍVEIS HIDRODINÂMICOS

A medição da elevação instantânea da superfície livre da água, em qualquer ponto do domínio de ensaio, foi realizada utilizando sondas de níveis hidrodinâmicos do tipo resistivo. O LH-FEUP está actualmente equipado com sondas de haste longa (600 mm) e de haste curta (300 mm). As primeiras são mais adequadas para a medição das condições de agitação em testes realizados com profundidades de água elevadas, pelo que no âmbito do presente estudo apenas as de haste curta foram utilizadas.

Este tipo de sondas é constituído por um par de fios de aço inoxidável paralelos, Figura 4.39 – esquerda. O seu princípio de funcionamento consiste na medição do fluxo de corrente entre esses dois fios, que é proporcional à sua profundidade de imersão. Essa corrente é, por sua vez, convertida numa voltagem (diferença de potencial), que é também proporcional ao comprimento submerso da sonda. Com base nos resultados da calibração do sistema, a voltagem medida pode posteriormente ser convertida em elevações da superfície livre da água (ou mais genericamente alturas de onda). A operação de calibração consiste na medição do sinal enviado pelo dispositivo para diferentes profundidades de imersão (conhecidas), com a água no interior do tanque de ondas completamente parada.

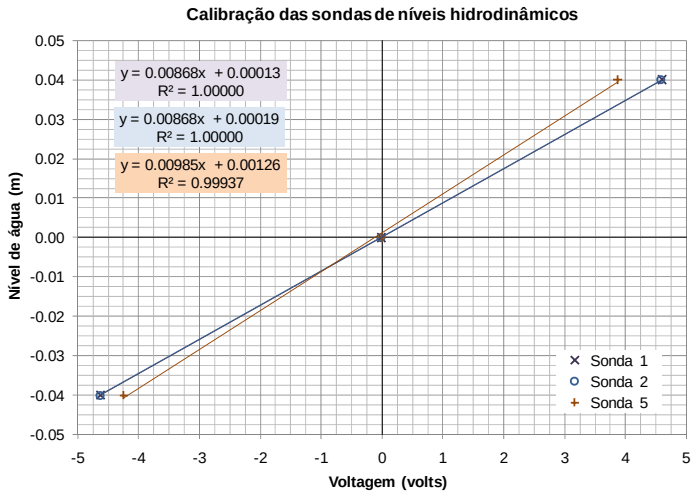
Figura 4.39 – Sonda de níveis hidrodinâmicos de haste curta (esquerda), unidade de condicionamento do sinal (direita).

A unidade de condicionamento do sinal é um sistema modular, e contém toda a electrónica necessária à polarização e ao condicionamento dos circuitos necessários à operação das sondas, Figura 4.39 – direita. Esta unidade pode ser usada por um número máximo de 16 sondas (de haste curta ou longa) e possibilita que a resistência dos cabos de ligação às sondas possa ser compensada internamente. Esta operação de "balanceamento" dos cabos de ligação deverá ser realizada aquando da primeira utilização do sistema, e sempre que se modifica o tipo e o tamanho dos cabos, ou se altera o seu local de ligação à unidade de condicionamento de sinal (frente ou parte posterior).

Cada um dos módulos da unidade de condicionamento do sinal possui um conjunto de controladores destinados ao ajuste das condições de operação da sonda a que está ligado. Desse conjunto destaca-se o controlador de referência (o *datum adjust*), que permite colocar o *output* da sonda em zero, qualquer que seja a sua profundidade de imersão. Através desta acção é possível associar ao nível de repouso da água no interior do tanque de ondas um *output* do amplificador de valor igual a zero, o que permite maximizar a resolução deste sistema de medição e do processo de digitalização da informação, e o não condicionamento do seu alcance.

A calibração das sondas de níveis hidrodinâmicos é realizada, em águas paradas, através do registo das variações do *output* da sonda (voltagem), para diferentes profundidades de imersão, quando esta é elevada ou mergulhada, relativamente ao nível de referência previamente definido (zero do registo), de um comprimento de valor conhecido. Os orifícios existentes ao longo do suporte da sonda, com um espaçamento fixo (igual a 10 mm nas sondas de haste curta), facilitam a realização desta tarefa, na medida em que possibilitam que a profundidade de imersão das hastes metálicas seja variada com base em valores múltiplos desse espaçamento. Após a realização das leituras, a haste da sonda deverá voltar a ser colocada no seu nível de referência. O controlador de referência da sonda não deverá ser modificado após a conclusão do processo de calibração, uma vez que esta acção alteraria as condições em que a mesma foi realizada.

O *software HR WaveData v2.13* possui um módulo destinado à calibração das sondas, que permite criar e editar ficheiros, que são posteriormente usados pelas rotinas de aquisição e de processamento de dados. Os resultados da calibração de cada uma das sondas são o designado factor de calibração, F_{cal}, que relaciona a voltagem medida com os níveis de água dentro do tanque de ondas, e a voltagem associada ao nível de referência (zero do registo), X_0, Figura 4.40. Tendo em conta o procedimento de calibração da sonda, este último factor apresenta, regra geral, valores próximos de zero.



2ª Fase do estudo

Data: 06-05-2009 – Psantos_0 – Calibração 01

Sonda Refª	Canal #	F_{cal} (m/volt)	X_0 (volt)	R^2
1	3	0.008681	-0.01497	1.0000
2	5	0.008679	-0.02189	1.0000
3	12	0.008715	+0.02667	1.0000
4	13	0.013870	-0.13530	0.9999
5	4	0.009851	-0.12791	0.9994
6	9	0.009243	+0.00033	1.0000
7	7	0.009100	-0.03167	1.0000
8	14	0.009636	+0.01567	1.0000
9	6	0.009361	-0.03700	1.0000

Figura 4.40 – Resultados da calibração de três sondas de níveis hidrodinâmicos (esquerda), quadro-síntese dos resultados de uma das operações de calibração das nove sondas usadas na segunda fase do estudo (direita).

Na prática, as sondas de níveis hidrodinâmicos não apresentam uma relação linear perfeita entre a sua profundidade de imersão e o *output*, em volts, que é enviado para a unidade de aquisição. Assim, o módulo destinado à calibração destes instrumentos de medição, para um número de pares de registos profundidade de imersão – voltagem maior ou igual a 3, determina, por regressão linear, o factor de calibração e o quadrado do coeficiente de correlação, R^2, Figura 4.40.

Na maior parte das situações, calibrações com um valor de R^2 superior 0.999 são aceitáveis, desde que esse valor resulte de uma regressão efectuada com base em apenas três pares de registos obtidos no intervalo útil de medição, Beresford *et al.*, 2005. Caso esse requisito de qualidade não seja verificado devem ser considerados pontos de calibração adicionais, ou optar-se pela repetição da calibração.

A experiência mostra que é possível obter, com relativa facilidade, valores de R^2 da ordem de 0.9999 (ou mesmo de 1.0000) à primeira tentativa, Figura 4.40. Deste modo, foi considerado como critério de

validação dos resultados da calibração das sondas de níveis hidrodinâmicos a obtenção de um valor de R^2 igual ou superior a 0.9999.

O *software HR WaveData v2.13* assume uma relação linear entre a variável a medir e o sinal enviado pelo instrumento de medição. A transformação desse sinal para valores de elevação da superfície livre da água (no protótipo) é efectuada através da aplicação dos dois factores de calibração referidos e de um factor de escala, de acordo com a seguinte relação,

$$X_{p,i} = \lambda\, X_{m,i} = \lambda\left(F_{cal}(X_i - X_0)\right) \tag{4.40}$$

em que $X_{p,i}$ e $X_{m,i}$ representam o valor da elevação da superfície livre da água no instante i em valores de protótipo e do modelo físico, respectivamente, λ o factor de escala, F_{cal} o factor de calibração do instrumento de medição (m/*volts*), X_i o valor medido pelo instrumento no instante *i* (*volts*) e X_0 o valor de referência (*volts*).

O funcionamento das sondas do tipo resistivo não é influenciado, de forma significativa, pela eventual utilização de hastes metálicas (ligeiramente) deformadas, sendo também relativamente insensível a pequenas incrustações. No entanto, qualquer película de óleo ou de gordura existente nessas hastes deverá ser completamente removida, pois estas afectam negativamente o funcionamento do sistema. De modo similar, não deverão ser realizados testes se a superfície da água apresentar manchas de óleo, HRW, 2006. Quer no período que antecede a utilização destes equipamentos, quer periodicamente durante a fase de testes, as hastes metálicas das sondas deverão ser cuidadosamente limpas, e o estado de todas as ligações verificado.

Os resultados da calibração das sondas do tipo resistivo dependem da condutividade da água, que é função, essencialmente, da sua temperatura e da concentração de sais dissolvidos. Assim, as sondas devem ser calibradas regularmente, especialmente quando as variáveis anteriormente referidas se modificam. Outras recomendações para o bom funcionamento do sistema de aquisição de agitação marítima podem ser encontradas em HRW, 2006.

Nos testes realizados durante a primeira fase do estudo experimental foram utilizadas quatro sondas de níveis hidrodinâmicos dispostas segundo o mesmo alinhamento recto, com o objectivo de controlar as condições de agitação marítima geradas (secção 6.2). Na segunda fase do estudo, juntamente com essas quatro sondas, foram instaladas mais cinco. Estas destinavam-se à medição das condições de agitação marítima em diferentes locais do domínio de ensaio, em particular na zona abrigada pelo Quebramar Norte do Porto de Leixões (secção 6.3). Todas estas sondas foram calibradas, pelo menos, uma vez ao dia. Antes do início de cada um dos testes foi adquirido um novo nível de referência, o que implicou a criação de um novo ficheiro de calibração. Nos dias em que, após algumas horas, esse nível de referência se encontrava já muito distante do valor determinado aquando da fase de calibração (e.g. nos dias mais quentes), o sistema de aquisição de níveis hidrodinâmicos era calibrado novamente. As condições particulares de instalação das quatro sondas utilizadas na determinação das condições de agitação incidente e reflectida são apresentadas na secção 4.4.4.5.

Como já se referiu anteriormente, a medição da elevação instantânea da superfície livre da água, das forças dos elementos do sistema de amarração de amarração e, eventualmente, dos movimentos do navio através do sistema laser de deslocamentos, foi realizada com o mesmo sistema de aquisição, Figura 4.4. Assim, essas variáveis foram medidas com frequências de aquisição iguais, fixadas em 24 Hz (no modelo), o que corresponde a 2.4 Hz em valores de protótipo. As razões que sustentam esta escolha são apresentadas na secção 4.4.4.2.

Os sistemas de medição de níveis hidrodinâmicos actuais possuem erros menores que 0.5% dentro de um intervalo de calibração de 100 mm, Davies *et al.*, 2001. As sondas resistivas utilizadas no presente

estudo experimental permitiram medir as condições de agitação marítima geradas com uma exactidão de ±0.4 mm (no modelo físico), que corresponde, portanto, a uma exactidão de ±4 cm no protótipo (modelo construído à escala 1/100).

4.4.3. SISTEMA DE GERAÇÃO DE AGITAÇÃO MARÍTIMA

4.4.3.1. Características gerais

O sistema de geração de agitação marítima instalado no Laboratório de Hidráulica (LH) da FEUP é composto por: uma unidade de controlo e um computador de geração de sinal, ambos localizados na sala de controlo, juntamente com os sistemas informáticos onde estão instalados os *softwares* de geração, e de aquisição e análise de sinal; e pela máquina de geração propriamente dita, colocada no interior do tanque de ondas. Esta é do tipo multi-elementos, possui 12 m de largura (largura total do tanque) e é composta por dois módulos com 8 actuadores cada, que podem trabalhar com uma altura de água máxima de 1 m, Figura 4.41. Os 16 actuadores (ou pás) são impelidos por motores eléctricos e podem movimentar-se de forma independente na direcção horizontal.

Figura 4.41 – Sistema de geração de agitação marítima multi-direccional, instalado no tanque de ondas do LH da FEUP.

Como se trata de um sistema multi-elementos, variando as fases entre pás adjacentes, torna-se possível gerar ondas com uma direcção de propagação diferente da direcção normal ao alinhamento dessas pás (batedor em serpente). No entanto, o ângulo máximo entre a direcção de propagação das ondas e o alinhamento das pás é função da frequência das ondas que se pretendem gerar. Este sistema de geração tem também incorporado um sistema de absorção activa das reflexões (secção 4.4.3.4). Em cada um dos módulos, e numa posição recuada em relação às pás, foi instalado um talude poroso, constituído por uma espuma plástica reticulada, que tem como objectivo dissipar a energia das ondas geradas pelo movimento de recuo das pás.

O sistema de geração foi desenvolvido pela *HR Wallingford, UK*, e é controlado pelo *software HR WaveMaker*. Este sintetizador de agitação permite a geração de ondas regulares e irregulares através de dois métodos alternativos: o método do ruído branco filtrado digitalmente e o método da soma de

ondas sinusoidais. Quando se utiliza o primeiro desses métodos é possível modificar o movimento das pás, em tempo real, de forma a garantir que as ondas de longo período ligadas (*set-down*) se propagam realisticamente no modelo físico e sem serem contaminadas por outros efeitos indesejados de segunda ordem. O sistema instalado permite a geração de diversos tipos de agitação marítima, nomeadamente: geração de agitação irregular de crista longa a 2D e de crista curta a 3D, com diferentes ângulos em relação ao gerador de ondas; estados de agitação bidireccionais, regulares e irregulares, com ondas de crista longa a 2D; estados de agitação criados externamente e guardados em ficheiro; e ondas regulares monocromáticas, normais ao gerador e oblíquas. Os métodos utilizados na geração desses estados de agitação são apresentados no Quadro 4.12.

Quadro 4.12 – Métodos utilizados na geração dos diferentes estados de agitação.

Método de geração	Tipo de agitação	Estado de agitação marítima	
		Direcção	Crista
Ruído branco filtrado	Irregular	Normal	2D Longa 3D Curta
Soma de ondas sinusoidais	Irregular	Normal Oblíqua	2D Longa 3D Curta
	Regular Irregular	Bidireccional	2D Longa
Regular	Regular	Normal Oblíqua	2D Longa
Estados de agitação marítima criados externamente. O sistema de geração usa um ficheiro com as séries temporais da posição das pás.		Geração de estados de agitação criados *off-line*, por requererem elevada capacidade de processamento em tempo real. Repetição de estados de agitação gerados.	

O sintetizador de agitação marítima deverá estar configurado para as características do sistema de geração instalado e da própria instalação experimental. Dos parâmetros de configuração destacam-se: a semi-amplitude máxima das pás (0.54 m), as frequências máximas e mínimas do sistema de geração (0.05 e 3 Hz, respectivamente), as frequências máximas e mínimas de corte associadas à compensação do *set-down* (0.1 e 0.7 Hz, respectivamente), e o tempo de arranque e de paragem do sistema (10 s).

Ainda que de forma simplificada, a Figura 4.42 esquematiza o funcionamento do sistema de geração de agitação marítima. O estado de agitação marítima pretendido é especificado no *software HR WaveMaker*, habitualmente na forma de um espectro de energia. Com base nesse espectro, e recorrendo a um dos métodos de geração de agitação disponíveis, gera-se um sinal que é depois convertido em movimentos (ou posições) das pás do sistema de geração, através de uma função de transferência. De acordo com uma outra função de transferência (quociente entre a altura da onda e a excursão da pá, para uma dada profundidade de água), esses movimentos das pás são convertidos em agitação marítima no interior do tanque de ondas. As sondas de níveis hidrodinâmicos aí posicionadas podem ser usadas na medição da elevação instantânea da superfície livre da água, permitindo a obtenção das características da agitação marítima gerada. Se por ventura as características da agitação no interior do tanque de ondas não corresponderem ao que era pretendido (i.e. ao que tinha sido especificado no sistema), os resultados dessas medições podem ser usados na calibração do sistema de geração, ou seja, na definição de uma nova função de transferência, ou apenas no ajuste do ganho desse sistema.

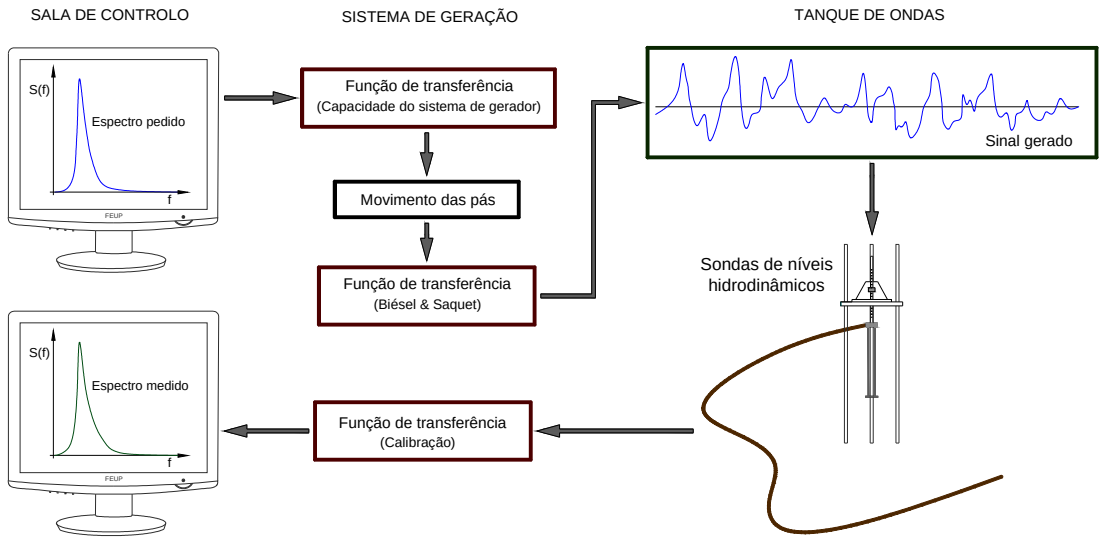


Figura 4.42 – Representação esquemática do funcionamento do sistema de geração de agitação marítima.

A altura de onda máxima que pode ser gerada para uma determinada frequência é limitada, quer por critérios de rebentação da onda, quer pelas características de desempenho do sistema de geração. O desempenho do gerador é função da sua excursão máxima (1.08 m), velocidade máxima (0.87 m/s) e força (1.5 kN). Quaisquer que sejam as características do sistema de geração, a relação entre a altura de onda máxima ($H_{máx}$) que pode ser gerada numa profundidade de água d sem rebentação e o seu comprimento (L) é dada por,

$$H_{máx} = \frac{L}{7} tanh\left(\frac{2\pi d}{L}\right) \quad ou \quad H_{máx} = \frac{L}{10} tanh\left(\frac{2\pi d}{L}\right) \tag{4.41}$$

O segundo critério, mais conservativo do que o primeiro, dá na prática mais garantias de que as ondas geradas não sofrem rebentação. A profundidade de água no interior do tanque de ondas impõe que,

$$H_{máx} \leq 0.6\, d \quad ou \quad H_{máx} \leq 0.5\, d \tag{4.42}$$

Os estados de agitação marítima que podem ser reproduzidos pelo sistema de geração instalado no LH da FEUP, com uma profundidade de água no tanque de ondas igual a 0.20 m, são apresentados na Figura 4.43. Nessa representação considera-se a hipótese de o sistema de geração estar a ser utilizado com o módulo de absorção activa de reflexões desligado (sem absorção), e uma situação em que esse módulo é utilizado em testes com um modelo cujo coeficiente de reflexão é de 20%.

Como se depreende da análise da Figura 4.43, para períodos pequenos, o critério de rebentação das ondas é o mais limitativo, primeiro devido ao período e depois à profundidade. Para ondas de grande período são as características de desempenho do gerador que condicionam o valor máximo da altura da onda. Se o sistema de absorção activa de reflexões estiver a ser usado, o sistema de geração terá de ter a capacidade de absorver as ondas reflectidas ao mesmo tempo que gera os estados de agitação pretendidos. Nestas condições, verifica-se uma redução da máxima altura de onda que o sistema é capaz de gerar. No entanto, para pequenas profundidades de água no tanque de ondas e para coeficientes de reflexão reduzidos (20%) a curva de desempenho do sistema de geração é pouco afectada. Quando se reproduzem estados de agitação irregular, é importante ter em consideração que a altura de onda máxima na sequência aleatória de ondas geradas poderá ser 1.7 a 1.8 vezes superior à altura de onda significativa.

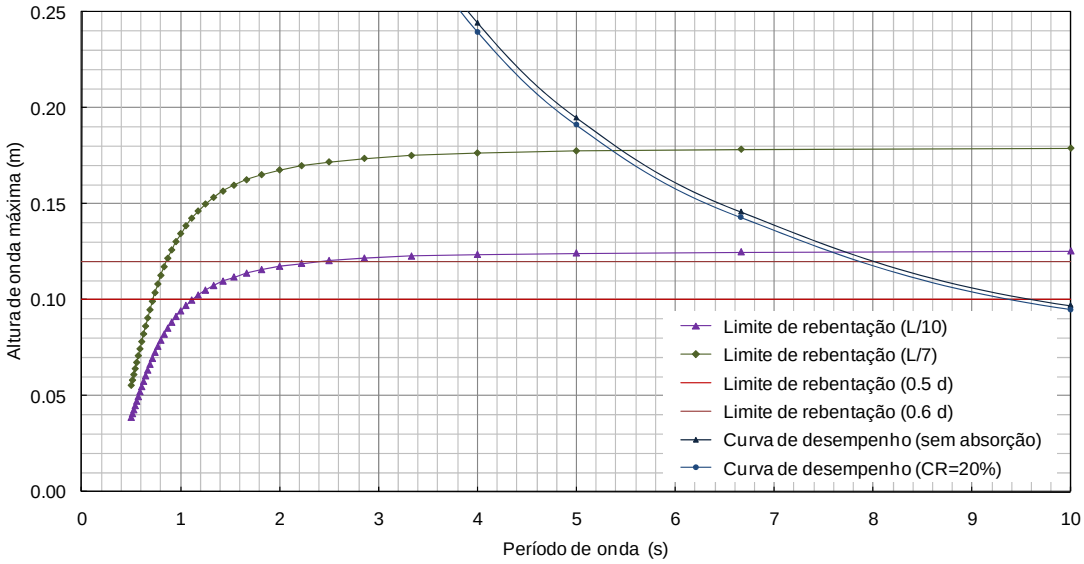


Figura 4.43 – Estados de agitação marítima que podem ser gerados pelo sistema com uma profundidade de água no tanque de ondas igual a 0.20 m.

A altura de onda produzida pelo sistema de geração relaciona-se com o sinal enviado para controlar o movimento das pás (de modo a criarem essa onda) através de uma função de transferência global, que resulta do produto de duas funções de transferência independentes: uma estabelece a correspondência entre o sinal de controlo (*demand signal*) e o movimento das pás, e é função das características de desempenho do sistema de geração; a outra relaciona o movimento das pás com a altura das ondas geradas. Esta última toma o nome de função de transferência das pás, é adimensional e depende, quer da profundidade de água no interior do tanque, d, quer do comprimento de onda, L. De acordo com a teoria de *Biesel* e *Suquet*, para um sistema de geração do tipo pistão, a função de transferência das pás teórica é dada por,

$$FT_{teórica} = \frac{tanh(\frac{2\pi}{L}d)}{0.5 + \frac{\frac{2\pi}{L}d}{senh(\frac{4\pi}{L}d)}} \tag{4.43}$$

A Figura 4.44 apresenta as funções de transferência teóricas do sistema de geração instalado no LH da FEUP, para as três profundidades de água estudadas.

As três funções de transferência apresentadas são muito parecidas devido ao facto de as profundidades de água estudadas serem, na realidade, muito próximas. A Figura 4.44 mostra que com o aumento da profundidade de água no tanque podem ser geradas ondas de maior altura para a mesma amplitude de movimento das pás. Apenas na gama das altas-frequências, o desempenho do sistema de geração é equivalente para as três profundidades de água estudadas.

O sistema de geração considera, por omissão, funções de transferência teóricas. Se os resultados obtidos no modelo não forem satisfatórios, essas funções de transferência podem ser modificadas de modo a traduzirem a realidade experimental. Alternativamente, pode modificar-se o espectro pedido de forma a obter no modelo físico o espectro pretendido. Este último método não deve ser utilizado quando os testes são realizados com a compensação de *set-down* ligada.

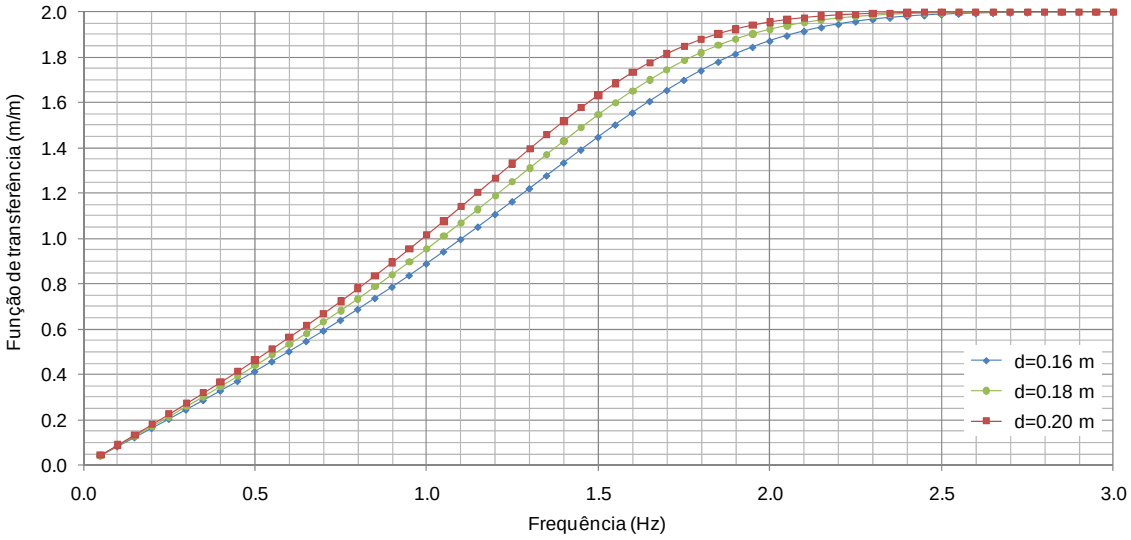


Figura 4.44 – Funções de transferência do sistema de geração para diferentes profundidades de água no tanque de ondas.

Como exemplo, a Figura 4.45 – esquerda apresenta, no mesmo gráfico, a função de transferência das pás (teórica) para a profundidade de água de 0.18 m, tal como especificada no sistema de geração, e o espectro de variância que resulta da análise da elevação da superfície livre da água medida num teste realizado com agitação irregular, caracterizada por um período de onda de pico, T_P, de 18 s e uma altura de onda significativa, H_S, de 1.5 m, numa profundidade de água de 0.18 m (no modelo), considerando uma janela espectral com uma largura de 512 pontos. A Figura 4.45 – direita, compara esse espectro de variância com uma forma espectral de JONSWAP, definida para um T_P=18 s, uma H_S=1.5 m e considerando um factor de forma, γ, igual a 3.3.

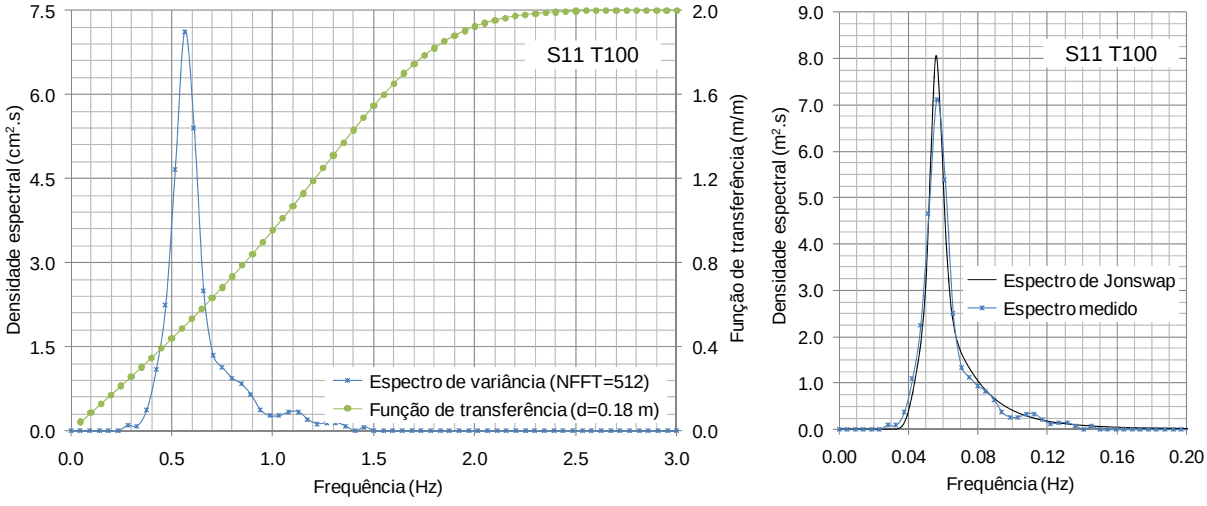


Figura 4.45 – Função de transferência para a profundidade de água de 0.18 m e espectro de variância medido num teste realizado com agitação irregular, caracterizada por um T_P=18 s e H_S=1.5 m (valores no modelo), esquerda; comparação desse espectro com um espectro de JONSWAP (valores no protótipo), direita.

Considerou-se que o espectro de variância apresentado na Figura 4.45, bem como os relativos a outras condições de teste (apresentados ao longo do presente trabalho), reproduz com suficiente aproximação a forma espectral desejada. Na comparação de estimativas espectrais obtidas com base em resultados

do modelo físico e espectros semi-empíricos, ou qualquer espectro especificado no sistema de geração, é importante ter em atenção a variabilidade relacionada com a própria estimativa (secção 4.5.4.3) e a incerteza frequentemente associada aos valores estimados para as frequências em que a densidade de energia é muito baixa comparativamente à de pico. Tendo em conta o que foi referido, os testes foram realizados no modelo físico considerando funções de transferência das pás teóricas. Apenas o ganho do sistema de geração foi modificado com o objectivo de ajustar a altura de onda significativa medida no modelo à pretendida.

De forma a evitar estragos no equipamento existe a possibilidade de reproduzir previamente os estados de agitação marítima pretendidos em modo "*dry run*". Neste modo, o funcionamento do sistema de geração decorre normalmente, à excepção do sinal de controlo das pás, que não é transmitido. A utilização desta funcionalidade é recomendada quando se utiliza a compensação de *set-down*.

A aquisição de dados de agitação marítima e a posterior análise desses registos (espectral, estatística e das condições de reflexão) podem ser realizadas com o *software HR WaveData v2.13*, desenvolvido pela *HR Wallingford, UK* (secção 4.4.4).

4.4.3.2. Geração da agitação marítima

Os estados de agitação marítima irregulares podem ser gerados através de dois métodos alternativos: o método do ruído branco filtrado digitalmente e o método da soma de ondas sinusoidais. O método do ruído branco possibilita a geração de sequências aleatórias de ondas, com uma direcção de propagação perpendicular ao alinhamento das pás do sistema de geração. Este método baseia-se na utilização de filtros digitais, que aplicados à fonte de ruído branco gerada, permitem produzir o sinal de posição das pás, necessário à geração dos estados de agitação pretendidos. As características desses filtros são obtidas através de FFT's, a partir da forma espectral pedida e tomando em consideração a função de transferência do sistema de geração.

O método da soma de ondas sinusoidais envolve a divisão do espectro de variância associado a um determinado estado de agitação marítima numa série de bandas (ou fatias). Cada uma dessas bandas é depois representada por uma onda sinusoidal, com uma amplitude (a_i) e frequência (f_i) apropriadas, à qual é alocada uma fase aleatória (ϵ_i). Num determinado ponto fixo, a elevação da superfície livre da água é determinada, em função do tempo, com base na soma das N_s ondas sinusoidais através de,

$$\eta(t) = \sum_{i=1}^{N_s} a_i cos(2\pi f_i t + \epsilon_i) \tag{4.44}$$

O número de componentes que pode ser gerada em tempo real está limitada pela capacidade de processamento da unidade de comando e pela velocidade da transferência do sinal de controlo para o sistema de geração, não ultrapassando, habitualmente, as 400 componentes (frequência e direcção). O espectro de agitação marítima pode ser definido inteiramente pelo utilizador, ou através de um espectro semi-empírico, indicando os parâmetros que o caracterizam. Na primeira opção, cada onda sinusoidal pode ser especificada individualmente, através de uma densidade espectral, frequência e fase.

O método da soma de ondas sinusoidais é intrinsecamente imperfeito (excepto quando N_s tende para o infinito), pois para valores de N_s pequenos reproduz de uma forma incorrecta as características dos agrupamentos de ondas, Beresford, 2003. Os estados de agitação bidireccionais, ou com uma direcção de propagação diferente da direcção perpendicular ao alinhamento das pás, podem apenas ser gerados com base neste método (Quadro 4.12).

No estudo realizado recorreu-se ao método do ruído branco para a reprodução dos estados de agitação marítima irregulares. Das vantagens que resultam da aplicação desse método destacam-se as que têm mais relevância no estudo do comportamento de navios amarrados em modelo físico:

- possibilidade de gerar sequências de ondas irregulares de duração variável e sem repetição (desde alguns segundos até várias horas). A capacidade de gerar sequências aleatórias de longa duração (sem repetição) é de grande importância quando se estudam modelos que apresentam uma resposta claramente não-linear, como é o caso de navios amarrados em portos;
- possibilidade de gerar exactamente a mesma sequência aleatória de ondas em diferentes ensaios. Esta característica permite que várias alternativas (e.g. *layouts* portuários, sistemas de amarração do navio) sejam testadas nas mesmas condições, tornando possível a realização de análises comparativas bem fundamentadas. Com efeito, um dos principais objectivos do presente trabalho de investigação consistia na análise comparativa de diferentes alternativas de intervenção no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, tendo em vista a melhoria das condições de operacionalidade existentes;
- o espectro de energia que resulta da aplicação deste método não apresenta descontinuidades, o que significa que a resposta de um determinado modelo pode ser analisada com maior precisão, não existindo o risco de eventuais frequências ressonantes poderem ser esquecidas por caírem entre as frequências (discretas) das ondas geradas. A ausência de descontinuidades no espectro de energia faz também com que os agrupamentos de ondas ocorram naturalmente, tal como no protótipo. Estes são também aspectos importantes no estudo do comportamento de navios amarrados;
- a modificação do comprimento da sequência aleatória não altera a forma do espectro gerado. Pode tirar-se partido desta característica nos testes preliminares de calibração da agitação marítima;
- o módulo de geração de ondas pelo método do ruído branco permite a utilização de uma compensação de *set-down*, que toma a forma de um sinal de segunda ordem que é adicionado ao sinal primário, em tempo real. Esta compensação permite que as ondas de longo período ligadas se propaguem realisticamente no modelo físico.

Tendo em conta o que foi referido, o método do ruído branco filtrado digitalmente proporciona uma base consistente para a reprodução de estados de agitação marítima no estudo do comportamento de navios amarrados em portos. No entanto, a duração dos testes deverá ser suficientemente longa para permitir que os diferentes padrões de agrupamentos de ondas possam ocorrer. Adicionalmente, como o modelo espectral *Gaussiano* é um modelo estatisticamente completo de estados de agitação marítima, tem a capacidade de determinar, implicitamente, a distribuição estatística dos grupos de ondas. Assim, desde que os testes sejam suficientemente longos, não é necessária informação sobre os agrupamentos de ondas nos estados de agitação marítima reais, Beresford, 2003.

Método do ruído branco filtrado digitalmente

Este método utiliza a técnica do ruído branco filtrado digitalmente para a geração de estados de agitação marítima irregulares, recorrendo a um *shift register* de 65 *bits* para a criação, em tempo real, de sequências pseudo-aleatórias e aleatórias de ondas. Para aplicações em águas pouco profundas, o módulo de geração de ondas pelo método do ruído branco filtrado possibilita a introdução de uma compensação de segunda ordem no sinal de controlo do movimento das pás, também em tempo real. Esta compensação procura assegurar que as ondas de longo período ligadas (*set-down*) se propagam no modelo físico de uma forma realista e sem serem contaminadas por outros efeitos indesejados de segunda ordem. Genericamente, o ruído branco gerado passa por filtros digitais, produzindo o sinal de posição pretendido para as pás do sistema de geração. As características desses filtros são definidas a partir de FFT (*Fast Fourier Transformation*) e da forma espectral seleccionada. Esta pode ser definida

inteiramente pelo utilizador ou através de um espectro semi-empírico. Neste último caso são indicados apenas os parâmetros que caracterizam o espectro.

O *output* do *shift register* consiste numa sequência de números binários aleatórios, que tendem para uma distribuição normal (teorema do limite central). Esta condição é essencial para garantir que as alturas de ondas geradas se distribuem de acordo uma com distribuição de *Rayleigh*. De todos os *bits* do *register*, apenas *n* são considerados úteis. Como se trata da geração de números aleatórios num sistema binário, o comprimento útil de cada um desses números repete-se a cada $2^n - 1$ pulsos. Assim, o valor de *n*, que é definido pelo utilizador, expressa o comprimento da sequência aleatória de números binários que é possível gerar sem repetição, bem como a duração do ciclo no modelo físico, como se detalhará posteriormente. Em sentido lato poderá considera-se que o valor n representa o comprimento dessa sequência.

Para ser possível criar um sinal que permita a geração de ondas aleatoriamente, e com a distribuição de energia pretendida, as posições dos *bits* do *shift register* têm um factor de ponderação associado. Estes factores são o resultado da soma de um número de valores *co-seno* de diferentes frequências, cujas amplitudes são determinadas a partir das características do espectro que se pretende reproduzir e tomando também em consideração a função de transferência das pás. Assim, a "leitura" da sequência de números aleatórios a uma determinada frequência permite produzir um sinal que, alimentando o sistema de geração, torna-se possível a geração de estados de agitação irregular com a distribuição requerida da energia pelas frequências. Essa frequência de leitura é a designada frequência do relógio.

A utilização de um *shift register* de 65 *bits* permite que o espectro de agitação que se pretende gerar seja definido com base em 16 ordenadas espectrais (desde 0 até à frequência de corte, que se considera igual ao dobro da frequência de pico, f_P). No sistema, a considerarão de uma frequência do relógio igual a $8\,f_P$ visa evitar o *aliasing* da energia na gama de frequências de $2f_P - 4f_P$, e possibilitar a acomodação de um filtro passa-baixos no intervalo de frequências de $2f_P - 6f_P$.

Como foi referido anteriormente, uma das vantagens deste método de geração de ondas aleatórias é a sua repetitibilidade. Com efeito, o *software HR WaveMaker* permite que o utilizador defina, através de uma sequência de 0's e 1's, o número binário que é utilizado pelo *shift register* como ponto de partida para a geração da sequência de números aleatórios (a qual terá o comprimento de $2^n - 1$). Como nas situações em que se parte da mesma posição inicial (número binário) o *output* do *shift register* não se altera, é possível realizar, sempre que tal seja conveniente, testes com a mesma sequência de ondas irregulares.

No âmbito do presente trabalho, uma grande parte dos testes realizados visava o estudo comparativo de diferentes alternativas de intervenção no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Assim, regra geral, esses testes foram efectuados considerando o mesmo número binário inicial. No entanto, numa das séries de testes foram gerados estados de agitação marítima semelhantes, mas com pontos de partida do *shift register* distintos. Nessa série pretendia-se analisar a influência do uso de diferentes sequências temporais de ondas no comportamento de um navio amarrado, em testes efectuados com base no mesmo espectro de energia e com igual comprimento da sequência aleatória de ondas ($2^n - 1$). A possibilidade de gerar diferentes sequências temporais de ondas é particularmente importante em testes de longa duração, quando é necessário fazer interrupções, por exemplo, para efectuar medições ou tirar fotografias, pois evita a repetição da mesma sequência de ondas quando o teste é retomado.

O tempo que uma determinada sequência aleatória de ondas demora até se repetir (tempo de ciclo - T_{ciclo}) é função, quer da frequência do relógio (f_{clock}), quer do número de *bits* do *register* considerados úteis (n), dado que este parâmetro determina o comprimento da sequência aleatória gerada. O tempo de ciclo é dado por,

$$T_{ciclo} = 2^n \frac{1}{f_{clock}} = 2^n \, \Delta t \tag{4.45}$$

em que Δt representa a taxa segundo a qual o sinal referente ao posicionamento das pás é enviado para o sistema de geração, isto é, o inverso da frequência do relógio. Para assegurar que o espectro gerado é medido sem incerteza estatística, o tempo de aquisição deverá ser igual à duração do ciclo, Beresford, 2003.

Devido à utilização de um *shift register* de 65 *bits*, o espectro pretendido é definido apenas com base em 16 ordenadas espectrais, a oitava das quais corresponde à frequência de pico do espectro ($f_P = 8\,\Delta f$). Esta regra é válida, quer nas situações em o espectro pretendido é definido pelo utilizador, quer quando se recorre a espectros semi-empíricos.

Apesar de o espectro pretendido ser definido, apenas, com base em 16 ordenadas e do facto de as primeiras 3 ou 4 ordenadas espectrais tomarem o valor zero, por a frequência de pico ser considerada igual a $8\,\Delta f$, o espectro do sinal gerado pode ter a sua energia distribuída por um número muito maior de frequências. Uma vez que esse sinal se repete, apenas, após ter decorrido um intervalo de tempo igual a T_{ciclo}, o espectro resultante pode ser discretizado em bandas de frequências com uma largura igual a $1/T_{ciclo}$. Regra geral, esta frequência é muito inferior a f_{clock}, que tendo em atenção o que já se referiu anteriormente é igual a $64\,\Delta f$, como se verifica pela seguinte expressão,

$$\frac{1}{T_{ciclo}} = \frac{64\,\Delta f}{2^n - 1} \tag{4.46}$$

Deste modo, quando se considera um T_{ciclo} (ou n) suficientemente elevado, a largura das bandas de frequências torna-se muito pequena (grande resolução em frequência), e o espectro resultante poderá ser considerado praticamente contínuo.

Assim, tendo em conta o que foi referido, na geração de estados de agitação marítima irregulares pelo método do ruído branco, a selecção do comprimento da sequência aleatória tem um papel nuclear. De facto, a duração do ciclo deve ser suficientemente elevada, não apenas para garantir uma resolução espectral adequada, mas também para permitir que os diferentes agrupamentos de ondas tenham tempo para ocorrer. No estudo do comportamento de navios amarrados este tema merece uma atenção muito especial devido a importância que os agrupamentos de ondas podem ter na resposta do navio, ou da bacia portuária em que o mesmo se encontra amarrado. Essa importância resulta da possibilidade de a gama de frequências das ondas de longo período ligadas poder compreender as frequências naturais de oscilação do navio amarrado, ou da própria bacia portuária, podendo por isso dar origem a oscilações ressonantes.

Para analisar a influência do comprimento da sequência aleatória gerada no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, em cada uma das fases do estudo em modelo físico, uma das séries de testes inclui a geração de estados de agitação marítima com diferentes tempos de ciclo. As questões relacionadas com a duração dos testes realizados são abordadas na secção 4.4.4.2.

A geração de estados de agitação marítima irregulares pelo método do ruído branco requer a especificação da forma espectral (incluindo altura de onda de significativa, período de onda de pico, factor de forma), do tipo de dispersão direccional (crista longa, $cos^n\theta$, exponencial, entre outros), da utilização ou não de compensação de *set-down*, da sequência inicial e do seu comprimento (que se relaciona com o comprimento da sequência aleatória de ondas), e do ganho do sistema de geração. A maior parte dos testes foi realizada para estados de agitação marítima de crista longa, definidos com base numa forma espectral de JONSWAP e considerando um factor de forma igual a 3.3. Pese embora

o referido, foram também realizadas algumas experiências com estados de agitação de crista curta (i.e. com dispersão direccional) e com outras formas espectrais. Dada a importância que a componente de baixa-frequência pode ter no comportamento de navios amarrados, todos os testes foram realizados com a compensação de *set-down* activa.

O ganho do sistema de geração permite aumentar ou diminuir, uniformemente, a energia associada ao estado de agitação marítima que se pretende gerar, e pode ser utilizado para ajustar a altura de onda medida numa determinada localização no interior do tanque de ondas, se esta for ligeiramente inferior ou superior à pretendida, respectivamente. No entanto, se o espectro medido não corresponder ao pretendido, deverá ser a função de transferência do sistema a ser modificada. O ganho do sistema de geração foi ajustado às condições de agitação reproduzidas. As questões relacionadas com a sequência inicial e com o seu comprimento foram já abordadas anteriormente.

4.4.3.3. Efeitos de segunda ordem

Num estado de agitação marítima real, as ondas de longo período ligadas poderão representar uma importante fracção da energia contida na banda de frequências infra-gravíticas. Este tipo de ondas, normalmente com períodos no intervalo de 1 a 3 minutos, é apresentado com algum detalhe na secção 3.2.2.

Num registo de agitação marítima real pode observar-se uma tendência para as ondas aparecerem sob a forma de grupos de ondas, ou seja, conjuntos de ondas sucessivas cujas alturas de onda estão acima de um certo nível de agrupamento (i.e. acima de uma dada altura de onda), sendo seguidos por grupos de ondas de mais pequena altura. Nos grupos de ondas de maior altura verifica-se um aumento da energia cinética associada ao movimento orbital das partículas de água, que origina localmente uma diminuição da pressão da água, que é proporcional ao quadrado da velocidade das partículas de água. Admitindo que a pressão atmosférica é constante, sob esse grupo de ondas origina-se uma depressão do nível médio da água. Como compensação, verificar-se-á um aumento do nível médio da água entre esses grupos de grandes ondas, desenvolvendo-se uma perturbação de longo período, que se encontra limitada pelos grupos de ondas. Essa perturbação tende a induzir um escoamento ondulatório sob a superfície da água, sendo conhecida por *set-down* ou por onda de longo período ligada.

Em águas profundas, os padrões de agrupamento de ondas alteram-se continuamente. No entanto, quando o sistema de ondas de curto período entra em águas pouco profundas, como as velocidades das diferentes componentes diminuem e se tornam mais uniformes, um dado padrão de agrupamento de ondas tende a persistir por mais tempo, permitindo o desenvolvimento de um *set-down* mais intenso. Tratando-se de um efeito de *Bernoulli*, o *set-down* varia com o quadrado da altura de onda.

As estatísticas dos agrupamentos de ondas são muito importantes para a correcta determinação da resposta de baixa-frequência do navio amarrado, e em particular das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas. Os modelos físicos que incluem a reprodução de estados de agitação marítima irregulares são capazes de reproduzir os fenómenos físicos mais relevantes. No entanto, é necessário que o sistema de geração dê a possibilidade de introduzir uma compensação de segunda ordem no sinal de controlo das pás (compensação de *set-down*), de modo a obter-se uma correcta reprodução das ondas de longo período ligadas, PIANC, 1995. Caso esta compensação não seja aplicada, o sistema de geração poderá produzir ondas de longo período parasitas, resultando numa incorrecta reprodução da resposta de longo período da bacia portuária e dos navios aí amarrados.

Com efeito, num sistema desenvolvido com base na teoria de primeira ordem de geração de ondas, a condição fronteira no sistema de geração relativa a efeitos de segunda ordem pode apenas ser satisfeita

considerando a existência de uma onda parasita[8], com uma amplitude da mesma ordem de grandeza do *set-down*, mas desfasada deste 180º. Outras ondas de longo período parasitas, usualmente de menor importância, podem resultar do facto de o movimento das pás do sistema de geração ter uma amplitude limitada e de perturbações locais. Essas perturbações parasitas, tratando-se de ondas de longo período livres, propagam-se no tanque de ondas com uma velocidade diferente do *set-down* (que se propaga à velocidade do grupo), interferindo nos padrões de agitação, Beresford, 2003. Assim, dependendo da localização do ponto em análise, a interacção das ondas de longo período parasitas com o *set-down* (que ocorre naturalmente, associado aos agrupamentos de ondas) pode ser destrutiva, resultando numa diminuição da energia presente na banda de frequências infra-gravíticas, ou construtiva, aumentando a magnitude das ondas de longo período, Hughes, 1993.

Neste contexto, é fundamental garantir que o *set-down* é reproduzido de forma realística no modelo físico e que a energia associada às ondas parasitas é minimizada. O módulo de geração de agitação irregular pelo método do ruído branco filtrado foi desenvolvido de modo possibilitar a introdução de uma compensação com a forma de um sinal de segunda ordem, que sendo adicionada ao de primeira ordem, permite reproduzir de forma realista o que se passa no protótipo, Beresford, 2003.

A Figura 4.46 apresenta resultados de testes realizados na primeira fase do estudo com o objectivo de analisar a influência da compensação de *set-down* nas condições de agitação marítima geradas no modelo físico. Nesses testes foram utilizadas quatro sondas de níveis hidrodinâmicos, colocadas a uma distância de cerca de 8 m do sistema de geração e dispostas paralelamente ao alinhamento das pás. As sondas mais periféricas distavam 2 m das paredes laterais, e o espaçamento entre as quatro sondas era uniforme e sensivelmente igual a 0.70 m. Faz-se referência ao facto de esta disposição das sondas ser a recomendada em Beresford, 2003, para a aquisição de dados no modelo físico tendo em vista a calibração da função de transferência do sistema de geração que, como já se explicou anteriormente, não chegou a ser realizada (secção 4.4.3.1).

Com base nos resultados apresentados na Figura 4.46 é também possível comparar o espectro de variância médio medido, que resulta da média dos espectros estimados com base nos registos de elevação da superfície livre da água medidos em cada uma das quatro sondas, com o espectro semi-empírico de JONSWAP que foi especificado no sistema de geração (factor de forma igual a 3.3). Os espectros de variância foram estimados considerando uma janela espectral com uma largura de 512 pontos. As diferentes representações gráficas incluem também uma linha de referência, que corresponde a 10% da densidade espectral de pico do espectro de JONSWAP (linha horizontal), bem como os limites correspondentes a 0.5 f_P e 2.2 f_P (linhas verticais). Os testes foram realizados com o sistema de absorção activa ligado, utilizando um ganho do sistema de geração unitário, e com uma profundidade de água no interior do tanque de ondas igual a 0.20 m (no modelo).

O Quadro 4.13 apresenta para os testes efectuados com e sem compensação de *set-down*, a altura de onda significativa estimada com base nos resultados medidos no modelo físico, H_S, e a energia contida na banda de frequências infra-gravíticas do espectro, através do seu momento espectral de ordem zero, $m_{0,lp}$, e da respectiva altura de onda significativa, $H_{S,lp}$. Neste estudo, por conveniência, considerou-se como limite superior dessa banda[9] a frequência de 0.0397 Hz (período de 25.2 s).

[8] As ondas de longo período ligadas comportam-se como ondas ordinárias, com velocidades de propagação dirigidas para a frente sob as cristas e para trás sob as cavas do sistema de ondas primárias. Como à face das pás do sistema de geração esses movimentos das partículas de água (para a frente e para trás) não podem ocorrer pois são interrompidos por esse elemento, a condição fronteira apenas pode ser satisfeita pela criação de uma onda de longo período parasita, com um desfasamento de 180º em relação à onda de longo período ligada.

[9] O intervalo de frequências associado à banda infra-gravítica varia de autor para autor. Usualmente, esta banda inclui as frequências de 0.004 – 0.005 Hz a 0.04 – 0.05 Hz.

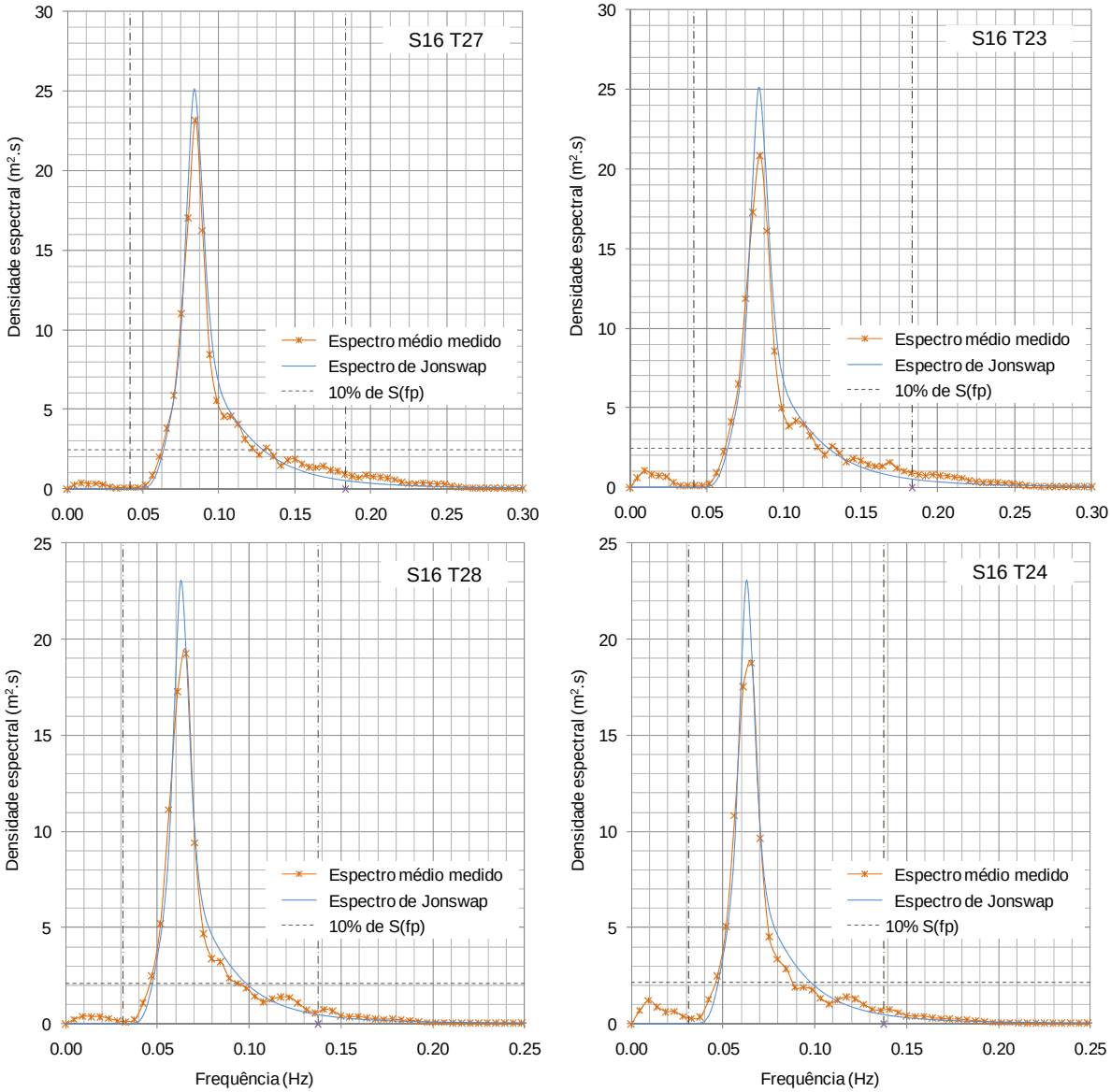


Figura 4.46 – Comparação dos espectros de variância estimados com base em resultados de testes realizados com o módulo de compensação de *set-down* desligado (esquerda) e ligado (direita). Os estados de agitação marítima gerados são caracterizados por um T_P=12 s e H_S=3.0 m (superior), e T_P=16 s e H_S=2.5 m (inferior).

Os resultados apresentados mostram que a energia contida na banda de frequências infra-gravíticas do espectro é mais elevada nos testes realizados com a compensação de *set-down* ligada (Figura 4.46 e Quadro 4.13). Estes resultados estão de acordo com o que foi referido anteriormente a respeito do funcionamento do sistema de geração e sobre a utilização dessa compensação de segunda ordem.

Quadro 4.13 – Influência da introdução da compensação de *set-down* na altura de onda significativa medida no modelo físico e na energia na banda de frequências infra-gravíticas.

T_P (s)	H_S (m) pedida[1]	H_S (m) medida		$m_{0,lp}$ (m^2) medido		$H_{S,lp}$ (m) medida	
		sem	com	sem	com	sem	com
12	3.00	3.29	3.30	1.80	4.41	0.37	0.57
16	2.50	2.73	2.74	2.09	5.03	0.40	0.61

[1] altura de onda significativa especificada no sistema de geração, e utilizando um ganho unitário.

Nos testes realizados com um período de onda de pico de 12 s pode observar-se uma ligeira redução da densidade espectral estimada para a frequência de pico quando se usa a compensação de *set-down*. No entanto, para o período de onda de pico de 16 s essa redução é quase imperceptível. Em qualquer um dos casos, os espectros de variância medidos no modelo aproximam-se, razoavelmente, do espectro pedido (JONSWAP), Figura 4.46. Nas situações analisadas, a introdução da compensação de *set-down* não teve repercussões relevantes na altura de onda significativa medida, Quadro 4.13.

A energia presente na banda de frequências infra-gravíticas do espectro está intimamente relacionada com a profundidade de água local e com as características das ondas primárias, nomeadamente com o período e com a altura de onda. Este tema é abordado com mais detalhe na apresentação dos resultados dos testes preliminares obtidos com o primeiro modelo físico (secção 6.2.6).

Estudos teóricos mostraram que o *set-down* em estados de agitação de crista curta tem cerca de metade da magnitude que é observada em estados de agitação de crista longa, mesmo nas situações em que a dispersão direccional da energia nesses estados é fraca, Beresford, 2003. A favor da realização de testes em modelo físico com estados de agitação de crista longa poderá estar o facto de a refracção das ondas em águas pouco profundas tender a reduzir a dispersão direccional da energia, bem como a obtenção de resultados conservativos. No entanto, nas situações em que a energia na banda de frequências típicas do *set-down* é muito elevada, os argumentos anteriores perdem validade, na medida em que a geração de estados de crista longa poderá conduzir a uma significativa sobrestimação da resposta de baixa-frequência da bacia portuária e dos navios aí amarrados.

A Figura 4.46 mostra que nos estados de agitação marítima considerados, a energia na banda de frequências infra-gravíticas é relativamente baixa quando comparada com a energia total associada aos espectros de variância estimados (cf. Quadro 4.13). Assim, na maior parte dos testes realizados foram reproduzidos estados de agitação marítima de crista longa.

A utilização da compensação de *set-down* poderá aumentar, de uma forma significativa, a amplitude do movimento das pás do sistema de geração, particularmente quando se procura reproduzir estados de agitação com um período e uma altura de onda elevados. Nestes casos, previamente à realização do teste, é conveniente fazer uma simulação com o sistema de geração de ondas em modo de *dry-run*, de forma a verificar que os seus limites não são excedidos.

Por vezes, a função de transferência teórica não permite a correcta reprodução do espectro de variância pretendido no modelo físico. Como se referiu anteriormente, este problema pode ser resolvido através da modificação (sucessiva) do espectro especificado no sistema (pedido) até que o espectro medido no modelo correspondesse ao pretendido. Esta técnica não pode, contudo, ser utilizada quando os testes são realizados com a compensação de *set-down* activa, pois esta compensação é calculada com base no espectro especificado no sistema. Se este não corresponder ao real, o sinal para a compensação de *set-down* será determinado de forma incorrecta. Nestes casos deverá ser a função de transferência teórica a ser modificada com base nos resultados das medições realizadas no modelo físico.

4.4.3.4. Sistema de absorção activa

O sistema de geração e aquisição de agitação marítima instalado no tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica da FEUP integra um sistema de absorção activa (ou dinâmica) de reflexões – *Dynamic Wave Absorption.* Este sistema foi desenvolvido pela *HR Wallingford, UK*, e tem como objectivo evitar que as ondas reflectidas pelo modelo físico (ou pelas paredes do tanque de ondas), e que se propagam em direcção ao sistema de geração, sejam de novo reflectidas nas pás deste sistema, originando a ocorrência no tanque de re-reflexões das ondas originalmente geradas. Estas re-reflexões, quando sobrepostas às ondas que estão a ser geradas pelo sistema, podem originar ondas maiores que

as pretendidas no interior do tanque (poderá também acontecer o oposto, ou seja, a redução da altura das ondas geradas). Nas situações mais extremas, essa sobreposição pode resultar numa instabilização das ondas geradas, Beresford, 2003. Este problema será tanto mais importante quanto maior for o coeficiente de reflexão do modelo físico.

O objectivo do sistema de absorção activa é, portanto, assegurar que a energia das ondas reflectidas pelo modelo físico é absorvida no momento em que estas atingem o sistema de geração, ou seja, que os estados de agitação no interior do tanque de ondas são apenas o resultado da combinação das ondas geradas pelo sistema (originais) com as que são reflectidas pelo modelo físico. O funcionamento do sistema de absorção activa de reflexões encontra-se esquematizado na Figura 4.47. De uma forma simplificada, quando o sistema de absorção activa está ligado, a onda a ser gerada deverá corresponder à diferença entre a onda pedida e a reflectida. Essa figura procura apenas ilustrar o funcionamento do sistema, dado que a compensação da reflexão se faz ao nível dos sinais de controlo da posição das pás, como se detalha de seguida.

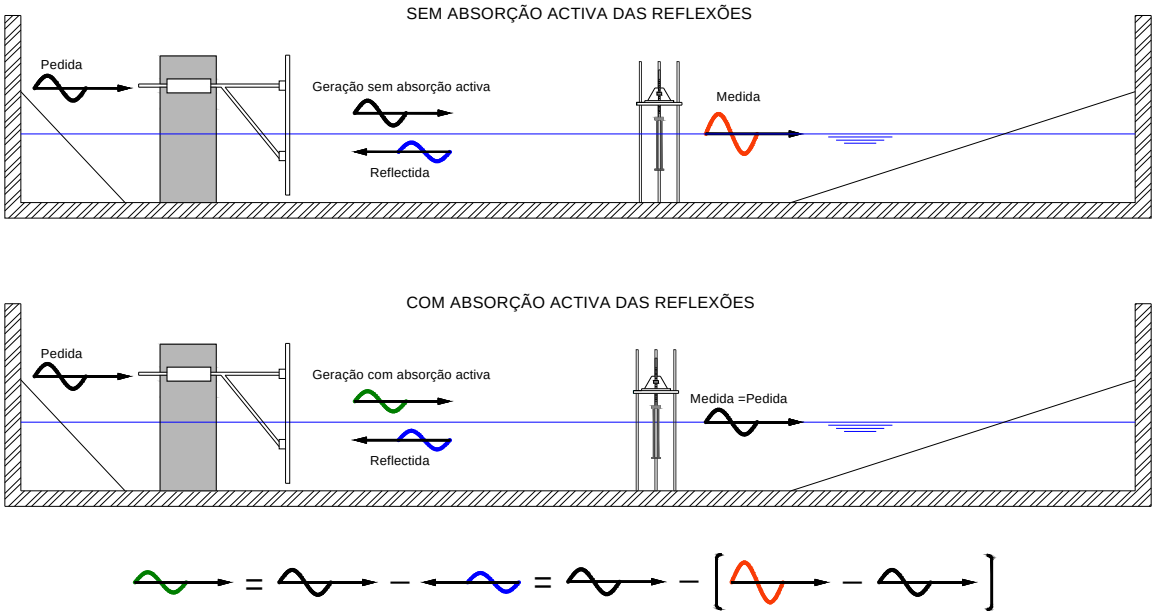


Figura 4.47 – Representação esquemática da forma de actuação do sistema de absorção activa.

Genericamente, o princípio base de funcionamento do sistema de absorção activa consiste na medição, em tempo real, da elevação da superfície livre da água em cada uma das pás que constituem o sistema de geração multi-elementos, e na posterior modificação do sinal de posição enviado para cada uma das pás, de modo a que este inclua uma compensação que tem em conta o resultado da medição efectuada. Para que isso seja possível, cada uma das pás do sistema de geração está equipada com duas sondas verticais, Figura 4.41.

Num dado instante, a altura de água que é medida numa determinada pá do sistema de geração resulta da sobreposição da onda reflectida pelo modelo físico, com a onda que estaria a ser gerada pelo sistema nesse preciso momento, com base no estado de agitação que foi especificado (ou pedido). Essa altura de água medida em frente à pá é convertida, instantaneamente, num sinal de posição dessa pá. Esse sinal toma o nome de sinal de posição equivalente da pá, pois representa a posição que essa pá deveria ocupar para produzir a altura de água medida, se não existisse reflexão. A diferença entre o

sinal de posição equivalente e o sinal de posição pedido resulta da componente da agitação que é reflectida pelo modelo físico. Tendo em conta o referido poderá escrever-se que,

$$S_{P,EQ} = S_{P,PED} + S_{P,REF} \tag{4.47}$$

em que $S_{P,EQ}$, $S_{P,PED}$ e $S_{P,REF}$ representam o sinal de posição equivalente da pá, o sinal de posição pedido e o sinal de posição associado à componente reflectida, respectivamente. Assim, o sinal de posição da pá depois da aplicação da compensação é o que resulta da subtracção do sinal de posição associado à componente reflectida ao sinal de posição pedido, ou seja,

$$S_{P,COMP} = S_{P,PED} - S_{P,REF} = S_{P,PED} - (S_{P,EQ} - S_{P,PED}) = 2\,S_{P,PED} - S_{P,EQ} \tag{4.48}$$

Este novo sinal de posição da pá permite então a absorção da agitação reflectida no modelo, e que se propaga em direcção ao sistema de geração. Regra geral, a máxima altura de onda que pode ser gerada reduz-se com a utilização do sistema de absorção activa, uma vez que o sistema de geração terá de ser capaz de absorver as ondas reflectidas ao mesmo tempo que gera o estado de agitação pedido.

Na primeira fase do estudo foram efectuados alguns testes com o objectivo de analisar a influência do sistema de absorção activa de reflexões nos estados de agitação gerados. Nesses testes foram utilizadas quatro sondas de níveis hidrodinâmicos, colocadas paralelamente ao alinhamento das pás do sistema de geração de ondas e dispostas da forma descrita em 4.4.3.3. Os resultados obtidos para os diferentes estados de agitação estudadas são apresentados na Figura 4.48 (em valores de protótipo).

Os espectros de variância apresentados resultam da média dos espectros estimados a partir dos registos de elevação da superfície livre da água medidos em cada uma das quatro sondas utilizadas no estudo, considerando uma janela espectral com uma largura de 512 pontos. Todos os testes foram realizados com a compensação de *set-down* ligada, utilizando um ganho do sistema de geração unitário e com uma profundidade de água no interior do tanque de ondas igual a 0.20 m (no modelo). Nos gráficos da Figura 4.48 foi também representado um espectro semi-empírico de JONSWAP, definido com base na altura de onda significativa medida no modelo e considerando um factor de forma igual a 3.3.

Como se conclui da análise da Figura 4.48 – esquerda, a utilização de um ganho do sistema de geração igual nos testes realizados para as duas situações em estudo resultou na geração de estados de agitação com diferentes níveis de energia. Nos testes efectuados com o sistema de absorção activa desligado verificou-se que a altura de onda significativa medida no modelo era inferior à especificada no sistema de geração. Por outro lado, com o sistema ligado, as alturas de onda medidas são sempre superiores às especificadas, Quadro 4.14. Assim, caso se pretendam reproduzir no modelo estados de agitação com uma altura idêntica à especificada no sistema, terão de ser usados ganhos superiores à unidade quando o sistema de absorção activa não é utilizado e valores inferiores quando esse sistema é utilizado.

Quadro 4.14 – Influência do sistema de absorção activa nos estados de agitação marítima gerados. Alturas de onda significativas medidas no modelo físico, H_S, e valor do ganho do sistema de geração que seria necessário utilizar para obter no modelo físico as alturas de onda pretendidas, G.

T_P (s)	H_S (m) pedida[1]	sem absorção		com absorção	
		H_S (m)	G	H_S (m)	G
12	2.00	1.63	1.23	2.20	0.91
12	3.00	2.39	1.26	3.30	0.91
16	2.50	2.06	1.21	2.74	0.91

[1] altura de onda significativa especificada no sistema de geração (testes realizados para um factor de ganho unitário).

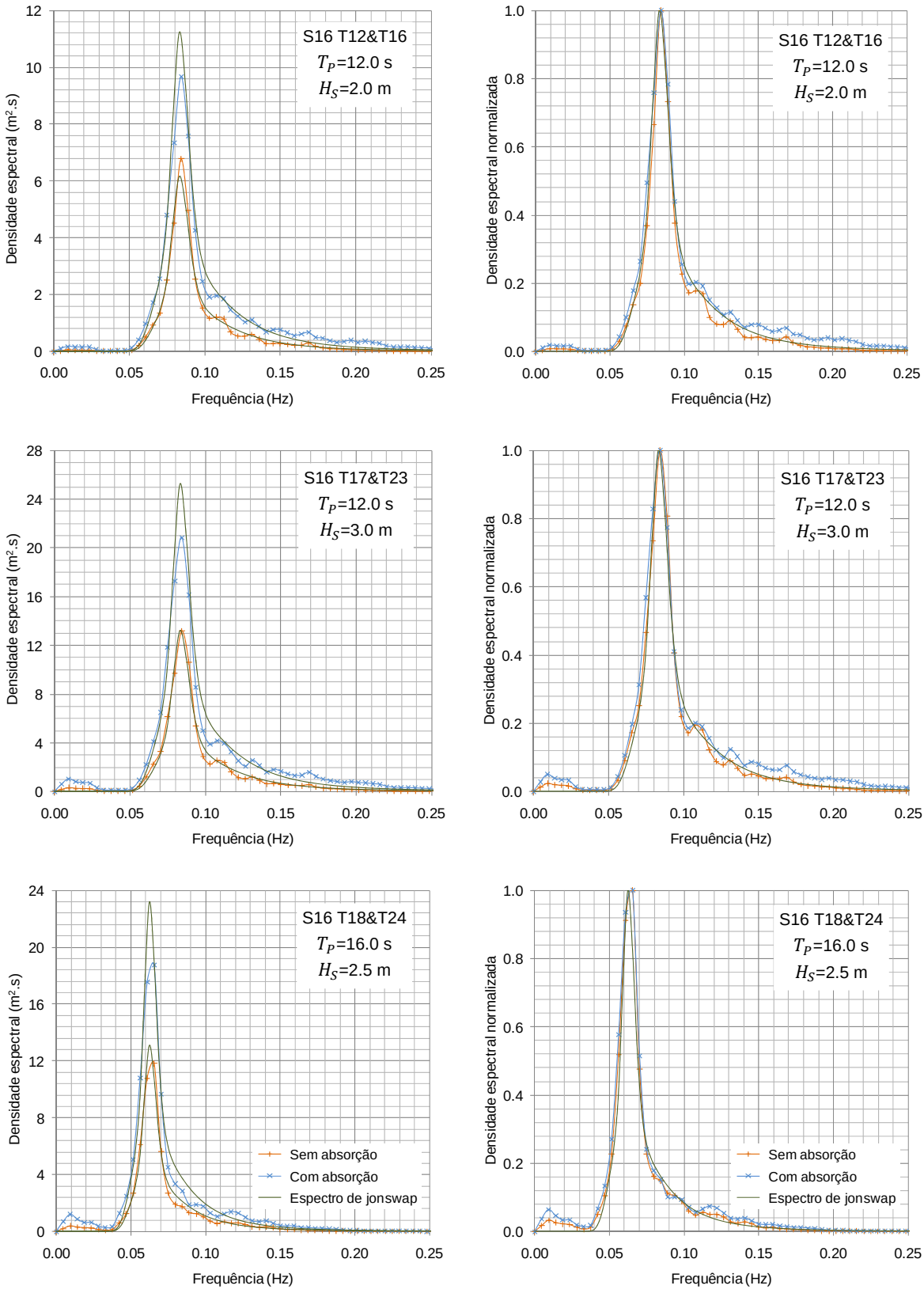


Figura 4.48 – Influência do sistema de absorção activa de reflexões nos estados de agitação marítima gerados. Espectros de variância estimados com base nos resultados do modelo físico (esquerda) e espectros de variância normalizados pela densidade espectral máxima (direita).

De um modo geral, e em qualquer uma das situações analisadas, os espectros estimados ajustam-se com razoável aproximação aos espectros semi-empíricos de JONSWAP. A maior densidade de energia nas frequências da banda infra-gravítica dos espectros de variância estimados a partir de resultados de testes realizados com absorção activa deverá resultar, em grande medida, da maior altura de onda significativa registada (Figura 4.48 – esquerda e Quadro 4.14). Com efeito, tratando-se de um efeito de *Bernoulli*, o *set-down* tenderá a variar com o quadrado da altura de onda.

Dadas as diferenças observadas ao nível da energia (altura de onda significativa) associada aos estados de agitação gerados com e sem absorção activa de reflexões, que resultam da utilização de um ganho do sistema de geração fixo nos testes realizados, a Figura 4.48 – direita compara os espectros estimados para essas duas situações, depois de normalizados pela densidade espectral máxima. Nesses gráficos foi também incluído um espectro de JONSWAP normalizado. Verifica-se que na proximidade da frequência de pico a concordância entre os três espectros é quase perfeita, enquanto na zona das baixas-frequências se pode observar o comportamento já anteriormente referido. Além disso, observa-se uma tendência para os espectros estimados com base nos resultados de testes realizados com o sistema de absorção activa ligado, apresentarem mais energia nas altas-frequências (i.e. frequências superiores à de pico).

Tendo por base os resultados apresentados, para a obtenção da altura de onda significativa pretendida no modelo físico, nos testes realizados com o sistema de absorção activa ligado, o ganho do sistema de geração deveria ser igual a 0.91, Quadro 4.14. Nos testes realizados com esse sistema desligado, o valor de G varia ligeiramente, tomando valores entre 1.21 e 1.26. A maior uniformidade do valor de G no primeiro caso deverá estar associada ao maior controlo das condições de agitação reproduzidas no tanque de ondas.

No presente estudo, o sistema de absorção activa de reflexões foi utilizado em praticamente todos os testes experimentais realizados.

4.4.4. Análise dos Registos de Agitação Marítima

4.4.4.1. Introdução

O *software HR WaveData v2.13*, desenvolvido pela *HR Wallingford, UK*, é constituído por três módulos que permitem: a calibração do sistema de medição de níveis hidrodinâmicos, a aquisição de dados, e o posterior processamento e análise desses dados. O módulo destinado à aquisição de dados possibilita a monitorização simultânea de dois canais; fornece indicações sobre o andamento do teste em curso; e apresenta, em tempo real, para cada um dos canais em utilização, um conjunto de parâmetros estatísticos, que resultam da análise dos dados adquiridos.

O módulo de processamento e de análise de dados inclui um conjunto de rotinas que permite analisar estatística e espectralmente as séries temporais medidas em cada um dos canais utilizados, e fazer uma análise da reflexão da agitação, com base nos registos da elevação da superfície livre da água medidos por quatro sondas de níveis hidrodinâmicos. Os espaçamentos entre essas sondas são definidos com a ajuda dessa rotina que, para um dada disposição das sondas (especificada pelo utilizador), determina o intervalo de frequências em que a análise da reflexão pode ser considerada válida. As séries temporais medidas podem também ser exportadas para formado **.csv*, em valores de modelo ou de protótipo. A rotina de análise espectral permite estimar, para as séries temporais medidas, os respectivos espectros de variância e um conjunto de parâmetros espectrais. A rotina de análise estatística utiliza uma técnica de contagem de ondas baseada no método dos zeros descendentes.

A análise dos registos de agitação marítima medidos durante os testes foi efectuada, maioritariamente, com o *software HR WaveData v2.13*. No entanto, a necessidade de analisar, convenientemente, as séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio, e as medições realizadas com o sistema *Qualisys*, para as quais não existia qualquer ferramenta de análise disponível, conduziu ao desenvolvimento de rotinas de análise de dados em *MatLab*. Essas rotinas podem também ser utilizadas na análise estatística e espectral dos registos de agitação marítima, após exportação das respectivas séries temporais para o formato **. csv* (secções 4.5.4 e 4.6.3).

4.4.4.2. Aquisição de dados de agitação marítima

Antes da realização de um teste em modelo físico, devem ser especificados no sistema de aquisição um conjunto de parâmetros que determinam a forma como essa aquisição de dados se irá processar. Alguns desses parâmetros têm influência na qualidade dos resultados das análises que são realizadas *à posteriori*, outros influem na avaliação da resposta do navio, ou estão intimamente relacionados com a técnica de geração de ondas usada. Pela sua importância, esses parâmetros são apresentados com mais pormenor nesta secção, na qual é também dada uma atenção especial às opções tomadas no trabalho experimental realizado.

Frequência de aquisição

Habitualmente a frequência de aquisição, f_S, é definida como um múltiplo da frequência de pico da agitação marítima, f_P. Com o objectivo de evitar o *aliasing* na análise espectral dos registos de agitação medidos, a f_S deverá ser no mínimo igual ao quádruplo da máxima frequência com interesse para o estudo. Como usualmente se limitam as frequências válidas do espectro de variância aos limites $0.5\ f_P$ e $2.0 - 2.2\ f_P$, a f_S deverá então ser igual ou superior a $8\ f_P$.

Como se demonstra em 4.5.4.3, o aumento da frequência de aquisição para valores muito superiores a essa referência não melhora a qualidade da análise espectral, uma vez que é o tempo de aquisição e não a f_S que determina a resolução em frequência das estimativas espectrais. Um dos resultados que se pode esperar do aumento da f_S é a obtenção de uma estimativa espectral com uma frequência máxima muito superior à f_P da agitação, o que se traduz numa perda de definição dessa estimativa. Além disso, a energia associada às frequências próximas dessa frequência máxima é residual ou nula.

Embora a frequência de aquisição definida anteriormente seja apropriada para análises realizadas no domínio da frequência, regra geral, é insuficiente para assegurar que o registo de agitação marítima seja analisado, convenientemente, no domínio do tempo. Com efeito, os parâmetros determinados com base na análise estatística desses registos (e.g. alturas e períodos de onda) são relativamente mais sensíveis à utilização de frequências de aquisição finitas. Assim, quando se pretende recorrer a técnicas de contagem de ondas baseadas no método dos zeros ascendentes ou descendentes, é necessário utilizar valores de f_S muito superiores a $8\ f_P$, com o objectivo de minimizar a grandeza do erro associado aos resultados dessa análise. Beresford *et al.*, 2005, referem que valores de $40\ f_P$ são frequentes nessas situações.

Com base no trabalho desenvolvido por Tayfun, 1993, é possível avaliar a grandeza do erro associado às estimativas das alturas e dos períodos de onda a partir de uma série temporal medida com uma frequência de aquisição arbitrária. O erro associado à estimativa dos parâmetros referidos para as diferentes condições testadas no modelo físico é apresentado na secção 4.4.4.3.

No presente estudo, a frequência de aquisição de todos os instrumentos de medição foi fixada em 24 Hz (2.4 Hz no protótipo). Para a adopção de uma frequência de aquisição constante, ou seja, independente do período de pico da agitação marítima, contribuiu o facto de a gama de frequências de resposta do navio amarrado não ser influenciada, de forma significativa, pelo valor da frequência de

pico da agitação. De facto, um navio amarrado apresenta seis modos de oscilação, cada um com uma frequência natural própria. As frequências de pico associadas aos espectros de variância estimados, para cada um desses modos de oscilação, com base em resultados de testes realizados com agitação irregular estão, habitualmente, próximas dessas frequências naturais de oscilação e afastadas das frequências de pico da agitação marítima (ver secção 6.2.8.1). Por outro lado, pretendia-se efectuar a aquisição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração e dos movimentos do navio amarrado a uma frequência suficientemente elevada, que evitasse a ocorrência de *aliasing* na análise dos registos da agitação marítima (a frequência de pico da resposta do navio amarrado é habitualmente inferior à da agitação marítima). No entanto, essa f_S não deveria ser exageradamente elevada, de modo a minimizar, quer o tamanho dos ficheiros de resultados, quer a capacidade de processamento requerida. A importância desta última condicionante resulta do elevado número de canais de aquisição utilizados em cada um dos testes experimentais (dos 32 canais disponíveis no sistema de aquisição *HR WaveData v2.13*, 15 foram utilizados em simultâneo) e da duração de alguns desses testes (na segunda fase do estudo foram realizados testes com uma duração superior a 40 minutos). A frequência de aquisição deveria também estar afastada da frequência da corrente eléctrica e seus múltiplos, de modo a evitar eventuais interferências na aquisição de dados.

Duração dos testes

A reprodução de estados de agitação marítima reais através da geração de sequências aleatórias de ondas pelo método do ruído branco constitui uma base sólida para o estudo do comportamento de bacias portuárias e de navios amarrados. No entanto, a duração dos testes deverá ser suficientemente grande, para que os diferentes padrões de agrupamentos de ondas tenham tempo para ocorrer, em particular nos casos em que as ondas de longo período e os efeitos associados aos grupos de ondas são importantes. Com efeito, se o comprimento da sequência aleatória das ondas geradas for pequeno, o padrão das ondas de longo período pode alterar-se, significativamente, com a modificação desse comprimento, Beresford, 2003. Consequentemente, a resposta de longo período da bacia portuária, ou dos navios amarrados no seu interior, podem ser influenciados.

A necessidade de estimar com rigor as amplitudes extremas dos movimentos do navio amarrado, particularmente as de baixa-frequência, poderá assim requerer a realização de testes de muito longa duração. Como alternativa poderão ser realizados vários testes mais curtos, porém com diferentes sequências aleatórias de ondas. De facto, a única forma segura de estimar convenientemente essas respostas não-lineares (estatisticamente) é a partir da análise de registos longos, com muitos eventos extremos, BMT, 2001. Com base nessa análise poderão então definir-se 'valores de projecto', com uma probabilidade de excedência bem definida.

A duração dos testes em modelo físico poderá também estar condicionada pela (inevitável) reflexão da agitação na instalação experimental. Com efeito, essa energia reflectida poderá "contaminar" as características da agitação incidente, e assim influenciar a resposta do navio amarrado, prejudicando a qualidade dos resultados obtidos. As medidas que foram tomadas para acautelar estes problemas nas fases de planeamento do estudo e de execução dos testes permitem minimizar a importância desta condicionante. Essas medidas incluíram a utilização de um sistema de absorção activa de reflexões, a instalação de elementos absorventes nas fronteiras mais problemáticas do domínio de ensaio e o controlo das condições de agitação marítima geradas em cada um dos testes realizados.

Do exposto, e tendo em conta as especificidades relativas à geração de agitação irregular pelo método do ruído branco (secção 4.4.3.2), resulta que quanto maior for o comprimento da sequência aleatória de ondas, mais rigorosamente os estados de agitação marítima são reproduzidos, em particular as

componentes de mais baixa-frequência do espectro. Além disso, a máxima altura de onda numa sequência temporal de ondas é função da sua duração, Kirkegaard, 2007.

Contudo, a utilização de sequências aleatórias muito grandes (i.e., muito longas) dificulta a realização de qualquer estudo que envolva a análise comparativa de várias alternativas de intervenção, para uma gama relativamente grande de condições de agitação marítima. Com efeito, este era um dos objectivos estabelecidos para o presente trabalho de investigação. Assim, nas duas fases do estudo, a duração dos testes representa um compromisso entre o rigor requerido para a reprodução dos estados de agitação marítima (e, consequentemente, para o estudo da resposta do navio amarrado), o tempo necessário à realização do plano de testes definido e os objectivos estabelecidos para cada uma dessas fases.

Os testes realizados em modelo físico com o intuito de estudar o comportamento de navios amarrados têm, usualmente, durações que podem variar de uma a duas horas (no protótipo), Davies *et al.*, 2001. Como se referiu anteriormente, a duração dos testes é um aspecto importante neste tipo de estudos, na medida em que pode influenciar a resposta do navio, particularmente as amplitudes máximas dos seus movimentos. No entanto, PIANC, 1995, apesar de estabelecer limites admissíveis para as amplitudes dos movimentos de diferentes tipos de navios amarrados, não especifica o período de tempo durante o qual os mesmos deverão ser determinados. Davies *et al.*, 2001, consideram bastante provável que a referência nesse trabalho a amplitudes máximas pico-a-pico tenha como finalidade a comparação com resultados de medições realizadas num intervalo de tempo relativamente curto, da ordem dos 20 min.

O *software HR WaveData v2.13* possibilita que o tempo de aquisição seja especificado de duas formas alternativas: com base no número de registos por canal, ou definindo a duração do intervalo de tempo de aquisição. Neste estudo, a duração dos testes foi especificada através da segunda opção. Neste caso, o tempo de aquisição poderá ser ligeiramente superior ao especificado, para assegurar que o número de pontos adquirido é um múltiplo de 256 (os registos são processados e armazenados em blocos de 256 pontos). Uma vez que a frequência de aquisição foi fixada em 24 Hz, na pior das hipóteses, esta condicionante traduz-se num aumento da duração do registo de cerca de 10 s.

A primeira fase do estudo visou a análise comparativa de várias alternativas de intervenção no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, para um número relativamente elevado de condições de agitação marítima, com base num modelo físico simplificado da área em estudo. Na segunda fase do estudo, construiu-se um modelo mais completo dessa área e testaram-se também várias alternativas de intervenção nesse posto de acostagem, mas para um número mais reduzido de condições de agitação. Assim, na primeira fase foram geradas sequências aleatória de ondas com um comprimento de 4096 pulsos (2^{12}), enquanto na segunda se utilizaram sequências com 8192 pulsos (2^{13}).

As durações dos testes realizados são apresentadas no Quadro 4.15, para os vários estados de agitação considerados. O tempo de ciclo, T_{ciclo}, foi determinado com base na Equação (4.45). Pode verificar-se que na primeira fase do estudo a duração dos testes, Δt, é sensivelmente igual ao tempo do ciclo. As diferenças observadas resultam apenas do acerto do tempo de aquisição tendo em vista o registo de um número de pontos múltiplo de 256. Na segunda fase do estudo, a duração dos testes é a que resulta da consideração do tempo do ciclo mais um incremento de 10%, também ajustada para que o número de pontos adquirido seja múltiplo de 256.

Como foi referido anteriormente, o tempo de ciclo representa o período de tempo que é necessário decorrer para que a sequência aleatória de ondas geradas se repita. Neste estudo, o tempo de aquisição foi considerado sensivelmente igual ao tempo de ciclo para garantir que o espectro gerado era medido sem incerteza estatística.

Quadro 4.15 – Duração dos testes realizados em cada uma das fases do estudo em modelo físico.

1ª Fase do estudo (2^{12})						2ª Fase do estudo (2^{13})				
T_P (s)	Nº ondas	T_{ciclo}	Δt (s) modelo	Nº de registos	Δt (h) protótipo	Nº ondas	T_{ciclo}	Δt (s) modelo	Nº de registos	Δt (h) protótipo
8		409.6	416.0	9984	1.2		- -	- -	- -	
10		512.0	512.0	12288	1.4		1024.0	1130.7	27136	3.1
12		614.4	618.7	14848	1.7		1228.8	1354.7	32512	3.8
14	~600	716.8	725.3	17408	2.0	~1350	1433.6	1578.7	37888	4.4
16		819.2	821.3	19712	2.3		1638.4	1802.7	43264	5.0
18		921.6	928.0	22272	2.6		1843.2	2037.3	48896	5.7
20		1024.0	1024.0	24576	2.8		2048.0	2261.3	54272	6.3

Na segunda fase do estudo, a adopção de um tempo de aquisição cerca de 10% superior ao tempo de ciclo visava o registo do comportamento do navio amarrado, em resposta aos diferentes agrupamentos de ondas contidos na sequência de ondas geradas, numa situação de equilíbrio dinâmico. Nesta fase do estudo, com o aumento da duração dos testes, pretendia-se obter registos mais longos, com um número suficientemente elevado de oscilações do navio de baixa-frequência, que possibilitassem um posterior tratamento estatístico.

A selecção do comprimento da sequência aleatória tem um papel nuclear na geração de agitação irregular pelo método do ruído branco. Para analisar a influência do comprimento dessa sequência no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", em cada uma das fases do estudo, uma das séries de testes inclui a geração de estados de agitação marítima com diferentes tempos de ciclo. A ideia de base consistia em determinar a partir de que tamanho dessa sequência se poderá admitir que a resposta do navio amarrado se mantém, sensivelmente, invariável e qual a grandeza do erro que poderá resultar da utilização de sequências aleatórias de tamanho inferior.

De facto, como foi referido anteriormente, uma das vantagens que resulta da utilização do método do ruído branco é a de que este determina, implicitamente, a distribuição estatística dos grupos de onda. Deste modo, desde que se realizem testes razoavelmente longos, não é necessária informação sobre os agrupamentos de ondas dos estados de agitação reais. O problema reside em determinar qual a duração que deve ser utilizada em cada caso. As sequências aleatórias que foram estudadas neste trabalho são as apresentadas no Quadro 4.16.

Quadro 4.16 – Comprimento das sequências aleatórias testadas em cada uma das fases do estudo.

n	9	10	11	12	13	14	15
2^n	512	1024	2048	4096	8192	16384	32768
Nº de ondas (~)	75	150	300	600	1200	2400	4800
1ª Fase	x	x	x	x	x	x	
2ª Fase		x	x	x	x	x	x

Na primeira fase do estudo foram gerados estados de agitação caracterizados por uma altura de onda significativa de 2 m, e por períodos de onda de pico de 12 e 14 s. Na segunda fase consideraram-se estados de agitação caracterizados por uma altura de onda significativa de 3.0 m e por um período de onda de pico de 16 s. Neste último caso, da utilização de um comprimento da sequência aleatória de ondas igual a 15 resultou um tempo de ciclo de 6553.6 s (no modelo), que corresponde a mais de 18 h no protótipo.

Definição dos níveis de referência

Previamente ao início de um novo teste em modelo físico, partindo do ficheiro de calibração de base e com todos os instrumentos de medição na posição referente ao nível de repouso, foram adquiridos novos valores de referência (*zero readings*). Este procedimento permite que as forças de pré-tensão (iniciais) aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio em cada teste sejam conhecidas com rigor, bem como a utilização de níveis de repouso actualizados em cada uma das sondas de níveis hidrodinâmicos. Os registos são analisados tendo como referência esse nível (excepto no caso do valor médio quadrático).

Generalidades

A aquisição de dados foi iniciada poucos segundos após o arranque do sistema de geração, com o modelo ainda na sua posição de repouso e em equilíbrio.

Após a fase de aquisição de dados, os registos obtidos podem ser analisados. Como a conversão desses registos para valores no modelo (ou de protótipo) apenas se realiza na fase que antecede a sua análise, se for necessário é possível optar pela utilização de ficheiros de calibração diferentes do especificado durante a fase de aquisição de dados.

Previamente à realização da análise, os registos em bruto podem ser *truncados* para um número pré-determinado de ondas, ou de forma a conterem apenas um determinado intervalo de tempo. Podem também ser usadas técnicas de suavisamento (média de um bloco de registos, ajuste dos dados a uma curva polinomial, ou utilização de um filtro passa-baixos) e de remoção da tendência (média móvel e eliminação de tendências lineares ou polinomiais) das séries de dados medidas.

4.4.4.3. Análise estatística

O sinal enviado pelos instrumentos de medição utilizados numa qualquer instalação experimental (e.g. sonda de níveis hidrodinâmicos) tem, frequentemente, características ondulatórias, e apresenta um conjunto de cristas e cavas sucessivas, acima e abaixo do nível médio desse sinal, respectivamente. O *software HR WaveData v2.13* usa uma técnica de contagem de ondas baseada no método dos zeros descendentes, tendo habitualmente como referência o nível médio do sinal. No entanto, se necessário, poderá ser definido outro nível de referência.

No método dos zeros descendentes, uma intersecção descendente é detectada quando o valor do registo anterior ao actual está acima do nível de referência e o valor actual é igual ou inferior ao nível de referência, Figura 4.49. Cada onda individual é definida entre duas intersecções descendentes consecutivas. A altura de cada uma dessas ondas é definida como a distância vertical entre a maior crista e menor cava registadas no intervalo de tempo decorrido entre dois zeros descendentes consecutivos. Esse intervalo de tempo representa o período dessa onda.

Durante muitos anos o método mais usual para a definição de ondas individuais foi o dos zeros ascendentes. No entanto, devido à assimetria das ondas naturais, as maiores forças hidrodinâmicas ocorrem, usualmente, quando a frente de onda atinge uma dada estrutura. Este foi um dos principais motivos que contribuíram para que a *International Association of Hydraulic Engineering and Research* - IAHR, passasse a recomendar a utilização do método dos zeros descendentes, isto é, que a altura de uma onda individual passasse a ser definida, numa série temporal, como a altura desde a cava até a crista de onda seguinte, Frigaard, 2007. Por uma questão de coerência, a contagem das oscilações pico-a-pico do navio amarrado, segundo cada um dos seis modos de oscilação, é também realizada (regularmente) com base neste método. No entanto, a rotina desenvolvida em *MatLab* permite também que essa análise seja feita com base no método dos zeros ascendentes (secção 4.5.4).

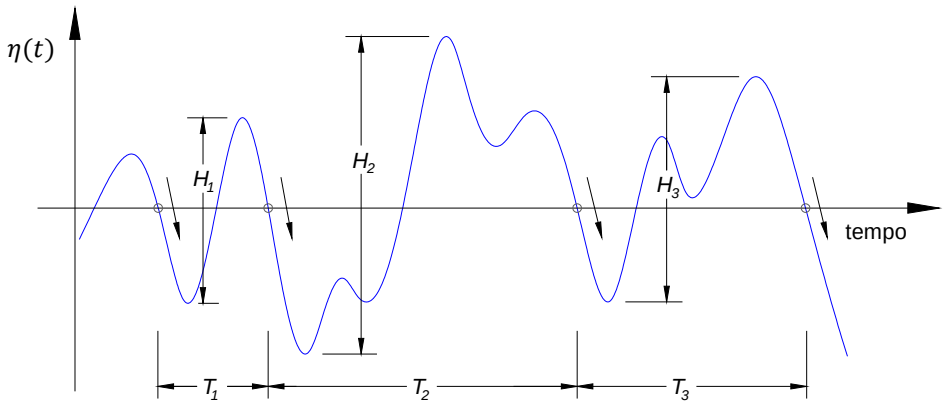


Figura 4.49 – Ondas individuais definidas com base no método dos zeros descendentes.

Para cada série temporal registada, o *software HR WaveData v2.13* calcula os seguintes parâmetros estatísticos: valor médio de todos os registos; valor máximo (e mínimo) acima (abaixo) do zero do instrumento de medição; o desvio padrão dos valores registados em relação à média; o valor médio quadrático em relação a um valor de referência definido pelo utilizador; o número de ondas no registo, N; o período de onda médio, $\overline{T}$, que corresponde ao quociente entre o duração do teste e N; as alturas de onda máxima, $H_{máx}$, média do décimo superior, $\overline{H}_{1/10}$, média do terço superior, $\overline{H}_{1/3}$, média quadrática, H_{rms}, e média, $\overline{H}$; e α, que corresponde à diferença entre o valor máximo e mínimo do registo dividida pelo desvio padrão.

Os parâmetros anteriores, determinados a partir da análise estatística das séries temporais de elevação da superfície livre da água, são relativamente sensíveis à utilização de frequências de aquisição finitas. Assim, para obter resultados com erros de amostragem reduzidos, é necessário utilizar frequências de aquisição mais elevadas do que as habitualmente requeridas para efeitos de análise espectral.

Tayfun, 1993, estudou a influência da frequência de aquisição no erro associado à estimativa desses parâmetros. De acordo com esse autor, a Equação (4.49) permite determinar, com uma aproximação muito boa, o erro relativo associado à estimativa da altura de onda, E, quando os estados de agitação reproduzidos são caracterizados por um espectro de variância de banda estreita (e.g. JONSWAP), em particular quando se trata das estatísticas de ordem mais elevada ($\overline{H}_{1/n}$, com $n > 2$),

$$E = \alpha - 1 = -\frac{\pi^2}{6}\left(\frac{\Delta_S}{\overline{T}_{m_0}}\right)^2 \tag{4.49}$$

em que Δ_S representa o intervalo de tempo entre aquisições sucessivas (i.e., o inverso da frequência de aquisição) e $\overline{T}_{m_0}$ o período de onda médio, obtido com base numa análise espectral.

O trabalho realizado por Tayfun, 1993, permitiu concluir que se $20\Delta_S < \overline{T}_{m_0}$, os parâmetros estatísticos referentes às ondas de maior altura de um registo (e.g. $\overline{H}_{1/n}$, com $n > 2$) não devem diferir mais do que -0.5% dos seus valores reais. Por outro lado, quando os estados de agitação marítima reproduzidos apresentam um espectro de banda estreita e $20\Delta_S \geq \overline{T}_{m_0}$, os parâmetros referidos podem ser corrigidos de erros de amostragem se forem multiplicados pelo factor α^{-1}. Quando se trata de estados de agitação marítima caracterizados por espectros com uma largura de banda intermédia (e.g. *Pierson-Moscowitz*), os resultados são piores, mas ainda satisfatórios.

O Quadro 4.17 apresenta o erro associado às estimativas da altura de onda para as diferentes situações testadas nas duas fases do estudo em modelo físico. Estes resultados referem-se a estados de agitação marítima de banda estreita, definidos a partir do espectro de JONSWAP, considerando uma frequência

de aquisição fixa igual a 2.4 Hz (valores de protótipo). Tendo em conta a forma espectral utilizada, foi admitido que $\bar{T}_{m_0} = 0.87\ T_P$.

Quadro 4.17 – Erro associado à estimativa da altura de onda em testes realizados com uma frequência de aquisição constante e com diferentes períodos de onda de pico (valores de protótipo).

T_P(s)	$\bar{T}_{m_0}$(s)	$f_S\ .T_P$	$f_S\ .\bar{T}_{m_0}$	α	E (%)
8	7.0	19.2	16.7	0.9941	-0.59
10	8.7	24.0	20.9	0.9962	-0.38
12	10.4	28.8	25.1	0.9974	-0.26
14	12.2	33.6	29.2	0.9981	-0.19
16	13.9	38.4	33.4	0.9985	-0.15
18	15.7	43.2	37.6	0.9988	-0.12
20	17.4	48.0	41.8	0.9991	-0.09

Qualquer que seja o período de onda de pico, a frequência de aquisição utilizada no estudo permite que o erro de amostragem seja baixo, e sempre inferior a 1%. De facto, se excluirmos o período de 8 s, esse erro é inferior a 0.5%. Na segunda fase do estudo, em que apenas foram realizados testes com períodos de onda de pico iguais ou superiores a 10 s, na pior das hipóteses, o erro relacionado com a utilização de uma frequência de aquisição finita é igual a 0.38%.

Os erros associados à estimativa dos períodos de onda são mais difíceis de tratar, estando relacionados com a largura de banda do espectro em análise. De acordo com Tayfun, 1993, na medição de estados de agitação marítima de banda larga, devem ser utilizadas frequências de aquisição elevadas, devido à maior probabilidade de as ondas de menor período poderem "passar" por ondas de período mais longo, devido ao *aliasing*. Com base nos resultados de simulações numéricas, Tayfun, 1993, apresenta, para três tipos de formas espectrais caracterizadas com base no parâmetro de largura espectral, ν (Equação (4.50)), as frequências de aquisição, f_S, que devem ser utilizadas para reduzir o erro na estimativa do período de onda para valores inferiores a 1%, Quadro 4.18.

Quadro 4.18 – Frequências de aquisição que devem ser utilizadas para reduzir o erro na estimativa dos períodos de onda para valores inferiores a 1%.

Tipo de espectro	ν	$f_S\ .\bar{T}_{m_0}$
Banda estreita (Jonswap)	0.25	20
Largura espectral intermédia (P-M)	0.42	30
Banda larga	0.62	50

O autor considera o parâmetro de largura espectral, ν, definido com base em,

$$\nu = \sqrt{\frac{m_0 m_2}{m_1^2} - 1} \tag{4.50}$$

em que m_0, m_1 e m_2 representam os momentos espectrais de ordem 0, 1 e 2, respectivamente.

Conjugando os resultados apresentados nos Quadros 4.17 e 4.18, pode verificar-se que a frequência de aquisição utilizada no estudo permite assegurar que o erro de amostragem associado à estimativa dos

períodos de onda é inferior a 1% quando os períodos de onda de pico são iguais ou superiores a 10 s. Para o período de 8 s, este tipo de erro deve ser ligeiramente superior ao valor referido.

O trabalho realizado por Tayfun, 1993, incidiu, exclusivamente, sobre a análise estatística de registos de agitação marítima. No entanto, as séries temporais dos movimentos do navio amarrado, segundo cada um dos seus seis graus de liberdade, têm também características ondulatórias e apresentam, tal como no caso da agitação, um conjunto de cristas e de cavas sucessivas (comportamento semelhante ao apresentado na Figura 4.49). Como se desconhece a existência de estudos que foquem esse assunto em particular, podem considerar-se, em primeira aproximação, os resultados do trabalho desenvolvido por *Tayfun*, para a avaliação, ainda que qualitativa, do erro associado à estimativa dos parâmetros que caracterizam a resposta do navio amarrado com base em técnicas estatísticas.

O Quadro 4.19 apresenta a ordem de grandeza do parâmetro de largura espectral e do período de pico, associados aos espectros de variância estimados para as séries temporais dos movimentos do navio amarrado, segundo os seis graus de liberdade existentes. Estes resultados referem-se a testes realizados nas duas fases do estudo experimental. No caso do parâmetro de largura espectral, os valores que são apresentados no quadro foram obtidos com base nas Equações (4.50), ν, e (4.81), ε. Os resultados da primeira fase do estudo dizem respeito a testes realizados com estados de agitação caracterizados por períodos de onda de pico de 8 a 20 s, para profundidades de água de 18 e 20 m (valores de protótipo). As defensas reproduzidas no modelo apresentavam um coeficiente de atrito baixo na interface com o navio, tendo sido estudadas duas condições de pré-tensão nos traveses: condição de pré-tensão normal e condição de pré-tensão extra (secção 6.2). Os resultados da segunda fase referem-se a testes realizados com o objectivo de avaliar a influência do aumento das forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Estes testes são apresentados em pormenor na secção 6.3.10.2. Em qualquer dos casos, os testes analisados foram realizados com estados de agitação marítima de banda estreita (espectro de JONSWAP) e a análise espectral foi efectuada para uma largura da janela de dados igual a 2048 pontos.

Quadro 4.19 – Intervalos de variação do parâmetro de largura espectral e do período de pico associados aos espectros de variância estimados com base nas séries temporais dos movimentos do navio amarrado.

Movimento		Avanço	Deriva	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
1ª Fase	ν	0.456 - 1.055	0.508 - 1.371	0.464 - 1.141	0.230 - 0.605	0.199 - 0.646	0.473 - 1.211
	ε	0.976 - 0.997	0.982 - 0.998	0.853 - 0.988	0.818 - 0.956	0.833 - 0.971	0.990 - 0.996
	T_P (s)	47.4 - 94.8	71.11 - 85.33	10.41 - 23.70	8.21 - 13.76	10.04 - 20.81	47.41 - 56.89
2ª Fase	ν	0.418 - 1.140	0.404 - 0.889	0.611 - 1.262	0.241 - 0.664	0.295 - 0.423	0.598 - 1.037
	ε	0.956 - 0.998	0.960 - 0.998	0.886 - 0.986	0.835 - 0.969	0.911 - 0.967	0.969 - 0.994
	T_P (s)	77.6 - 121.9	56.9 - 85.3	16.7 - 17.1	11.4 - 20.8	11.1 - 20.3	38.8 - 77.6

Uma das primeiras conclusões que se pode tirar da análise do Quadro 4.19 é de que as duas expressões utilizadas na avaliação do parâmetro de largura espectral dão resultados significativamente diferentes. Enquanto ε se situa sempre muito próximo da unidade, nunca ultrapassando esse valor de referência, ν pode tomar valores num intervalo mais alargado, que varia desde 0.2 até quase 1.4. Como o trabalho de Tayfun, 1993, utiliza como referência ν, será este parâmetro o utilizado para tecer as considerações que se seguem.

De um modo geral verifica-se que os espectros de variância estimados com base nas séries temporais dos movimentos horizontais do navio são de banda intermédia ou larga, Quadro 4.19. Por outro lado,

os períodos de pico associados a esses espectros são claramente superiores aos da agitação marítima, o que se traduz na obtenção de valores de $f_S \,.\, \bar{T}_{m0}$ mais favoráveis. Da ponderação de ambos os factores, é lícito admitir que a frequência de aquisição utilizada no estudo em modelo físico é também adequada à análise estatística da resposta do navio no plano horizontal, particularmente no caso dos movimentos de maior amplitude, que são também os que têm mais interesse para o estudo.

No que concerne à resposta do navio amarrado segundo os modos de oscilação no plano vertical, pode observar-se que enquanto para o modo de arfagem o parâmetro de largura espectral apresenta valores que permitem classificar os correspondentes espectros como de banda intermédia ou larga, segundo o modo de balanço e de cabeceio, os espectros estimados podem ser de banda estreita, intermédia e, em alguns casos, larga. Os períodos de pico obtidos são, neste caso, inferiores aos observados segundo os modos de oscilação horizontais. Deste modo, pode considerar-se que o erro associado aos resultados da análise estatística das séries temporais dos movimentos do navio no plano vertical é superior ao que foi previsto para a estimativa dos parâmetros associados à agitação marítima, ou aos movimentos do navio no plano horizontal. No entanto, uma vez que os valores apresentados nos Quadros 4.17 e 4.18 são relativamente pequenos, o erro associado aos parâmetros estimados com base na análise estatística dos movimentos verticais do navio não deve inviabilizar a sua utilização na formulação de conclusões válidas.

Uma conclusão importante que pode ser retirada da análise dos resultados do Quadro 4.19 é a de que, apesar de os testes terem sido realizados com estados de agitação marítima de banda estreita (espectro de JONSWAP), os espectros estimados para os movimentos do navio amarrado são maioritariamente de banda intermédia ou larga. Esta conclusão parte do princípio de que as expressões formuladas para a determinação da largura espectral de estados de agitação marítima, são aplicáveis à análise das séries temporais dos movimentos do navio. Este resultado deverá ter implicações ao nível da distribuição de probabilidades da amplitude dos movimentos do navio amarrado.

Importa ainda referir que o aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas tem influência no parâmetro de largura espectral associado aos espectros estimados para o movimento de avanço. Nos testes analisados observou-se um progressivo aumento do parâmetro de largura espectral com o aumento dessas forças. Por outro lado, em todos os modos de oscilação do navio, foi observada uma tendência geral de diminuição do parâmetro de largura espectral com o aumento da altura de onda significativa e do período de onda de pico dos estados de agitação reproduzidos no modelo.

4.4.4.4. Análise espectral

A análise das séries temporais da elevação da superfície livre da água no domínio da frequência permite obter como resultado espectros de variância e alguns parâmetros espectrais caracterizadores dos estados de agitação gerados na instalação experimental.

A análise espectral é realizada com base no algoritmo da *Fast Fourier Transform* - FFT. Sucintamente, a FFT considera uma série temporal de N valores registados que transforma em $N/2$ ondas sinusoidais discretas, com frequências equitativamente espaçadas no intervalo de zero a metade da frequência de aquisição, isto é, de zero até à frequência de *Nyquist*. Esta frequência corresponde à máxima frequência que pode ser detectada numa análise de *Fourier*.

Previamente à aplicação dos algoritmos de FFT, a rotina de análise espectral permite a utilização de técnicas de suavisamento e de remoção de tendência dos dados em bruto medidos no modelo. É dada também a possibilidade de seleccionar um determinado trecho da série temporal a analisar.

O *software HR WaveData v2.13* estima a densidade espectral de potência com base na técnica do periodograma modificado, utilizando uma janela de dados de *Hanning*. Na análise, as séries temporais

de elevação da superfície livre da água são subdivididas num determinado número de blocos, considerando-se uma sobreposição de 50% entre blocos consecutivos. O número de pontos em cada bloco (tamanho da janela de dados) é definido pelo utilizador. O valor escolhido deverá ser uma potência de base 2 e ser inferior ao número de pontos adquiridos. A densidade espectral de potência de cada série temporal resulta da média das FFT estimadas para cada um desses blocos de registos. Este procedimento permite minimizar a variância do espectro de potência. Alternativamente, o *software* possibilita a utilização da técnica de alisamento de *Daniel*, Beresford *et al.*, 2005.

A análise espectral dos registos é realizada canal a canal, existindo a possibilidade de as estimativas espectrais serem suavizadas e truncadas (i.e. a não consideração de frequências muito elevadas, com densidades espectrais residuais). Os resultados da análise são apresentados graficamente, juntamente com os vários parâmetros espectrais estimados, podendo ser gravados em ficheiro.

A rotina desenvolvida em *MatLab* para fazer a análise das séries temporais dos movimentos do navio amarrado baseia-se num procedimento semelhante a este para estimar os correspondentes espectros de variância. Na secção 4.5.4.3 faz-se a descrição do modo de funcionamento dessa rotina e explicam-se, detalhadamente, as várias etapas da análise espectral. A Figura 4.67 mostra a influência do tamanho da janela de dados na resolução em frequência de dois espectros estimados para os movimentos de deriva e de balanço de um navio amarrado.

Os parâmetros espectrais calculados pelo *HR WaveData v2.13* são: a altura de onda significativa, H_S; a frequência de pico do espectro de variância, f_P; o período de onda de pico, T_P, e o período de onda médio, $\bar{T}_{m_0}$, Equação (4.84); os momentos espectrais de ordem 0, 2 e 4, Equação (4.80); e o parâmetro de largura espectral, ε, Equação (4.81).

Regra geral, quando se recorre a técnicas de análise espectral, os resultados obtidos para frequências afastadas de f_P devem ser interpretados com atenção, sobretudo quando se trata da determinação de funções de transferência e da análise de coeficientes de reflexão. Nesses casos, os resultados obtidos para frequências em que a densidade de energia é inferior a 10% do valor estimado para f_P devem ser analisados com cuidado.

4.4.4.5. Análise da reflexão

A necessidade de separar a agitação incidente no modelo físico daquela que é reflectida é comum a praticamente todos os trabalhos experimentais realizados em laboratório. O principal interesse nessa separação reside no facto de a resposta do modelo em estudo depender, em primeira aproximação, das características da agitação incidente. A análise da reflexão poderá também ser usada para caracterizar o comportamento à reflexão de estruturas costeiras e portuárias.

Na maior parte das situações apenas é possível medir, directamente, o resultado da sobreposição das ondas incidentes com as ondas reflectidas. Estas resultam da interacção do campo de ondas incidentes com o modelo e com outras fronteiras do domínio de ensaio. O tipo de problema em análise é também habitual em experiências realizadas no protótipo.

A agitação marítima gerada é reflectida nas diferentes fronteiras do domínio de ensaio, no modelo físico e, possivelmente, no próprio gerador de ondas. Assim, para analisar convenientemente a resposta do modelo físico em estudo é necessário recorrer a técnicas de análise que permitam a decomposição de um qualquer estado de agitação irregular medido, na componente que se propaga em direcção ao modelo (agitação incidente) e na componente que se propaga na direcção oposta (agitação reflectida).

Os métodos de separação da agitação incidente da reflectida são variados, podendo fazer-se a distinção entre os que se baseiam em técnicas no domínio da frequência (e.g. Gilbert e Thompson, 1978; Mansard

e Funke, 1980; Hughes, 1993) e aqueles em que a análise é efectuada no domínio do tempo (e.g. Frigaard e Brorsen, 1995; Medina, 2001). Como resultado podem obter-se, quer os espectros de variância da agitação incidente e reflectida em conjunto com o coeficiente de reflexão, quer as séries temporais de elevação da superfície livre da água da componente incidente e reflectida. Alguns métodos têm a vantagem de poderem trabalhar em tempo real (Frigaard e Brorsen, 1995; Baldock e Simmonds, 1999), o que os torna especialmente adequados para os estudos em que se pretende analisar o comportamento do modelo ao longo do teste em resposta à agitação incidente, e no desenvolvimento de sistemas de absorção activa de reflexões, frequentemente integrados nos sistemas de geração de agitação marítima mais recentes. A maioria dos métodos de análise da reflexão destina-se a estados de agitação marítima irregulares ou regulares, a duas dimensões. No entanto, o campo de aplicação destes métodos poderá ser estendido a situações 'quase-bidimensionais', nas quais ondas unidireccionais incidem numa estrutura (modelo) segundo um ângulo conhecido, sofrendo reflexão.

Geralmente, os métodos de análise da reflexão são baseados no princípio de que os estados de agitação marítima irregulares podem ser descritos como o resultado da sobreposição linear de um número infinito de componentes discretas, cada uma com a sua própria frequência, amplitude e fase, e que cada uma dessas componentes se propaga com velocidade própria (velocidade de fase), definida com base na relação de dispersão. Alguns métodos incluem também componentes não-lineares. O método apresentado em Medina, 2001, por exemplo, considera duas componentes de onda lineares e duas componentes não-lineares de *Stokes* (segunda ordem). Hughes, 1993, e Kirkegaard, 2007, fazem referência a trabalhos que visaram o desenvolvimento de métodos (ou a adaptação de métodos já existentes) para a análise da reflexão das componentes de baixa-frequência dos espectros de variância (*set-down* e ondas de longo período).

Considerando desprezável a componente re-reflectida no sistema de geração, a separação das ondas incidentes das reflectidas pode ser realizada com base em: registos da elevação da superfície livre da água medidos em duas ou mais posições, em zonas de fundos horizontais ou de inclinação muito suave; registos da elevação da superfície livre da água e da velocidade horizontal, medidos com uma sonda de níveis hidrodinâmicos e um medidor de correntes, dispostos verticalmente; e registos da velocidade vertical e horizontal da água relativos ao mesmo ponto. Alguns desses métodos de análise da reflexão são descritos em pormenor por Isaacson, 1991, Hughes, 1993, Taveira Pinto, 2001, e Frigaard, 2007. Regra geral, os métodos que recorrem a três ou mais sondas possuem um intervalo válido de frequências maior do que aqueles que apenas se baseiam em duas. O campo de aplicação de alguns dos métodos de análise da reflexão foi estendido, por exemplo, a situações em que os estados de agitação marítima se sobrepõem com correntes de características conhecidas (Suh *et al.*, 2001), ou a aplicações em que os instrumentos de medição são instalados sobre uma batimetria arbitrária (Baldock e Simmonds, 1999; Chang e Hsu, 2003). A crescente utilização de estados de agitação tridimensionais nos estudos em modelo físico, e a necessidade de caracterizar de uma forma conveniente o fenómeno da reflexão nos estudos experimentais no protótipo, estão a suscitar o aparecimento de novas técnicas de análise, mas a complexidade do problema é maior nestes casos. Frigaard, 2007, apresenta algumas dessas técnicas.

O *software* de aquisição e de análise de registos de agitação marítima (*HR WaveData v2.13*) permite realizar a análise da reflexão através de um método que se baseia nos registos da elevação instantânea da superfície livre da água medidos em quatro pontos do domínio de ensaio. Esses pontos devem estar situados num local com uma profundidade de água constante (i.e. em fundos horizontais), afastados de fronteiras reflectoras[10] e da zona de rebentação (baseia-se na teoria linear de onda), e estar espaçados entre si de distâncias conhecidas, definidas tendo por base as condições de agitação marítima a testar.

[10] Como referência poderá considerar-se um comprimento de onda.

A Figura 4.50 mostra a estrutura de suporte das quatro sondas usadas na análise da reflexão, ou seja, na determinação dos espectros de variância da agitação incidente e reflectida pela praia de dissipação ou pelo modelo, e do correspondente coeficiente de reflexão. Essas quatro sondas foram posicionadas segundo um alinhamento paralelo à direcção de propagação da agitação gerada.

Figura 4.50 – Estrutura de suporte das quatro sondas utilizadas no estudo para análise da reflexão.

O módulo de análise de reflexão é constituído por duas rotinas, uma destinada à determinação do espaçamento entre as quatro sondas de níveis hidrodinâmicos e a outra à análise das condições de reflexão. A primeira permite determinar o intervalo de frequências válidas para uma dada disposição das sondas. A definição do espaçamento das sondas é, portanto, um processo iterativo, em que o utilizador testa sucessivos espaçamentos entre as quatro sondas até encontrar um que satisfaça o intervalo de frequências pretendido. A sonda mais próxima do sistema de geração toma a referência 1 e as restantes são numeradas, consecutivamente, até 4.

O algoritmo desta rotina é elementar, sendo o intervalo de frequências válidas determinado com base no seguinte critério,

$$\frac{1}{6}\sum_{i=1}^{6}\left(sen\left(\frac{2\pi}{L}\Delta x_i\right)\right)^2 > 0.25 \tag{4.51}$$

em que L representa o comprimento de uma onda de frequência f propagando-se numa profundidade de água d e Δx_i a distância entre duas sondas. Como se utilizam quatro sondas, é possível definir seis espaçamentos diferentes entre sondas. O princípio base desse critério é garantir que o factor,

$$sen\left(\frac{2\pi}{L}\Delta x_i\right) \tag{4.52}$$

está suficientemente afastado de zero, uma vez que esse factor entra em denominador no método de análise da reflexão utilizado. O limite de 0.25, ainda que de certo modo arbitrário, tem-se mostrado adequado na prática, Beresford *et al.*, 2005.

Assim, tem em conta as características dos estados de agitação irregular que se pretendiam reproduzir no modelo físico (definidos com base numa altura de onda significativa e numa frequência de pico - f_P), foram determinados os espaçamentos entre as quatro sondas que permitiam garantir que, para cada

um desses estados, os correspondentes limites espectrais $0.5f_P$ e $2.2f_P$[11] estavam dentro do intervalo de frequências válidas, Quadro 4.20.

Quadro 4.20 – Intervalo de frequências válidas para cada um dos períodos de onda de pico considerados no estudo (valores de protótipo).

T_P (s)	f_P (Hz)	$0.5f_P$ (Hz)	$2.2f_P$ (Hz)
8	0.125	0.063	0.275
10	0.100	0.050	0.220
12	0.083	0.042	0.183
14	0.071	0.036	0.157
16	0.063	0.031	0.138
18	0.056	0.028	0.122
20	0.050	0.025	0.110

Para as diferentes condições testadas no modelo físico, o Quadro 4.21 apresenta o espaçamento entre as quatro sondas utilizadas no estudo da reflexão. Nesse quadro, Δx_1, Δx_2 e Δx_3 representam o espaçamento entre as sondas 1-2, 1-3 e 1-4, respectivamente, enquanto f_{min} ($T_{máx}$) e $f_{máx}$ (T_{min}) representam as frequências-limite (e os respectivos períodos) que definem o intervalo de frequências válidas quando se consideram os espaçamentos entre sondas referidos. Os resultados apresentados mostram que a profundidade de água, d, influencia de uma forma pouco significativa o intervalo de frequências válidas.

Quadro 4.21 – Espaçamentos entre sondas definidos para as condições testadas na primeira e na segunda fase do estudo em modelo físico (valores de protótipo).

Fase	d (m)	T_P (s)	Δx_1 (m)	Δx_2(m)	Δx_3(m)	f_{min}(Hz)	$f_{máx}$(Hz)	T_{min}(s)	$T_{máx}$(s)
1ª	20	12 - 20	12	29	79	0.025	0.184	5.43	40.00
		8 - 10	8	26.5	33.5	0.053	0.262	3.82	18.87
	18	12 - 20	12	29	79	0.024	0.184	5.43	41.67
		8 - 10	8	26.5	33.5	0.051	0.262	3.82	19.61
2ª	20	10 - 20	14	25	80	0.025	0.201	4.98	40.00
	18					0.024			41.67
	16					0.023			43.48

Para melhor se compreender a metodologia utilizada, na Figura 4.51 apresentam-se, graficamente, os resultados obtidos para três das condições testadas no modelo físico (valores de protótipo). Convém salientar que a curva definida pelo primeiro termo da expressão (4.51) não deverá cruzar o limite de 0.25 referido anteriormente mais do que duas vezes sob pena de o intervalo de frequências válidas se dividir em 2.

As condições de agitação marítima geradas foram controladas em todos os testes realizados. Com este procedimento pretendia-se assegurar que os testes eram realizados em condições equivalentes e, portanto, comparáveis.

[11] Em algumas referências, o intervalo útil de frequências de um espectro de variância é fixado entre $0.5f_P$-$2.0f_P$.

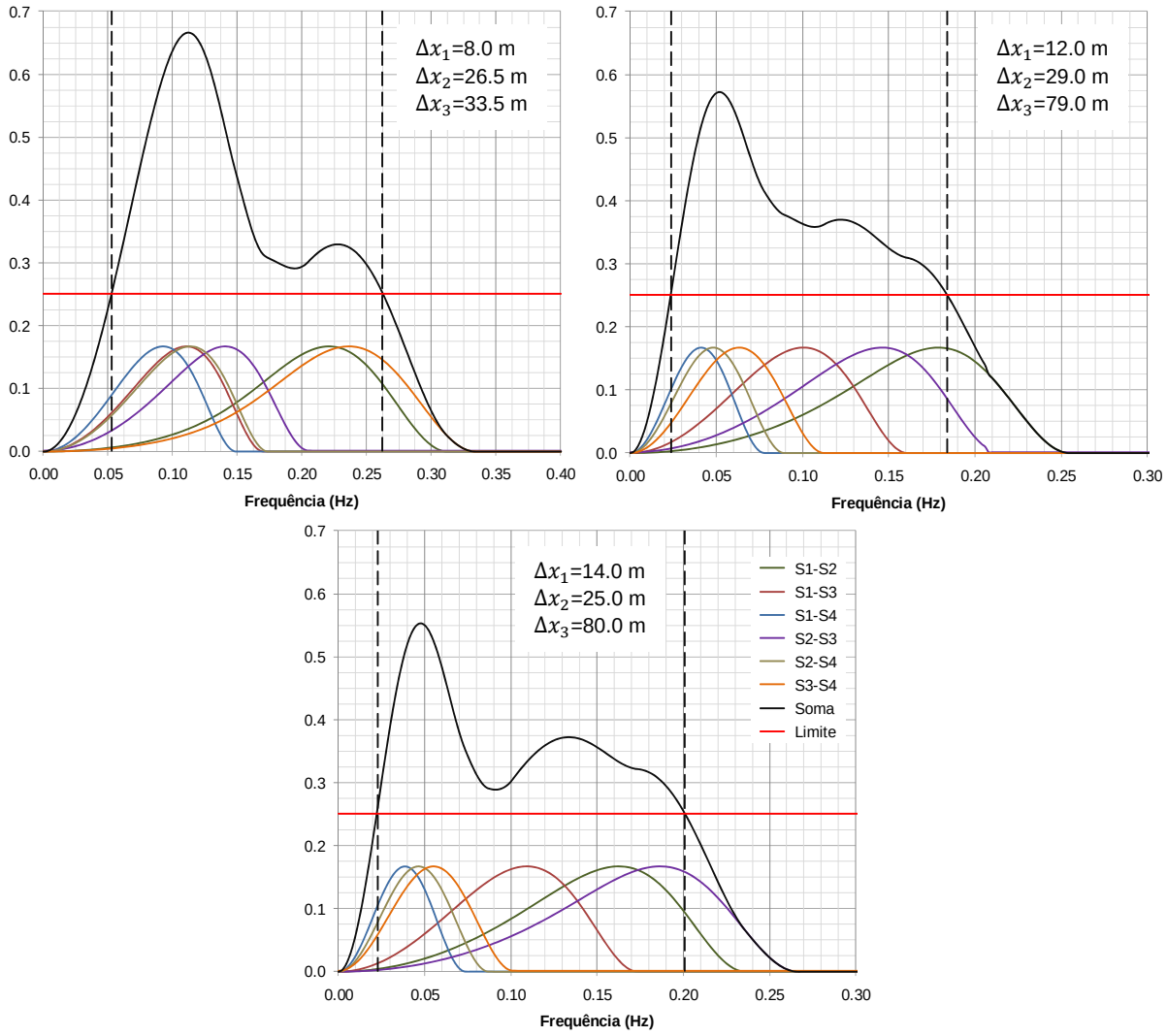


Figura 4.51 – Intervalo de frequências válidas para diferentes espaçamentos entre as sondas: 1ª Fase, d=20 m, 8 s ≤ T_P ≤10 s (superior - esquerda); 1ª Fase, d=18 m, 12 s ≤ T_P ≤20 s (superior - direita); 2ª Fase, d=16 m, 10 s ≤ T_P ≤20 s (inferior).

O *software HR WaveData v2.13* recorre a um desenvolvimento do método dos mínimos quadrados proposto por Mansard e Funke, 1980, para a separação da agitação incidente da reflectida, a partir de registos simultâneos da elevação da superfície livre da água medidos pelas quatro sondas de níveis hidrodinâmicos. O método utilizado encontra-se descrito em detalhe em Beresford *et al.*, 2005. Os restantes dados de base necessários à análise da reflexão são o posicionamento relativo entre as quatro sondas, os espaçamentos entre elas e a profundidade de água local.

Como se referiu anteriormente, os espaçamentos entre as quatro sondas são definidos de forma a que o correspondente intervalo de frequências válidas contenha os limites espectrais $0.5f_P$ e $2.2f_P$, relativos aos estados de agitação que se pretendem reproduzir no modelo. No entanto, a componente infra-gravítica de um espectro de variância pode incluir frequências (muito) inferiores a $0.5f_P$. Como a análise das condições de reflexão é realizada apenas para o intervalo de frequências válidas, regra geral, as frequências associadas à componente infra-gravítica não são consideradas. Tendo em conta o referido, a densidade de energia estimada para as frequências da banda infra-gravítica de um qualquer espectro de agitação incidente através de uma análise da reflexão, deverá ser interpretada com cuidado.

Genericamente, as séries temporais da elevação da superfície livre da água medidas são subdivididas num determinado número de blocos de dados, sendo que cada um desses blocos se sobrepõe em 50% ao bloco anterior. O número de pontos em cada um dos blocos é definido pelo utilizador e deverá ser uma potência de base 2, de modo a permitir a aplicação da técnica das *Fast Fourier Transformation* – FFT's. No final é feita a média dos resultados obtidos em cada um desses blocos de dados. Assim, o aumento do número de pontos em cada um dos blocos implica uma redução do número de blocos de dados considerados na análise e, consequentemente, do conjunto de resultados a partir dos quais se faz a média, o que se traduz num aumento da resolução em frequência das estimativas, embora à custa da introdução de ruído. Com a consideração de um número elevado de blocos de dados pode obter-se um espectro mais suavizado, mas perde-se resolução ao nível da frequência.

Os resultados da aplicação da rotina de análise da reflexão são os espectros de variância da agitação incidente e reflectida, e o coeficiente de reflexão para as frequências compreendidas no intervalo de frequências válidas. É também determinado o coeficiente de reflexão global, que resulta do quociente entre a altura de onda significativa reflectida e incidente, e traduz a média dos coeficientes de reflexão.

Para ilustrar o que foi referido, a Figura 4.52 apresenta resultados de análises (o espectro de variância da agitação incidente – $S(f)_i$ e o coeficiente de reflexão - CR) realizadas com base em blocos de dados de diferentes tamanhos, nomeadamente 256, 512 e 1024 pontos.

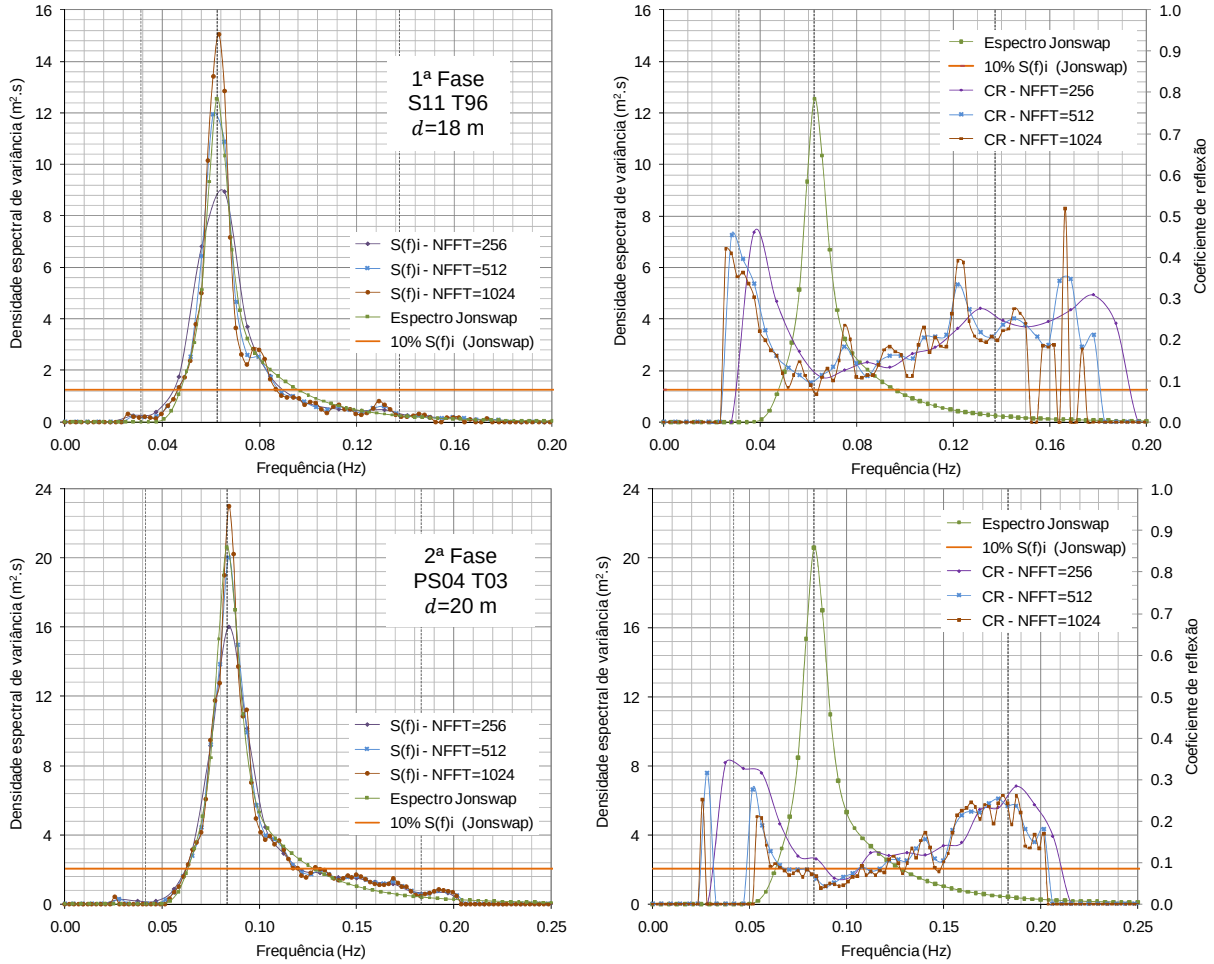


Figura 4.52 – Influência do número de pontos considerados em cada bloco de dados nos resultados da análise da reflexão. Espectros de variância da agitação incidente (esquerda), coeficiente de reflexão (direita). Estados de agitação caracterizados por um T_P=16 s e uma H_S=2.0 m (superior), e por um T_P=12 s e uma H_S=3.0 m (inferior).

Os resultados apresentados mostram, de facto, que a consideração de um maior número de pontos nos de blocos de dados em que as séries temporais de elevação da superfície livre da água são divididas, se traduz num aumento da resolução em frequência do espectro de variância da agitação incidente e da curva que representa a variação do coeficiente de reflexão com a frequência. A essa maior resolução corresponde também uma maior irregularidade dessas estimativas. Com base na análise efectuada, a opção que considera blocos de dados com um tamanho de 512 pontos parece ser a que apresenta o melhor compromisso entre as condicionantes em jogo.

Na análise da reflexão, os resultados obtidos para frequências afastadas da frequência de pico do espectro de variância (f_P) devem ser interpretados com atenção, pois estão associados a densidades de energia muito baixas. Como referência, poderão considerar-se críticas as frequências para as quais a densidade espectral estimada é inferior a aproximadamente 10% do valor associado à f_P. De facto, a Figura 4.52 – direita apresenta coeficientes de reflexão consideravelmente elevados em frequências cuja densidade de energia é muito baixa. Esses resultados não devem ser representativos da realidade e perdem importância quando se considera o coeficiente de reflexão global que, como já foi referido, representa o quociente entre a altura de onda significativa reflectida e incidente.

Apesar das diferenças observadas na configuração dos espectros de variância estimados e nas curvas de variação do coeficiente de reflexão com a frequência, as alturas de onda significativas incidentes, $H_{S,i}$, e reflectidas, $H_{S,r}$, e o coeficiente de reflexão global, CR, mantêm-se relativamente estáveis nas análises realizadas com blocos de dados de diferentes tamanhos, Quadro 4.22.

Quadro 4.22 – Influência do número de pontos considerados em cada bloco de dados ($NFFT$) nos resultados da análise da reflexão.

Teste	T_P=16 s e H_S=2.0 m (1ª Fase)				T_P=12 s e H_S=3.0 m (2ª Fase)			
$NFFT$	256	512	1024	2048	256	512	1024	2048
$H_{S,i}$	2.03	2.02	2.03	2.02	2.96	2.98	2.99	3.02
$H_{S,r}$	0.31	0.29	0.28	0.28	0.35	0.30	0.28	0.27
CR	0.16	0.15	0.14	0.14	0.12	0.10	0.09	0.09

4.5. MEDIÇÃO E ANÁLISE DOS MOVIMENTOS DO NAVIO AMARRADO

4.5.1. INTRODUÇÃO

No estudo em modelo físico do comportamento de um navio amarrado é fundamental conhecer com precisão os movimentos de um determinado ponto do navio, segundo os seus seis graus de liberdade (três translações e três rotações). Esse ponto pode ser, por exemplo, o centro de gravidade do navio. Considerando que o modelo do navio é um corpo rígido é possível, partindo das séries temporais dos movimentos do ponto de referência, conhecer os movimentos, as velocidades e as acelerações noutros pontos do navio, a partir do seu posicionamento relativamente a esse ponto de referência.

A amplitude dos movimentos do navio é uma variável importante para a avaliação das condições de segurança de um navio amarrado. Esta variável, em conjunto com a velocidade de oscilação do navio, tem ainda uma relação directa com a eficiência das operações de movimentação de mercadorias. Para uma determinada amplitude da oscilação, essas operações tornar-se-ão previsivelmente mais eficientes se a velocidade da oscilação diminuir (i.e. o período da oscilação aumentar), ou menos eficientes se a velocidade aumentar (e.g. terminal de contentores). As acelerações sentidas em determinados pontos

do navio podem também relacionar-se com critérios de comodidade e de conforto, e são especialmente importantes em navios do tipo cruzeiro.

É também possível, a partir das séries temporais dos movimentos dos pontos de fixação dos cabos de amarração no modelo do navio, e das coordenadas dos pontos de amarração localizados na estrutura de acostagem (pontos fixos) e no navio (pontos móveis), determinar as variações de comprimento dos vários cabos de amarração, Moes e Hough, 1999. Posteriormente, utilizando as relações constitutivas desses cabos, é possível determinar as séries temporais das forças que lhes são aplicadas. Recorrendo a uma técnica semelhante à anterior, é possível determinar os esforços aplicados nas defensas instaladas no cais. Este método de determinação das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração por via indirecta requer que a medição dos movimentos do navio seja realizada com uma precisão elevada.

Os sistemas de medição dos movimentos de navios amarrados são variados e podem usar técnicas de medição muito distintas. Os sistemas mais usuais são os potenciómetros giratórios, os acelerómetros, os emissores-receptores laser e os sistemas ópticos.

Este tipo de sistemas deve ser baseado em técnicas de medição que interfiram o menos possível com o comportamento do navio amarrado, sendo preferível a utilização de sistemas que permitam medir os movimentos do navio sem necessidade de contactar directamente com o modelo (não intrusivos). Os sistemas ópticos, os que utilizam emissores-receptores laser e os inerciais, satisfazem este requisito. No entanto, os sistemas inerciais podem apresentar algumas limitações, em particular na medição dos movimentos de baixa-frequência dos navios amarrados, sendo por vezes necessária a utilização de um sistema complementar de medição, BMT, 2001. Isto verifica-se porque as medições efectuadas com os sistemas inerciais usados correntemente nos estudos em modelo físico não têm a precisão necessária à posterior determinação, por integração, desses movimentos de baixa-frequência e das posições médias do navio. No entanto, Fournier e Anglin, 2003, depois de compararem as medições dos movimentos de baixa-frequência de um navio amarrado, obtidas com um sistema óptico e com um sistema inercial, concluíram que os resultados eram, em geral, concordantes.

Os movimentos verticais do navio amarrado (arfagem, balanço e cabeceio) resultam, essencialmente, da acção directa da agitação marítima, enquanto os movimentos horizontais (avanço, deriva e guinada) estão relacionados com os seus efeitos indirectos, nomeadamente os devidos à geração de ondas de longo período na aproximação da agitação à costa, Moes e Hough, 1999. Deste modo, os movimentos horizontais são essencialmente movimentos de baixa-frequência, o que permite que a sua frequência de medição seja também mais baixa do que a dos movimentos verticais, cuja banda de frequências habitual se situa dentro da banda de frequências da ondulação. No entanto, as oscilações de arfagem podem estar relacionadas com as oscilações de baixa-frequência do nível da água e, consequentemente, apresentar também uma distribuição de energia na gama das baixas-frequências do espectro.

Nas secções seguintes são caracterizados dois sistemas alternativos para a medição dos movimentos de navios amarrados, nomeadamente o sistema *Qualisys – Motion Capture System*, utilizado de forma sistemática nas duas fases do estudo em modelo físico, e o sistema *HR Wallingford – Ship Movement Measurement*. Este último foi apenas calibrado e utilizado em testes preliminares.

4.5.2. SISTEMA QUALISYS – MOTION CAPTURE SYSTEM

4.5.2.1. Introdução

O sistema *Qualisys – Motion Capture System* permite medir os movimentos de corpos, segundo três ou seis graus de liberdade, e baseia-se em tecnologia de detecção óptica. A medição é efectuada de uma forma contínua e à distância, isto é, sem necessidade de contacto físico do sistema com o corpo

(tecnologia não intrusiva). O sistema é constituído por uma unidade de processamento de dados em tempo real, por duas ou mais câmaras digitais especiais e por um conjunto de marcas reflectoras (ou emissoras), de peso reduzido, fixas rigidamente ao corpo cujo movimento se pretende estudar (*e.g.* modelo de um navio à escala), Figura 4.53.

Figura 4.53 – Sistema *Qualisys* em utilização no tanque de ondas da FEUP; conjunto de marcas reflectoras instaladas no convés do navio.

4.5.2.2. Princípio de funcionamento do sistema

O princípio de funcionamento do sistema de medição *Qualisys* consiste em expor as marcas ou alvos reflectores (passivos) instalados no corpo, à luz infra-vermelha emitida por câmaras digitais especiais de alta resolução (*Qualisys ProReflex MCU – Motion Capture Unit*), que têm também a capacidade de detectar a luz reflectida (ou emitida, caso se trate de marcas activas) por essas marcas, Figura 4.54. Uma vez que cada uma das câmaras permite apenas cobrir um 'volume de medição' limitado dentro da instalação experimental, e sendo necessário assegurar que cada uma das marcas usadas está no campo de visão de pelo menos duas câmaras, é usual recorrer-se a uma associação em série destas unidades de medição de movimentos (16 no máximo) para conseguir cobrir grandes áreas de interesse.

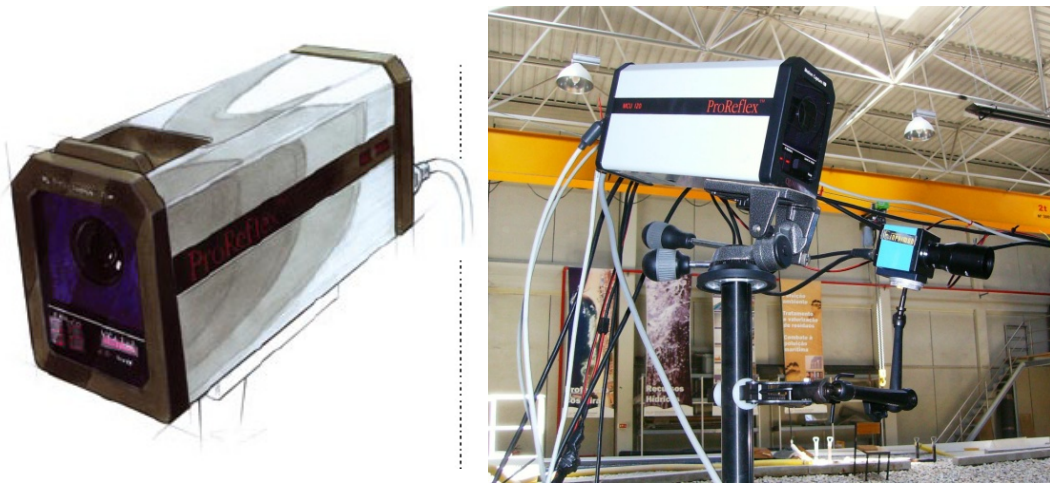


Figura 4.54 – Câmara *ProReflex MCU* do sistema de medição de movimentos *Qualisys.*

As imagens captadas por cada câmara *ProReflex MCU* (dados de vídeo) são tratadas directamente pelo processador digital instalado na própria câmara, usando um algoritmo de processamento de imagem patenteado. Esse algoritmo permite a detecção e a determinação da posição de cada uma das marcas (passivas ou activas) no campo de visão dessa câmara. As coordenadas bidimensionais referentes ao posicionamento do centro dessas marcas são, posteriormente, enviadas para a unidade de processamento e análise de dados, sem introdução de ruído ou degradação do sinal. Devido à elevada frequência de aquisição do sistema e à rapidez de processamento dos registos, é possível ter acesso em tempo real aos resultados das medições efectuadas.

Na unidade de processamento, o *software QTM – Qualysis Track Manager*, que acompanha o sistema *Qualisys*, combina a informação bidimensional recebida de cada uma das câmaras *ProReflex MCU*, determinando o posicionamento de cada uma das marcas no espaço (tridimensional), em cada instante. Isto é apenas possível para as marcas localizadas na zona de sobreposição do campo de visão de pelo menos duas câmaras. Os resultados podem ser visualizados no *QTM*, ou exportados para um ficheiro **.tsv*. Posteriormente, poderá usar-se uma rotina de cálculo automático, desenvolvida em *MatLab* (Secção 4.5.4), para fazer uma análise mais pormenorizada dos resultados obtidos, quer no domínio do tempo, quer no domínio da frequência.

Quando se trata da observação de um corpo rígido, o movimento do conjunto pode ser decomposto nos movimentos segundo cada um dos seis graus de liberdade existentes (três movimentos de translação e três movimentos de rotação). Para tal é necessário que o corpo rígido esteja definido por três ou mais marcas, com posições fixas entre si (é recomendado utilizar entre 4 e 6 marcas). A definição de corpo rígido permite também ao sistema identificar e acompanhar os movimentos de vários corpos dentro do mesmo volume de medição.

O pós-processamento da informação captada pelas várias câmaras permite determinar as características cinemáticas do movimento de um qualquer ponto do modelo físico do navio (trajectórias, velocidades e acelerações), segundo os seis graus de liberdade existentes, a partir das características cinemáticas do movimento do alvo reflector, fixo rigidamente ao modelo.

O sistema *Qualisys* permite medir, simultaneamente, os movimentos de vários modelos, amarrados ou em movimento, dentro da área de sobreposição do campo de visão coberto pelas câmaras. No entanto, quando o número de modelos a seguir é elevado torna-se necessário baixar a frequência de aquisição do sistema. Para distâncias de medição superiores a 10 m devem ser utilizadas marcas activas, ou seja, com a capacidade de emitir luz infra-vermelha. O tipo de lentes instaladas nas câmaras *ProReflex MCU* pode ser modificado, de modo a optimizar as condições de aquisição de imagem, e tendo em conta a distância a que as marcas reflectoras se encontram.

O estudo em modelo físico do comportamento de navios amarrados num tanque de ondas poderá ser realizado recorrendo apenas a duas câmaras *ProReflex MCU*. No entanto, com a utilização de câmaras adicionais poderá conseguir-se melhorar a precisão das medições e aumentar o volume útil de medição dentro da instalação experimental.

É importante realçar que as medições com o sistema *Qualisys* são susceptíveis de serem influenciadas pela entrada de luz solar directa na zona de testes. Por este motivo, as clarabóias existentes na cobertura da nave onde se encontra instalado o tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica da FEUP foram tapadas durante o período de tempo em que decorreram os testes. Se durante um dado teste algumas marcas ficarem temporariamente sem visibilidade, o sistema *Qualisys* interrompe a aquisição de dados, recomeçando, automaticamente, a medição quando um número suficiente de marcas ficar visível. O Quadro 4.23 apresenta as características mais relevantes do sistema *Qualisys* utilizado no estudo em modelo físico.

Quadro 4.23 – Características do sistema *Qualisys* utilizado.

Tipo de Câmara		*Qualisys ProReflex MCU*
Nº de Câmaras		3
Tipo de lente		Goyo 80GM31614MC
Distância de focagem da lente		16 mm
Ângulo de abertura horizontal		15.4 º
Ângulo de abertura vertical		11.6 º
Frequência de aquisição		1 a 120 Hz
Distância máxima de medição		até 10 m
Resolução espacial		0.1 mm
Erro	Mov. relativos de translação	± 0.5 mm
	Mov. relativos de rotação	± 0.1º (distância entre marcas de 1 m)

4.5.2.3. Instalação e calibração das câmaras

As câmaras *Qualisys ProReflex MCU* devem ser montadas numa estrutura de apoio estável, enquanto a sua posição e orientação iniciais são definidas de modo a ser possível cobrir o volume de medição pretendido dentro da instalação experimental. A ligação entre as câmaras é feita em série, de acordo com o esquema de instalação apresentado na Figura 4.55. Deste modo, apenas a primeira unidade *MCU* da série está ligada ao computador de controlo.

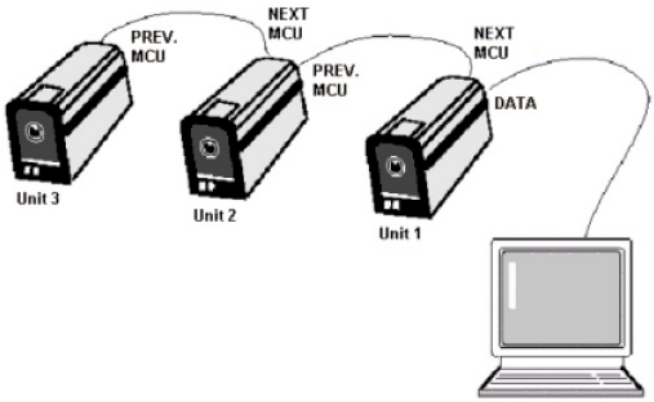


Figura 4.55 – Esquema de instalação do sistema *Qualisys*, Qualisys, 2006.

Para que seja possível a transformação das coordenadas bidimensionais, referentes ao posicionamento do centro de cada uma das marcas reflectoras, em posições *3D* dessas marcas no espaço, o *software QTM – Qualisys Track Manager* terá que conhecer a orientação e o posicionamento de cada uma das câmaras *MCU* que constituem o sistema. Esta informação é obtida durante a calibração do sistema de medição.

Os ficheiros de linearização associados a cada uma das câmaras deverão ser introduzidos no sistema previamente à sua calibração. Estes ficheiros contêm informação que permite compensar a distorção da lente instalada em cada uma das câmaras. Os parâmetros de focagem e de abertura da lente terão também que ser ajustados, após a definição da frequência de aquisição, de acordo com a sequência de operações indicada em Qualisys, 2006.

Antes da calibração do sistema *Qualisys* é necessário verificar se o volume onde o objecto da medição (neste caso o modelo físico do navio petroleiro) se irá movimentar está convenientemente coberto pelas câmaras *MCU*. Uma forma simples de fazer esta verificação consiste em colocar marcas reflectoras nos limites do volume de medição pretendido. Posteriormente, com todo o sistema (*hardware* e *software*) a funcionar, deverá verificar-se na vista a 2D de cada uma das câmaras se todas as marcas utilizadas estão visíveis. Caso não estejam deverá fazer-se o ajuste da posição e da orientação das câmaras. Em geral, não tem interesse que a sobreposição dos campos de visão das câmaras utilizadas abranja volumes muito maiores do que aqueles em que o modelo do navio se irá efectivamente movimentar.

A Figura 4.56 apresenta, a título de exemplo, o posicionamento das três câmaras *MCU* na instalação experimental, evidenciando o volume útil de medição, que corresponde a sobreposição dos campos de visão das câmaras utilizadas. No capítulo 6 apresenta-se, em maior pormenor, o posicionamento das câmaras relativamente ao modelo físico, nas duas fases do estudo realizado.

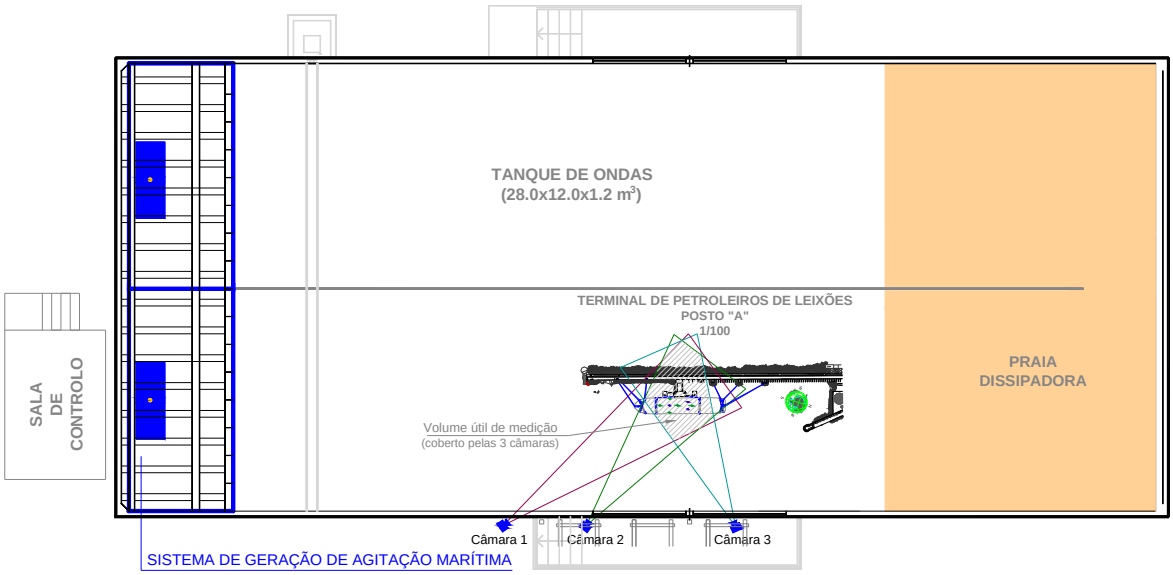


Figura 4.56 – Exemplo do posicionamento das três câmaras *ProReflex MCU* na instalação experimental.

A calibração do sistema de medição *Qualisys* pode ser realizada utilizando uma de três metodologias alternativas: recorrendo a uma estrutura rígida e estática, com um determinado número de marcas reflectoras em posições fixas e conhecidas (pelo menos cinco marcas dispostas assimetricamente em diferentes planos), colocada dentro do volume de medição, preferencialmente de pequenas dimensões; usando câmaras e marcas reflectoras de referência, em posições fixas e conhecidas, permitindo cobrir volumes de medição de maiores dimensões que na situação anterior; ou utilizando uma estrutura de referência (em forma de "L" e com quatro marcas reflectoras) que é colocada dentro do volume de medição, numa posição fixa, e uma estrutura móvel, em forma de "T", com duas marcas reflectoras posicionadas a uma distância fixa uma da outra, que é movimentada dentro do volume de medição durante a calibração do sistema, Figura 4.57.

A metodologia de calibração apresentada em último lugar é a que mais se adequa ao tipo de estudo realizado e, portanto, será descrita mais detalhadamente nesta secção. Essa metodologia pressupõe a utilização, em simultâneo, dos dois instrumentos de calibração referidos, e deverá ser realizada após a focagem e o ajuste da abertura das câmaras *MCU*.

Figura 4.57 – Instrumentos de calibração do sistema *Qualisys*.

A estrutura de referência em forma de "L" deve ser posicionada, criteriosamente, dentro do volume útil de medição, pois permite definir a origem e a orientação do sistema global de eixos coordenados que será usado pelas câmaras *MCU*. Ao braço maior do "L" corresponderá o eixo dos xx e ao braço menor o eixo dos yy. Durante o intervalo de tempo em que decorre a calibração, o instrumento em forma de "T" é movimentado dentro do volume de medição, em todas as direcções e cobrindo o maior volume possível. Com este procedimento pretende-se assegurar que todos os eixos coordenados se encontram convenientemente escalados. Os algoritmos de calibração determinam a posição e a orientação de cada uma das câmaras, relativamente ao sistema de eixos global, através da análise da informação adquirida durante a calibração. Após a calibração, o sistema global de eixos pode ser rodado e movido para uma posição específica dentro do volume de medição.

Nesta metodologia, a qualidade da calibração será tanto melhor quanto maior o número de direcções e de posições que a estrutura móvel, em forma de "T", tomar dentro do volume útil de medição. É fundamental adquirir pontos de calibração em todo o volume de medição, assegurando que, quer a parte inferior, quer parte a superior desse volume são convenientemente cobertas durante o intervalo de tempo em que decorre a aquisição. O tempo de calibração tem que ser ajustado de forma a que os requisitos anteriores sejam cumpridos. Nas calibrações efectuadas, e dependendo das dimensões do volume de medição, o tempo de calibração do sistema variou entre 30 e 40 s. Uma forma de garantir que a calibração é bem realizada consiste em mover a estrutura em forma de "T", dentro de todo o volume de medição, com a linha que une as duas marcas reflectoras alinhada segundo um dos eixos coordenados. Posteriormente esta técnica é repetida para os restantes eixos.

Os resultados da calibração são apresentados no final, e indicam se a calibração efectuada foi ou não considerada válida, Figura 4.58. Esses resultados incluem, para cada uma das câmaras utilizadas, as coordenadas do seu centro óptico relativamente à origem do sistema de coordenadas global (definido durante a calibração), o número de pontos utilizado na determinação das coordenadas anteriores, bem como o resíduo médio do cálculo. Para a metodologia de calibração utilizada, os resultados incluem também o desvio padrão e a variação do comprimento da estrutura em "T" durante a calibração.

É importante que durante a calibração as câmaras em utilização consigam identificar todas as marcas reflectoras (seis na metodologia utilizada). Quando o volume de medição pretendido é de grandes dimensões torna-se necessário utilizar várias câmaras *MCU* ligadas em série. Nestas condições poderá ser inviável satisfazer o requisito anterior. Para essas situações existe uma metodologia alternativa de calibração que permite contornar o problema, Qualisys, 2006.

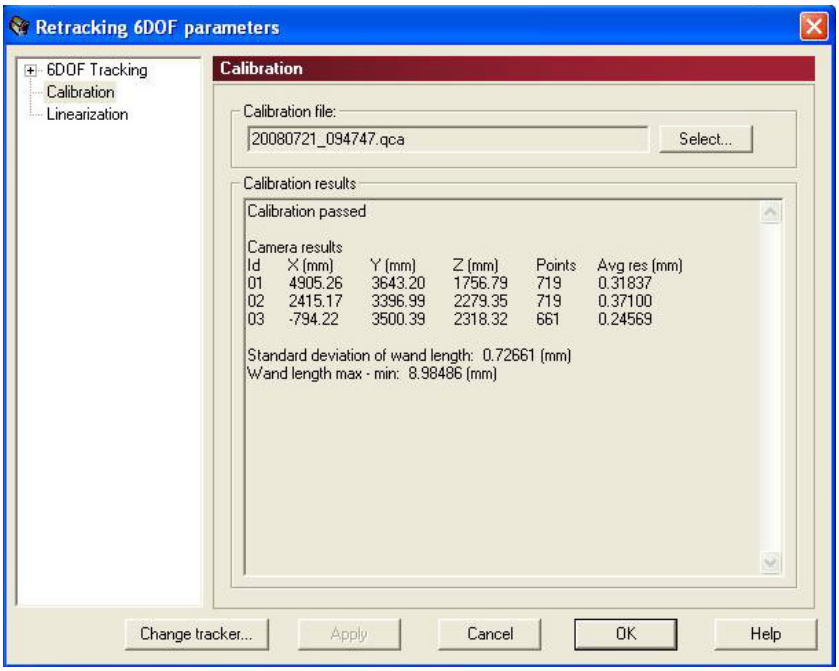


Figura 4.58 – Resultados de uma calibração do sistema *Qualisys*.

O sistema *Qualisys* deverá ser calibrado, preferencialmente, antes do início de cada sessão de testes e, obrigatoriamente, quando a posição de algumas das câmaras é modificada, mesmo que ligeiramente. A experiência com a utilização do sistema mostrou que variações elevadas da temperatura no interior da nave onde se situa a instalação experimental influenciavam negativamente a qualidade das medições. Deste modo, e de forma a garantir resultados de boa qualidade, optou-se por controlar o resíduo médio (conceito clarificado na secção seguinte) associado ao corpo rígido em estudo, antes do início de cada teste. Sempre que esse resíduo excedia de forma consistente um determinado valor pré-estabelecido, realizava-se uma nova calibração do sistema de medição.

Se por algum motivo as medições dos movimentos do navio forem efectuadas com uma má calibração do sistema, existe a possibilidade de reprocessar os resultados dessa medição, usando uma calibração posterior à aquisição de dados, de melhor qualidade que a anterior. Esta opção permite ainda o cálculo dos movimentos do navio utilizando um sistema de eixos local diferente do especificado inicialmente, aquando da aquisição do corpo rígido. Assim, é possível obter as séries temporais dos movimentos do navio em relação a outro ponto de referência.

4.5.2.4. Definição do corpo rígido e realização de medições de movimentos

O sistema de medição *Qualisys* permite que o movimento de um corpo rígido seja decomposto segundo cada um dos seis graus de liberdade existentes. Para tal é fundamental que cada um dos corpos rígidos esteja definido por três ou mais marcas reflectoras, com posições fixas entre si (é recomendado utilizar mais de quatro marcas). A definição do corpo rígido traduz a forma como o sistema de medição de movimentos "vê" e distingue esse corpo dentro do volume útil de medição, durante a aquisição. Neste estudo foi utilizado apenas um corpo rígido, que corresponde ao modelo físico do navio petroleiro.

Esse corpo rígido foi definido através das marcas reflectoras posicionadas, criteriosamente, sobre o convés do modelo do navio. Na disposição dessas marcas teve-se o cuidado de colocar pelo menos três num plano horizontal (plano xy) e uma numa posição mais elevada relativamente às restantes. Além disso, foi dada preferência a disposições assimétricas, de forma a facilitar o processamento dos dados

adquiridos pelo sistema. Todas as marcas usadas devem estar no campo de visão das câmaras *MCU*, para se poder efectuar a sua aquisição tendo em vista a definição do corpo rígido.

A Figura 4.59 mostra a disposição das marcas reflectoras no convés do navio utilizada na segunda fase do estudo experimental. Nesta disposição, cinco marcas foram posicionadas sobre o convés do navio (marcas verdes), e as restantes três a diferentes alturas em relação a esse plano de referência (marcas azuis). As coordenadas (x, y, z) destas marcas são apresentadas na Figura 4.60.

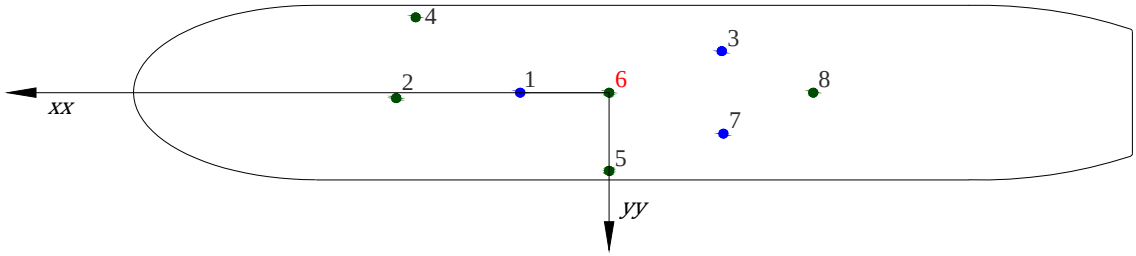


Figura 4.59 – Disposição das marcas reflectoras colocadas no convés do navio: 2ª fase do estudo.

O corpo rígido tem forçosamente de estar estático durante a sua aquisição. Após essa fase é possível definir um sistema de eixos local, que pode ser posicionado em qualquer ponto do volume de medição. Neste estudo, a origem desse sistema de eixos coordenados foi posicionada no centro de gravidade do modelo do petroleiro, tendo-se colocando o eixo dos *xx* coincidente com o eixo longitudinal central do navio. O eixo dos *yy* é perpendicular ao anterior e situa-se no mesmo plano horizontal, enquanto o eixo dos *zz* é normal a esse plano. O sistema de eixos local definido é utilizado no cálculo das rotações e da posição do corpo rígido em relação a um sistema de eixos de referência.

A colocação de uma das marcas reflectoras no alinhamento vertical que passa pelo centro de gravidade do navio facilita a posterior movimentação da origem do sistema de eixos ligado ao navio para esse ponto de referência, através de operações de rotação e de translação. Assim, para esse efeito, a marca número 6 tem como coordenadas (0; 0; 98 mm). A Figura 4.60 apresenta as coordenadas das marcas reflectoras no sistema de eixos local, e uma representação tridimensional dessas marcas no espaço (*software QTM*) que evidencia a localização dos sistemas de eixos global e local (ligado ao navio).

A frequência de aquisição do sistema de medição de movimentos foi fixada em 24 Hz. Esta frequência é igual à usada na aquisição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração e da elevação da superfície livre da água.

Durante a aquisição de movimentos, poderão aparecer reflexões indesejadas de luz infra-vermelha no campo de visão de cada uma das câmaras *MCU*, susceptíveis de afectar negativamente a qualidade das medições realizadas. Essas reflexões poderão ser devidas à entrada directa de luz solar na instalação experimental, à reflexão dos raios infra-vermelhos emitidos por outras câmaras (por exemplo, no plano de água) e até, eventualmente, a reflexões secundárias da luz reflectida pelas marcas reflectoras.

O sistema *Qualisys* disponibiliza, no entanto, um conjunto de definições que permitem seleccionar, de todas as reflexões detectadas pelas câmaras, aquelas que efectivamente se referem às marcas instaladas no corpo em observação. Os parâmetros que permitem fazer essa selecção são: as dimensões-limite das reflexões das marcas (tamanho da maior e da menor reflexão considerada), o número máximo de marcas que pode ser detectado por cada uma das câmaras em cada frame (neste estudo foi fixado em 8) e uma verificação da circularidade das reflexões. Este último parâmetro define o quão circulares as reflexões devem ser para que o sistema as considere como referentes às marcas instaladas no modelo do navio.

Corpo rígido: 2ª Fase 02 06 09

Marca reflectora #	Coordenadas das marcas reflectoras (mm)		
	X	Y	Z
1	218.1	1.8	247.8
2	522.2	13.6	97.3
3	-276.2	-102.0	349.1
4	474.5	-185.0	98.7
5	0.6	192.3	97.5
6	0.0	0.0	98.0
7	-280.2	100.8	149.9
8	-500.6	0.0	98.8

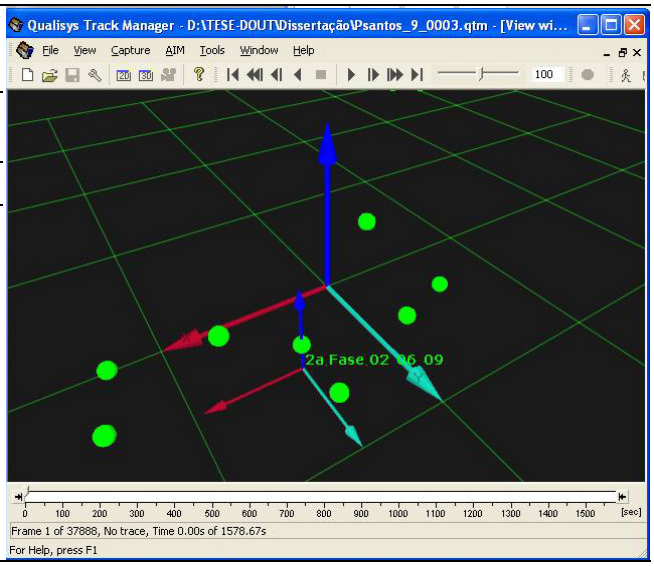


Figura 4.60 – Coordenadas das marcas reflectoras no sistema de eixos local (esquerda) e representação tridimensional da posição dessas marcas no volume útil de medição (direita).

Existem também parâmetros que permitem ao utilizador controlar o modo como o acompanhamento das marcas reflectoras é realizado e a qualidade da aquisição. Desses parâmetros destacam-se: o erro da previsão, o resíduo máximo e o resíduo médio. O primeiro refere-se à distância máxima admissível entre a posição de uma marca (medida) e a posição prevista pelo *software* para essa marca tendo em consideração a sua trajectória anterior. Para este parâmetro utilizou-se o valor que o sistema considera por defeito, ou seja, 30 mm.

O resíduo máximo, tal como o parâmetro anterior, é utilizado para controlar a continuidade das trajectórias das marcas reflectoras e representa, geometricamente, o diâmetro de uma esfera no espaço tridimensional, dentro da qual os raios[12] das várias câmaras *MCU*, referentes a uma dada marca, se devem intersectar. A Figura 4.61 permite clarificar o conceito de resíduo máximo. Essa figura mostra três raios que não se intersectam num ponto, mas dentro de um volume esférico de diâmetro *d*, sendo por isso considerados pelo sistema como pertencentes à mesma marca reflectora.

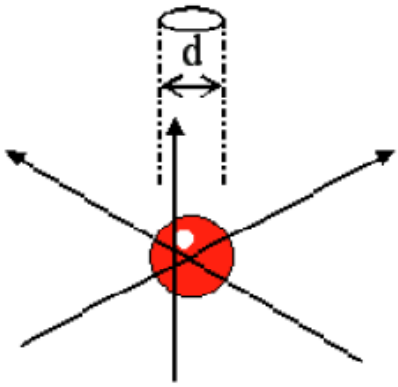


Figura 4.61 – Conceito de resíduo máximo.

[12] Neste contexto, o raio representa uma recta imaginária que liga o centro geométrico de uma marca reflectora ao centro óptico da câmara.

O sistema de medição considera, por defeito, um resíduo máximo igual a 10 mm, embora em Qualisys, 2006, se refira que este parâmetro deverá tomar um valor compreendido entre 2 a 5 vezes o resíduo médio associado ao cálculo da posição das câmaras (Figura 4.58). Tendo em conta os resultados das calibrações efectuadas, neste trabalho considerou-se um valor máximo de 2 mm para esse parâmetro.

O resíduo médio representa a média dos erros associados a cada uma das marcas reflectoras quando se compara a posição medida com a posição da marca no corpo rígido. De acordo com Qualisys, 2006, este erro será provavelmente maior do que o resíduo tridimensional associado ao corpo. A Figura 4.62 apresenta, graficamente, a variação do resíduo médio durante uma medição efectuada com o sistema *Qualisys*.

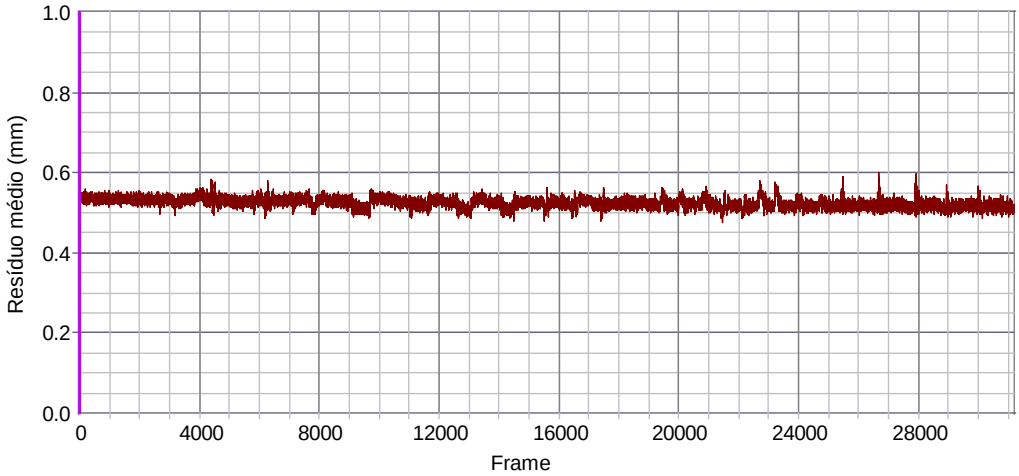


Figura 4.62 – Representação gráfica do resíduo médio de uma medição efectuada com o sistema *Qualisys*.

O resíduo médio associado à medição dos movimentos do navio amarrado varia, obviamente, ao longo do teste e de teste para teste. Sempre que este parâmetro apresentava, de forma continuada, valores superiores a 1.2 - 1.5 mm efectuava-se uma nova calibração do sistema. Estes limites correspondem a 0.12 - 0.15 m em valores de protótipo. Na maioria dos testes efectuados o resíduo médio situou-se entre 0.6 e 0.9 mm.

O sistema *Qualisys* pode ser preparado para estar sincronizado, automaticamente, com outros sistemas de aquisição. No estudo realizado em modelo físico, a sincronização da medição dos movimentos do navio amarrado com a aquisição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio e da elevação da superfície livre da água foi feita manualmente, ou seja, após o arranque do sistema de geração de agitação marítima, os dois sistemas de aquisição referidos foram iniciados, em simultâneo, através de uma ordem de comando dada através do teclado.

4.5.2.5. Sistema de coordenadas e ângulos de rotação

Com base na definição de corpo rígido, o *software QTM* determina, quer o vector posição referente à origem do sistema de coordenadas local (em relação ao sistema de coordenadas global definido durante a calibração do sistema de medição), P_{origem}, quer a matriz de rotação do corpo rígido, R.

A posição de um determinado ponto do corpo rígido no referencial local, P_{local}, pode ser convertida numa posição no referencial global, P_{global}, através da equação,

$$P_{global} = R.P_{local} + P_{origem}. \quad (4.53)$$

Os ângulos de rotação são calculados a partir da matriz de rotação R, escrevendo-a com base nos três ângulos de rotação: balanço – θ, cabeceio – φ e guinada – ψ. As matrizes de rotação individuais, que correspondem a uma rotação em torno do eixo dos $xx - R_\theta$, do eixo dos $yy - R_\varphi$ e do eixo dos $zz - R_\psi$, são apresentadas de seguida, considerando como sentido positivo o dos ponteiros do relógio, quando se observa o movimento na direcção do eixo coordenado respectivo.

$$R_\theta = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & cos\theta & -sen\theta \\ 0 & sen\theta & cos\theta \end{bmatrix} \tag{4.54}$$

$$R_\varphi = \begin{bmatrix} cos\varphi & 0 & sen\varphi \\ 0 & 1 & 0 \\ -sen\varphi & 0 & cos\varphi \end{bmatrix} \tag{4.55}$$

$$R_\psi = \begin{bmatrix} cos\psi & -sen\psi & 0 \\ sen\psi & cos\psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{4.56}$$

A matriz de rotação global, R, é determinada multiplicando as três matrizes individuais apresentadas. A ordem das multiplicações indica que a primeira rotação aplicada é o balanço, seguindo-se o cabeceio e, por fim, a guinada.

$$\begin{aligned} R = R_\theta \,.\, R_\varphi \,.\, R_\psi = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix} = \\ = \begin{bmatrix} cos\varphi.cos\psi & -cos\varphi.sen\psi & sen\varphi \\ cos\theta.sen\psi + cos\psi.sen\theta.sen\varphi & cos\theta.cos\psi - sen\theta.sen\varphi.sen\psi & -cos\varphi.sen\theta \\ sen\theta.sen\psi - cos\theta.cos\psi.sen\varphi & cos\psi.sen\theta + cos\theta.sen\varphi.sen\psi & cos\theta.cos\varphi \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{4.57}$$

A partir da matriz de rotação anterior é possível calcular os ângulos de rotação recorrendo às seguintes equações,

$$\varphi = arcsen(r_{13}) \tag{4.58}$$

$$\theta = arccos\left(\frac{r_{33}}{cos\varphi}\right) \tag{4.59}$$

$$\psi = arccos\left(\frac{r_{11}}{cos\varphi}\right) \tag{4.60}$$

O intervalo de variação da rotação de cabeceio é, devido à natureza da função *arcseno*, de -90º a 90º, enquanto o balanço e a guinada podem variar de -180º a 180º.

4.5.3. Sistema HR Wallingford – Ship Movement Measurement

4.5.3.1. Introdução

O sistema *Ship Movement Measurement*, desenvolvido pela *HR Wallingford*, permite a medição dos movimentos do navio amarrado, segundo seis graus de liberdade, através da utilização de seis sensores laser de deslocamentos, posicionados na vizinhança do modelo do navio. A cada um dos sensores laser está associada uma placa de cor branca, convenientemente posicionada no modelo, que funciona como alvo para o emissor de luz, Figura 4.63.

Na situação de repouso, a distância de cada um dos sensores laser ao respectivo alvo no navio deve ser aproximadamente igual a 100 mm, uma vez que o intervalo útil de medição dos sensores utilizados está compreendido, sensivelmente, entre 50 e 150 mm.

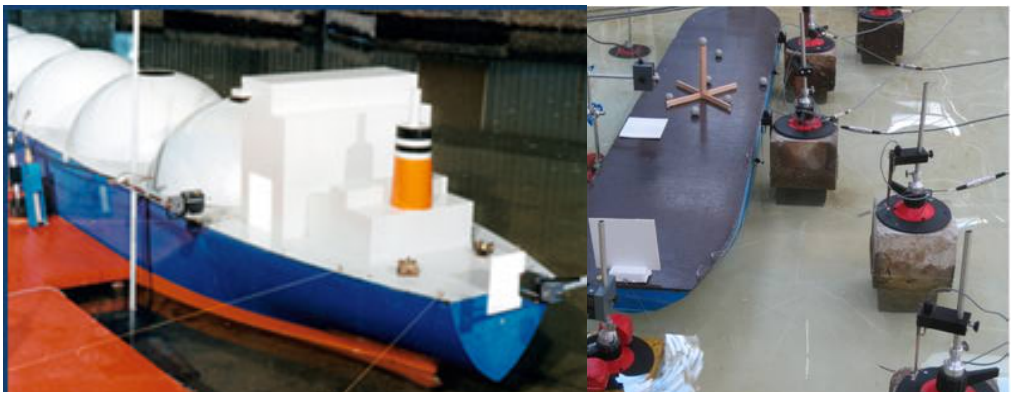


Figura 4.63 – Sistema *Ship Movement Measurement* em utilização na *HR Wallingford*, *UK*, (esquerda) e no tanque de ondas do LH da FEUP (direita).

A unidade de aquisição permite fazer o ajuste do sinal enviado pelo sensor de deslocamentos, para que ao seu posicionamento inicial, em relação ao respectivo alvo, corresponda uma voltagem de zero *Volts* (zero do registo). Assim, o posicionamento inicial dos sensores laser não é um factor crítico.

Os sensores laser permitem determinar, a cada instante, a distância a que se encontra cada um dos alvos colocados no navio. O sinal analógico de cada um dos sensores é enviado para a unidade de interface e, posteriormente, para um conversor USB-1608FS, da *Measurement Computing*^{TM} *Corporation*, que o transforma em digital. Desta unidade, o sinal digital é enviado para o computador de aquisição, Figura 4.4. O Quadro 4.24 apresenta a correspondência entre os canais do sistema de aquisição *HR WaveData v.2.13*, a referência dos sensores laser e as designações dos alvos associados.

Quadro 4.24 – Correspondência entre os canais do sistema de aquisição, a referência dos sensores laser e as designações dos alvos associados.

Nº PMD	Canal HRW	Sensor laser	Designação do alvo
#2	27	SL 1	Alvo horizontal de bombordo
	28	SL 2	Alvo horizontal de proa
	29	SL 3	Alvo horizontal de estibordo
	30	SL 4	Alvo central
	31	SL 5	Alvo de proa
	32	SL 6	Alvo de popa

A aquisição desses sinais é controlada pelo *software HR WaveData v.2.13*, e encontra-se sincronizada com a medição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio e da elevação da superfície livre da água. A conversão do *output* (em *Volts*) de cada um dos sensores para unidades de medida de deslocamento (e.g. metros) é efectuada aplicando os factores de calibração, determinados previamente, às séries temporais dos sinais medidos.

Numa fase posterior, as séries temporais da distância de cada um dos sensores laser ao respectivo alvo podem ser exportadas para um ficheiro do tipo **.xls*. A partir dessas séries temporais, e conhecendo o posicionamento de cada um dos alvos instalados no convés do modelo do navio, é possível calcular os movimentos de um determinado ponto desse modelo (e.g. centro de gravidade), segundo os seis graus de liberdade existentes. Assim, torna-se necessário desenvolver uma rotina de cálculo automático que permita fazer as transformações referidas, bem como a análise estatística e espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado.

Este sistema permite medir os movimentos do navio amarrado sem ter necessidade de contactar com o modelo, evitando a utilização de braços de suporte e outros dispositivos susceptíveis de interferir com o equilíbrio e a distribuição de massas do navio. Os sensores laser possuem uma resolução de 0.18 mm e uma resposta a 700Hz@3dB. O sistema completo é composto por 6 sensores laser de deslocamentos e respectivos suportes, uma caixa de junção dos sensores, uma unidade de alimentação e interface, um conversor USB, o *software HR WaveData v.2.13*, e todos os cabos necessários à instalação.

4.5.3.2. Princípio de funcionamento

Cada sensor emite um feixe de luz laser que é reflectido pelo alvo posicionado sobre o modelo do navio. O sinal medido por cada sensor relaciona-se com a distância a que este se encontra do respectivo alvo. O *output* dos seis sensores laser, depois de convertido para unidades de medida de deslocamento por aplicação dos factores de calibração, é usado para determinar os movimentos do navio amarrado, nos seus seis graus de liberdade. Esses movimentos são determinados em relação a um ponto de referência no navio (e.g. centro de gravidade), sendo para tal necessário conhecer as distâncias entre os seis alvos e esse ponto de referência. A metodologia de cálculo dos movimentos do modelo do navio amarrado, a partir das medições dos sensores laser de deslocamentos, é apresentada de seguida.

Adopte-se um sistema de eixos ortogonais entre si, posicionado sobre o ponto de referência, com o eixo dos xx paralelo ao eixo longitudinal central do navio e o eixo dos yy contido no mesmo plano horizontal. Usualmente, considera-se como ponto de referência o centro de gravidade do navio, embora tal não seja obrigatório. Os sentidos positivos dos movimentos são os convencionados com base na regra da "mão direita". Os movimentos de translação e de rotação do modelo do navio amarrado são determinados relativamente à origem do sistema de eixos coordenado definido.

Definam-se as variáveis X_A, X_D e X_{AR} como representando os movimentos de translação de avanço, deriva e arfagem, respectivamente. De um modo similar, θ, φ e ψ como sendo os movimentos de rotação de balanço, cabeceio e guinada do modelo do navio amarrado, expressos em radianos.

Considere-se que a posição do alvo n é definida pelas coordenadas (x_n, y_n, z_n) e que p_1, p_2, …, p_6 representam os sinais de movimento dos alvos 1 a 6, tal como medidos pelo sistema constituído pelos 6 sensores laser de deslocamentos: p_1, p_2 e p_3 representam os movimentos verticais dos alvos 1, 2 e 3, respectivamente; p_4 representa o movimento longitudinal do alvo 4; p_5 e p_6 representam o movimento lateral dos alvos 5 e 6, Figura 4.64. É fundamental assegurar que a convenção de sinais que o sistema de medição laser está a utilizar é igual à adoptada nas equações que a seguir se definem, que é: valores positivos referem-se a deslocamentos no sentido positivo, paralelamente ao eixo dos xx, yy ou zz.

A partir das definições e convenções apresentadas anteriormente, é possível escrever as equações que descrevem os movimentos linearizados dos alvos 1 a 6 (p_1, p_2, …, p_6) que, na hipótese de ocorrência de pequenas rotações, se aplicam aos movimentos do corpo flutuante ao longo do tempo,

Alvo horizontal de bombordo: $p_1 = X_{AR} + y_1.\theta$ (4.61)

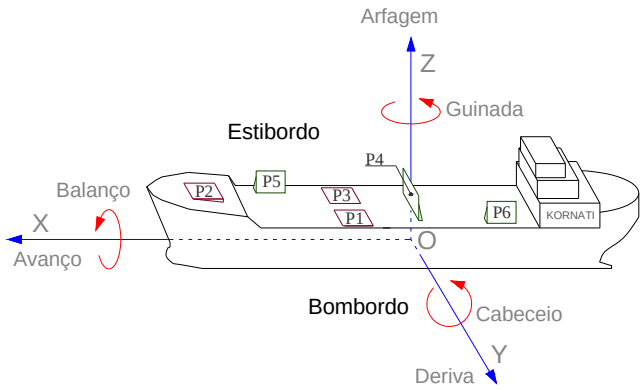
Alvo horizontal de proa: $p_2 = X_{AR} - x_2.\varphi$ (4.62)

Alvo horizontal de estibordo: $p_3 = X_{AR} + y_3.\theta$ (4.63)

Alvo central: $p_4 = X_A + z_4.\varphi$ (4.64)

Alvo de proa: $p_5 = X_D + x_5.\psi - z_5.\theta$ (4.65)

Alvo de popa: $p_6 = X_D + x_6.\psi - z_6.\theta$ (4.66)



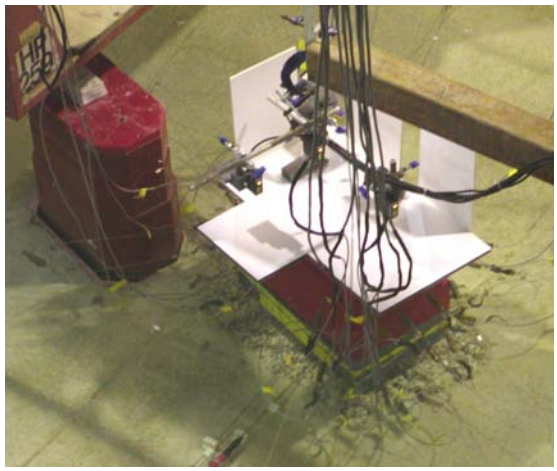


Figura 4.64 – Esquema de posicionamento dos alvos no convés do navio petroleiro e convenções adoptadas para os movimentos do navio (esquerda); exemplo da aplicação do sistema à medição dos movimentos de um caixotão amarrado - imagem cedida pela *HR Wallingford*, *UK* (direita).

Manipulando algebricamente as equações apresentadas anteriormente é possível obter as equações que permitem determinar os movimentos do modelo do navio amarrado, segundo os seis graus de liberdade existentes e relativamente à origem do sistema de eixos coordenados, que foi convencionado tratar-se do centro de gravidade do modelo.

Avanço: $X_A = p_4 - z_4.\varphi$ (4.67)

Deriva: $X_D = p_5 + z_5.\theta - x_5.\psi$ (4.68)

Arfagem: $X_{AR} = p_1 - y_1.\theta$ (4.69)

Balanço: $\theta = \dfrac{p_1 - p_3}{y_1 - y_3}$ (4.70)

Cabeceio: $\varphi = \dfrac{X_{AR} - p_2}{x_2}$ (4.71)

Guinada: $\psi = \dfrac{p_5 - p_6 + (z_5 - z_6)\theta}{x_5 - x_6}$. (4.72)

4.5.3.3. Calibração dos sensores laser de deslocamentos

Como já se referiu, o *output* de cada um dos sensores laser (em *Volts*) é convertido para unidades de medida de deslocamento (e.g. metros) através da aplicação de factores de calibração.

A calibração destes sensores pode ser efectuada com o equipamento apresentado na Figura 4.74, que é também usado na calibração dos transdutores usados na medição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio. Para tal, o sensor laser é fixo ao braço imóvel do equipamento, e sobre a plataforma móvel coloca-se um alvo de cor branca, idêntico aos que são instalados no convés do modelo do navio, Figura 4.65. Essa plataforma é depois movimentada, na vertical, até o alvo ficar a cerca de 50 mm do sensor laser (afastamento mínimo). Como este sistema de medição de movimentos está ligado ao sistema central de aquisição, o *software HR WaveData v2.13* permite fazer a aquisição do sinal enviado pelo sensor laser, para cada uma das distâncias experimentadas entre esse sensor e o alvo, por movimentação da plataforma na direcção vertical. A posição altimétrica da plataforma móvel é lida, directamente, no *display* do sistema que a movimenta e verificada com o controlador instalado.

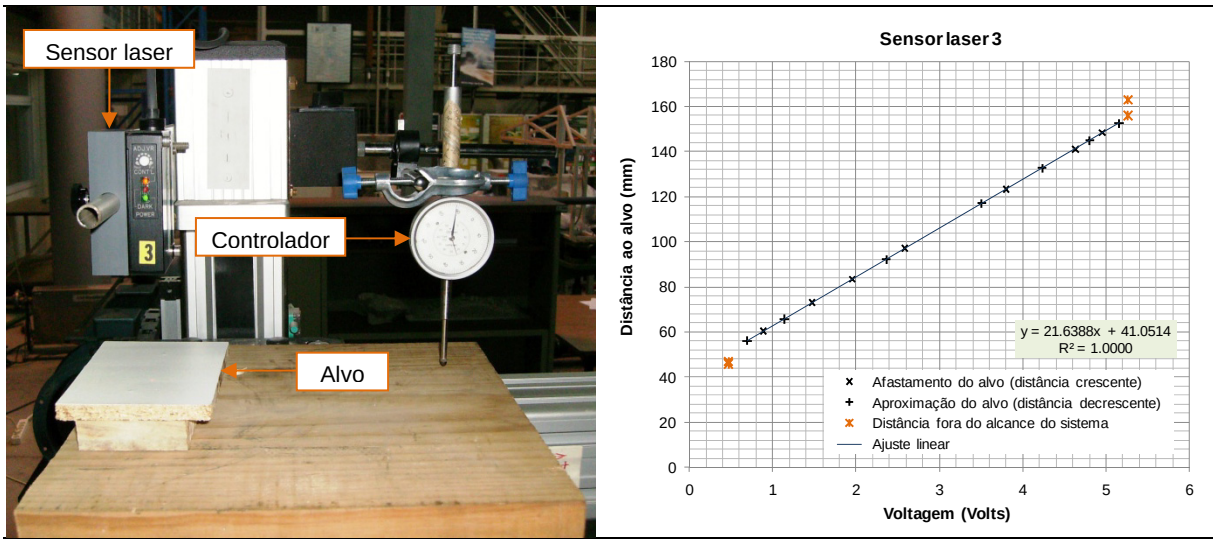


Figura 4.65 – Calibração de sensor laser nº3 (esquerda) e curva de calibração associada (direita).

Os pares de registos distância-voltagem permitem desenhar a curva de calibração do sensor laser, ou seja, a curva que relaciona a distância do sensor ao alvo e a correspondente voltagem medida pelo sistema de aquisição, Figura 4.65. As curvas de calibração dos seis sensores laser que constituem este sistema de medição são apresentadas na Figura B.5 (anexo B). O Quadro 4.25 apresenta os factores de calibração e o quadrado do coeficiente de correlação, R^2, para esses sensores laser de deslocamentos, considerando um ajuste linear aos pares de registos distância-voltagem. Estes ajustes foram realizados pelo método dos mínimos quadrados.

Quadro 4.25 – Factores de calibração dos sensores laser.

Sensor laser #	Ajuste linear $y = ax + b$		
	a	b	R^2
1	19.973	39.988	1.0000
2	20.027	39.945	0.9999
3	21.639	41.051	1.0000
4	21.768	41.007	1.0000
5	21.601	40.015	1.0000
6	21.052	42.256	0.9999

4.5.4. Rotina MatLab para Análise de Resultados

4.5.4.1. Introdução

Para facilitar a análise dos resultados obtidos com o sistema de medição de movimentos *Qualisys – Motion Capture System*, foi desenvolvida uma rotina de cálculo automático em *MatLab*. Esta rotina permite fazer a análise estatística e espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado, segundo cada um dos seis graus de liberdade existentes (avanço, deriva, arfagem, balanço, cabeceio e guinada).

Existe também a possibilidade de comparar a distribuição em frequência por classes de amplitude das oscilações do navio (valores pico-a-pico) com uma distribuição teórica de *Rayleigh*. Esta distribuição é definida a partir do momento de ordem zero dos espectros de variância estimados com base nas séries temporais dos movimentos do navio.

A rotina desenvolvida requer interacção com o utilizador durante o processamento dos resultados, quer ao nível da definição de parâmetros e de opções de análise, quer no modo de visualização e exportação dos resultados. Estes podem ser vistos no *MatLab*, guardados sob a forma de imagens, ou exportados directamente para *Excel*.

Os dados de entrada (*inputs*) são: um ficheiro de dados com as séries temporais dos movimentos do navio amarrado, depois de exportado para o formato **.csv* pelo *software Qualisys Track Manager 1.9.2*; a frequência de aquisição no modelo físico em Hz; a escala geométrica a que o modelo foi construído; e a localização da directoria onde serão guardados os resultados processados.

Os resultados exportados pelo *software Qualisys Track Manager 1.9.2.* encontram-se em valores de modelo e referem-se a um referencial global. Antes de se passar à análise estatística propriamente dita, esses resultados são convertidos para valores de protótipo, por aplicação de factores de escala, definidos com base nos critérios de semelhança de *Froude* e de *Cauchy*.

4.5.4.2. Análise estatística

As séries temporais de cada um dos movimentos do navio amarrado podem tomar valores positivos e negativos em relação à posição de repouso do navio, um pouco à semelhança do que foi referido acerca dos registos da elevação da superfície livre da água, Figura 4.49. A análise das séries temporais pode ser realizada considerando as oscilações do navio em relação à sua posição de repouso (antes do início do teste), ou em relação à posição média do navio durante o teste.

No módulo de análise estatística, a rotina determina, para cada série temporal, o número de oscilações, as amplitudes de oscilação (média, significativa, média do décimo superior e máxima), assim como os respectivos períodos de oscilação do navio. São ainda calculadas as semi-amplitudes máxima e mínima, relativamente à posição de repouso do navio.

A contagem das oscilações do navio pode ser realizada com base na técnica dos zeros ascendentes ou descendentes. Por exemplo, no último método, um zero descendente é detectado sempre que o valor actual da série temporal do movimento é inferior ao valor de referência (e.g. posição de repouso do navio) e o anterior maior ou igual a esse valor. Esta técnica define uma oscilação do navio amarrado como ocorrendo entre dois zeros descendentes consecutivos. Cada uma das oscilações é caracterizada por uma amplitude pico-a-pico, que corresponde à distância entre as posições extremas do navio nessa oscilação, e por um período de zeros descendentes, que corresponde ao intervalo de tempo entre dois zeros descendentes consecutivos. Na técnica dos zeros ascendentes, os procedimentos são semelhantes aos apresentados, porém os zeros ascendentes são detectados quando o valor actual da série temporal é superior ao valor de referência e o anterior menor ou igual a esse valor. Importa referir que o período significativo e o período médio do décimo superior não dizem respeito ao total das oscilações do navio, mas correspondem à média dos períodos associados às oscilações que servem de base ao cálculo da amplitude significativa e média do décimo superior, respectivamente.

Os limites operacionais para os movimentos de navios amarrados são, usualmente, definidos com base em amplitudes pico-a-pico (e.g. PIANC, 1995). A única excepção é o movimento de deriva, para o qual se considera o afastamento do navio relativamente ao cais. A definição de amplitude pico-a-pico não é, por vezes, clarificada. Na sua forma mais primitiva, essa amplitude poderá ter correspondido à amplitude entre um máximo e um mínimo consecutivos, ou o inverso.

Se procurarmos estabelecer limites de segurança para os movimentos de navios amarrados em portos, e se a atenção recair, especialmente, sobre as forças nos cabos de amarração (que podem originar a sua rotura), constatamos que o critério máximo - mínimo consecutivo é mais falível do que um critério que se baseie numa amplitude de oscilação do tipo zero ascendente ou descendente, em que se exige que o navio passe pela posição de equilíbrio. Em condições normais de utilização, a atenção está centrada, essencialmente, na eficiência e na segurança das operações de carga e descarga do navio. No caso particular de um terminal de petroleiros, atendendo às características do sistema de descarga, verifica-se, mais uma vez, a melhor adequação de uma técnica de contagem de oscilações baseada no princípio dos zeros ascendentes ou descendentes. Contudo, apesar de mais adequado, esse critério pode também ser falível sempre que se torne fundamental conhecer com rigor as excursões máximas de determinado ponto no navio, em relação ao cais (e.g. a *manifold* de um petroleiro). Como os braços de descarga num terminal de petroleiros estão, normalmente, fixos ao cais, pode ser fundamental conhecer as semi-amplitudes máximas e mínimas (em relação à posição de repouso) dos movimentos do navio. Essas semi-amplitudes estão ainda relacionadas com as forças máximas aplicadas nos elementos do sistema de amarração.

As defensas instaladas no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões são do tipo pneumático. Este tipo de defensas apresenta uma curva de força-deformação com um comportamento nitidamente não-linear. Para forças de reacção baixas, a defensa deforma-se consideravelmente (rigidez baixa). À medida que a força de reacção aumenta, a rigidez da defensa aumenta consideravelmente. Este tipo de comportamento conduz a semi-amplitudes negativas dos movimentos de deriva que, por vezes, são da mesma ordem de grandeza das semi-amplitudes positivas (afastamento do navio em relação ao cais). Por este motivo, nesta análise, as oscilações de deriva são caracterizadas com base em amplitudes pico-a-pico, à semelhança do que é efectuado para os restantes movimentos do navio amarrado.

No final, os resultados da análise estatística das séries temporais dos movimentos do navio amarrado são exportados para um ficheiro **.xls*, em valores de protótipo. Este ficheiro apresenta, sob a forma de quadro e para cada um dos seis tipos de movimentos, os seguintes parâmetros: número de oscilações, as amplitudes de oscilação pico-a-pico (média, significativa, média do décimo superior e máxima), os períodos de oscilação associados (médio, significativo, médio do décimo superior e máximo), as semi-amplitudes máximas positivas e negativas, bem como a posição inicial do navio e a sua posição média durante o teste.

4.5.4.3. Análise espectral

O módulo de análise espectral permite analisar, no domínio da frequência, as séries temporais dos movimentos do navio amarrado (em valores de protótipo). Como resultado obtêm-se os espectros de variância da resposta do navio, segundo cada um dos seis graus de liberdade existentes, e as variáveis caracterizadoras da qualidade da estimativa efectuada.

A análise no domínio da frequência é efectuada com base no algoritmo da *Fast Fourier Transform - FFT*. Sucintamente, a *FFT* considera uma série temporal de N valores registados que transforma em $N/2$ ondas sinusoidais discretas, com frequências igualmente espaçadas no intervalo de zero a metade da frequência de aquisição, f_S, isto é, de zero até à frequência de *Nyquist*. Esta frequência corresponde à máxima frequência que pode ser detectada numa análise de *Fourier*. Ao se proceder deste modo está a assumir-se que a série temporal em análise não apresenta componentes lineares cuja frequência seja superior à frequência de *Nyquist*. Esta hipótese é válida se for escolhida uma frequência de aquisição suficientemente elevada. Sand, 1986, e Frigaard, 2007, apresentam metodologias para a estimação de espectros de variância.

A rotina desenvolvida em *MatLab* estima a densidade espectral de potência com base na técnica do periodograma modificado. Como a aplicação da técnica de *Fourier* requer que cada série temporal considerada seja uma função periódica torna-se necessária a aplicação de uma janela de dados. Esta janela tem como objectivo modificar a série temporal em análise de modo a que esta se pareça com uma função periódica. Por uma questão de coerência com o *software* de análise de registos de agitação marítima, *HR WaveData v2.13*, a janela de dados que a rotina aplica por defeito é a janela de *Hanning*, que tem como equação,

$$d(n) = \frac{1}{2}\left(1 - cos\left(2\pi \frac{n}{NFFT}\right)\right) \qquad 0 \leq n \leq NFFT \tag{4.73}$$

em que $NFFT$ representa o tamanho da janela de dados, ou seja, o número de 'registos' em cada bloco de dados ao qual a janela irá ser aplicada, e n um número inteiro que varia de zero até $NFFT$.

De acordo com Frigaard, 2007, a janela do tipo co-seno apresentada na Equação (4.74) é uma das mais frequentemente usadas na análise espectral de registos de agitação marítima. Esta janela foi incluída na rotina desenvolvida em *MatLab*, podendo ser utilizada como alternativa à janela de *Hanning*.

$$d(n) = \begin{cases} \frac{1}{2}\left(1 - cos\frac{10\pi n}{NFFT}\right) & 0 \leq n \leq \frac{1}{10}\,NFFT \\ 1 & \frac{1}{10}\,NFFT \leq n \leq \frac{9}{10}\,NFFT \\ \frac{1}{2}\left(1 + cos\frac{10\pi\left(n - \frac{9}{10}\,NFFT\right)}{NFFT}\right) & \frac{9}{10}\,NFFT \leq n \leq NFFT \end{cases} \tag{4.74}$$

A Figura 4.66 apresenta, graficamente, as janelas de *Hanning* e do tipo co-seno, para uma largura da janela de dados igual a 1024 pontos. Estas janelas são frequentemente utilizadas na análise de séries temporais da elevação da superfície livre da água. A rotina desenvolvida faz a sua aplicação às séries temporais dos movimentos de um navio amarrado. Assim, os espectros de variância determinados, ao invés de se referirem à elevação da superfície livre da água em relação a um nível médio, referem-se aos movimentos do navio amarrado em relação à sua posição média.

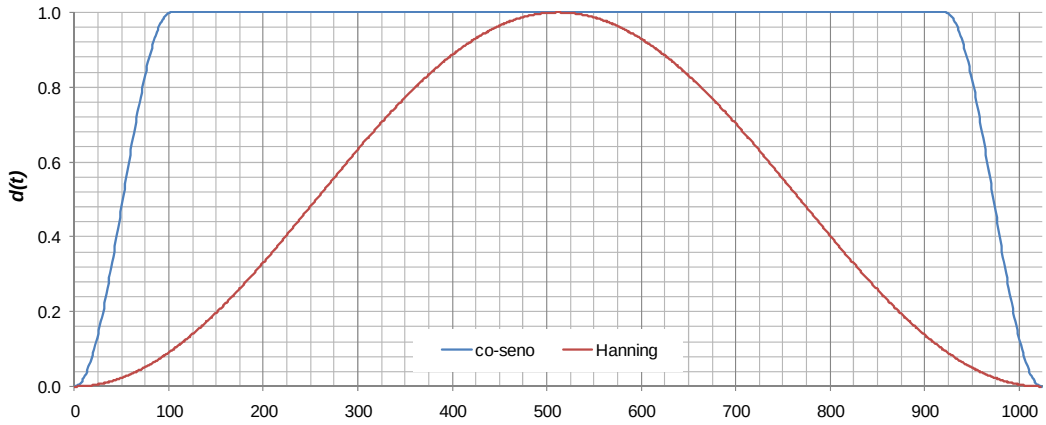


Figura 4.66 – Comparação da janela de dados de *Hanning* com uma janela do tipo co-seno, para um tamanho da janela igual a 1024 pontos.

Na análise, as séries temporais dos movimentos do navio são subdivididas num determinado número de blocos, tendo-se considerado uma sobreposição de 50% entre blocos consecutivos quando se usa a

janela de dados de *Hanning*. O número de pontos em cada bloco (i.e., o tamanho da janela de dados) é definido pelo utilizador. O valor escolhido deverá ser uma potência de base 2 e ser inferior ao número de pontos adquiridos. A densidade espectral de potência de cada série temporal resulta da média das *FFT* estimadas para cada um dos blocos referidos. Como se explica posteriormente, este procedimento permite minimizar a variância do espectro de potência. Aumentando o número de pontos em cada bloco, reduz-se o número de blocos em que a série temporal é subdividida e, consequentemente, o número de *FFT* consideradas na média. Este procedimento aumenta a resolução em frequência, no entanto, inclui também algum ruído (obtêm-se espectros muito irregulares). Reduzindo o número de pontos em cada bloco são obtidos espectros mais suaves, embora com uma resolução em frequência menor. Por outras palavras, quanto maior for o número de pontos em cada bloco de dados, maior será a variância e menor o viés, que corresponde à diferença entre as densidades espectrais verdadeiras e as estimadas com base na metodologia apresentada. A Figura 4.67 apresenta a influência do tamanho da janela de dados na resolução em frequência de dois espectros de variância estimados para os movimentos de deriva e de balanço de um navio amarrado.

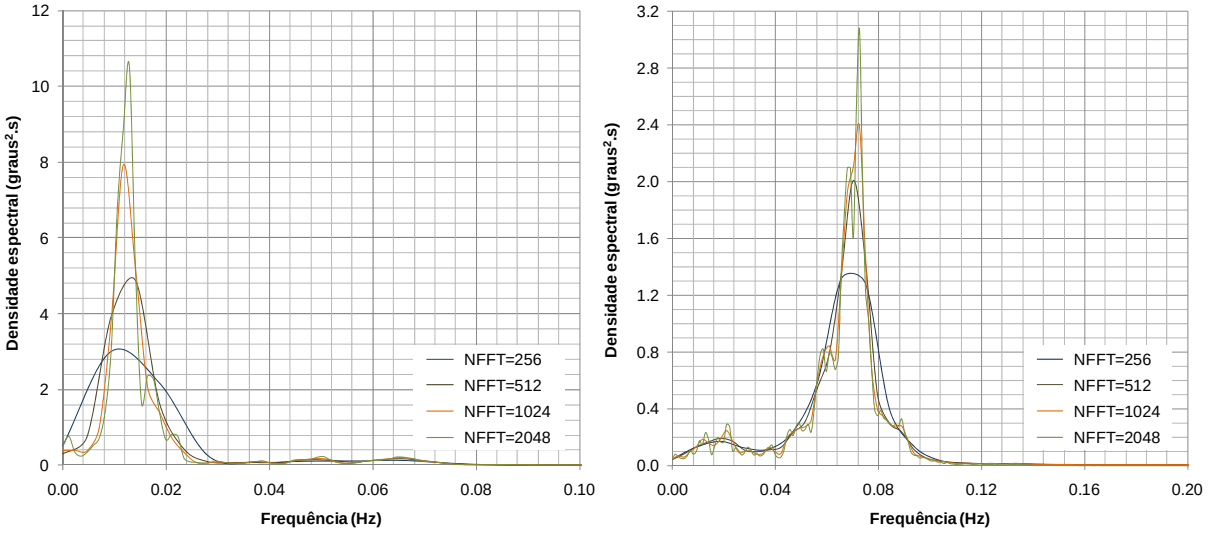


Figura 4.67 – Influência do tamanho da janela de dados na forma dos espectros de variância estimados para os movimentos de deriva (esquerda) e de balanço (direita) do navio amarrado. Teste realizado com agitação irregular caracterizada por um período de onda de pico de 14 s e uma altura de onda significativa de 3.0 m [PS02|T04].

Como se referiu anteriormente, as séries temporais dos movimentos do navio são divididas em blocos de dados com um tamanho igual a 2^n. Esta metodologia pode criar problemas na análise espectral caso existam diferenças entre os valores do troço inicial e final de cada um desses blocos. Nestes casos, os coeficientes de *Fourier* para uma determinada frequência podem espalhar-se por frequências vizinhas, aumentando o viés total da estimativa, Sand, 1986. A aplicação de janelas de dados a esses blocos de registos, antes da transformação de *Fourier*, permite ajustar os seus extremos, eliminando o problema.

Quando se utiliza uma janela de *Hanning* com uma sobreposição de 50% entre blocos consecutivos, os registos na zona da sobreposição são afectados por um factor de ponderação unitário, que resulta da soma de duas funções co-seno. Assim, apesar da sobreposição, que aumenta o número de blocos em que a série temporal se subdivide, os registos são apenas utilizados uma vez, Figura 4.68. Isto resulta de se considerar um nível de sobreposição igual ao 'afunilamento' da janela de dados utilizada. A sobreposição dos blocos de dados aumenta ainda a estabilidade da estimativa do espectro de variância,

como se explicará, posteriormente, em maior detalhe. A utilização da janela de dados apresentada na Equação (4.74) com um nível de sobreposição igual a 10% teria as mesmas repercussões.

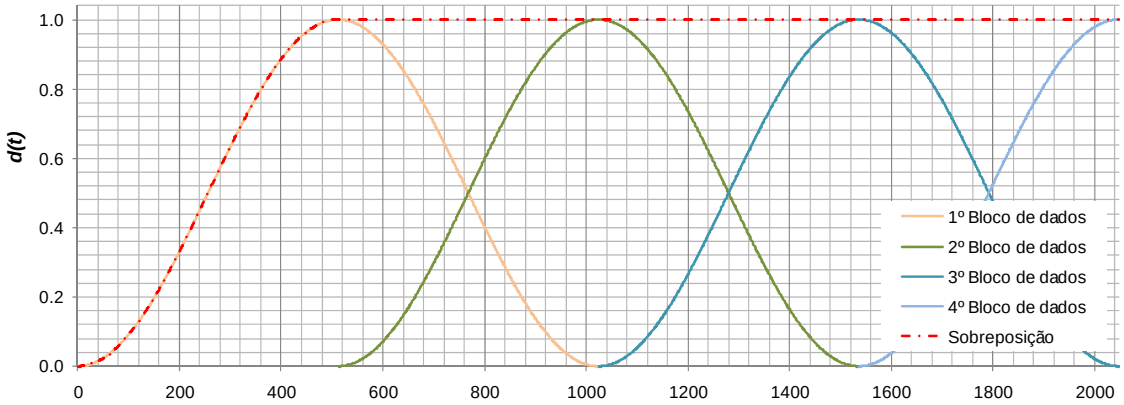


Figura 4.68 – Exemplo de aplicação de uma janela de dados de *Hanning* com um tamanho de 1024 pontos a blocos de registos com uma sobreposição de 50%.

Qualquer estimativa do espectro de variância associado a uma determinada realização de um processo estocástico deve incluir informação sobre a qualidade dessa estimativa, ou seja, as variáveis que indicam a incerteza que lhe está associada, uma vez que o espectro verdadeiro será sempre desconhecido. Assim, os espectros de variância devem ser acompanhados, no mínimo, pela largura da banda espectral e pelo número de graus de liberdade da estimativa, Sand, 1986.

O número de graus de liberdade, ν, representa uma medida da estabilidade do espectro de variância estimado. Assumindo que o viés dessa estimativa se pode considerar desprezável, o valor de ν pode ser determinado por,

$$\nu = 2\frac{N - N_d}{NFFT\ - N_d} = 2\,p \tag{4.75}$$

em que N representa o número total de registos (ou de pontos adquiridos), N_d o comprimento de sobreposição e p o número de blocos de dados.

Quanto maior for o número de graus de liberdade maior será a estabilidade da estimativa, ou seja, menor será a variância. Importa esclarecer, no entanto, que embora a variância do processo seja constante para qualquer espectro estimado com base numa realização desse processo, a variância que está associada à densidade espectral estimada para uma dada frequência não o é. É a esta última que se pretende fazer referência nesta secção. O número de graus de liberdade pode ser usado na definição dos intervalos de confiança da estimativa, Sand, 1986.

A Equação (4.75) mostra que a divisão do registo num elevado número de blocos de dados aumenta o número de graus de liberdade da estimativa. Consequentemente, a variância da estimativa será menor e o espectro de variância obtido apresentará um maior grau de alisamento. No entanto, para um registo de tamanho fixo, a consideração de um maior número de blocos de dados traduz-se numa diminuição do número de pontos nesses blocos. Um limite mínimo para o tamanho dos blocos de dados é imposto pela frequência mais baixa, f_{min}, com interesse para a análise espectral, que não pode ser eliminada por se considerar um tamanho dos blocos de dados muito pequeno. Assim, o tamanho dos blocos de dados deve ser sempre superior a $1/f_{min}$. A sobreposição dos blocos de dados conduz, em geral, a um aumento

da estabilidade da estimativa na medida em que possibilita que um maior número de blocos de dados seja considerado na análise.

Um dos efeitos adversos associado ao alisamento do espectro de variância está relacionado com o facto de cada uma das frequências desse espectro poder ser afectada pelas suas frequências vizinhas. Assim, a densidade espectral estimada para uma dada frequência pode desviar-se do seu valor verdadeiro, isto é, o alisamento tende a aumentar o viés da estimativa. Compreende-se assim que na determinação de um espectro de variância deverá existir sempre um compromisso entre o viés e a variância da estimativa. Como o viés da estimativa tende a diminuir com o aumento do tempo do registo, os esforços no sentido de reduzir a variância são mais importantes, Sand, 1986. Adicionalmente, a aplicação de um alisamento muito forte (grande largura da banda espectral) poderá resultar no desaparecimento dos pormenores da estimativa.

A largura da banda espectral é dada por,

$$\Delta f = \frac{f_S}{NFFT} \tag{4.76}$$

em que f_S representa a frequência de aquisição. O aumento da largura da banda espectral aumenta o número de graus de liberdade, no entanto, o viés da estimativa será também mais elevado. Por outro lado, se a largura da banda for muito grande podem perder-se pormenores importantes da estimativa. Assim, a largura da banda espectral deve ser da mesma ordem de grandeza da largura do detalhe mais estreito do espectro (ou até um pouco menor).

Regra geral, não se conhece, à partida, qual irá ser a largura dos pormenores com interesse do espectro que se pretende estimar. Nestes casos pode começar-se por usar bandas espectrais de maior largura no início, e ir progressivamente reduzindo essa largura até se obter a resolução adequada para a estimativa espectral. A escolha da largura da banda espectral e, consequentemente, do tamanho da janela de dados, é um aspecto fundamental em qualquer análise espectral.

A rotina desenvolvida em *MatLab* calcula para os espectros de variância estimados, as duas variáveis de incerteza apresentadas anteriormente. A título de exemplo, o Quadro 4.26 apresenta o número de graus de liberdade, a largura da banda espectral e o número de blocos de dados relativos às estimativas espectrais apresentadas na Figura 4.67, para diferentes tamanhos da janela de dados.

Quadro 4.26 – Variáveis de incerteza associadas aos espectros de variância apresentados na Figura 4.67, para diferentes tamanhos da janela de dados.

$NFFT$	υ	Δf (Hz)	p
256	588	0.009375	294
512	292	0.004688	146
1024	144	0.002344	72
2048	70	0.001172	35

Numa análise espectral, a resolução máxima em frequência depende da duração da medição, e não da frequência de aquisição, como se demonstra com as seguintes equações,

$$\Delta f_{min} = \frac{f_s}{2} \times \frac{2}{N} \tag{4.77}$$

A duração da medição, T, é dada por,

$$T = \frac{N}{f_s} \, . \tag{4.78}$$

A largura de cada banda espectral para uma resolução máxima é então dada por,

$$\Delta f_{min} = \frac{1}{T} \, . \tag{4.79}$$

Em resultado da análise espectral, o número de bandas de frequências é igual a metade do tamanho da janela espectral.

Outro aspecto que merece referência é o facto de num processo estocástico, o aumento da duração do registo, *per se*, não conduzir a uma maior aproximação do espectro de variância estimado ao verdadeiro espectro. Nessas situações, e como foi demonstrado anteriormente, o aumento de T permite estimar a densidade espectral num número crescente de bandas, de largura progressivamente menor. No entanto, a qualidade da estimativa para essas bandas espectrais cada vez mais estreitas não melhora. Com efeito, como resultado obtêm-se espectros muito irregulares, com uma variância elevada.

A verificação do módulo de análise espectral foi realizada através da sua aplicação à análise de registos de agitação marítima, e da posterior comparação dos espectros de variância obtidos com os resultados da análise espectral efectuada com o *software HR WaveData*. A Figura 4.69 apresenta os resultados de dois testes de verificação.

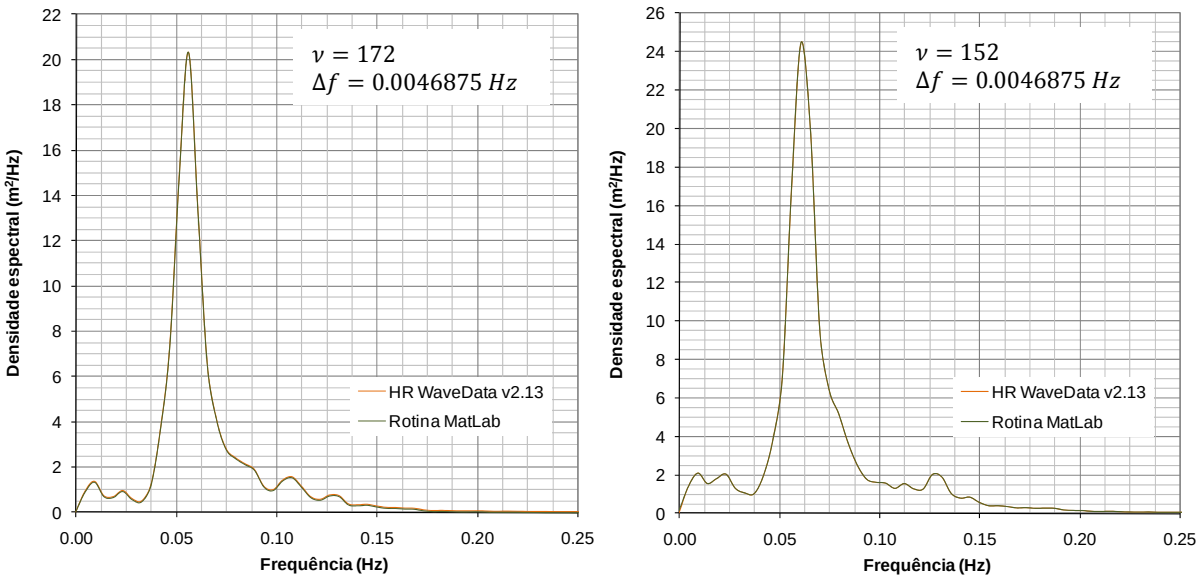


Figura 4.69 – Verificação do módulo de análise espectral da rotina desenvolvida. Espectros de variância da agitação marítima estimados para a sonda nº2, considerando uma largura da janela de dados igual a 512 pontos. Testes realizados com agitação irregular com T_P=18 s e H_S=2.5 m [S10-T44] (esquerda), e T_P=16 s e H_S=3.0 m [S11-T13] (direita);

A representação de estados de agitação marítima através de alturas e períodos de onda característicos, e a sua descrição espectral, são duas formas diferentes de caracterização do mesmo fenómeno físico, sendo possível estabelecer relações entre ambas. Partindo do princípio de que as séries temporais dos movimentos do navio amarrado podem ser equiparadas a um registo de agitação marítima, a rotina de cálculo automático desenvolvida foi preparada para permitir determinar as amplitudes características dos movimentos do navio amarrado, a partir dos espectros de variância estimados anteriormente.

Assim, com base nos espectros estimados, a rotina determina os seguintes parâmetros: frequência de pico - f_p, período de pico - T_p, densidade espectral máxima - $S(f_p)$ e os momentos espectrais de ordem zero - m_0, dois - m_2 e quatro - m_4. Os momentos espectrais de ordem n, m_n, são calculados recorrendo a,

$$m_n = \int_0^\infty f^n \, S(f) \, df \tag{4.80}$$

Partindo da definição de m_n, verifica-se que quanto maior for a ordem do momento espectral, maior peso é dado à 'banda' das altas-frequências do espectro de variância. Para o mesmo valor de m_0, um espectro mais largo terá, como consequência, maiores valores dos momentos de ordem mais elevada.

A largura de um espectro de variância pode ser estimada através do parâmetro de largura espectral, ε, que é determinado recorrendo a,

$$\varepsilon = \sqrt{1 - \frac{m_2^2}{m_0 m_4}} \tag{4.81}$$

Este parâmetro pode tomar valores entre zero e a unidade. Considera-se que um espectro de variância é de banda estreita quando ε está próximo de zero, e de banda larga quando ε está próximo da unidade. No caso particular da agitação marítima, quando estamos em presença de um espectro de variância de banda estreita, a distribuição de probabilidades de alturas de onda mais adequada é a de *Rayleigh*. Para um espectro de banda larga, a distribuição Normal é aquela que melhor se adapta à distribuição de ondas individuais, Frigaard, 2007. No entanto, como se explica na secção seguinte, a distribuição de *Rayleigh* pode ser uma boa aproximação para qualquer um dos casos se o método de contagem de ondas for o de zeros ascendentes ou de zeros descendentes. A aplicação da distribuição de probabilidades de *Rayleigh* conduz a resultados conservativos, ou seja, a alturas de onda maiores, qualquer que seja o nível de probabilidade considerado.

Partindo do pressuposto de que as oscilações do navio amarrado seguem uma distribuição de *Rayleigh* é possível, a partir dos momentos espectrais de ordem zero, determinar as amplitudes características dos movimentos do navio amarrado, $Ampl_{1/n,m_0}$, recorrendo a,

$$Ampl_{1/n,m_0} = a \times \sqrt{m_0} \tag{4.82}$$

O Quadro 4.27 apresenta os valores do parâmetro a que permitem calcular as amplitudes características dos movimentos do navio, admitindo que a distribuição de *Rayleigh* é aplicável.

Quadro 4.27 – Valores do parâmetro a (adaptado de Goda, 2000).

n	a	Categoria de movimento
1	2.507	Médio
3	4.004	Significativo
10	5.090	Médio do décimo superior
100	6.673	Médio do centésimo superior

Caso se verifique um desfasamento entre a distribuição em frequência das amplitudes das oscilações individuais do navio amarrado e a distribuição teórica de *Rayleigh*, as amplitudes características dos movimentos do navio estimadas com base na Equação (4.82) serão, previsivelmente, diferentes das determinadas com base numa análise estatística das séries temporais desses movimentos.

A previsão determinística de valores particulares da amplitude máxima dos movimentos do navio amarrado, $Ampl_{máx,m_0}$, para registos individuais, é impossível. No caso da agitação marítima, diferentes registos de ondas com a mesma H_S apresentam valores de $H_{máx}$ diferentes, pois $H_{máx}$ refere-se apenas à onda que possui a maior altura num registo. Esta característica não determinística da maior onda causa inconvenientes e incerteza no projecto de estruturas marítimas, Goda, 2000.

De acordo com Goda, 2000, e extrapolando para o caso das amplitudes pico-a-pico das oscilações do navio amarrado, as previsões de $Ampl_{máx,m_0}$ situam-se no intervalo,

$$Ampl_{máx,m_0} = (1{,}6 \sim 2{,}0) Ampl_{1/3,m_0} \tag{4.83}$$

Na rotina de análise utiliza-se o valor de 1.8.

Num estado de agitação marítima irregular, de acordo com a teoria, o período médio da onda, definido pelo método dos zeros ascendentes ou descendentes, pode ser determinado com base em,

$$\bar{T}_{m_0} = \sqrt{\frac{m_0}{m_2}} \tag{4.84}$$

A metodologia de determinação de parâmetros característicos a partir dos espectros de variância foi desenvolvida para ondas marítimas. Não se conhecem estudos sobre a sua extensão/aplicabilidade às oscilações de um navio amarrado. A validade desta metodologia nesse caso, isto é, da aproximação de uma distribuição em frequência da amplitude das oscilações do navio (valores pico-a-pico), segundo cada um dos seus modos de oscilação, a uma distribuição de *Rayleigh* é um dos assuntos que pode ter interesse desenvolver na sequência deste trabalho. A distribuição teórica de *Rayleigh* é apresentada em mais detalhe na secção seguinte.

No final, os resultados da análise espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado são exportados para um ficheiro **.xls*, em valores de protótipo. Este ficheiro guarda, sob a forma de quadro e para cada um dos diferentes movimentos, os resultados da análise espectral (frequência – Hz e a densidade espectral - m^2/Hz ou $graus^2$/Hz) e os parâmetros característicos das oscilações do navio, determinados com base no espectro de variância.

4.5.4.4. Distribuição em frequência da amplitude das oscilações do navio amarrado

O último módulo da rotina *MatLab* permite comparar a distribuição em frequência da amplitude das oscilações do navio amarrado (valores pico-a-pico e referidos à posição de repouso), segundo cada um dos modos de oscilação, com uma distribuição teórica de *Rayleigh*. Esta distribuição foi originalmente desenvolvida por *Lord Rayleigh* para descrever a distribuição da intensidade do som, que corresponde à sobreposição de ondas sonoras emitidas por um número infinito de fontes.

Posteriormente foi demonstrado que a distribuição de *Rayleigh* era também aplicável à distribuição das alturas de onda individuais, mas apenas nos casos em que, num estado de agitação irregular, estas ondas apresentam períodos de onda próximos e alturas de onda que variam gradualmente no tempo. Nestas condições, a energia do espectro de variância associado ao estado de agitação está concentrada numa gama estreita de frequências (espectro de banda estreita).

O desenvolvimento da teoria baseou-se na descrição da amplitude da envolvente de ondas irregulares. A consideração do pressuposto de que o espectro de variância é de banda estreita resulta numa baixa probabilidade de os máximos de um registo de ondas se situarem noutro local que não seja na crista dessas mesmas ondas. Por conseguinte, considera-se que a envolvente das ondas irregulares representa as amplitudes das ondas individuais. Uma vez que esta teoria pressupõe simetria do perfil de ondas, as probabilidades de ocorrência das cristas e das cavas são também simétricas, e a altura de onda, H, pode

ser considerada como correspondendo a duas vezes a amplitude da envolvente, Goda, 2000. A função densidade de probabilidade da altura de onda é dada por,

$$p(H) = \frac{H}{4\,m_0}\,exp\left[-\frac{H^2}{8\,m_0}\right] \tag{4.85}$$

Na rotina desenvolvida, essa função é definida com base no momento de ordem zero do espectro de variância das séries temporais dos movimentos do navio amarrado, Equação (4.80), que representa a área desse espectro.

A função densidade de probabilidade de *Rayleigh*, depois de normalizada pela altura de onda média, é dada por,

$$p(x) = \frac{\pi}{2}x\;exp\left(-\frac{\pi}{4}x^2\right) \quad : x = \frac{H}{\overline{H}} \tag{4.86}$$

Como esta distribuição de alturas de onda individuais representa uma densidade de probabilidade, a probabilidade de uma altura de onda normalizada tomar um valor arbitrário entre x e $x + dx$ é dada pelo produto $p(x)dx$.

A função de distribuição $F_X(x)$ permite determinar a probabilidade de uma altura de onda normalizada particular ser inferior a um valor pré-determinado.

$$F_X(x) = Prob\{X < x\} = 1 - exp\left(-\frac{\pi}{4}x^2\right) \tag{4.87}$$

Num estado de agitação marítima real, os períodos de onda individuais podem apresentar um intervalo de variação relativamente largo, o que faz com que exista um ligeiro desfasamento entre a distribuição de alturas de onda individuais nesse estado de agitação e a distribuição de *Rayleigh*, Goda, 2000. No entanto, a distribuição de *Rayleigh* proporciona uma boa aproximação para a distribuição de alturas de ondas individuais quando estas são definidas pelo método dos zeros descendentes ou ascendentes, não apenas nas situações em que vagas e ondulação ocorrem individualmente, mas também nos estados de agitação combinados, em que as vagas e a ondulação se propagam simultaneamente.

Adoptando uma distribuição de *Rayleigh* como uma aproximação à distribuição de alturas de ondas individuais num estado de agitação real, podem ser determinadas as alturas de ondas representativas desse estado de agitação, por manipulação da função densidade de probabilidade, tal como foi referido na secção anterior. Em princípio, quanto maior for o número de ondas num registo, maior proximidade deverá existir entre os valores previstos pela aproximação (que podem ser entendidos como valores médios) e os observados.

Este módulo da rotina foi desenvolvido com o intuito de verificar se a distribuição em frequência por classes de amplitude pico-a-pico das oscilações individuais do navio amarrado, segundo cada um dos seus modos de oscilação, se aproxima de uma distribuição teórica de *Rayleigh*.

Para a análise da distribuição das amplitudes das oscilações do navio por classes, é necessário indicar, para cada modo de oscilação, a amplitude pico-a-pico máxima da distribuição e o número de classes de amplitude que se pretende considerar. A distribuição pode ser realizada na forma dimensional ou adimensional.

4.5.4.5. *Outputs* da rotina

Os resultados das análises efectuadas com a rotina desenvolvida podem ser visualizados no *MatLab*, guardados sob a forma de imagens, ou exportados directamente para uma folha de *Excel*. No anexo A são apresentados, em detalhe, os *outputs* dos três módulos dessa rotina. Como exemplo, a Figura 4.70

apresenta os espectros de variância estimados para cada um dos modos de oscilação do navio, obtidos para uma janela de dados de 1024 pontos.

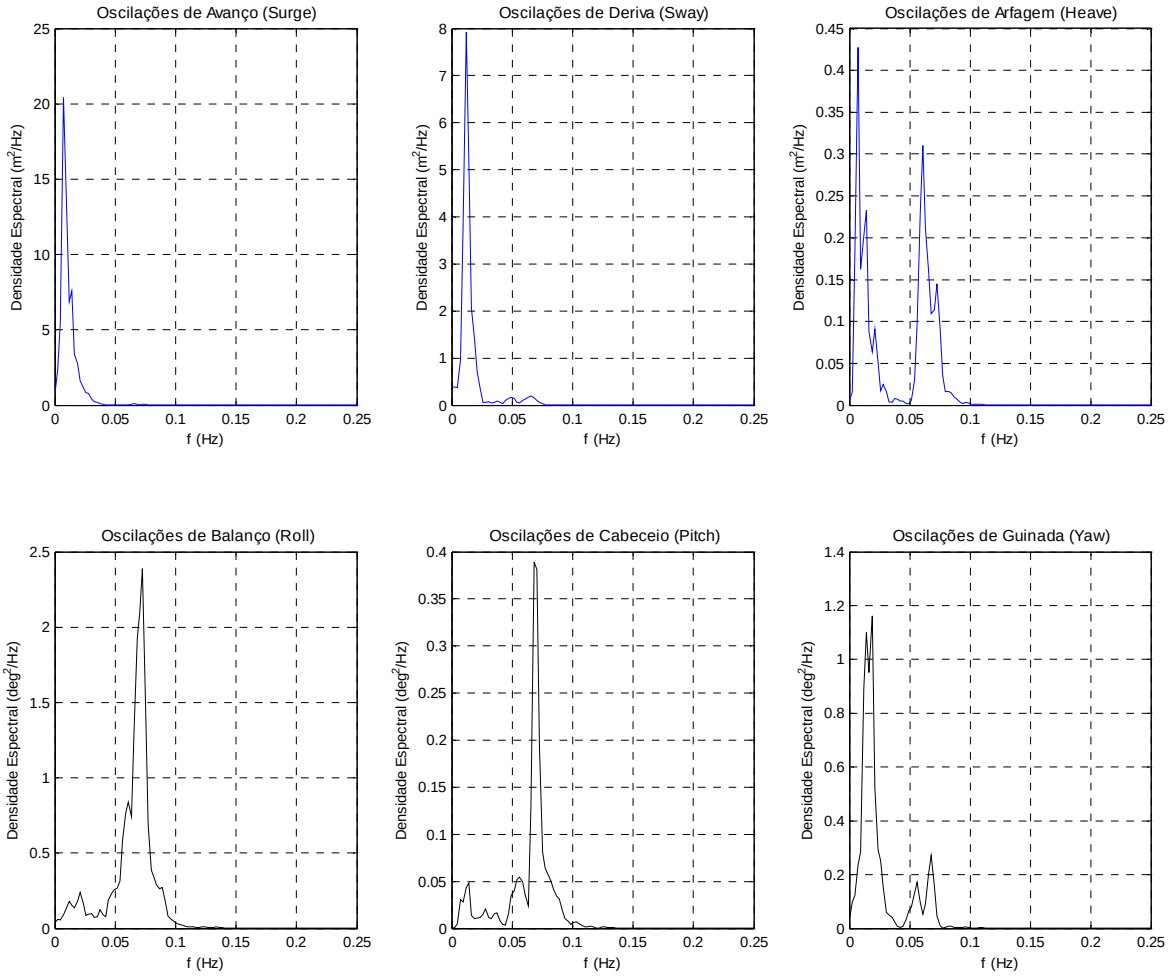


Figura 4.70 – Espectros de variância estimados para cada um dos movimentos do navio amarrado considerando uma largura da janela espectral igual a 1024 pontos [PS02K004].

4.6. MEDIÇÃO E ANÁLISE DAS FORÇAS APLICADAS NOS CABOS DE AMARRAÇÃO E DEFENSAS

4.6.1. INTRODUÇÃO

Nesta secção é apresentado, em mais detalhe, o sistema de medição das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, desenvolvido pela *HR Wallingford, UK*. Um dos pontos-chave deste sistema é sua versatilidade, na medida em que possibilita que o mesmo transdutor de força possa ser utilizado na medição das forças aplicadas numa defensa e, posteriormente, ser adaptado à medição das forças aplicadas num dos cabos de amarração do navio.

Depois de descrever este sistema de medição e a metodologia de calibração adoptada, apresenta-se a rotina desenvolvida em *MatLab* para facilitar e automatizar a análise das séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração. Esta rotina permite também fazer a correcção das medições efectuadas com o *software HR WaveData v2.13*, desenvolvido pela *HR Wallingford, UK*, que apresentava, num dos seus algoritmos, um erro de programação nunca antes detectado (anexo I).

4.6.2. Sistema de Medição das Forças Aplicadas nos Cabos de Amarração e nas Defensas

4.6.2.1. Introdução

O sistema de medição das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, tal como o sistema de medição dos movimentos de navios amarados baseado na aplicação de sensores laser, foi integrado no sistema de aquisição de agitação marítima, podendo partilhar os mesmos *softwares* de aquisição e de análise de dados (*HR WaveData v2.13* ou *HR DAQ v1.5r3*), Figura 4.4. Nesta secção apresenta-se, de uma forma pormenorizada, o funcionamento do sistema de medição de forças. Este sistema inclui um conjunto de dez transdutores de força, permitindo medir as forças aplicadas nas duas defensas do modelo físico e estudar *layouts* de amarração do navio com um máximo de oito pontos de amarração.

Os dez transdutores de força estão ligados à unidade de condicionamento de sinal, que inclui toda a electrónica necessária para polarizar os extensómetros embutidos nestes dispositivos e condicionar o sinal que estes enviam. Por sua vez, esta unidade está ligada a dois conversores USB, que transformam o sinal analógico recebido em digital, enviando-o, posteriormente, para o PC de aquisição, Figura 4.71.

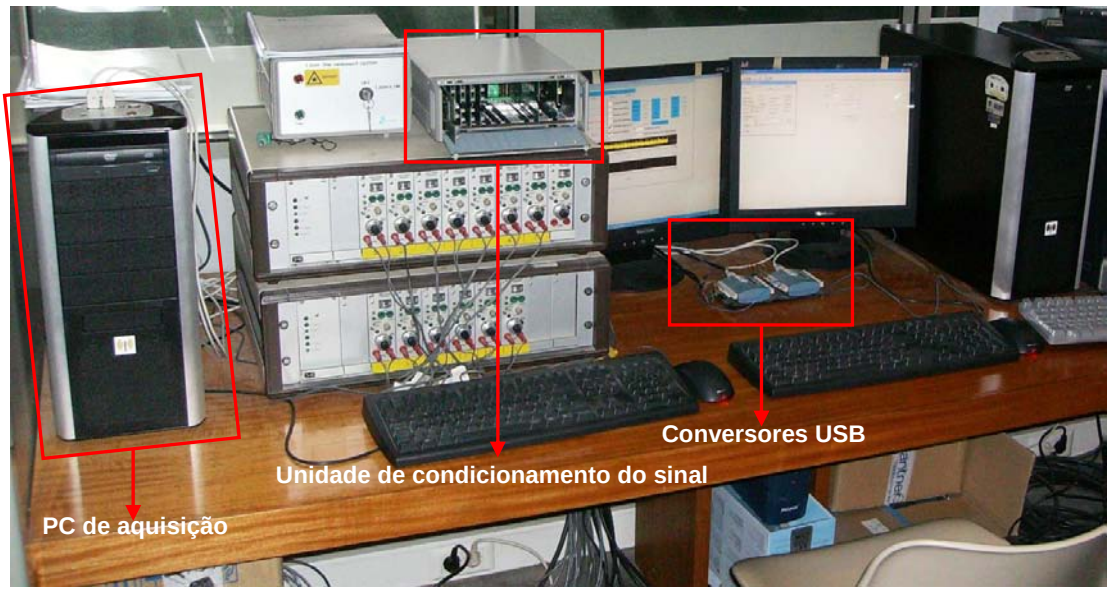


Figura 4.71 – Sala de controlo do tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica da FEUP. Enquadramento geral do sistema de medição de forças nos elementos do sistema de amarração.

Os *softwares* de aquisição e análise de dados instalados nesse PC controlam a aquisição, e permitem fazer o processamento das medições. As características particulares dos sinais de força conduziram à necessidade de desenvolver uma rotina de cálculo automático em *MatLab* para efectuar a sua análise (secção 4.6.3). A Figura 4.4 apresenta o organograma funcional do sistema integrado de medição das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas.

A unidade de condicionamento de sinal *Micro Analog* 2 - FE-MM16, *Fylde Electronic Laboratories*, é um sistema modular com capacidade para acomodar até oito módulos de dois canais, ou seja, permite receber, no máximo, o *input* de 16 canais analógicos, Figura 4.72. A unidade utilizada é constituída por 5 módulos do tipo FE-366-TA, que permitem condicionar e amplificar o sinal dos 10 transdutores de força utilizados para medir as forças nos cabos de amarração e nas defensas, e incluem um filtro desenvolvido para aplicações de aquisição e processamento de dados. Esses módulos permitem ainda o ajuste do ganho, do filtro e da configuração da ponte de medição através de "*jumpers*" internos.

Figura 4.72 – Vista de pormenor da unidade de condicionamento do sinal (esquerda) e dos dois conversores USB (direita).

O módulo FE-366-AZ, incorporado na unidade de condicionamento de sinal, permite colocar em zero, de uma forma automática, o *output* em *Volts* dos módulos FE-366-TA, através de uma injecção de voltagem. Esta acção permite ajustar o nível de referência de cada transdutor, tornando o *output* do respectivo amplificador igual a zero para esse nível. De outro modo, o sistema de aquisição teria de subtrair às medições seguintes o nível de referência do transdutor, o que poderia reduzir o alcance e a resolução deste sistema de medição. O módulo FE-810-BPSDC alimenta os módulos de amplificação e fornece uma fonte de energia estável e de baixo ruído para a polarização dos extensómetros.

O sinal analógico enviado pelos transdutores de força é transformado em digital em dois conversores USB -1608FS, da *Measurement Computing*^{TM} *Corporation*, que, em conjunto, permitem a amostragem simultânea de 16 canais analógicos de 16 bits. Os dois conversores encontram-se sincronizados entre si e com os dois módulos de aquisição de agitação marítima. Dos 16 canais disponíveis, 10 são usados pelos transdutores de força e os restantes pelo sistema de medição de movimentos de navios baseado na aplicação de sensores laser. O Quadro 4.28 apresenta a correspondência entre os conversores USB, os canais do sistema de aquisição *HR WaveData v2.13* e a referência dos transdutores de força.

Quadro 4.28 – Correspondência entre os conversores USB, os canais do sistema de aquisição e a referência dos transdutores de força (TF).

Nº PMD	Canal HRW	Refª do TF	Designação do cabo de amarração	
#1	17	1	CA1	1º Lançante de popa
	18	2	CA2	2º Lançante de popa
	19	3	CA3	Través de popa
	20	4	CA4	Regeira de popa
	21	5	CA5	Regeira de proa
	22	6	CA6	Través de proa
	23	7	CA7	2º Lançante de proa
	24	8	CA8	1º Lançante de proa
#2	25	9	DF1	Defensa de proa
	26	10	DF2	Defensa de popa

O sinal dos transdutores de força, após digitalização, é enviado para o PC de aquisição. Os *softwares HR WaveData v2.13* e *HR DAQ v1.5r3* permitem controlar a aquisição de dados e efectuar algumas operações de processamento e análise desses dados. As rotinas desenvolvidas em *MatLab* completam

as ferramentas de processamento e análise das séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio.

A medição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio tem um erro associado de ±1%. Este erro foi determinado através da aplicação de forças de valor conhecido no transdutor de força. Durante os testes, as forças aplicadas variaram de 0 a 9.81 N, em intervalos de 0.98 N (100 g). Neste contexto, o sistema de medição de forças inclui o extensómetro embutido no transdutor de força, a unidade de condicionamento do sinal e o voltímetro utilizado para medir o *output* dessa unidade.

4.6.2.2. Calibração

A calibração dos dispositivos de simulação dos cabos de amarração e das defensas pode ser dividida em dois tipos de operações. O primeiro engloba, quer a determinação das curvas de calibração de cada um dos transdutores de força, ou seja, da relação entre a força aplicada no transdutor e a voltagem medida pelo sistema de aquisição, quer a determinação das características elásticas destes dispositivos, ou seja, da relação entre a força aplicada e a deformação sofrida pelo transdutor de força.

O segundo tipo de operações consiste na determinação das características elásticas de diversas molas helicoidais, na selecção da(s) mola(s) mais adequadas para reproduzir, no modelo, as características elásticas de determinado cabo de amarração ou defensa e, por fim, na verificação, para cada conjunto 'transdutor de força - associação de molas', da aproximação entre a curva força-deformação pretendida (definida tendo por base as características do protótipo) e a obtida.

O processo de calibração e de ajuste dos cabos de amarração e das defensas, à semelhança do utilizado na calibração do modelo do navio, é do tipo iterativo e termina quando se encontram as características de elasticidade pretendidas para cada conjunto 'transdutor de força – associação de molas helicoidais'. No presente estudo experimental, foram testados *layouts* de amarração com um máximo de oito cabos de amarração. Assim, foi necessário calibrar oito desses conjuntos para os cabos de amarração e dois para as defensas, para cada uma das situações de teste estudadas. Por esse motivo, os resultados desta parte da calibração são apenas apresentados no capítulo 6, na descrição que antecede cada uma das fases do estudo em modelo físico.

A Figura 4.73 apresenta o modelo físico da estrutura de acostagem do Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, com o modelo físico do navio acostado e amarrado (primeira fase do estudo). Nessa figura encontram-se assinalados os dispositivos de simulação dos cabos de amarração e das defensas instalados na estrutura de acostagem.

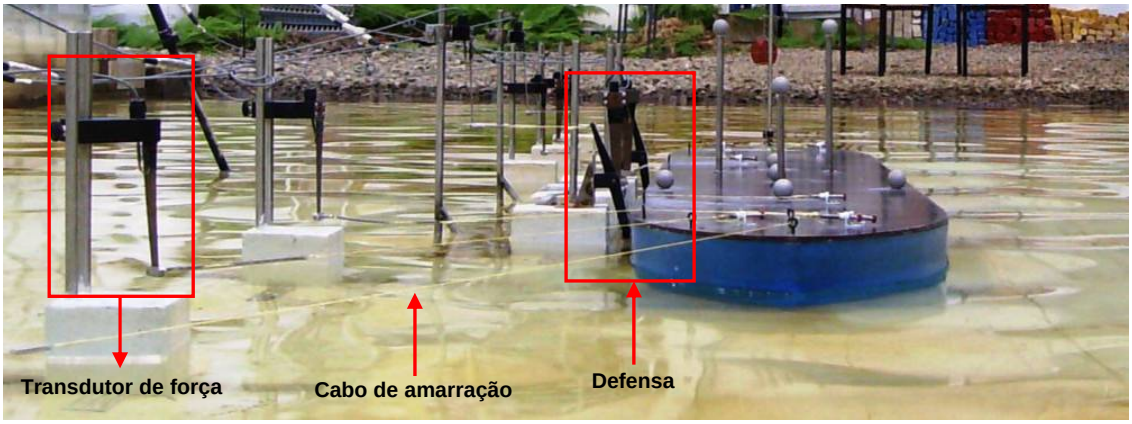


Figura 4.73 – Modelo físico da estrutura de acostagem do Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões (primeira fase do estudo em modelo físico).

O *software HR WaveData v2.13* permite a aquisição de vários tipos de sinais, mas foi desenvolvido a pensar, sobretudo, na aquisição e na análise de dados de agitação marítima, pelo que inclui um módulo destinado à calibração das sondas de níveis hidrodinâmicos. Assim, todas as etapas do procedimento de calibração dos transdutores de força e dos elementos do sistema de amarração do navio foram feitas fora deste *software*, que apenas foi usado para efectuar a leitura do sinal enviado pelos transdutores de força. Os factores de calibração dos transdutores de força foram posteriormente inseridos nos ficheiros de calibração utilizados pelo *HR WaveData v2.13*, antes do início de cada série de testes.

Para a calibração dos transdutores de força e dos dispositivos de simulação dos elementos do sistema de amarração foi criado um equipamento constituído por um braço fixo, para amarração do transdutor de força (sozinho ou em conjunto com uma associação de molas), e por uma plataforma móvel, à qual se pode ligar a extremidade do transdutor de força ou do conjunto 'transdutor de força – molas', Figura 4.74. Os deslocamentos na vertical (eixo dos *zz*) da plataforma móvel são controlados pelo utilizador.

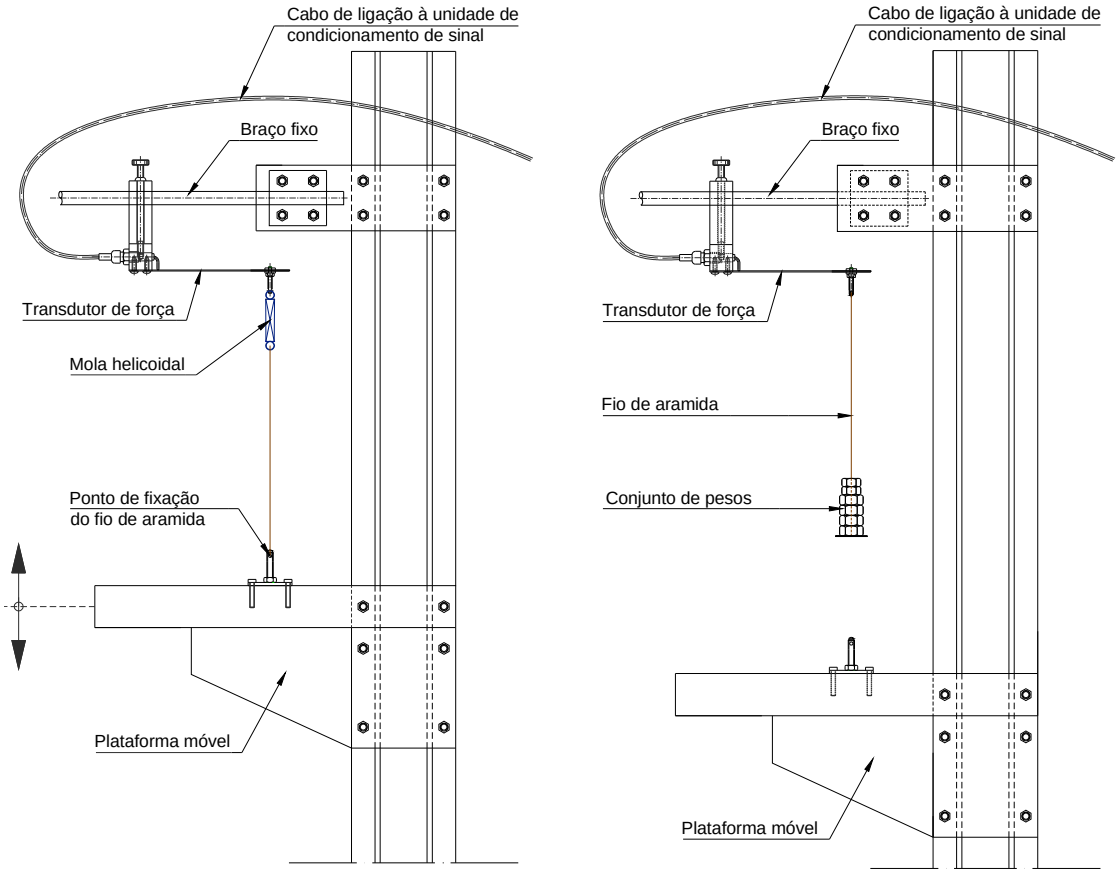


Figura 4.74 – Equipamento utilizado na calibração dos transdutores de força e dos dispositivos de simulação dos elementos do sistema de amarração. Determinação dos registos deformação – voltagem para o conjunto 'transdutor de força – mola helicoidal' (esquerda) e da curva de calibração do transdutor de força (direita).

A curva de calibração dos transdutores de força foi determinada com estes dispositivos fixos ao braço imóvel do equipamento referido, e com a plataforma móvel suficientemente afastada da extremidade do transdutor. Antes do início da sequência de carregamento, com o transdutor de força descarregado, o nível de referência desse dispositivo foi ajustado automaticamente, ou seja, colocou-se o *output* do amplificador do transdutor a zero *Volts* (para essa condição). Durante o carregamento são colocados, sequencialmente, pesos na extremidade de amarração do transdutor, Figura 4.74 – direita, com a força

aplicada no dispositivo a variar de 0 a 4.22 N, Quadro 4.29. Após a aplicação da força máxima inicia-se a sequência de descarregamento, com a retirada dos pesos colocados anteriormente. Nesta fase, os níveis de força aplicados são intermédios, relativamente aos considerados durante o carregamento. Este procedimento permite ainda avaliar a possibilidade de ocorrência de histerese no transdutor de força.

Quadro 4.29 – Sequência de carregamento e descarregamento dos transdutores de força.

#	Força (N)	
	Carga	Descarga
0	0.00	3.94
1	0.53	3.42
2	1.05	2.89
3	1.58	2.36
4	2.11	1.83
5	2.64	1.30
6	3.17	0.78
7	3.69	0.25
8	4.22	0.00

Os *softwares HR WaveData v2.13* e *HR DAQ v1.5r3* são utilizados para efectuar a aquisição do sinal enviado pelo transdutor de força, para cada valor de força aplicado. Após a aplicação (ou remoção) de pesos, o sinal (em *Volts*) adquirido oscila, ligeiramente, em torno de um valor médio. Por esse motivo foi necessário aguardar alguns instantes até o sinal estabilizar, antes de efectuar o registo da leitura. Os pares de valores registados permitem desenhar as curvas de calibração para cada transdutor, ou seja, as curvas que relacionam a força aplicada no dispositivo e a correspondente voltagem medida pelo sistema de aquisição. As Figuras 4.75 e 4.76 apresentam os resultados da calibração dos dez transdutores de força utilizados no estudo em modelo físico, bem como os correspondentes ajustes linear e polinomial de segundo grau aos pares de valores registados (força-voltagem).

O Quadro 4.30 apresenta os factores de calibração e o quadrado do coeficiente de correlação, R^2, para cada um dos transdutores de força, considerando um ajuste linear e um ajuste polinomial de segundo grau aos pares de registos força-voltagem. Estes ajustes foram realizados pelo método dos mínimos quadrados.

Quadro 4.30 – Factores de calibração dos transdutores de força.

Transdutor de força	Ajuste linear: $y = ax$		Ajuste polinomial: $y = ax^2 + bx$		
	a	R^2	a	b	R^2
1	0.86346	0.99960	0.01014	0.82555	0.99999
2	0.85677	0.99957	0.01036	0.81772	1.00000
3	0.87690	0.99946	0.01202	0.83270	0.99998
4	0.84696	0.99952	0.01073	0.80610	0.99999
5	0.86055	0.99922	0.01358	0.80974	0.99992
6	0.85834	0.99950	0.01129	0.81592	1.00000
7	0.86196	0.99952	0.01114	0.82025	1.00000
8	0.85734	0.99942	0.01215	0.81164	1.00000
9	0.84011	0.99945	0.01138	0.79642	1.00000
10	0.84064	0.99937	0.01223	0.79376	1.00000

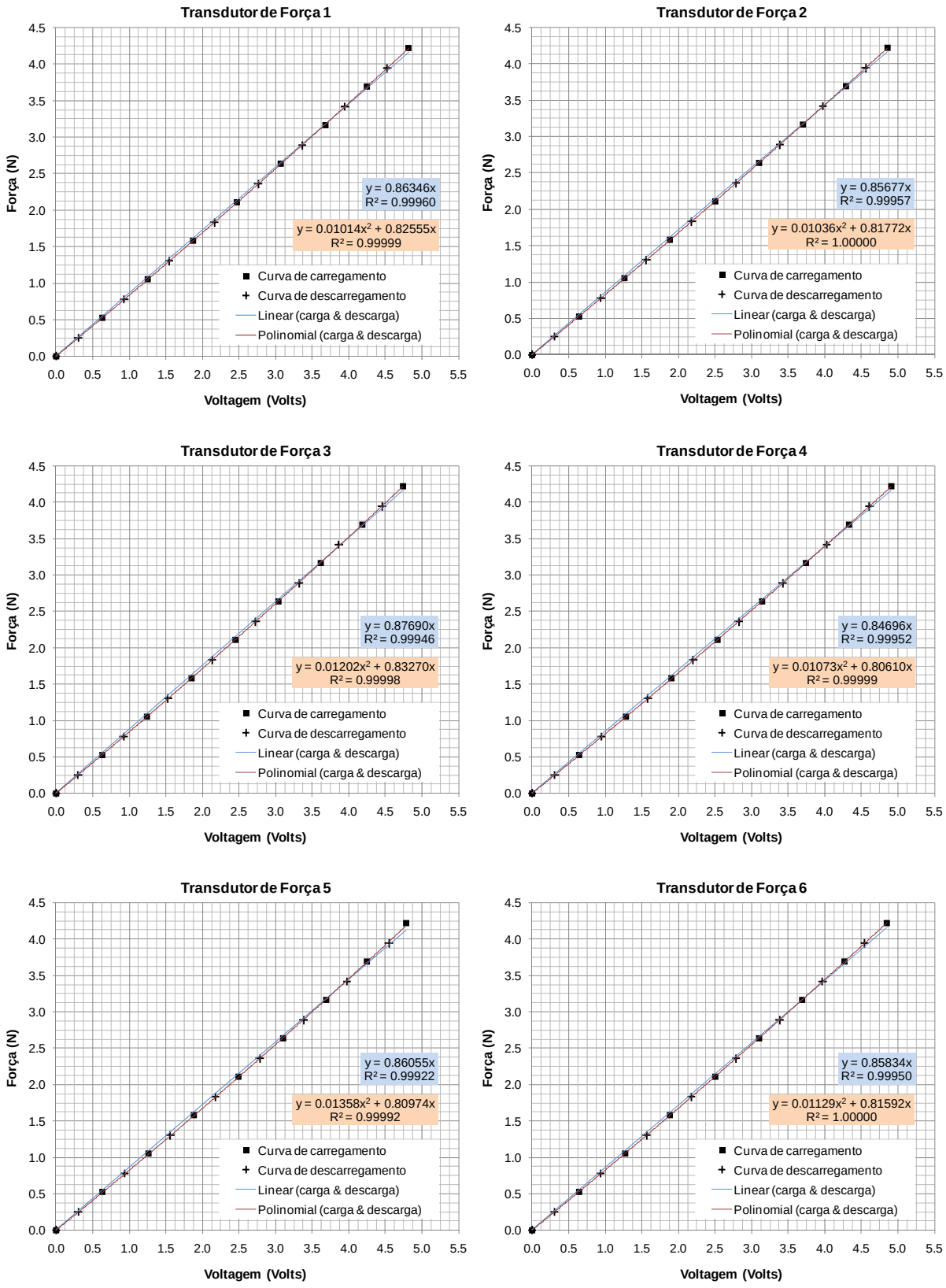


Figura 4.75 – Curvas de calibração dos transdutores de força 1-6: ajuste linear e polinomial de segundo grau.

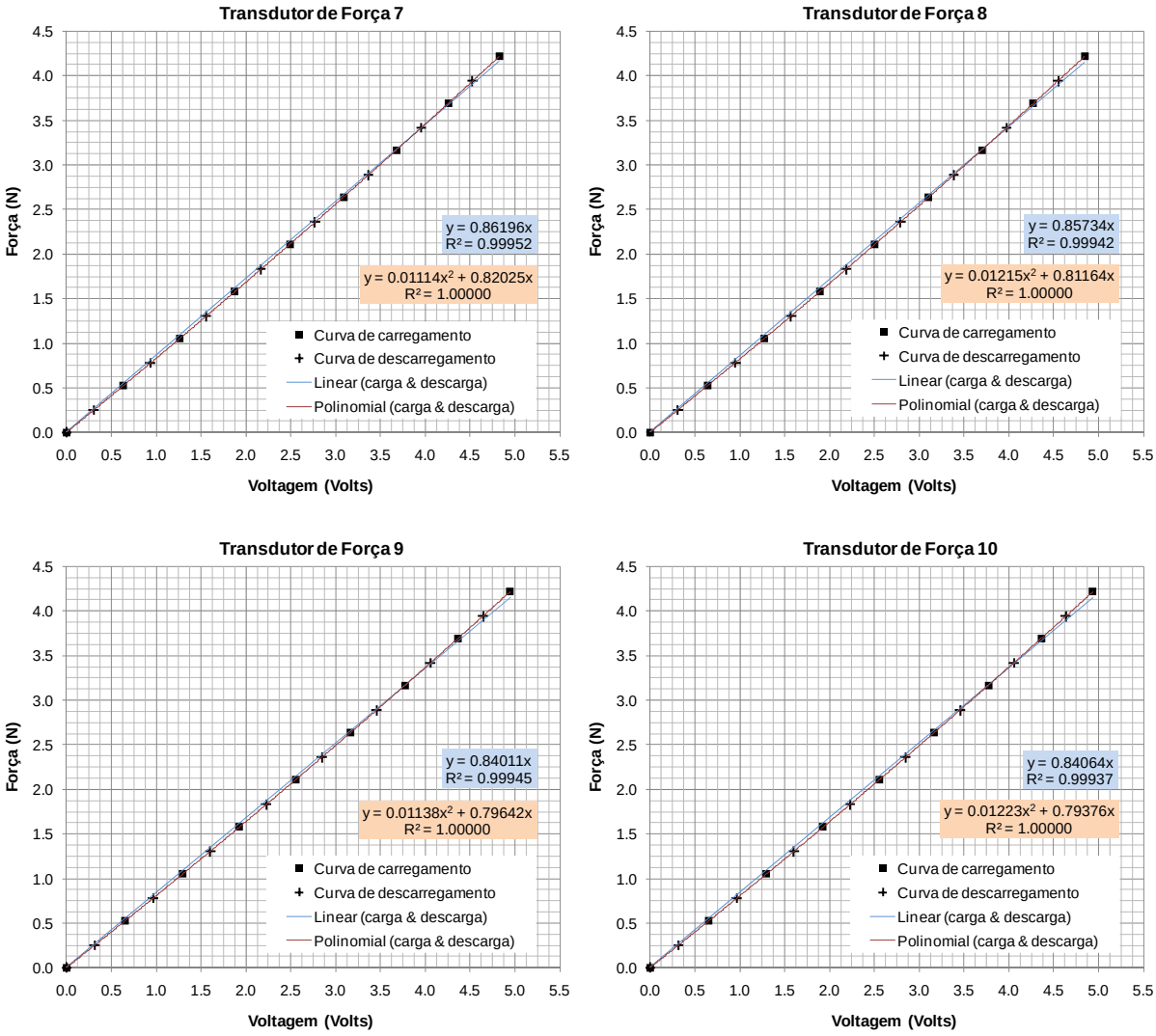


Figura 4.76 – Curvas de calibração dos transdutores de força 7-10: ajuste linear e polinomial de segundo grau.

Pode verificar-se que o ajuste polinomial de segundo grau conduz a coeficientes de correlação mais próximos da unidade do que o ajuste linear, Quadro 4.30. Contudo, o ajuste linear aos registos força-voltagem é também muito bom. Por uma questão de simplicidade, e porque os *softwares* de aquisição e de análise de dados assumem que a relação entre a grandeza da variável a medir e o sinal enviado pelo instrumento de medição é linear, os factores de calibração usados neste trabalho são os que resultam do ajuste linear.

Os diagramas força-voltagem dos transdutores de força, também designados por curvas de calibração, permitem converter as voltagens medidas durante os testes (no modelo físico) em forças aplicadas nos dispositivos de simulação dos cabos de amarração e das defensas.

Como foi referido anteriormente, as características elásticas dos elementos do sistema de amarração do navio são reproduzidas no modelo por um conjunto de molas helicoidais e pelo próprio transdutor de força. Assim, é necessário conhecer as características elásticas de cada um dos transdutores de força e de um conjunto de molas helicoidais para, numa fase posterior, se proceder à selecção da associação de molas que, em conjunto com o respectivo transdutor de força, permite reproduzir mais fielmente as características de um determinado cabo de amarração ou defensa (do protótipo). Por último, é feita a

determinação dos pares de valores força-deformação do conjunto 'transdutor de força – associação de molas' e a verificação da aproximação dessa curva à curva de referência, que é definida com base nas características do protótipo.

Os pares de registos deformação-voltagem de cada um dos transdutores de força foram determinados com o equipamento de calibração da Figura 4.74 – esquerda, com o transdutor fixo ao braço imóvel do equipamento e com um fio de elevada rigidez a ligar a extremidade do transdutor à plataforma móvel. Uma vez que o transdutor de força está ligado ao sistema central de aquisição, é possível medir, para cada deformação imposta ao transdutor, através da movimentação da plataforma móvel na direcção vertical, a correspondente voltagem. O nível de referência ("o zero") do transdutor de força é ajustado, de uma forma automática, antes do início de cada experiência de calibração, com a extremidade desse dispositivo desligada da plataforma móvel. Inicialmente foram aplicadas deformações de grandeza crescente no transdutor de força. Quando se atingiu a deformação máxima, a deformação do transdutor foi reduzida de forma progressiva. Este procedimento permite avaliar a possibilidade de ocorrência de histerese nesse dispositivo.

Com base nos resultados do ajuste linear aos pares de registos força-voltagem (Quadro 4.30) e nos registos deformação-voltagem, é possível determinar a curva força-deformação, que está relacionada com a rigidez do transdutor de força. Os elevados coeficientes de correlação entre os registos de força e de voltagem, para cada um dos transdutores de força, são favoráveis à adopção desta metodologia, que se baseia na aplicação da seguinte equação,

$$F_{ij} = a_j \times V_{ij} + b_j \tag{4.88}$$

em que F_{ij} representa a força no transdutor j que está associada à voltagem mediada pelo sistema de aquisição de valor V_{ij} quando se impõe a esse dispositivo uma deformação com o número de ordem i, e a_j e b_j os resultados do ajuste linear aos pares de registos força-voltagem, Quadro 4.30. Como a recta do ajuste linear cruza a origem, b_j é igual a zero qualquer que seja o transdutor de força considerado.

Os pares de valores força-deformação determinados para cada um dos transdutores de força (calibração FEUP) são apresentados no anexo B, conjuntamente com os resultados da calibração inicial destes dispositivos, fornecidos pela *HR Wallingford*, *UK*, aquando da sua aquisição. Verifica-se que o ajuste linear a estes dados não é tão bom como o efectuado anteriormente para os registos força-voltagem. O ajuste polinomial de segundo grau conduz a coeficientes de correlação muito próximos da unidade, sendo portanto aquele que melhor descreve a relação entre a força e a deformação dos transdutores de força quando considerados individualmente, ou seja, sem molas helicoidais.

Nota-se também algum desfasamento entre os resultados fornecidos pela *HR Wallingford*, *UK*, e os obtidos no âmbito do presente trabalho, sobretudo no caso do transdutor de força 6. O Quadro 4.31 apresenta os resultados do ajuste linear, pelo método dos mínimos quadrados, aos pares de valores força-deformação que resultaram das duas calibrações referidas, em que a representa a constante de proporcionalidade entre a força e a deformação do transdutor de força, e tem como unidades N/mm, e R^2 o quadrado do coeficiente de correlação entre as duas grandezas.

As diferenças encontradas podem ser justificadas pela adopção de metodologias de calibração distintas e, eventualmente, pela realização das experiências de calibração em condições ambientais diferentes (e.g. temperatura). Além disso, após a recepção destes dispositivos, o parafuso especial que permite a fixação dos cabos de amarração (Figura 4.24) foi deslocado para uma posição próxima da extremidade da lâmina flexível em consola. O ajuste efectuado foi muito ligeiro na maior parte dos transdutores de força e visou a uniformização do ponto de aplicação das forças nestes dispositivos. Esta modificação

tem como consequência a alteração da rigidez do dispositivo, que poderá ficar mais ou menos flexível, consoante o ponto de aplicação se aproxime ou afaste da extremidade da lâmina em consola.

Quadro 4.31 – Resultados do ajuste linear aos pares de valores força-deformação. Parâmetro de rigidez linear do transdutor de força.

Transdutor de força #	Ajuste linear: $y = ax$			
	FEUP		*HR Wallingford*, *UK*	
	a	R^2	a	R^2
1	0.2073	0.9975	0.2038	0.9934
2	0.2189	0.9973	0.2170	0.9916
3	0.2089	0.9949	0.2024	0.9860
4	0.2007	0.9943	0.2009	0.9889
5	0.2001	0.9897	0.1863	0.9795
6	0.1978	0.9914	0.2344	0.9882
7	0.2037	0.9884	0.2109	0.9868
8	0.2116	0.9941	0.1950	0.9792
9	0.2147	0.9954	0.2192	0.9896
10	0.2187	0.9948	0.2225	0.9876

Apesar de não ser possível fazer uma comparação directa, como as alterações efectuadas na posição do ponto de aplicação da força foram, regra geral, pequenas, os parâmetros do ajuste linear aos resultados das duas calibrações são idênticos. Em virtude das modificações introduzidas, o parâmetro de rigidez, a, determinado a partir dos resultados das calibrações realizadas na FEUP, varia menos de dispositivo para dispositivo, pese embora cada transdutor de força tenha características únicas.

A análise do Quadro 4.31 permite ainda constatar que o quadrado do coeficiente de correlação é sempre mais elevado nos ajustes efectuados aos resultados das calibrações realizadas na FEUP. Neste trabalho, após a aplicação de forças (ou da imposição de deformações) no transdutor de força, aguardou-se que o sinal medido pelo sistema de aquisição estabilizasse. Esta metodologia permitiu que as diferenças entre as leituras realizadas na fase de carregamento (ou deformação crescente) e de descarregamento (ou deformação decrescente) fossem menos notórias, o que conduziu a coeficientes de correlação mais elevados entre as grandezas medidas.

As características elásticas das molas helicoidais foram determinadas utilizando os transdutores de força e o equipamento de calibração representado na Figura 4.74, aplicando uma metodologia semelhante à usada na calibração dos transdutores de força. Assim, com o transdutor de força fixo ao braço imóvel do equipamento, prendeu-se a mola ao parafuso especial do transdutor destinado à fixação dos cabos de amarração do navio. Um fio de rigidez muito elevada (*aramida*) liga a outra extremidade da mola à plataforma móvel.

A movimentação da plataforma móvel na direcção vertical conduz, quer à deformação do transdutor de força, quer a um alongamento da mola cujas características se pretendem conhecer. Com base nos pares de registos deformação-voltagem obtidos, e na curva de calibração do transdutor de força usado, são determinados os pares de valores força-deformação para o conjunto 'transdutor de força – mola'. A Figura 4.77 mostra, a título de exemplo, o resultado de um ajuste linear aos pares de valores força-deformação aquando da determinação das características elásticas da mola D5 com o transdutor de força número 2.

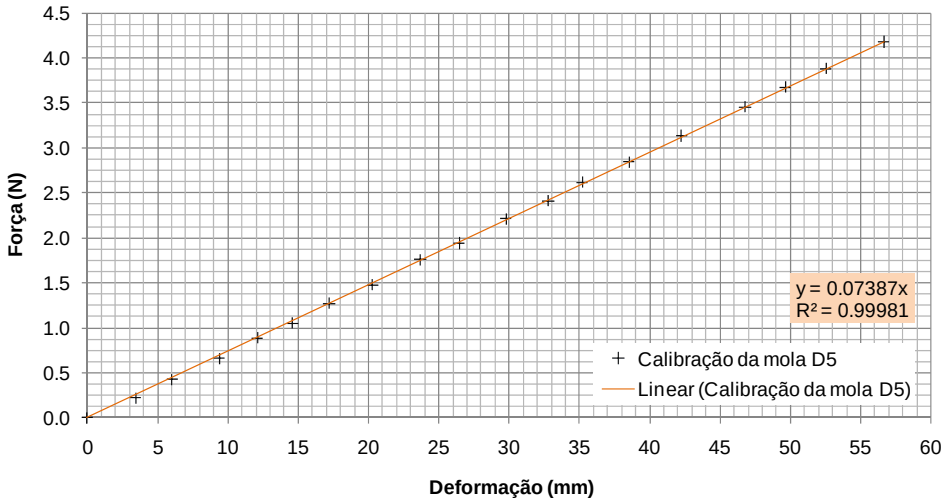


Figura 4.77 – Ajuste linear aos pares de valores força-deformação para o conjunto 'transdutor de força 2 - mola D5'.

O declive da recta do ajuste linear representa a constante de proporcionalidade entre a força aplicada e a deformação experimentada pelo conjunto, ou seja, a rigidez equivalente do conjunto 'transdutor de força 2 e mola D5'. Como a rigidez do transdutor de força é conhecida, a aplicação da Equação (4.36) permite determinar a rigidez da mola. A Figura 4.77 mostra ainda que o ajuste linear aos pares de valores força-deformação para o conjunto 'transdutor de força – mola' é bom, revelando que a não-linearidade do transdutor de força é, de certa forma, dissimulada pelo comportamento linear da mola helicoidal.

O Quadro 4.32 apresenta as características das várias categorias de molas helicoidais seleccionadas para este trabalho. Estas molas, fabricadas pela *Lee Spring Limited, UK*, apresentam uma pré-tensão inicial que terá de ser removida para que estas apresentem o comportamento linear pretendido. Neste processo, a rigidez da mola tende a afastar-se da rigidez média apresentada no quadro, sendo, portanto, necessário determinar as suas características elásticas através dos métodos já referidos anteriormente. Desta aparente contrariedade resulta a obtenção de uma gama mais alargada de molas, o que permite, posteriormente, encontrar um melhor ajuste dos dispositivos de simulação dos cabos de amarração e das defensas às características de elásticas destes elementos no protótipo. Como cada uma das molas tem características únicas, estas foram marcadas com um número de ordem e a respectiva referência.

Quadro 4.32 – Características das molas helicoidais utilizadas.

	Referência	Rigidez (N/mm)	Força máxima (N)
A	LE018B10S	0.059	5.00
B	LE016B09S	0.035	4.73
C	LE018B06S	0.085	5.00
D	LE018B04S	0.113	5.00
E	LE018B02S	0.163	5.00
F	LE014B13S	0.011	3.16
G	LE014B10S	0.016	3.16
H	LE014B05S	0.027	3.16
I	LE016B02S	0.089	4.73
J	LE018B01S	0.295	5.00
K	LE024B11S	0.357	5.00
L	LE031B04S	1.613	5.00

A etapa seguinte consistiu em converter as curvas de força-deformação (i.e. as relações constitutivas) dos elementos do sistema de amarração de unidades de protótipo para unidades do modelo, recorrendo às leis de semelhança. Como foi explicado nas secções 4.3.6 e 4.3.7, os dispositivos de simulação dos elementos do sistema de amarração usados no presente estudo permitem que essas curvas sejam depois aproximadas a dois ou mais segmentos de recta (cada troço representando uma rigidez diferente), ou reproduzidas considerando uma rigidez equivalente para esse elemento.

Após a selecção do método mais apropriado para a reprodução das características elásticas dos cabos de amarração e das defensas no modelo físico, são seleccionadas, do portfólio existente, e para cada um dos transdutores de força, as molas helicoidais que permitem reproduzir com maior rigor as curvas força - deformação desses elementos. Por último, é feita a verificação, para cada conjunto 'transdutor de força - associação de molas', da aproximação entre a curva força - deformação pretendida (definida com base as características do protótipo) e a obtida.

A utilização dos transdutores de força como dispositivos únicos de simulação das defensas no modelo requer a adopção de uma metodologia alternativa de calibração. Neste tipo de aplicações, a lâmina do transdutor deforma-se no sentido negativo, o que resulta na compressão do extensómetro localizado na parte anterior dessa lâmina. A calibração do transdutor é efectuada com o equipamento desenvolvido para o efeito, com a plataforma móvel a deslocar-se na vertical de forma a originar a compressão desse dispositivo, Figura 4.78. Para cada uma das deformações impostas ao transdutor de força é registada a correspondente voltagem.

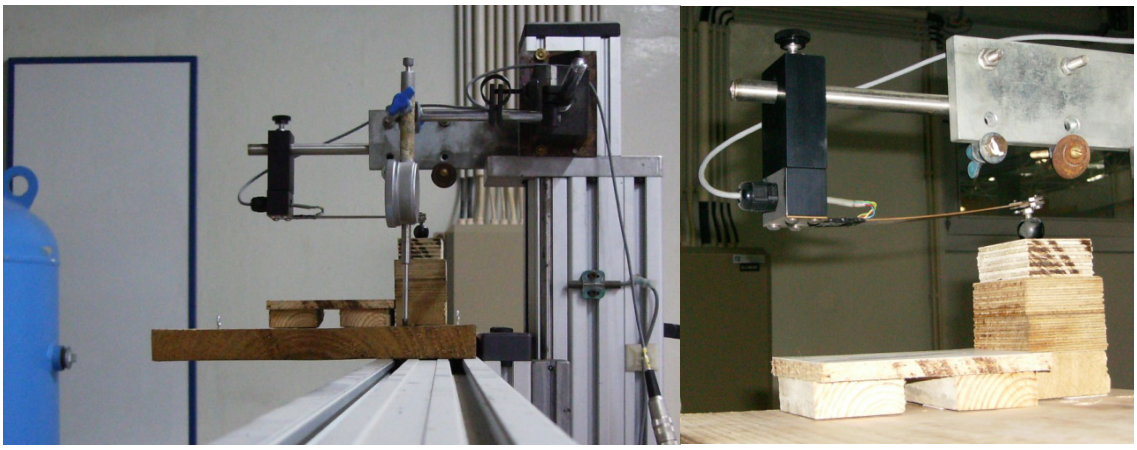


Figura 4.78 – Dispositivo de calibração dos cabos de amarração e das defensas (direita), calibração de uma defensa à compressão (esquerda).

Para determinar a curva de calibração à compressão, e tendo como referência o esquema apresentado na Figura 4.74 – direita, o transdutor de força foi rodado 180º, e as diferentes forças foram aplicadas com a sequência usada na calibração à tracção. Os pares de valores força-deformação determinados para os transdutores de força 9 e 10 com base nos registos deformação de compressão – voltagem e nas curvas de calibração são apresentados na Figura B.4 (anexo B). Este método de reprodução das características elásticas das defensas foi apenas utilizado em testes preliminares.

As características elásticas das molas utilizadas na simulação dos elementos do sistema de amarração do navio (no modelo) podem também ser determinadas com o dispositivo apresentado na Figura 4.79, constituído por um suporte vertical ao qual se encontra fixo um *LVDT*[13]. As extremidades do *LVDT* e

[13] O LVDT (*Linear Variable Differential Transformer*) é um sensor que permite medir deslocamentos lineares.

da associação de molas estão ligadas por uma peça metálica que garante o movimento solidário do conjunto, aquando da aplicação sucessiva de pesos na garra. O contra-peso aplicado na parte posterior do dispositivo permite compensar, através do sistema de roldanas, o peso do conjunto constituído pela peça metálica e pela garra. Como o *LVDT* está ligado a um computador é possível medir, de uma forma contínua, o alongamento da associação de molas, utilizando um *software* de aquisição específico.

Com esse dispositivo, a curva de força-deformação da associação de molas helicoidais é determinada de forma directa. No entanto, as roldanas instaladas têm a capacidade de absorver uma parte das forças aplicadas (mesmo que lubrificadas), nomeadamente através do atrito. Esta particularidade constitui um obstáculo à determinação (rigorosa) das características elásticas das molas. Este dispositivo foi apenas usado numa fase anterior à chegada do equipamento de aquisição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio.

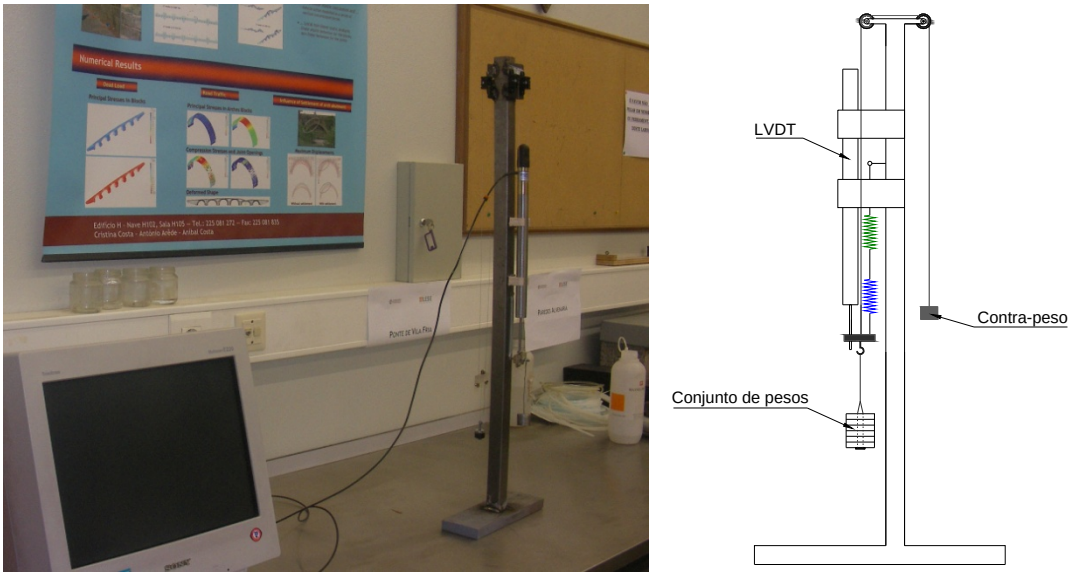


Figura 4.79 – Dispositivo de determinação das características elásticas (rigidez) de molas helicoidais.

Após a calibração de cada um dos elementos do sistema de amarração, e do próprio modelo físico do navio, pode então realizar-se um conjunto de experiências que visam a caracterização da rigidez global do sistema de amarração e do comportamento dinâmico do navio amarrado no cais. Estas experiências são efectuadas com o navio convenientemente instalado no tanque de ondas e amarrado à estrutura de acostagem com o sistema de amarração seleccionado.

A rigidez global do sistema de amarração do navio na direcção longitudinal pode ser determinada (ou verificada) através da aplicação de uma força no navio amarrado, e analisando o seu comportamento como resposta à aplicação dessa força, Figura 4.80 – esquerda. A força foi aplicada horizontalmente, através de um peso de valor conhecido, suspenso no dispositivo apresentado na Figura 4.80 – direita, e ligado ao navio por um fio leve e resistente. A aplicação sequencial de vários pesos permite definir a curva de força-deslocamento característica desse sistema de amarração. Preferencialmente, essa curva deve ser determinada para o intervalo de amplitudes de movimento que se espera que o navio amarrado venha a experimentar durante os ensaios, BMT, 2001. A possibilidade de ocorrência do fenómeno de histerese no sistema de amarração pode ser verificada através da medição dos deslocamentos do navio, quer para forças aplicadas de grandeza crescente, quer decrescente. Segundo a direcção transversal ao cais pode ser aplicada uma metodologia idêntica à apresentada.

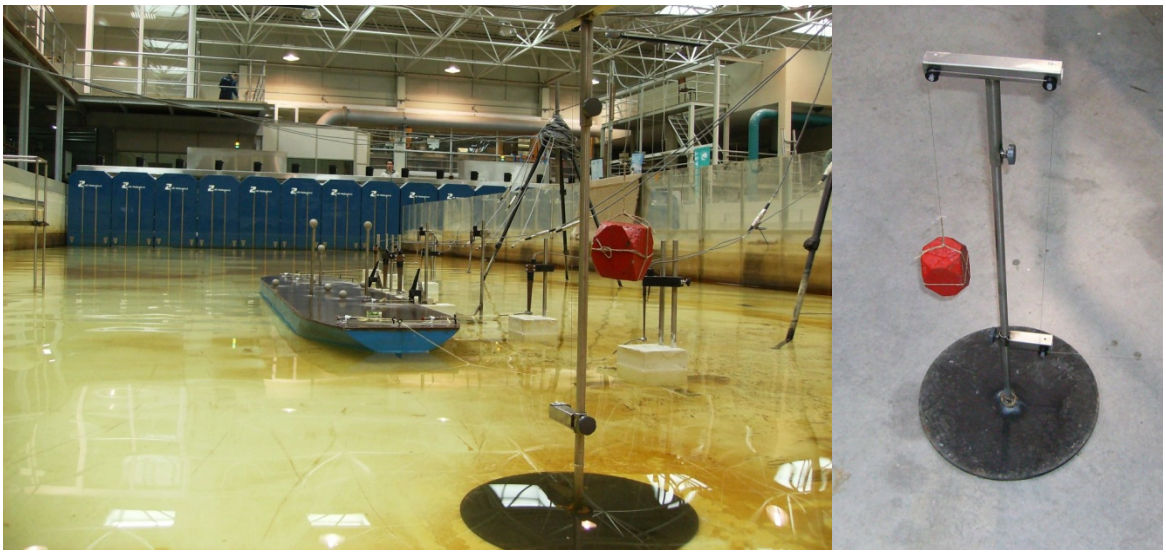


Figura 4.80 – Determinação da rigidez global do sistema de amarração do navio para a direcção longitudinal (esquerda), vista de pormenor do dispositivo para a aplicação da força no navio (direita).

Em geral, nos estudos em modelo físico do comportamento de navios amarrados, é suficiente calibrar individualmente cada um dos elementos que compõem o modelo e verificar, de forma regular, o seu correcto funcionamento durante os testes. Posto isto, o procedimento apresentado anteriormente foi apenas aplicado na primeira fase do estudo, segundo a direcção longitudinal. Assim, foram aplicadas à proa do navio, e posteriormente à popa, forças de 4 e 5 N. Durante cada uma das experiências foram medidas as forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio e os seus movimentos segundo os seis graus de liberdade existentes.

Nos parâmetros caracterizadores do comportamento dinâmico do navio amarrado incluem-se os seus períodos naturais de oscilação e o decréscimo logarítmico das suas oscilações. Estes parâmetros são determinados com base nos resultados do mesmo tipo de experiência, e para cada um dos seis graus de liberdade existentes.

A metodologia utilizada consistiu na aplicação de uma força (ou momento) no navio, que em relação à sua posição inicial de repouso, o movimenta de um determinado deslocamento (ou ângulo). Após esta fase, a força (ou momento) é retirada subitamente, ficando o navio amarrado "livre" para voltar à sua posição inicial de equilíbrio. Um sistema dinâmico com um amortecimento inferior ao crítico tende a oscilar em torno dessa posição de equilíbrio. A análise dos registos dessas oscilações permite determinar o período natural dos seis modos de oscilação do navio e o amortecimento (decréscimo logarítmico) que lhes está associado. Estas experiências são efectuadas com o navio amarrado no cais, em condições de águas paradas (sem ondas) e para a profundidade de água de teste.

A metodologia apresentada foi repetida para cada um dos seis graus de liberdade do navio amarrado. A Figura 4.81 mostra, como exemplo, uma das experiências realizadas para a determinação do período natural do modo de oscilação de avanço. Durante a realização das experiências, os movimentos do navio e as forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração foram medidos, de forma contínua. A análise dos resultados deste tipo de experiências é realizada com uma rotina de cálculo automático que foi desenvolvida em *MatLab*.

Os períodos naturais de oscilação do navio amarrado no cais (e o respectivo amortecimento) foram determinados antes do início de cada uma das séries de testes experimentais, sempre que a alteração das condições de teste sugerisse uma alteração desses períodos naturais de oscilação.

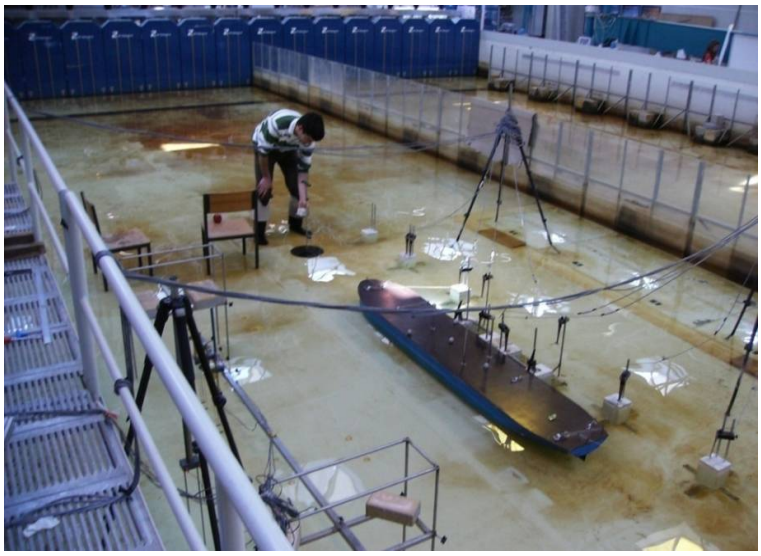


Figura 4.81 – Determinação do período natural da oscilação de avanço, por aplicação de uma força à proa do navio.

4.6.3. ROTINA MATLAB PARA ANÁLISE DE RESULTADOS

4.6.3.1. Introdução

Para facilitar e automatizar a análise dos resultados adquiridos com o sistema de medição das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, foi desenvolvida uma rotina de cálculo em *MatLab*. Esta rotina permite também fazer a correcção das medições efectuadas com o *software HR WaveData v2.13*, desenvolvido pela *HR Wallingford, UK*, que apresentava, num dos seus algoritmos, um erro de programação nunca antes detectado (anexo I).

Na versão mais actual, a rotina está subdividida em duas partes: a primeira faz a correcção das séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio, enquanto a segunda permite fazer uma análise estatística dessas séries.

A rotina desenvolvida requer interacção com o utilizador durante o processamento dos resultados, quer ao nível da definição de parâmetros e de opções de análise, quer do modo de visualização e exportação dos resultados obtidos. Estes podem apenas ser vistos no *MatLab*, guardados sob a forma de imagens, ou exportados directamente para uma folha de *Excel*.

Os dados de entrada da rotina (*inputs*) são: um ficheiro com as séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio, depois de exportado para o formato **.xls* pelo *software HR WaveData v2.13*; um ficheiro com os factores de calibração iniciais e corrigidos (determinados com o *software HR DAQ v1.6r4*), dos dez transdutores de força usados; um ficheiro com as forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração na condição inicial de repouso (pré-tensão); e a localização da directoria onde os resultados processados serão guardados.

4.6.3.2. Análise estatística

Contrariamente ao que se verifica com as séries temporais dos movimentos do navio amarrado, ou da elevação da superfície livre da água, os sinais registados pelos sistemas de medição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio apenas podem tomar valores positivos, associados ao alongamento dos cabos de amarração, ou à compressão das defensas. Esses sinais têm, portanto, como referência o zero absoluto do instrumento de medição, Figura 4.82.

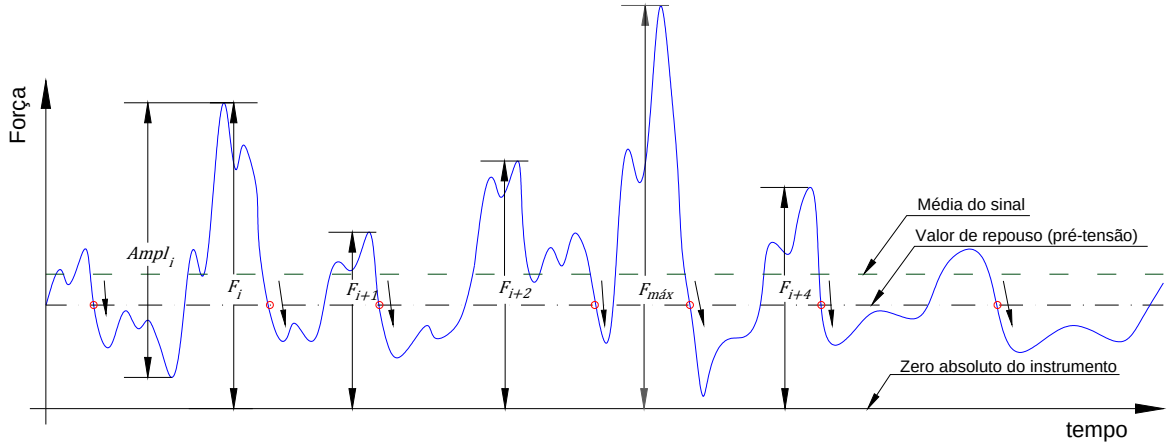


Figura 4.82 – Série temporal da amplitude das forças aplicadas num dos elementos do sistema de amarração de um navio. Análise com base no método dos zeros descendentes.

No caso da agitação marítima, quando se analisa a elevação da superfície livre da água, pode verificar-se que a média do sinal corresponde, sensivelmente, à elevação da superfície livre da água na situação de repouso (i.e. antes do início do teste), a qual habitualmente coincide com o zero do instrumento de medição. No entanto, num registo de forças relativo a um elemento do sistema de amarração do navio, o sinal médio poderá estar deslocado do valor correspondente à situação de repouso, devido à força de deriva média exercida pelas ondas no navio amarrado.

Quando se recorre à aplicação de pré-tensão nos cabos de amarração do navio, as séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração oscilam em torno desse valor (valor inicial de repouso), podendo o processamento do sinal ser realizado tomando como referência esse nível. Assim, na Figura 4.82, a distância do zero do instrumento ao nível de repouso indica o valor da força de pré-tensão aplicada no elemento, enquanto a distância do nível de repouso à média do sinal indica a força de deriva média induzida pela agitação. A distância do zero absoluto do instrumento ao sinal medido indica, obviamente, a força absoluta aplicada no elemento do sistema de amarração, nesse instante.

No estudo do comportamento de navios amarrados, e em termos dos esforços aplicados nos elementos do sistema de amarração, os parâmetros mais importantes são os valores máximos das forças registadas nesses elementos durante o teste. Com efeito, essas forças são as que determinam a rotura dos elementos do sistema de amarração, e permitem avaliar, em condições normais, a folga de segurança em cada um desses elementos. No entanto, por analogia com a análise estatística efectuada para as séries temporais dos movimentos do navio amarrado ou da elevação da superfície livre da água, preparou-se a rotina de cálculo automático para realizar uma análise das séries temporais dos esforços aplicados nos elementos do sistema de amarração do navio

O módulo de análise estatística utiliza as séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração, depois de corrigidas, e efectua uma análise estatística das mesmas tendo como nível de referência as forças aplicadas em cada um desses elementos na situação de repouso (outros níveis de referência podem também ser considerados). No total são analisadas dez séries temporais, oito relativas às forças aplicadas nos cabos de amarração e duas às forças aplicadas nas defensas. Para cada série temporal, a rotina desenvolvida faz a contagem das “oscilações” do sinal de força em relação ao nível de referência seleccionado recorrendo, quer ao método dos zeros ascendentes, quer ao método dos zeros descendentes, Figura 4.82. Neste último método, um zero descendente é detectado sempre que o valor actual da série temporal é inferior ao valor de referência (e.g. nível de pré-tensão) e o anterior maior ou igual a esse valor de referência.

Para cada uma dessas oscilações, definidas com base num dos métodos referidos, calculam-se as semi-amplitudes máxima (acima do nível de referência) e mínima (abaixo do nível de referência) do sinal de força, o intervalo de tempo entre zeros consecutivos, e a amplitude máxima (pico-a-pico) de variação da força ($Ampl_i$), Figura 4.82. Este último parâmetro corresponde à soma da semi-amplitude máxima com a semi-amplitude mínima do sinal da força, em cada oscilação, sendo equivalente ao parâmetro altura de onda num registo de elevação da superfície livre da água, embora, sob o ponto de vista físico, com menor importância. A força máxima em cada oscilação, F_i, é calculada somando à semi-amplitude máxima o valor de referência, que no caso em análise é o valor da pré-tensão aplicada no elemento do sistema de amarração. Cada uma dessas forças tem associado um período de zeros descendentes ou ascendentes.

A força máxima, $F_{máx}$, aplicada num determinado elemento do sistema de amarração corresponde à força F_i máxima medida nesse elemento durante o teste realizado. Este módulo determina, também, a força significativa, F_{sign}, que corresponde à média do terço superior das forças máximas associadas às oscilações (individuais) do sinal de força, a força média do décimo superior dessas forças máximas, $F_{1/10}$, e a força média, $F_{méd}$. Importa referir que a força média determinada pelo procedimento descrito não representa o valor médio da série temporal da força aplicada nesse elemento. Este último permitiria determinar a componente da força de deriva média, exercida pela agitação no navio, que é suportada por esse elemento do sistema de amarração.

A rotina determina ainda os períodos característicos associados às séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração. O $T_{máx}$ e o $T_{méd}$ correspondem, respectivamente, ao período máximo e ao período médio de zeros descendentes (ou ascendentes). O período significativo, T_{sign}, e o período médio do décimo superior, $T_{1/10}$, representam a média dos períodos associados às "oscilações" que servem de base à determinação de F_{sign} e de $F_{1/10}$, respectivamente.

A rotina desenvolvida poderá posteriormente ser adaptada de forma a permitir a consideração de uma relação não-linear entre a grandeza medida (força – N) e o sinal do instrumento de medição (voltagem – *Volts*). No corrente estudo tal não se mostrou necessário dado que a relação entre a voltagem medida pelos transdutores de força e a força aplicada é, em boa aproximação, linear (Quadro 4.30). O *software HR WaveData v2.13* só permite a consideração de relações lineares entre as duas grandezas referidas.

No final, os resultados da análise das séries temporais das forças aplicadas nos diferentes elementos do sistema de amarração do navio podem ser visualizados no *MatLab*, guardados sob a forma de imagens, ou exportados directamente para dois ficheiros *Excel*, em valores de protótipo. O primeiro contém, sob a forma de um quadro, uma síntese dos resultados da análise estatística. O segundo junta aos resultados anteriores, as séries temporais corrigidas das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração. Importa acrescentar que no caso dos cabos de amarração, os resultados exportados se referem às forças exercidas em cada um dos dois cabos que são lançados em cada direcção para amarrar o navio ao cais, no protótipo. No anexo A.2 são apresentados, em pormenor, os *outputs* desta rotina.

Universidade do Porto
FEUP Faculdade de Engenharia

ANÁLISE DA INTERACÇÃO DE NAVIOS COM DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO. ESTUDO EM MODELO FÍSICO DO POSTO "A" DO TERMINAL DE PETROLEIROS DO PORTO DE LEIXÕES

VOLUME II

PAULO JORGE ROSA SANTOS

DISSERTAÇÃO PARA DOUTORAMENTO EM ENGENHARIA CIVIL
na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

JULHO DE 2010

Orientador: Professor Doutor Fernando F. Machado Veloso Gomes

Co-Orientador: Professor Doutor Francisco de Almeida Taveira Pinto

GOVERNO DA REPÚBLICA PORTUGUESA

UNIÃO EUROPEIA: FUNDOS ESTRUTURAIS

FCT
Fundação para a Ciência e a Tecnologia
MINISTÉRIO DA CIÊNCIA, TECNOLOGIA E ENSINO SUPERIOR

ÍNDICE GERAL

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS i
RESUMO v
ABSTRACT vii
RÉSUMÉ ix
ÍNDICE GERAL xi
ÍNDICE DE FIGURAS xix
ÍNDICE DE QUADROS xxxiii
SÍMBOLOS E ABREVIATURAS xxxix

VOLUME 1

1. ENQUADRAMENTO GERAL **1**
1.1. INTRODUÇÃO 3
1.2. OBJECTIVOS 5
1.3. ESTRUTURAÇÃO DA DISSERTAÇÃO 6
2. ESTRUTURAS E DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO **9**
2.1. INTRODUÇÃO 11
2.2. ESTRUTURAS DE ACOSTAGEM 12
2.2.1. Introdução 12
2.2.2. Tipos de Estruturas de Acostagem 12
2.2.3. Estruturas do tipo Ponte-Cais 18
2.3. DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO 19
2.3.1. Introdução 19
2.3.2. Defensas 20
2.3.2.1. Introdução 20
2.3.2.2. Tipos e características 22
2.3.2.3. Defensas especiais 29
2.3.2.4. Histerese – reflectividade da defensa 30
2.3.2.5. Critérios de selecção 33
2.3.2.6. Métodos de dimensionamento 38
2.3.3. Cabos de Amarração 51
2.3.3.1. Introdução 51
2.3.3.2. Materiais e características 52
2.3.3.3. Cabos de amarração mistos 59
2.3.3.4. Elasticidade e extensibilidade 61
2.3.3.5. Vida útil do cabo de amarração 67
2.3.3.6. Forças máximas nos cabos de amarração 68

2.3.4. Duques d'Alba de Acostagem e Amarração 69
2.3.4.1. Introdução 69
2.3.4.2. Mecanismos de rotura 72
2.3.4.3. Duques d'Alba flexíveis 73
2.3.5. Dispositivos de Amarração 77
2.3.5.1. Dispositivos de amarração instalados no navio 77
2.3.5.2. Guinchos de amarração 78
2.3.5.3. Dispositivos de amarração instalados no cais 80
2.4. LAYOUTS DE AMARRAÇÃO DO NAVIO À ESTRUTURA DE ACOSTAGEM 82
2.5. DISPOSITIVOS DE ACOSTAGEM E AMARRAÇÃO NÃO CONVENCIONAIS 91
2.6. SISTEMAS DE MONITORIZAÇÃO E AVISOS 95

3. COMPORTAMENTO DE NAVIOS AMARRADOS EM PORTOS 103

3.1. INTRODUÇÃO 105
3.2. O AMBIENTE MARÍTIMO E PORTUÁRIO 107
3.2.1. Introdução 107
3.2.2. Agitação Marítima e outros Fenómenos Associados 107
3.2.2.1. Introdução 107
3.2.2.2. Ondas infra-gravíticas 109
3.2.2.3. Efeito do período de pico da ondulação e modulação pelo nível de maré 113
3.2.2.4. Mecanismos de geração das ondas infra-gravíticas 115
3.2.2.5. Caracterização das ondas de longo período 125
3.2.2.6. Seichas portuárias 127
3.2.2.7. Considerações sobre a medição de ondas de longo período 134
3.2.3. Vento 135
3.2.4. Correntes 141
3.2.5. Marés e *Storm Surges* 145
3.2.6. Efeitos Hidrodinâmicos Associados à Passagem de Navios 146
3.3. DINÂMICA DE NAVIOS 148
3.3.1. Introdução 148
3.3.2. Analogia com um Sistema Massa-Mola com um Grau de Liberdade 150
3.3.3. Equações do Movimento do Navio Amarrado 155
3.3.4. Períodos Naturais de Oscilação do Navio Livre 157
3.3.5. Períodos Naturais de Oscilação do Navio Amarrado 162
3.4. MODELAÇÃO FÍSICA 166
3.5. MODELAÇÃO NUMÉRICA 167
3.5.1. Introdução 167
3.5.2. Simulação Numérica do Comportamento de Navios Amarrados 169
3.5.3. Abordagem Numérica ao Estudo do Comportamento de Navios Amarrados em Portos 174
3.5.4. Interacção Navio-Ondas: Método dos Painéis *versus* Teoria das Faixas 182
3.6. MEDIÇÕES NO PROTÓTIPO 186
3.6.1. Introdução 186
3.6.2. Sistema de Visão Estereoscópica 187
3.7. COMPORTAMENTO DE NAVIOS AMARRADOS EM PORTOS 191
3.7.1. Introdução 191
3.7.2. Limites Operacionais e de Segurança 192
3.7.2.1. Introdução 192
3.7.2.2. Critério da amplitude dos movimentos do navio amarrado 195
3.7.3. Períodos Naturais de Oscilação do Navio Amarrado 199

3.7.4. Factores Condicionantes da Resposta do Navio Amarrado 204
3.7.4.1. Introdução 204
3.7.4.2. Sistema de amarração 204
3.7.4.3. Forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração 207
3.7.4.4. Folga sob a quilha do navio 211
3.7.4.5. Estado de carga do navio 213
3.7.4.6. Distância do navio a uma estrutura reflectora 214
3.7.5. Determinação Aproximada do Comportamento de Navios Amarrados 215
3.7.6. Medidas Mitigadoras e Correctivas não Convencionais 218

4. INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL E TÉCNICAS DE MEDIÇÃO 223

4.1. INTRODUÇÃO 225
4.2. INSTALAÇÃO EXPERIMENTAL 226
4.2.1. Descrição Geral da Instalação Experimental 226
4.2.2. Sistemas de Dissipação da Agitação Marítima Gerada 227
4.3. MODELO FÍSICO 231
4.3.1. Introdução 231
4.3.2. Critérios de Semelhança 232
4.3.3. Escala do Modelo Físico, Efeitos de Escala e de Laboratório 236
4.3.4. Obra de Protecção contra a Agitação Marítima e Estrutura de Acostagem 246
4.3.5. Modelo Físico do Navio 249
4.3.5.1. Introdução 249
4.3.5.2. Construção do modelo físico 251
4.3.5.3. Calibração do modelo físico 255
4.3.5.4. Verificação das propriedades do modelo segundo a direcção transversal 260
4.3.5.5. Verificação das propriedades do modelo segundo a direcção longitudinal 265
4.3.6. Dispositivos de Simulação dos Cabos de Amarração 269
4.3.6.1. Introdução 269
4.3.6.2. Princípio de funcionamento dos dispositivos de simulação utilizados 271
4.3.6.3. Outros dispositivos de simulação dos cabos de amarração 275
4.3.7. Dispositivos de Simulação das Defensas 277
4.3.7.1. Introdução 277
4.3.7.2. Princípio de funcionamento dos dispositivos de simulação utilizados 278
4.3.7.3. Outros dispositivos de simulação de defensas 282
4.4. GERAÇÃO, MEDIÇÃO E ANÁLISE DA AGITAÇÃO MARÍTIMA 285
4.4.1. Introdução 285
4.4.2. Sistema de Medição de Níveis Hidrodinâmicos 287
4.4.3. Sistema de Geração de Agitação Marítima 290
4.4.3.1. Características gerais 290
4.4.3.2. Geração da agitação marítima 295
4.4.3.3. Efeitos de segunda ordem 299
4.4.3.4. Sistema de absorção activa 302
4.4.4. Análise dos Registos de Agitação Marítima 306
4.4.4.1. Introdução 306
4.4.4.2. Aquisição de dados de agitação marítima 307
4.4.4.3. Análise estatística 311
4.4.4.4. Análise espectral 315
4.4.4.5. Análise da reflexão 316
4.5. MEDIÇÃO E ANÁLISE DOS MOVIMENTOS DO NAVIO AMARRADO 322
4.5.1. Introdução 322

4.5.2. Sistema *Qualisys – Motion Capture System* 323
4.5.2.1. Introdução 323
4.5.2.2. Princípio de funcionamento do sistema 324
4.5.2.3. Instalação e calibração das câmaras 326
4.5.2.4. Definição do corpo rígido e realização de medições de movimentos 329
4.5.2.5. Sistema de coordenadas e ângulos de rotação 332
4.5.3. Sistema *HR Wallingford – Ship Movement Measurement* 333
4.5.3.1. Introdução 333
4.5.3.2. Princípio de funcionamento 335
4.5.3.3. Calibração dos sensores laser de deslocamentos 336
4.5.4. Rotina *MatLab* para Análise de Resultados 337
4.5.4.1. Introdução 337
4.5.4.2. Análise estatística 338
4.5.4.3. Análise espectral 339
4.5.4.4. Distribuição em frequência da amplitude das oscilações do navio amarrado 346
4.5.4.5. *Outputs* da rotina 347
4.6. Medição e Análise das Forças Aplicadas nos Cabos de Amarração e Defensas 348
4.6.1. Introdução 348
4.6.2. Sistema de Medição das Forças Aplicadas nos Cabos de Amarração e nas Defensas 349
4.6.2.1. Introdução 349
4.6.2.2. Calibração 351
4.6.3. Rotina *MatLab* para Análise de Resultados 362
4.6.3.1. Introdução 362
4.6.3.2. Análise estatística 362

VOLUME 2

5. Caso de Estudo – O Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões 365
5.1. Introdução 367
5.2. Relevância do Estudo e Motivação 367
5.3. Introdução ao Caso de Estudo 371
5.4. Condições de Agitação Marítima 373
5.5. Regime de Ventos e Correntes 382
5.6. O Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões 385
5.7. Condições Operacionais no Posto "A" 386
5.8. Causas dos Problemas Operacionais no Posto "A" 389
5.9. Síntese 403
5.10. O Projecto de I&D 'DOLPHIN' 404
6. Estudo do Comportamento de um Navio Amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões 407
6.1. Descrição Geral das Experiências Realizadas 409
6.2. Primeira Fase do Estudo em Modelo Físico 411
6.2.1. Condições Gerais 411
6.2.2. *Layouts* de Amarração do Navio 413
6.2.3. Elementos do Sistema de Amarração do Navio 414
6.2.4. Calibração do Modelo do Navio 423
6.2.4.1. Verificação das características do modelo segundo a direcção transversal 424
6.2.4.2. Verificação das características do modelo segundo a direcção longitudinal 426

6.2.5. Generalidades e Procedimentos de Teste 427
6.2.6. Análise Preliminar das Condições de Agitação 429
6.2.6.1. Introdução 429
6.2.6.2. Energia infra-gravítica nos estados de agitação reproduzidos no modelo físico 432
6.2.6.3. Considerações sobre a ocorrência de fenómenos ressonantes na instalação experimental 439
6.2.7. Caracterização do Comportamento Dinâmico do Navio 462
6.2.7.1. Introdução 462
6.2.7.2. Navio livre 464
6.2.7.3. Navio amarrado no cais 465
6.2.7.4. Influência do atrito das defensas e das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses no comportamento do navio amarrado segundo o modo de balanço 471
6.2.8. Situações Estudadas 476
6.2.8.1. Importância da reprodução do carácter irregular da agitação marítima 477
6.2.8.2. *Layout* de amarração actual *versus layout* de amarração simétrico 488
6.2.8.3. Folga sob a quilha do navio e profundidade de água junto ao cais 498
6.2.8.4. Aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio 504
6.2.8.5. Forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas 509
6.2.9. Síntese e Considerações Gerais 520
6.3. Segunda Fase do Estudo em Modelo Físico 523
6.3.1. Condições Gerais 523
6.3.2. Blocos Utilizados na Reprodução da Cabeça do Quebramar Norte de Leixões 528
6.3.3. Condicionantes Espaciais à Implantação do Modelo Físico no Tanque de Ondas 529
6.3.4. Generalidades sobre o Modelo Físico. Molhe Sul e Antigo Quebramar Norte 533
6.3.5. Estados de Agitação Marítima 534
6.3.6. Verificação da Distribuição de Massas do Modelo do Navio Petroleiro 539
6.3.7. Elementos do Sistema de Amarração do Navio 541
6.3.8. Generalidades e Procedimentos de Teste 548
6.3.9. Análise Preliminar das Condições de Agitação 550
6.3.9.1. Introdução 550
6.3.9.2. Análise da reflexão e calibração dos estados de agitação marítima 554
6.3.9.3. Análise das condições de tranquilidade na área abrigada pelo quebramar Norte de Leixões 558
6.3.10. Situações Estudadas 577
6.3.10.1. Introdução 577
6.3.10.2. Forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas 582
6.3.11. Síntese e Considerações Gerais 592
6.4. Considerações Finais e Análise de Efeitos de Escala e de Laboratório 594

7. Síntese, Conclusões, Considerações Finais e Desenvolvimentos Futuros 603

7.1. Síntese 605
7.1.1. Considerações sobre os Temas abordados na Revisão Bibliográfica 606
7.1.2. Primeira Fase do Estudo Experimental 613
7.1.3. Segunda Fase do Estudo Experimental 625
7.2. Conclusões 633
7.3. Considerações Finais 637
7.4. Desenvolvimentos Futuros 638

Bibliografia 643

ANEXOS 659

ANEXO A. OUTPUTS DAS ROTINAS DE ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS 661

ANEXO B. CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES DE FORÇA E DOS SENSORES LASER DE DESLOCAMENTOS 671

ANEXO C. VERIFICAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÁSTICAS DOS ELEMENTOS DO SISTEMA DE AMARRAÇÃO DO NAVIO 679

ANEXO D. CALIBRAÇÃO DO MODELO DO NAVIO E CARACTERIZAÇÃO DO SEU COMPORTAMENTO DINÂMICO 687

D.1. Experiências de Calibração e de Verificação das Propriedades Estáticas e Dinâmicas do Modelo do Navio – 1ª Fase do Estudo 689

D.2. Experiências de Verificação das Propriedades Estáticas e Dinâmicas do Modelo do Navio – 2ª Fase do Estudo 696

D.3. Caracterização do Comportamento Dinâmico do Navio Livre 699

D.4. Caracterização do Comportamento Dinâmico do Navio Amarrado no Cais 701

D.5. Influência das Forças de Atrito Desenvolvidas na Interface do Navio com as Defensas no Comportamento do Navio Amarrado segundo o Modo de Balanço 710

ANEXO E. ENERGIA INFRA-GRAVÍTICA NOS ESTADOS DE AGITAÇÃO MARÍTIMA REPRODUZIDOS NO MODELO FÍSICO 717

ANEXO F. IMPORTÂNCIA DA REPRODUÇÃO DO CARÁCTER IRREGULAR DA AGITAÇÃO MARÍTIMA 725

ANEXO G. ANÁLISE DA DIFRACÇÃO DA AGITAÇÃO MARÍTIMA EM TORNO DA CABEÇA DO QUEBRAMAR NORTE DE LEIXÕES 733

ANEXO H. CARACTERIZAÇÃO DA ÁREA PORTUÁRIA REPRODUZIDA NA 2ª FASE DO ESTUDO: ELEMENTOS DE BASE PARA A CONSTRUÇÃO DO MODELO FÍSICO 739

ANEXO I. ERRO DE PROGRAMAÇÃO DETECTADO NO SOFTWARE HR WAVEDATA V.2.13 759

CAPÍTULO 5

CASO DE ESTUDO – O TERMINAL DE PETROLEIROS DO PORTO DE LEIXÕES

5. CASO DE ESTUDO – O TERMINAL DE PETROLEIROS DO PORTO DE LEIXÕES

5.1. INTRODUÇÃO

Perante a complexidade que o comportamento de navios amarrados tem subjacente, a modelação física assume, usualmente, um papel de relevo nos estudos realizados neste domínio da engenharia costeira e portuária. De facto, os modelos físicos, mesmo tratando-se de reproduções simplificadas da realidade, permitem a reprodução dos fenómenos que mais condicionam a resposta do navio depois de amarrado. Por outro lado, o ambiente laboratorial proporciona condições "controláveis" e "adaptáveis", e os testes podem ser repetidos em condições quase idênticas, o que raramente é possível no protótipo.

O presente capítulo apresenta a motivação e a relevância do trabalho efectuado, e serve também como introdução ao capítulo 6, relativo ao estudo experimental do comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, que constitui o caso de estudo desta dissertação.

Na apresentação do caso de estudo é incluída a descrição do posto de acostagem, a caracterização das principais acções do ambiente marítimo-portuário (agitação marítima, vento, correntes e marés), e uma descrição detalhada das condições operacionais existentes e das mais prováveis causas dos problemas de operacionalidade sentidos. De facto, nas situações mais críticas, os navios amarrados no Posto "A" podem apresentar movimentos de amplitude elevada (eventualmente com a rotura de alguns cabos de amarração), e as operações de carga e descarga tornam-se difíceis ou mesmo impossíveis de realizar em condições de segurança. Em algumas situações, o navio é obrigado a abandonar o cais e a esperar por melhores condições para retomar as operações de movimentação de granéis líquidos.

Por último é apresentado, sumariamente, o Projecto de I&D 'DOLPHIN', que integra três abordagens distintas, mas complementares, ao estudo do comportamento de navios amarrados: modelação física, modelação numérica, assim como a realização de medições da amplitude dos movimentos de navios amarrados no protótipo e a utilização desses resultados na validação de modelos físicos e numéricos.

5.2. RELEVÂNCIA DO ESTUDO E MOTIVAÇÃO

Tradicionalmente, as condições de tranquilidade portuária eram definidas com base, exclusivamente, numa altura de onda medida em frente a um determinado cais. Nessa abordagem simplista considera-se que enquanto essa altura de onda não ultrapassar um limite pré-definido, tendo em conta o porte dos navios que utilizam esse posto, as condições de operacionalidade não são afectadas.

No entanto, como os capítulos anteriores procuraram demonstrar, a problemática do comportamento de navios amarrados em portos é muito complexa e dificilmente enquadrável na abordagem referida. A simples constatação de que muitas das situações críticas envolvendo navios amarrados ocorrem durante períodos em que as condições de agitação são relativamente calmas, com alturas de onda junto ao cais inferiores ao limite referido, serviria para desaconselhar a utilização de um critério tão elementar como o apresentado. Nas condições referidas, essas situações críticas estão frequentemente relacionadas com a ocorrência de ondas de longo período ou de ressonância portuária, que induzem nos navios amarrados movimentos de grande amplitude e período (e.g. Shiraishi *et al.*, 1999; Sakakibara e Kubo, 2008b). De facto, a acção das ondas de longo período, directa ou indirectamente, é uma das principais causas dos problemas envolvendo navios amarrados, um pouco por todo o mundo (e.g. Morais e Abecasis, 1978; Viggósson, 1988; Neves, 1997; Sakakibara *et al.*, 2001; Uzaki *et al.*, 2004; Moes, 2004; Yoneyama *et al.*, 2004a; Shiraishi *et al.*, 2006; Sakakibara e Kubo, 2008a; van der Molen e Moes, 2009). Alguns acidentes graves estão também relacionados com a utilização de sistemas de amarração inadequados

às condições locais (e.g. Bruun, 1989; OCIMF, 2007) e com outras solicitações do ambiente marítimo (e.g. Ueda, 1988b).

Normalmente, esses acidentes têm em comum a rotura de cabos de amarração e de defensas, deslizes nos guinchos de amarração e a ocorrência de movimentos do navio amarrado de grande amplitude (Schellin e Ostergaard, 1995; Shiraishi e Sasa, 2000). Podem também ocorrer danos no navio, no cais e nas estruturas adjacentes, Morais e Abecasis, 1978, bem como a perda de vidas humanas.

Nos casos mais delicados, quando estão envolvidos navios utilizados no transporte de cargas perigosas (e.g. petroleiros, transportadores de LPG e de LNG), esses movimentos de grande amplitude podem originar, para além de estragos nos sistemas de movimentação de carga (braços de carga e de descarga) e danos muito importantes no navio (em resultado de eventuais colisões com o cais ou outras estruturas portuárias adjacentes), poluição ambiental, risco de incêndio e de explosão, com consequências muito graves, Thomas, 2005.

Neste contexto, os custos operacionais (e.g. resultantes da falta de condições de operacionalidade, da reparação dos estragos causados nos acidentes, e do tempo de paragem na operação do terminal e do navio, para a reparação desses estragos) e os riscos ambientais e de segurança associados, não apenas ao comportamento do navio quando imobilizados junto das estruturas de acostagem e amarração, mas também durante a sua manobra de acostagem, justificam um esforço de investigação continuado, no sentido de melhor se compreender toda a dinâmica do sistema constituído pelo navio, o seu sistema de amarração e as condições do ambiente marítimo-portuário.

Ainda que numa fase preliminar do desenvolvimento de um porto ou terminal portuário, o emprego do critério da altura de onda (máxima) se possa justificar, é importante salientar que tendo em conta o estado actual do conhecimento, apenas os critérios baseados no comportamento do navio amarrado, nomeadamente na amplitude dos seus movimentos e nas forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, se podem considerar aceitáveis. Para esta mudança contribuiu, parcialmente, o aumento das dimensões dos navios usados no transporte de mercadorias. Com efeito, os navios de grande porte, depois de amarrados, são pouco sensíveis às ondas de curto período (vagas), mas o seu comportamento é condicionado pela ondulação (15 a 25 s) e, em particular, pelas ondas de longo período (30 a 200 s), Weiler e Dekker, 2003. Os critérios do tipo referido, baseados em requisitos de operacionalidade e de eficiência, devem ter em linha de conta, não apenas o tipo e as dimensões do navio, mas também as características dos equipamentos de movimentação de cargas, Ueda e Shiraishi, 1988, entre outros.

Com efeito, o comportamento de um navio amarrado é função, não só da altura de onda e do seu porte, mas também do período e da direcção da agitação marítima (Davies *et al.*, 2001), das características do seu sistema de amarração (Ueda, 1988a; Sakakibara e Kubo, 2008b; Rosa Santos *et al.*, 2009b) e do cais (Sakakibara e Kubo, 2008c), do estado de carga do navio (van der Molen e Ligteringen, 2005) e da folga sob a quilha (Rosa Santos *et al.*, 2008b), dos agrupamentos de ondas (Neves *et al.*, 2003), dos efeitos dinâmicos associados à acção do vento (Ueda, 1988b), entre outros factores.

Como já foi referido anteriormente, perante a complexidade do problema em análise, a concepção e o dimensionamento de novas instalações portuárias devem ser efectuados tendo em atenção a observância de critérios baseados na operacionalidade e na eficiência. Esta abordagem requer que a resposta do navio amarrado seja avaliada, preferencialmente, para diferentes condições/cenários.

A modelação física é uma das mais abrangentes e fiáveis ferramentas para o estudo do comportamento de navios amarrados (Moes e Hough, 1999; van der Molen e Moes, 2009). Mesmo tratando-se de uma reprodução simplificada da realidade física, esses modelos permitem a simulação dos fenómenos que mais condicionam a resposta do navio amarrado (não só os que estão totalmente compreendidos, mas

também os que são ainda desconhecidos). A aplicação destes modelos pode justificar-se, por exemplo, na fase de concepção de um novo porto ou terminal portuário, ou na avaliação das repercussões de certas intervenções efectuadas no porto nas condições operacionais de um dado cais. O objectivo é sempre o desenvolvimento de soluções optimizadas, que garantam eficiência nas operações portuárias e, simuladamente, condições de amarração seguras.

A modelação física pode também ser utilizada com o objectivo de melhorar as condições operacionais de um determinado posto de acostagem. Como foi referido anteriormente, o comportamento dos navios amarrados num porto é influenciado por vários factores, sendo usualmente difícil determinar com rigor quais são as causas que estão na origem dos problemas de operacionalidade existentes. A caracterização incompleta (ou incorrecta) desses problemas dificulta o processo de selecção da solução mais adequada aos mesmos. Com efeito, a definição de várias hipóteses de intervenção alternativas coloca o problema da selecção da solução mais eficaz para a situação particular em análise, e daquela que apresenta custos mais reduzidos (análise de custo-benefício).

Os movimentos de navios amarrados em portos têm sido controlados, quase exclusivamente, através de obras dispendiosas, construídas com o objectivo de proteger (ou de abrigar) o navio das acções mais importantes do ambiente marítimo (e.g. quebramares). No entanto, e como foi referido anteriormente, muitos dos problemas envolvendo navios amarrados estão relacionados com a ocorrência de ondas de longo período (livres e ligadas) e com fenómenos de ressonância na bacia portuária. Para este tipo de problemas, as obras referidas oferecem uma protecção muito reduzida.

Com efeito, quando os problemas de operacionalidade e de segurança são devidos, principalmente, à acção da agitação de longo período que entra no porto, o aumento do comprimento dos quebramares exteriores não se traduz, na generalidade das situações, numa melhoria significativa das condições existentes. A Figura 5.1 mostra que o prolongamento de 300 m do quebramar exterior do porto não se traduz numa redução significativa da amplitude dos movimentos de avanço e de deriva do navio, para a orientação da agitação considerada.

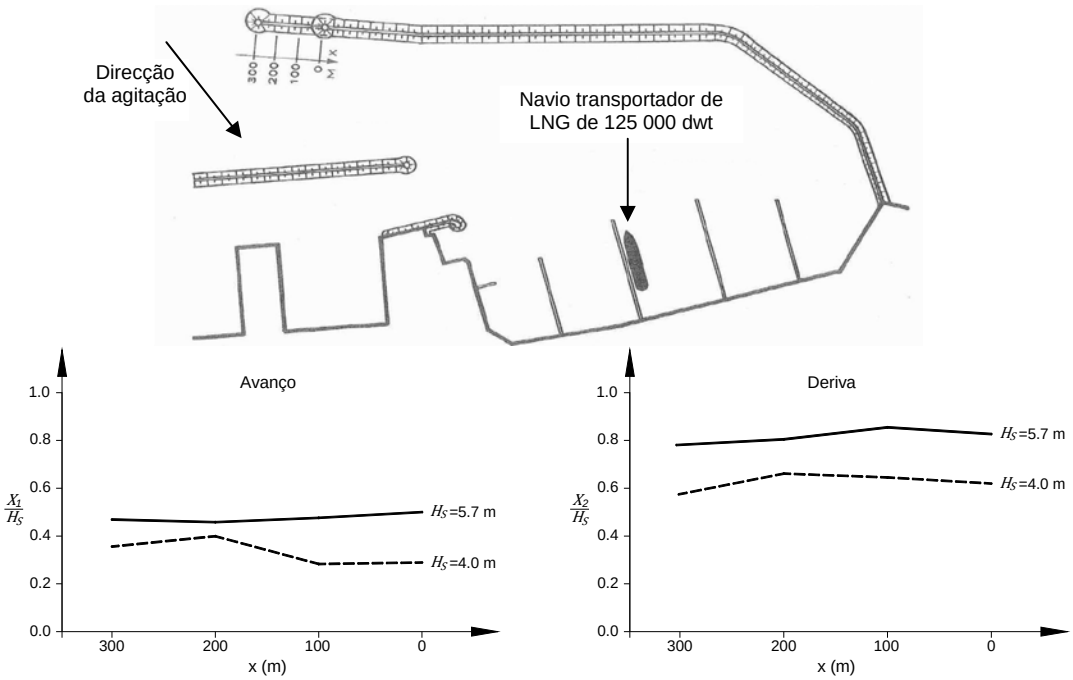


Figura 5.1 – Efeito do prolongamento do quebramar exterior nos movimentos de avanço e de deriva de um navio transportador de LNG de 125 000 dwt (adaptado de Gravesen, 2005).

Por outro lado, se ao maior comprimento do(s) quebramar(es) corresponder uma entrada do porto mais estreita, a bacia portuária poderá ficar mais facilmente exposta a situações de ressonância, Rita, 1995a. Além disso, a manobra de entrada dos navios no porto torna-se mais difícil, sendo também necessário um grande investimento para levar a cabo esse tipo de intervenção.

No entanto, os efeitos da ressonância podem ser minimizados, ou até evitados, através da modificação das características do sistema de amarração. Com efeito, um navio amarrado constitui um sistema dinâmico com seis graus de liberdade, cada um com uma frequência natural de oscilação. A alteração das características elásticas dos cabos de amarração e das defensas pode permitir o afastamento dessas frequências naturais, quer das frequências das ondas de longo período características do local, quer das frequências de ressonância da bacia portuária em que se insere o posto de acostagem. Este exemplo mostra a importância que, em algumas situações particulares, a alteração das características do sistema de amarração do navio pode ter quando comparada com a construção, ou o prolongamento, de obras de abrigo.

As características reflectoras do paramento frontal da estrutura de acostagem (vertical fechado, ponte-cais, etc.) podem também influenciar o comportamento de um navio amarrado de uma forma contra-intuitiva. A Figura 5.2 mostra que para as duas direcções da agitação marítima estudadas, a amplitude dos movimentos do navio amarrado segundo os modos de avanço, deriva e balanço, é menor quando o paramento frontal do cais é fechado (estrutura reflectora). Nessas condições, a massa adicionada do navio e o amortecimento hidrodinâmico dos seus movimentos deverão ser, previsivelmente, maiores. Como consequência, o navio amarrado tende a apresentar uma resposta menos significativa às acções exteriores que sobre ele actuam, Gravesen, 2005.

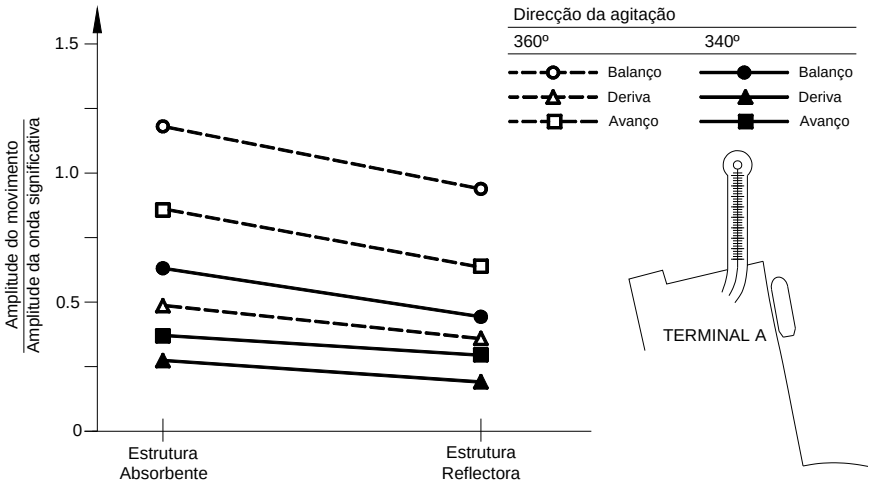


Figura 5.2 – Influência das características reflectoras do paramento frontal de um cais na amplitude dos movimentos de um navio porta-contentores de 25 000 dwt amarrado, para um período médio de zeros ascendentes igual a 7.8 s (adaptado de Gravesen, 2005).

Pese embora o que foi já referido, é também importante ter em atenção as repercussões que o aumento do coeficiente de reflexão no perímetro da bacia portuária pode ter nas condições de tranquilidade no interior do porto. É esta preocupação que leva, muitas vezes, à construção de estruturas de acostagem baseadas em soluções que possibilitam a obtenção de um paramento frontal de baixa reflectividade.

Até ao momento procurou mostrar-se a importância do estudo do comportamento de navios amarrados em portos, a complexidade dos fenómenos físicos envolvidos e a especificidade de cada problema.

Como se pôde constatar, a solução mais adequada a uma dada situação não é por vezes óbvia, existindo a possibilidade de um estudo mais aprofundado conduzir a soluções mais eficientes e económicas. Posto isto, importa agora fazer um enquadramento geral do tema, tendo em conta a tendência actual.

Nas últimas décadas tem-se assistido a um aumento progressivo das dimensões dos navios, bem como à sua crescente especialização. Por questões relacionadas com a disponibilidade de fundos, ou com condicionantes ambientais e de segurança, os novos terminais têm sido construídos nas zonas mais exteriores dos portos, ou mesmo em costa aberta. Nesses locais, os terminais (e obviamente os navios que os utilizam) encontram-se mais expostos às condições adversas do ambiente marítimo, o que impõe exigências cada vez mais elevadas aos dispositivos de acostagem e de amarração, tanto durante a fase de acostagem, como após a amarração do navio.

As características dos dispositivos de acostagem e amarração são determinantes para a satisfação das exigências operacionais de um terminal portuário, na medida em que podem influenciar o número de dias em que este se encontra operacional, a eficiência com que as operações de movimentação de carga se realizam, bem como as condições de segurança existentes. Estes aspectos são tanto mais importantes quanto o facto de a eficiência, as condições de segurança e a competitividade serem factores-chave na conjuntura actual.

Na presente dissertação foi já analisada a concepção e o dimensionamento de dispositivos de acostagem e amarração, tendo sido dada uma atenção especial à interacção dos navios com esse tipo de dispositivos (capítulo 2). Após demonstrar toda a complexidade associada ao estudo do comportamento de navios amarrados em portos e aos principais processos hidrodinâmicos que lhe estão associados (capítulo 3), e de apresentar um conjunto de técnicas experimentais destinadas à reprodução do comportamento de navios amarrados (capítulo 4), é analisado, em pormenor, o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões (capítulo 6). Esse estudo experimental é a componente principal deste trabalho de investigação. Apesar de não haver memória de acidentes ocorridos nesse posto de acostagem com consequências graves a nível económico, ambiental e humano, é com relativa frequência que os navios aí amarrados experimentam movimentos de grande amplitude. Estas situações podem conduzir a uma perda de eficiência do terminal (por vezes a inoperacionalidade) e à rotura de alguns cabos de amarração do navio.

De acordo com os estudos já realizados, o funcionamento actual do Posto "A" não permite garantir as condições de operacionalidade e de segurança, em média, durante cerca de 20% dos dias do mês. Esta situação está associada, obviamente, a alguns custos operacionais, assim como a riscos ambientais e de segurança. Aqui reside a importância e a motivação do estudo que foi realizado. Embora os resultados obtidos sejam específicos das condições que foram estudadas, procura-se, na medida do possível, a sua generalização a situações semelhantes.

O presente trabalho de investigação está inserido num estudo mais abrangente, que procura analisar a problemática do comportamento de navios amarrados (em portos) com base numa metodologia que combina modelação física, modelação numérica e a realização de medições no protótipo (secção 5.10.)

5.3. INTRODUÇÃO AO CASO DE ESTUDO

O Porto de Leixões situa-se no Norte de Portugal, na foz do Rio Leça, a aproximadamente 4.5 km a Norte da embocadura do Rio Douro, e está preparado para receber os principais tipos de tráfego marítimo. Dois quebramares proporcionam condições de abrigo a este porto marítimo artificial, que é a segunda maior infra-estrutura portuária do país em termos de carga movimentada (IPTM, 2009). Dos vários terminais existentes, destaca-se o Terminal de Petroleiros, concessionado à *Galp Energia*, que se encontra ligado por condutas à refinaria de Leça da Palmeira, localizada nas proximidades, Figura 5.3.

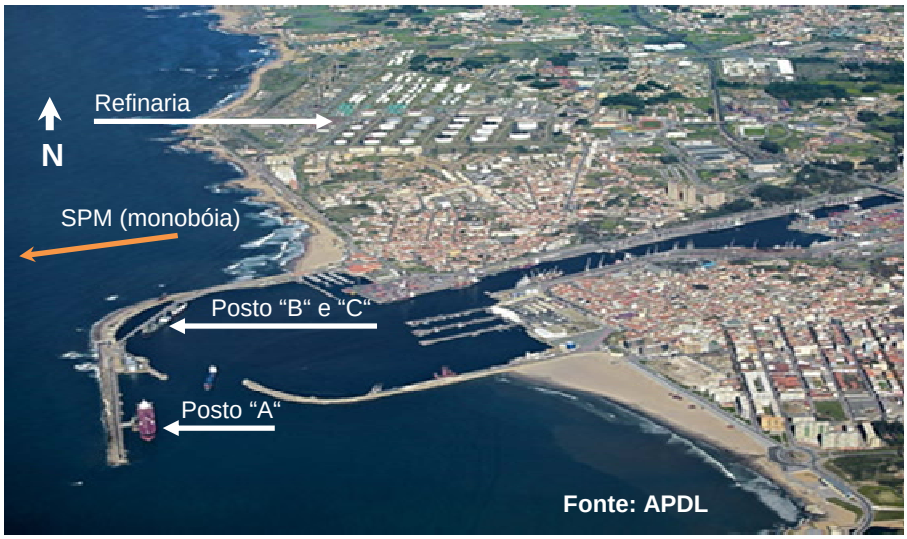


Figura 5.3 – Vista aérea do Porto de Leixões e área envolvente.

O Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões é composto por três postos de acostagem. O Posto "A", localizado na entrada do porto, está protegido da acção directa da agitação marítima proveniente dos rumos dominantes por um quebramar que foi inicialmente projectado e construído como uma estrutura submersa (1940), mas que mais tarde foi transformado num quebramar de taludes (1969). Os postos de acostagem "B" e "C", destinados a produtos refinados, estão localizados numa área portuária interior e portanto mais protegida da acção directa da agitação marítima.

Na bacia de manobra associada ao Posto "A" os fundos são mantidos, sensivelmente, à cota -16 m (ZHL), o que permite a acostagem de navios do tipo petroleiro com um peso bruto máximo de cerca de 100 000 t. Os fundos de serviço disponíveis junto aos postos de acostagem "B" e "C" são mais reduzidos e encontram-se, sensivelmente, à cota -10 m (ZHL) e -6 m (ZHL), respectivamente.

Desde Agosto de 2006, a *Galp Energia* encontra-se também a operar um sistema do tipo monobóia, instalado ao largo do Porto de Leixões, que procura proporcionar condições de descarga alternativas para a classe dos navios de maior porte que demandam a Leixões, quando as condições marítimas são adversas. A utilização deste sistema é regulada em cooperação com o Porto de Leixões.

Os sistemas monobóia têm a particularidade de permitir que o navio, depois de amarrado, possa rodar livremente em torno do corpo cilíndrico central do equipamento. Esta característica possibilita que o navio amarrado se oriente de acordo com a resultante das acções exteriores (agitação marítima, vento e correntes) que sobre ele são exercidas. A monobóia actualmente instalada ao largo de Leixões é do tipo *turntable*, ou seja, apenas o seu corpo superior pode experimentar movimentos de rotação. O sistema de amarração é do tipo CALM (*catenary anchor leg mooring*).

A monobóia, também designada por 'Terminal Oceânico de Leixões', permite a recepção de navios do tipo petroleiro até cerca de 150 000 t de porte bruto e com 17 m de calado máximo. O sistema está localizado numa zona com fundos à cota -28.5 m (ZHL) e permite apenas a realização de operações de descarga de crude, GALP-ENERGIA, 2007. Durante o período de tempo que o navio permanece amarrado à monobóia é necessário o auxílio permanente de pelo menos um rebocador, Figura 5.4. A utilização desse rebocador permite exercer uma força à popa do navio, que permite manter os cabos de amarração que ligam o navio à monobóia em permanente tensão e formando apenas uma catenária ligeira. Deste modo reduz-se a probabilidade do navio tanque atingir o corpo da monobóia durante os movimentos que este experimenta por acção das forças exteriores a que é submetido.

Figura 5.4 – Navio petroleiro amarrado no Terminal Oceânico de Leixões, auxiliado por um rebocador à popa.

O actual sistema veio substituir, após decisão judicial, uma monobóia que foi instalada, alguns anos antes, sensivelmente no mesmo local. A anterior monobóia esteve na origem de um acidente pouco tempo depois da sua instalação, tendo sido, posteriormente, considerada inadequada para resistir às condições de agitação marítima características do seu local de instalação, Rosa Santos *et al.*, 2008a.

As condições-limite (teóricas) de operação da monobóia são determinadas pela força máxima que o sistema pode suportar e correspondem, sensivelmente, a um navio de projecto amarrado e submetido a agitação marítima com uma altura de onda significativa de 4.5 m e um período de pico de 14 s, GALP-ENERGIA, 2007. Na prática, as condições-limite de operação estão intimamente relacionadas com a experiência do "*mooring master*", com os meios disponíveis para assistir o navio amarrado e com a possibilidade de ocorrência simultânea de outras acções externas (vento, correntes, etc.). Os limites para a realização das operações de amarração do navio à monobóia são mais restritivos do que os anteriores e correspondem, habitualmente, a alturas de onda significativas entre 2.0 e 2.5 m. As operações de amarração apenas podem ser realizadas durante o dia.

Devido às condições marítimas adversas no local de instalação e à amplitude dos movimentos que a monobóia experimenta, o seu sistema de amarração está a ser afectado por um intenso desgaste, apesar das características especiais dos materiais utilizados no seu fabrico. Após um período de utilização de cerca de dois anos, o desgaste que esse sistema apresentava era já o equivalente a 50% do desgaste esperado para um horizonte de projecto de 20 anos, Rosa Santos *et al.*, 2008a.

5.4. CONDIÇÕES DE AGITAÇÃO MARÍTIMA

Na costa Oeste portuguesa o clima de agitação é muito energético, com os principias temporais a serem gerados no Atlântico Norte, sobretudo entre os meses de Outubro a Março. As marés são do tipo semi-diurno, com amplitudes pico-a-pico compreendidas entre 2 e 4 m. As marés meteorológicas fora de massas de água circunscritas são pequenas (0.2 e 0.6 m), Veloso Gomes e Taveira Pinto, 2000.

Tendo por base os registos da bóia ondógrafo instalada ao largo do Porto de Leixões, para o período de tempo compreendido entre 1993 e 2003, Coelho, 2005, apresenta uma análise da distribuição dos rumos da ondulação por classes, Figura 5.5. As classes consideradas correspondem a sectores de 22.5 º centrados na direcção que dá o nome à classe e as direcções estão referidas ao Norte verdadeiro. Verifica-se que os rumos dominantes da ondulação são do sector Noroeste e que os quadrantes NNW, NW e WNW representam, em conjunto, aproximadamente 90% das ocorrências. O rumo Sudoeste é pouco frequente, representando apenas 3.9% das ocorrências.

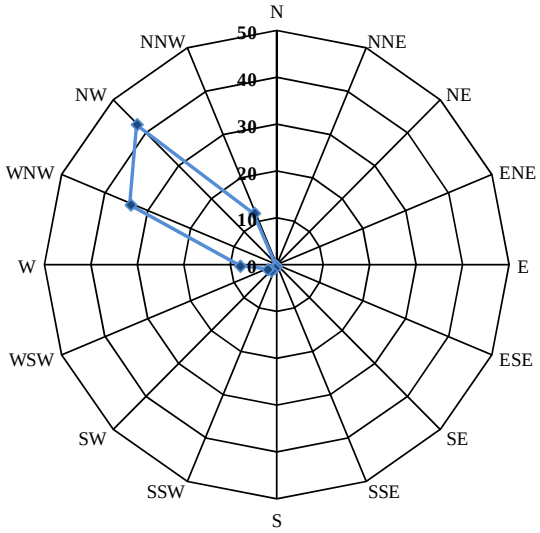


Figura 5.5 – Distribuição da direcção da ondulação (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1993 e 2003), adaptado de Coelho, 2005.

A Figura 5.6 permite a comparação da direcção média anual da ondulação com a direcção associada às situações de temporal persistente. No tratamento estatístico, os registos com intervalos de recolha inferiores às 3 h habituais e com uma altura de onda significativa superior a 3 m foram considerados registos de temporal. Admitiu-se ainda que se estava em presença de um temporal persistente quando existiam pelo menos dez registos do tipo referido a ocorrerem durante um período superior a 8 h, Coelho, 2005. Para a representação gráfica foram contabilizados 20214 registos totais, sendo 2022 em situação de temporal persistente.

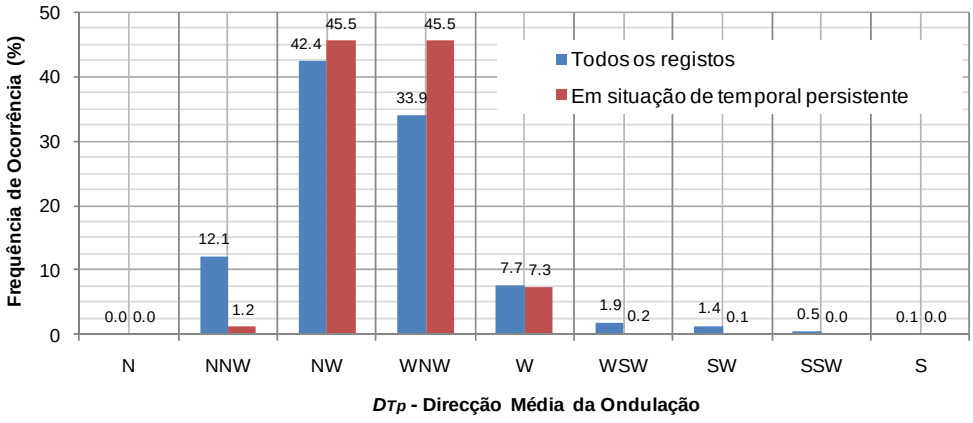


Figura 5.6 – Comparação da direcção média anual da ondulação com a direcção associada às situações de temporal persistente (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1993 e 2003), adaptado de Coelho, 2005.

É possível constatar que os rumos de WNW e de NW assumem maior relevo em situações de temporal persistente. De facto, nas situações de temporal, os quadrantes de NW e WNW representam 91.0% do total de registos, o quadrante Oeste perde alguma importância, mas mantém mais de 7% dos registos, enquanto o quadrante NNW deixa de ter significado. De acordo com a análise realizada, os temporais provenientes de qualquer um dos quadrantes de Sudoeste praticamente não têm expressão nos registos observados em Leixões.

As distribuições das alturas de onda significativas e dos respectivos períodos de onda apresentam diferenças significativas entre os meses de Verão e de Inverno, Coelho, 2005. Os valores médios destas grandezas são inferiores durante os meses de Verão.

A análise dos registos da bóia ondógrafo de Leixões, no período de tempo compreendido entre 1981 e 2003, mostra que a altura de onda significativa (correspondente à média do terço superior das alturas de onda de zero ascendente) é inferior a 2.5 m em 73% das observações, e inferior a 4.5 m em 92% das observações, Coelho, 2005. A classe de alturas de onda mais frequente é a que engloba as alturas de onda significativas compreendidas entre 0.5 e 1.5 m, Figura 5.7. No entanto, durante os meses de Dezembro, Janeiro e Fevereiro, os registos inferiores a 1.5 m representam apenas cerca de 20% do total de registos do próprio mês, Coelho, 2005.

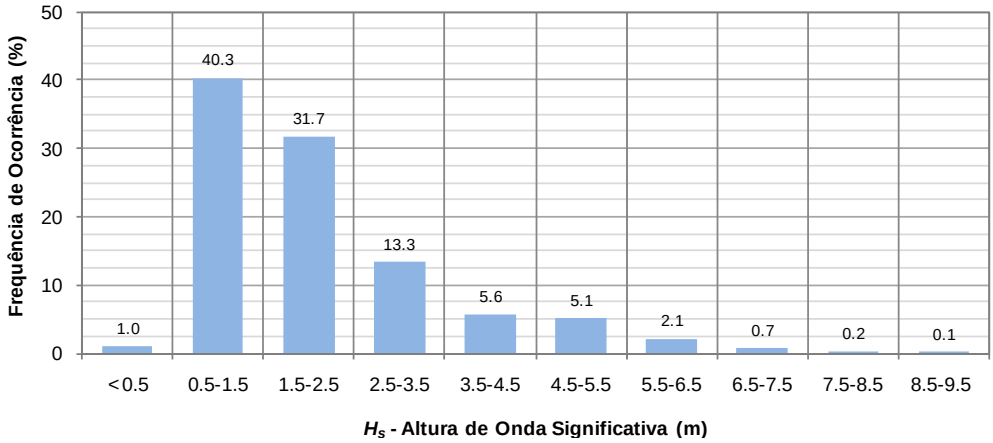


Figura 5.7 – Distribuição da altura de onda significativa (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1981 e 2003), adaptado de Coelho, 2005.

A distribuição do período de onda médio, que corresponde à média dos períodos das ondas que foram consideradas no cálculo da altura de onda significativa, para a bóia de Leixões, é apresentada na Figura 5.8. É possível constatar que os períodos de onda mais frequentes se situam entre 6 e 12 s (79% das observações). Em aproximadamente 92% dos registos analisados o período de onda médio apresenta valores inferiores a 13 s.

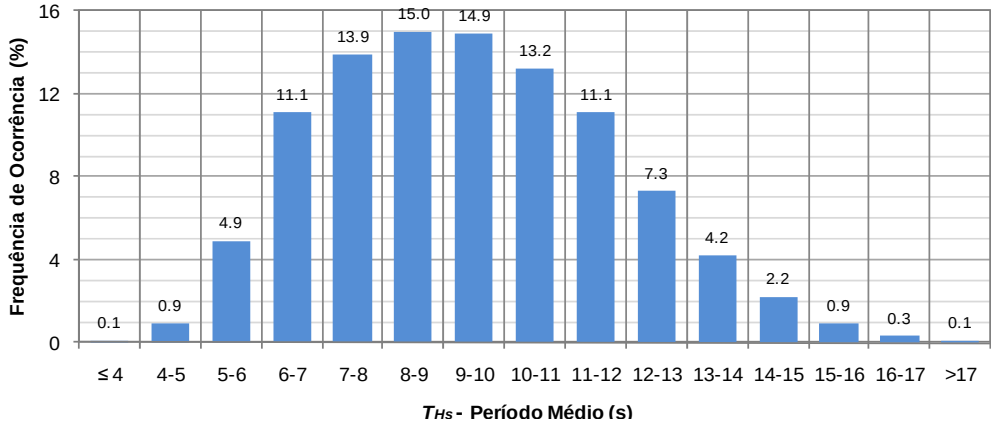


Figura 5.8 – Distribuição do período de onda médio (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1981 e 2003), adaptado de Coelho, 2005.

A distribuição dos registos observados por classes de altura de onda significativa e respectivos rumos é apresentada no Quadro 5.1. Da análise desse quadro pode destacar-se que quanto mais rodado a Sul é o rumo da agitação, menor é o número de registos nas classes de alturas de onda significativas mais elevadas.

Quadro 5.1 – Número de registos por classes de altura de onda significativa e respectivos rumos (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1993 e 2003), adaptado de Coelho, 2005.

		D_{Tp} (º)									
		N	NNW	NW	WNW	W	WSW	SW	SSW	S	∑
H_S (m)	≤0.5		11	52	47	10	3	1	1		125
	0.5-1.5	6	1123	2909	2238	564	113	70	30	10	7063
	1.5-2.5		947	2582	1808	420	120	140	42	4	6063
	2.5-3.5		200	1058	946	221	98	59	15		2597
	3.5-4.5		28	447	513	81	22	13	3		1107
	4.5-5.5		13	562	514	81	3	2	1		1176
	5.5-6.5		3	189	240	47	1				480
	6.5-7.5			63	55	24					142
	7.5-8.5			23	13	4					40
	8.5-9.5			9	1						10
	∑	6	2325	7894	6375	1452	360	285	92	14	18803

Considerando apenas as observações com uma altura de onda significativa superior a 3.5 m, constata-se que, no período de tempo analisado, 97.0% das ocorrências se encontram entre os quadrantes NW e W. O quadrante com maior percentagem de ocorrências é o WNW (45.2%), seguido pelo quadrante NW (43.8%). Apenas foram observadas alturas de onda significativas superiores a 6.5 m nos três quadrantes referidos.

A distribuição dos registos por classes de períodos de onda médios e respectivos rumos é apresentada no Quadro 5.2. Considerando apenas as observações com períodos de onda superiores a 12 s, verifica-se que, no período de tempo analisado, 98.3% das ocorrências se concentram, mais uma vez, entre os quadrantes NW e W. O quadrante com maior percentagem de ocorrências é o WNW (47.7%), seguido pelo quadrante NW (43.4%). O quadrante WNW assume maior preponderância, relativamente ao quadrante NW, para ondas com períodos médios compreendidos entre 12 e 14 s, e maiores que 16 s.

Durante um temporal, as alturas de onda significativas podem exceder os 8 m e os períodos de onda podem ultrapassar os 16 s, Vasco Costa *et al.*, 1996. A duração destes temporais pode atingir os 5 dias. A título de exemplo, apresentam-se na Figura 5.9 as alturas de onda significativas e as alturas de onda máximas medidas na bóia de Leixões entre 11 de Novembro e 11 de Dezembro de 2007. Durante esse período de tempo (um mês), registou-se uma onda com uma altura máxima de quase 14 m.

O Quadro 5.3 apresenta as estimativas das características do regime de extremos em Leixões, para diferentes períodos de retorno, obtidas por transferência do regime de extremos determinado para a Figueira da Foz, LNEC, 1996. A metodologia utilizada consiste, muito genericamente, na passagem da agitação marítima de um local relativamente próximo, onde haja um tratamento de extremos válido, para o largo e, posteriormente, do largo para o local onde se pretende conhecer o regime de agitação marítima.

Quadro 5.2 – Número de registos por classes de períodos de onda médios e respectivos rumos (dados do Instituto Hidrográfico para a bóia de Leixões, recolhidos entre 1993 e 2003), adaptado de Coelho, 2005.

		D_{Tp} (º)									
		N	NNW	NW	WNW	W	WSW	SW	SSW	S	∑
T_{Hs} (s)	≤4		1	1							2
	4-5	4	47	34	14	9	8	5	6	2	129
	5-6	1	329	336	114	39	13	14	24	4	874
	6-7	1	572	798	418	100	43	53	32	8	2025
	7-8		360	1045	810	205	85	89	20		2614
	8-9		322	1161	902	224	100	79	9		2797
	9-10		325	1152	990	230	62	34	1		2794
	10-11		228	1092	871	247	28	9			2475
	11-12		104	972	825	182	8	2			2093
	12-13		27	577	674	124	7				1409
	13-14		8	357	423	57	4				849
	14-15		2	239	193	16	2				452
	15-16			101	88	11					200
	16-17			27	39	8					74
	>17			2	14						16
	∑	6	2325	7894	6375	1452	360	285	92	14	18803

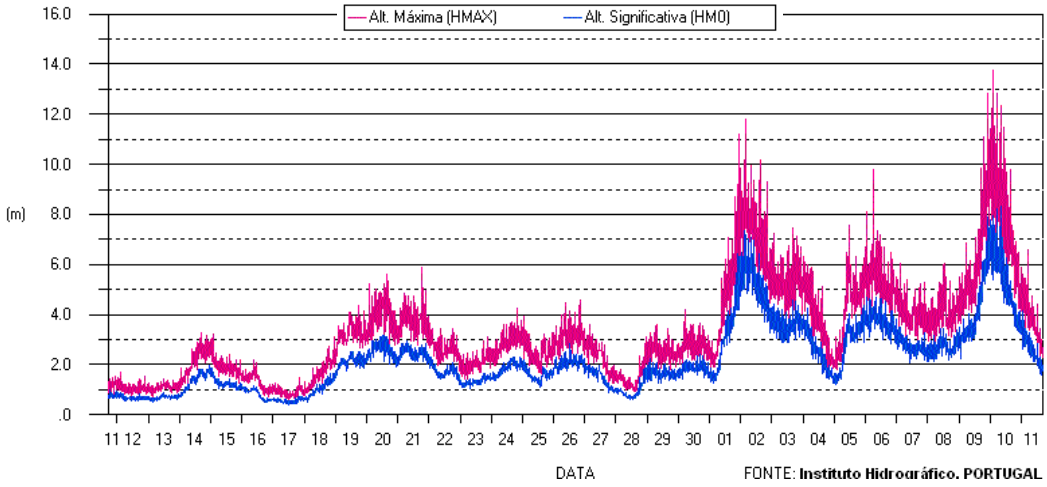


Figura 5.9 – Alturas de onda significativas e alturas de onda máximas registadas na bóia de Leixões, no período compreendido entre 11 de Nov. e 11 de Dez. de 2007 (Dados do Instituto Hidrográfico - 2007, www.hidrografico.pt).

Quadro 5.3 – Regime de extremos transferido em Leixões, adaptado de LNEC, 1996.

Período de retorno (anos)	H_S (m)	$H_{máx}$ (m)	T_Z (s)	θ (º)
10	5.1 a 11.1	8.5 a 19.0		
50	6.0 a 13.7	10.3 a 23.1	12.0 a 23.2	270 a 299
100	6.5 a 14.5	11.0 a 24.8		

O regime de extremos determinado para Leixões refere-se ao ponto de coordenadas (41º 12' 00" N, 08º 45' 00" W), situado, aproximadamente, sobre a batimétrica -28 m (ZH). O regime de extremos da Figueira da Foz utilizado no estudo refere-se a um local junto ao Porto da Figueira da Foz e baseia-se em cerca de 12 anos de dados de qualidade aceitável, LNEC, 1996. No Quadro 5.3, T_Z representa o período médio entre zeros ascendentes e θ a direcção da agitação marítima.

A metodologia utilizada, apesar de válida, pode merecer algumas reservas. Apesar do estudo efectuado se basear num grande número de observações, estas foram realizadas num local diferente e distante do de interesse.

Como à data de realização do estudo não existiam registos da bóia ondógrafo de Leixões (quer em número, quer em qualidade) que possibilitassem a determinação, com suficiente rigor, do regime de extremos com base em observações locais, LNEC, 1996, apresenta um regime de extremos unificado, Quadro 5.4. Este regime de extremos toma em consideração, quer o regime de extremos transferido (Quadro 5.3), quer extrapolações feitas com base na análise dos registos locais existentes. Os registos da bóia de Leixões analisados referem-se a dois períodos de tempo que, no seu conjunto, totalizam 5 anos de observações.

Quadro 5.4 – Regime de extremos unificado em Leixões, adaptado de LNEC, 1996.

Período de retorno (anos)	H_S (m)	$H_{máx}$ (m)	T_Z (s)	θ (º)
10	11.1	18.4		
50	14.6	24.8	8.0 a 23.0	270 a 330
100	16.4	25.0		

Com base na análise de um conjunto de dados de agitação marítima adquiridos pela estação ondógrafo situada ao largo de Leixões no período compreendido entre 1993 e 2007, Silva *et al.*, 2008, estimaram também as alturas de onda significativas associadas aos períodos de retorno de 10, 50 e 100 anos. A amostra considerada para a análise de extremos foi a série de alturas de onda significativas máximas anuais. A função de distribuição teórica de *Gumbel* foi a escolhida para o ajuste à função de distribuição estimada para essa amostra. As alturas de onda significativas estimadas (Quadro 5.5) são inferiores às apresentadas em LNEC, 1996, especialmente para os períodos de retorno mais elevados.

Quadro 5.5 – Alturas de onda significativas associadas a períodos de retorno de 10, 50 e 100 anos, adaptado de Silva *et al.*, 2008.

Período de retorno (anos)	10	50	100
H_S (m)	8.05 a 9.04	9.09 a 10.77	9.53 a 11.50

É ainda possível fazer uma caracterização das ondas de longo período livres e ligadas[1] na vizinhança do Porto de Leixões, LNEC, 1996.

[1] As ondas de longo período ligadas são forçadas não-linearmente pelos grupos de ondas de superfície geradas pelo vento (i.e. ondulação e vagas), aos quais estão ligadas, movendo-se à velocidade do grupo. As ondas de longo período livres têm origem, essencialmente, na passagem de sobrepressões ou depressões atmosféricas, actividades sísmicas (*tsunamis*), ou na 'libertação' das ondas de longo período ligadas aquando da rebentação dos grupos de ondas primárias. As ondas de longo período são abordadas com mais detalhe na secção 3.2.2.

As ondas de longo período livres foram caracterizadas a partir de maregramas medidos em 1995 pelo marégrafo do Porto de Leixões. Dos maregramas semanais disponíveis foram seleccionados 17, que revelavam objectivamente a presença nítida de ondas de longo período. Desses maregramas, 5 eram, em princípio, relativos a situações de bom tempo (obtidos durante o período de Verão marítimo) e os restantes referentes, provavelmente, a situações de temporal (obtidos durante o período de Inverno marítimo). A divisão, que é um pouco "grosseira", resulta do facto de no momento da análise não ter sido possível verificar se nas datas dos maregramas disponíveis tinham ocorrido temporais marítimos.

A análise foi realizada através de uma leitura directa da altura de onda média e do período médio de troços representativos dos maregramas seleccionados, com comprimentos típicos de 60, 90 e 120 min. Uma vez que o marégrafo do Porto de Leixões não era de rotação rápida não foi possível digitalizar os registos medidos e proceder à sua análise harmónica, LNEC, 1996.

A Figura 5.10 apresenta o histograma dos períodos médios das ondas de longo período registadas no marégrafo de Leixões durante o ano de 1995. A distribuição que resulta da consideração de todas as observações desse período é comparada com a distribuição que, em princípio, corresponde a condições de bom tempo (observações realizadas nos meses de Abril a Outubro – 20 troços) e com a distribuição que, em princípio, corresponde a condições de temporal (observações realizadas nos restantes meses do ano – 44 troços).

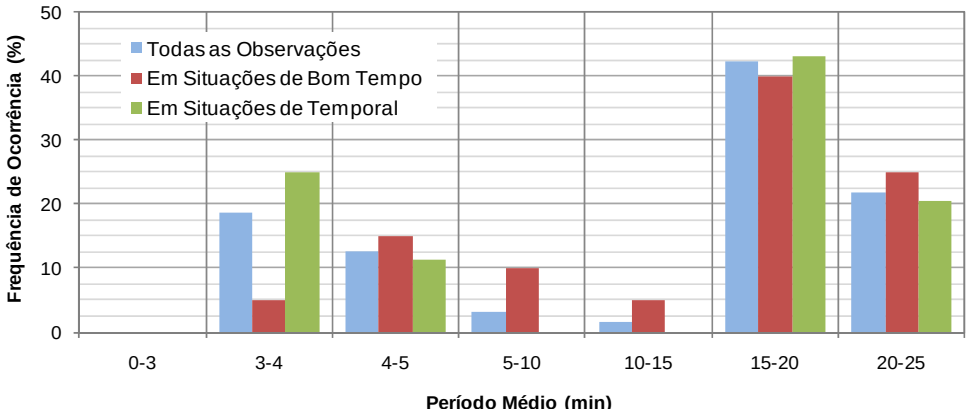


Figura 5.10 – Período médio das ondas de longo período registadas no marégrafo de Leixões em 1995. Análise efectuada com base em resultados apresentados em LNEC, 1996.

Considerando apenas a distribuição referente a todas as observações analisadas é possível constatar que as ondas de longo período em Leixões apresentam períodos em duas bandas claramente distintas: a primeira banda corresponde a períodos de onda entre 3 e 5 min (cerca de 31% das ocorrências), com predominância dos períodos de 3 e 4 min; a segunda banda corresponde a períodos entre 15 e 25 min (cerca de 64% das ocorrências), com predominância dos períodos entre 15 e 20 min, LNEC, 1996.

Em condições de bom tempo verifica-se uma perda de relevância da banda de períodos entre 3 e 5 min (passa a representar apenas cerca de 20% das ocorrências), assim como o aparecimento de uma banda de períodos intermédios com alguma importância relativa, Figura 5.10. Essa banda inclui os períodos compreendidos entre 5 e 15 min, e representa aproximadamente 15% das ocorrências. A banda de maiores períodos médios (entre 15 e 25 min) continua a ser a mais frequente, com cerca de 65% das ocorrências.

Partindo do pressuposto que apenas nos maregramas que resultam de medições em condições de bom tempo (com agitação marítima pouco energética), as ondas de longo período registadas são realmente

livres, e que nos restantes maregramas as ondas de longo período podem ser livres, ligadas, ou uma combinação de ambas, pode ainda concluir-se o seguinte: as observações nos períodos intermédios (5 a 15 min) correspondem exclusivamente a ondas de longo período livres; as observações na classe de períodos médios de 3 a 4 min têm origem, fundamentalmente, em situações de temporal, o que poderá indiciar que as ocorrências nesta classe de períodos médios resultam, principalmente, de contribuições das ondas de longo período ligadas; nas restantes classes de períodos não há diferenças significativas entre as situações analisadas.

A Figura 5.11 apresenta a distribuição por classes das alturas médias das ondas de longo período registadas no marégrafo do Porto de Leixões durante o ano de 1995, para as três situações analisadas. Pode verificar-se que em Leixões a classe 10-12 cm é a mais frequente, com frequências de ocorrência próximas de 45% em qualquer uma das situações analisadas. Importa ainda referir que as observações com maior altura de onda média (classe 40-50 cm) ocorrem essencialmente durante condições de bom tempo.

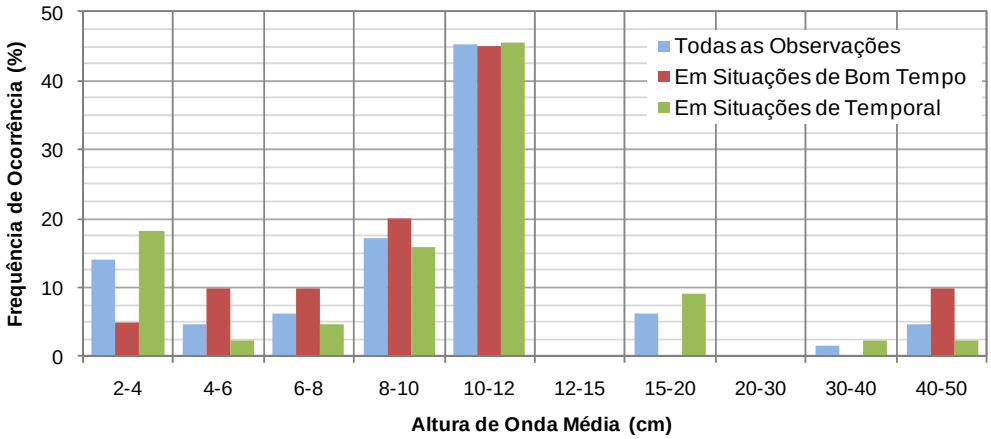


Figura 5.11 – Altura média das ondas de longo período registadas no marégrafo de Leixões em 1995. Análise efectuada com base em resultados apresentados em LNEC, 1996.

Na secção 3.2.2.7 foram abordadas algumas questões relacionadas com a utilização de registos de marégrafos na caracterização das ondas de longo período em portos.

As ondas de longo período ligadas foram caracterizadas com base na aplicação do método apresentado em Vis *et al.*, 1985, a 24 temporais (registos em que $H_S \geq 5$ m, admitindo-se que o temporal se mantém enquanto $H_S \geq 4$ m) ocorridos em Leixões em 1981-1985 e 1993-1994, LNEC, 1996. Uma vez que a aplicação deste método requer o conhecimento do período de pico, T_P, e dado que este parâmetro não era conhecido para os registos dos temporais de 1981-1985, optou-se por considerar válida, para esses temporais, a relação entre o período de pico e o período entre zeros ascendentes, T_Z, determinada para os registos de temporais de 1993-1994.

De acordo com Vis *et al.*, 1985, a altura significativa das ondas de longo período ligadas, $H_{S,lpb}$, pode, em primeira aproximação, ser determinada por,

$$H_{S,lpb} = C_1 \, C_2 \, H_{S,cp}^2 \tag{5.1}$$

em que $H_{S,cp}$ representa a altura de onda significativa associada à agitação marítima de curto período (m), C_1 é um coeficiente que toma o valor de 1/3 (m^{-1}) e C_2 é um coeficiente que é função do período

de pico das ondas de superfície geradas pelo vento. Para ondas de longo período ligadas com períodos entre 60 e 240 s, C_2 pode ser determinado por,

$$C_2 = 0.0005\,T_P - 0.0029 \tag{5.2}$$

Da aplicação da Equação (5.1) aos temporais de 1981-1985 e de 1993-1994, resulta a distribuição das alturas significativas das ondas de longo período ligadas representada na Figura 5.12, que é válida para os períodos de onda entre 60 e 240 s. A classe de alturas de onda significativas de 10-15 cm destaca-se claramente das restantes, representando quase 70% dos valores calculados.

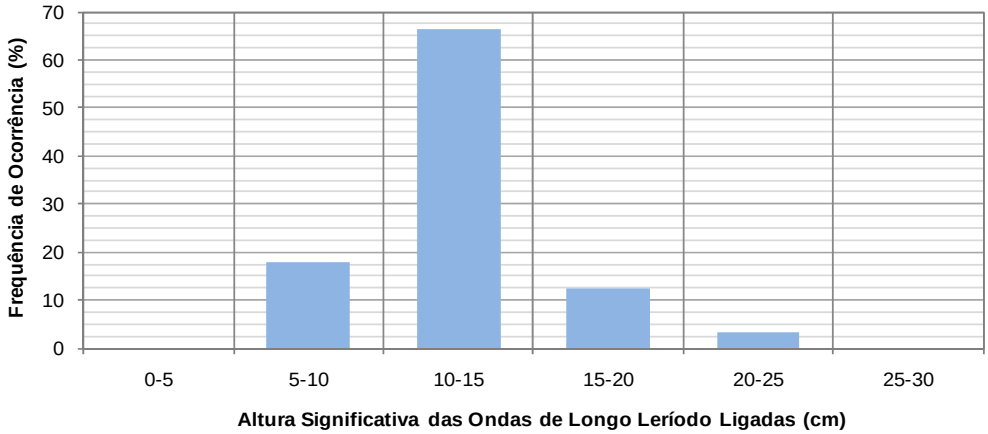


Figura 5.12 – Alturas significativas das ondas de longo período ligadas em Leixões, adaptado de LNEC, 1996.

Os resultados apresentados nesta secção permitem constatar que a altura das ondas de longo período é, regra geral, pequena. Esta característica não impede que, em certas situações, este tipo de ondas possa estar na origem de muitas situações problemáticas envolvendo navios amarrados em portos.

As características das ondas de longo período ligadas associadas ao regime de extremos unificado em Leixões (Quadro 5.4) são as apresentadas no Quadro 5.6. A aplicação do método proposto por Vis *et al.*, 1985, mostra que em Leixões as ondas de longo período ligadas poderão apresentar alturas significativas entre 0.18 e 2.26 m, consoante o período de retorno considerado. Os períodos associados a estas ondas deverão estar compreendidos entre 1 e 4 min, LNEC, 1996.

Quadro 5.6 – Alturas significativas das ondas de longo período ligadas associadas ao regime de extremos em Leixões unificado, adaptado de LNEC, 1996.

Período de retorno (anos)	H_S (m)	T_Z (s)	T_P (s)	C_2	$H_{S,lpb}$ (m)
10	11.1				0.18 a 1.04
50	14.6	8.0 a 23.0	14.7 a 56.3	0.00445 a 0.02525	0.32 a 1.79
100	16.4				0.40 a 2.26

Os intervalos de variação das alturas significativas das ondas de longo período ligadas apresentados no Quadro 5.6 são muito amplos, e têm como limites superiores alturas de onda relativamente grandes, especialmente nos períodos de retorno mais elevados. Dada a influência que as ondas de longo período (livres e ligadas) podem ter no comportamento de navios amarrados e nas condições operacionais dos

terminais portuários, justifica-se a realização de estudos de caracterização destas ondas, no sentido de definir, à luz do estado actual do conhecimento, de forma clara e rigorosa, não apenas os períodos e as alturas características destas ondas, mas também a sua frequência de ocorrência em certos locais da costa portuguesa.

5.5. REGIME DE VENTOS E CORRENTES

O regime de ventos é determinado pelo efeito conjunto da circulação atmosférica de larga escala e das brisas locais, de variação periódica diurna, geradas pelo desigual aquecimento e arrefecimento da terra e do oceano, IM, 2004.

A caracterização do regime de ventos em Leixões foi efectuada tendo por base dados registados e tratados pelo Instituto de Meteorologia, relativos à estação de Porto/Pedras Rubras, para o período compreendido entre 1961 e 1990, IM, 2004. Os dados foram divididos por quadrantes de rumos com 45º de amplitude, e incluem as frequências de ocorrência e as velocidades médias mensais do vento, em cada um desses quadrantes.

A estação de Porto/Pedras Rubras, localizada no ponto de coordenadas de latitude 41.14 º (N) e longitude 8.40 º (W), é a estação meteorológica automática operada pelo Instituto de Meteorologia que se encontra mais próxima do Porto de Leixões.

Para o intervalo de tempo analisado, as frequências de ocorrência de cada rumo de vento, em cada um dos meses do ano, são apresentadas na Figura 5.13. Verifica-se que, para a generalidade dos rumos, o comportamento de Inverno é marcadamente distinto do de Verão. É clara a preponderância dos rumos do quadrante Noroeste, Norte e Oeste nos meses de Abril a Setembro. Por outro lado, de Outubro a Março predominam os ventos do quadrante Este.

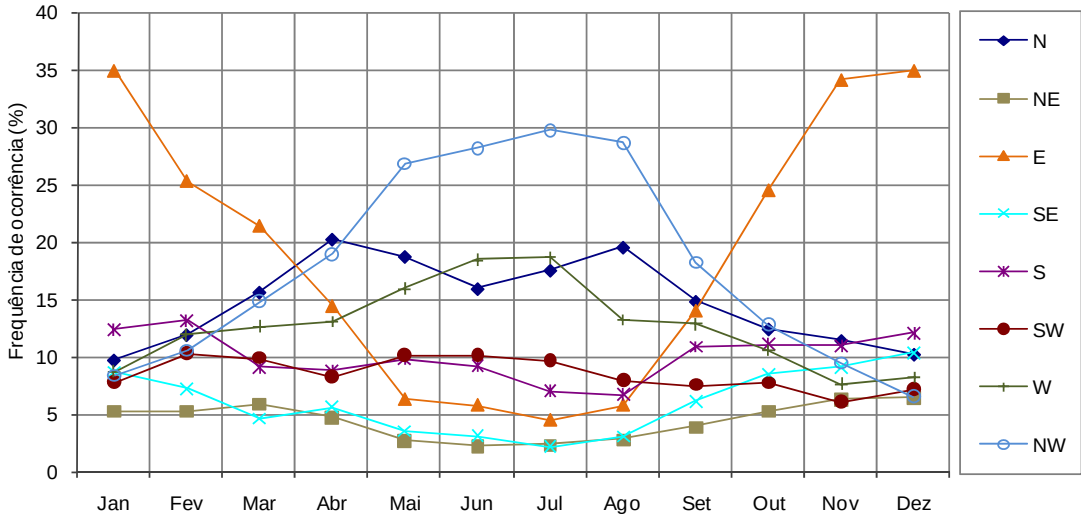


Figura 5.13 – Frequências de ocorrência de cada rumo de vento, em cada mês do ano (baseado em dados do Instituto de Meteorologia de 1961-1990).

Para a generalidade dos rumos, as velocidades médias do vento são superiores nos meses de Inverno, Figura 5.14. Os rumos Sul, Noroeste e Sudoeste são os que apresentam as maiores velocidades médias do vento ao longo do ano. O quadrante Nordeste é o que apresenta, simultaneamente, as velocidades médias do vento mais reduzidas e uniformes ao longo do ano. As maiores variações da velocidade média do vento, ao longo do ano, registam-se para os quadrantes Sul e Sudoeste.

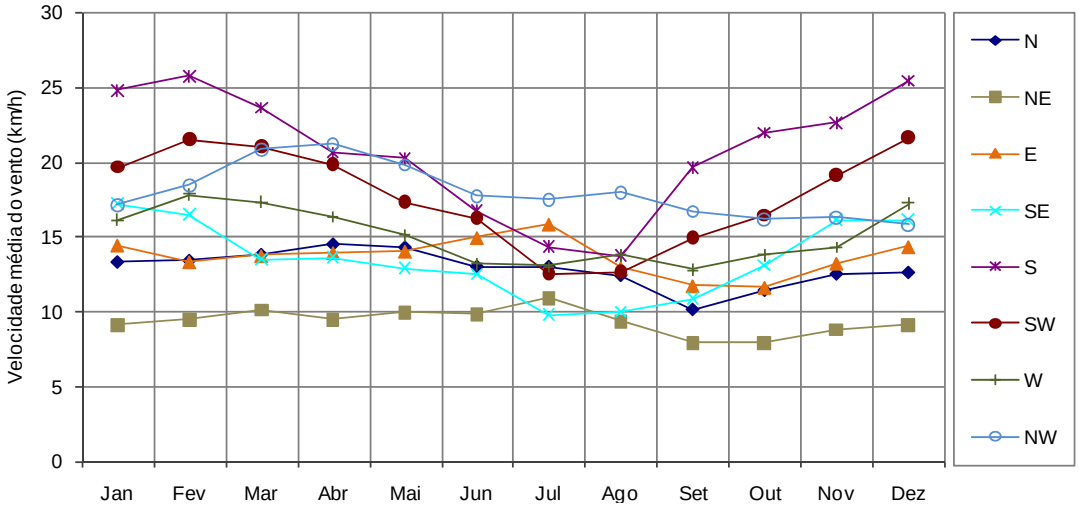


Figura 5.14 – Velocidade média do vento, para cada um dos quadrantes, em cada mês do ano (baseado em dados do Instituto de Meteorologia de 1961-1990).

Tomando em consideração todos os registos do período de 1961 a 1990, os rumos com maior frequência de ocorrência são o Este e o Noroeste, logo seguidos pelo rumo Norte, Figura 5.15. No conjunto, estes rumos representam mais de 50% das observações. Os períodos de calma, C, representam cerca de 7% das ocorrências. As maiores velocidades médias do vento foram observadas nos rumos Sul, Noroeste e Sudoeste.

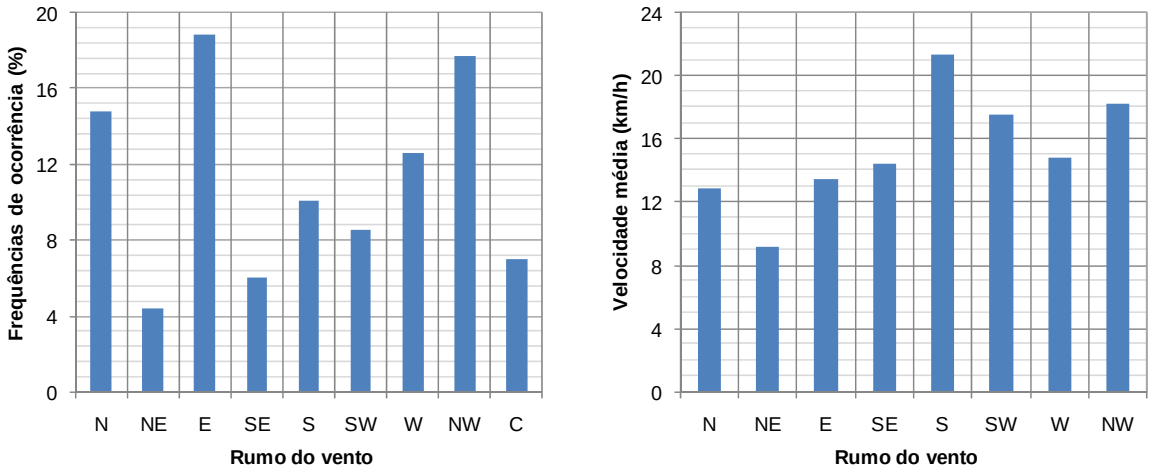


Figura 5.15 – Frequências de ocorrência (esquerda) e velocidade média do vento (direita), para cada rumo e para a totalidade do intervalo de tempo considerado (dados do Instituto de Meteorologia de 1961-1990).

O estudo realizado pelo IHRH-FEUP, 1993, tendo por base registos da estação de Porto/Pedras Rubras, concluiu que o valor máximo tri-horário da velocidade do vento observada no período de 1971 a 1985 foi de 22.9 m/s (82.4 km/h). O mesmo trabalho refere também que a velocidade do vento é inferior a 6.5 m/s (23.4 km/h) durante quase 90% do tempo.

No projecto do Terminal de Petroleiros de Leixões, as forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração dos navios (cabos de amarração e defensas), devidas à acção do vento, foram calculadas com base nas velocidades efectivas apresentadas no Quadro 5.7.

Quadro 5.7 – Velocidade e direcção do vento. Projecto do Terminal de Petroleiros de Leixões.

Direcção do vento	Rajada (km/h)	Vento excepcional (km/h) 5 min de actuação
Rumos W e SW (de mar)	125	105
Rumos E e NE (de terra)	68	60

Os efeitos resultantes da acção do vento sobre os navios amarrados dependem de vários factores. Destes destacam-se a velocidade do vento, a duração da rajada, a direcção de actuação do vento relativamente ao navio, a tipologia do navio amarrado e o seu estado de carga.

O Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, com uma implantação paralela ao quebramar Norte de Leixões, apresenta, aproximadamente, uma orientação N – S, Figura 5.3. Deste modo, os navios que recorrem a este posto de acostagem ficam relativamente alinhados com os rumos que apresentam as maiores velocidades médias do vento, nomeadamente, os rumos Sul, Noroeste e Sudoeste. A orientação do posto de acostagem é, portanto, favorável sob o ponto de vista da acção do vento pois minimiza as superfícies do navio expostas.

O próprio quebramar Norte de Leixões confere algum grau de protecção contra os ventos provenientes do quadrante Oeste, ou próximos deste, Figura 5.16. Os ventos provenientes do quadrante Este são os que apresentam maior frequência de ocorrência, especialmente durante os meses de Outubro a Março (Figura 5.13), mas a sua velocidade média é relativamente baixa (Figura 5.14; Figura 5.15; IHRH-FEUP, 1993). Além disso, os ventos deste quadrante tendem a 'empurrar' o navio amarrado contra as defensas, originando um aumento das forças de atrito desenvolvidas nessa interface. Caso a solicitação não seja anormalmente elevada, e se forem tomadas medidas ao nível do ajuste dos esforços aplicados nos cabos de amarração, os ventos do quadrante Este podem contribuir para a estabilização do navio amarrado e, consequentemente, para a melhoria das condições operacionais e de segurança no posto de acostagem.

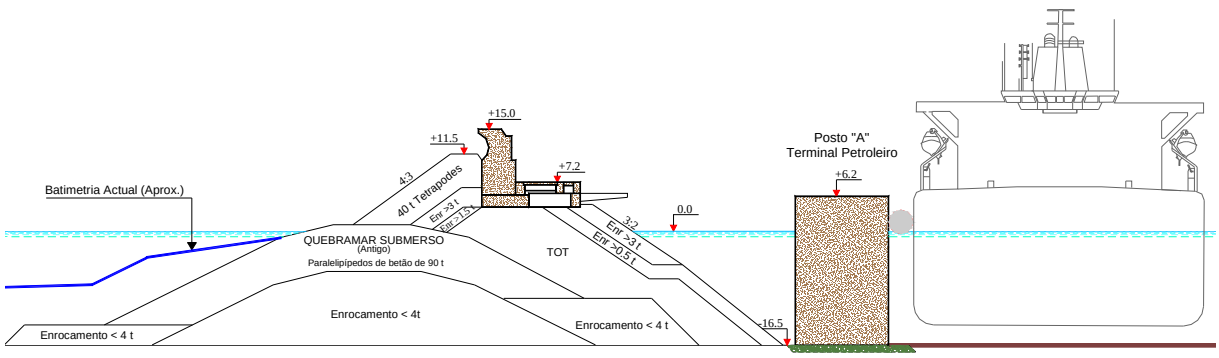


Figura 5.16 – Secção transversal do quebramar Norte do Porto de Leixões adjacente ao Posto "A".

Na sequência do que foi referido, e tendo em conta que os navios do tipo petroleiro apresentam, regra geral, uma superfície exposta ao vento relativamente reduzida (superstrutura de pequena dimensão), a acção do vento sobre os navios amarrados no Posto "A" não deverá ser, *per se*, um factor determinante para a inoperacionalidade desse posto. Com efeito, os pilotos da Barra de Leixões e os responsáveis pela exploração do terminal, durante as reuniões efectuadas no âmbito do "*Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões*", IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, não atribuíram os problemas de inoperacionalidade do Posto "A" à acção do vento. De qualquer

modo, um navio petroleiro em lastro deverá reagir mais rapidamente à acção do vento do que um navio carregado, não apenas por apresentar uma maior área exposta ao vento, mas também por possuir uma menor inércia.

Importa ainda referir que as forças que resultam da acção do vento são proporcionais ao quadrado da sua velocidade, podendo tornar-se particularmente importantes para os navios dotados de uma grande superstrutura, como é o caso dos navios de cruzeiro e dos navios porta-contentores.

IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, faz referência a campanhas de medição de correntes realizadas em Leixões, quer pelo Instituto Hidrográfico, quer pelo Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos. Estas campanhas incluíram pontos de medição nas imediações do quebramar Norte, nomeadamente, na parte exterior, no seu alinhamento e na parte interior. Os resultados das medições dependem das condições em que estas foram realizadas, nomeadamente, dos coeficientes de maré, do período e do local de observação.

As principais conclusões das campanhas realizadas são: as correntes na zona em estudo são fracas em todas as profundidades, com valores máximos da ordem dos 0.45 m/s; a alternância é muito pouco significativa na zona, com ligeiro predomínio da direcção Sudeste; a influência da maré nas correntes observadas é fraca e em alguns locais desprezável; as correntes na zona são muito sensíveis às condições meteorológicas, sendo o vento a condição determinante; as correntes paralelas à costa são predominantes; no sentido SW-NE, as velocidades médias máximas medidas foram da ordem de 0.15 m/s; e a variação das correntes em profundidade não é muito acentuada.

5.6. O POSTO "A" DO TERMINAL DE PETROLEIROS DO PORTO DE LEIXÕES

O Posto "A" encontra-se protegido da acção directa da agitação marítima (rumos dominantes) pelo quebramar Norte de Leixões, que possui uma orientação aproximadamente Norte-Sul, o coroamento à cota +15 m (ZHL) e um desenvolvimento de cerca de 700 m. Esta obra de protecção foi construída sobre um antigo quebramar submerso cujo manto exterior é constituído por blocos paralelepipédicos de 90 tf, Figura 5.16. Por esse motivo, as características actuais de permeabilidade do quebramar Norte não são conhecidas com rigor.

A estrutura de acostagem propriamente dita é composta por duques d'Alba de acostagem e amarração, e por uma plataforma de descarga. Os duques d'Alba de acostagem estão equipados com defensas do tipo pneumático e com ganchos de amarração duplos, Figura 5.17.

Figura 5.17 – Duque d'Alba de acostagem do Posto "A" (Maio de 2009).

Os restantes pontos de amarração do Posto "A" localizam-se ao longo da superstrutura do quebramar Norte, tal como esquematizado na Figura 5.18. Essa figura apresenta também o *layout* de amarração mais usual para os navios de maior porte que com mais frequência utilizam o Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões.

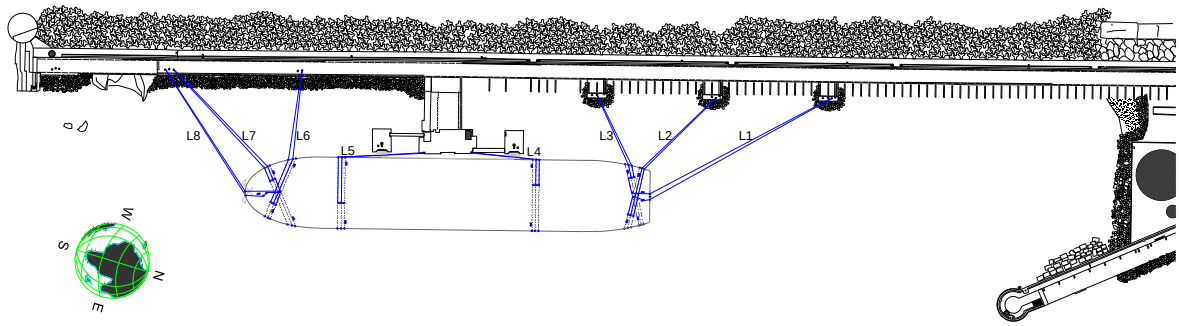


Figura 5.18 – *Layout* de amarração usual no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões.

As defensas actualmente instaladas no Posto "A" têm uma capacidade máxima de absorção de energia de 1300 kJ para uma deformação nominal de 55%, à qual está associada uma força de reacção no duque d'Alba de acostagem e de amarração de 2450 kN (pressão interna do ar de 0.5 kg/cm^2). Estas defensas flutuantes, da marca *YOKOHAMA*, têm um comprimento de 6.5 m e um diâmetro de 3.3 m.

As características dos cabos de amarração utilizados pelos navios do tipo petroleiro que usam o terminal podem variar de navio para navio, contudo, é frequente a utilização de cabos de amarração de aço com extremidades de amarração de fibras sintéticas (frequentemente de poliamida, embora outros materiais sintéticos possam também ser utilizados). As forças mínimas de rotura desses cabos estão normalmente compreendidas entre 650 e 900 kN.

Os fundos de serviço na vizinhança do Posto "A" são mantidos, sensivelmente, à cota -16 m (ZHL), o que permite que este posto de acostagem seja usado por uma gama variada de navios do tipo petroleiro, Veloso Gomes *et al.*, 2005. Os navios de maior porte que mais frequentemente utilizam o Posto "A" possuem um comprimento total de 250 m, um calado máximo de 14 m e um deslocamento em carga máxima de cerca de 120 000 t. A Figura 5.19 apresenta uma vista geral do Posto "A".

Figura 5.19 – Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões (Maio de 2007).

5.7. CONDIÇÕES OPERACIONAIS NO POSTO "A"

O Posto "A", pela sua localização à entrada do Porto de Leixões, e apesar da protecção oferecida pelo quebramar Norte, é dos três postos de acostagem que constituem o Terminal de Petroleiros do Porto de

Leixões, aquele que está mais exposto às condições adversas do ambiente marítimo, Figura 5.3, que é particularmente energético. Devido à orientação do quebramar Norte de Leixões (aproximadamente Norte – Sul), a agitação marítima predominante, com direcções compreendidas entre o Noroeste e o Oeste, pode apenas atingir a zona do Posto "A" após difracção em torno da cabeça do quebramar. As ondas provenientes de Sudoeste (ou rumos próximos deste) podem penetrar directamente nessa zona. No entanto, as ondas com esse rumo são menos frequentes (Figura 5.5) e a sua altura significativa é, regra geral, pequena quando comparada com a agitação proveniente das direcções mais frequentes (Quadro 5.1).

Pelos motivos referidos, registam-se, por vezes, problemas hidrodinâmicos e operacionais nesse posto de acostagem. Nas situações mais críticas, os petroleiros aí amarrados podem apresentar movimentos excessivos (com eventual rotura de alguns cabos de amarração), e as operações de carga e descarga do navio tornam-se difíceis ou até mesmo impossíveis de realizar em condições de segurança.

Na eminência de se atingir o limite de segurança imposto pelo sistema de carga e descarga instalado no Posto "A", as operações em curso são interrompidas, podendo o navio amarrado receber o auxílio de rebocadores com o objectivo de reduzir a amplitude das suas oscilações. Se necessário, são fornecidos cabos de amarração adicionais. Caso os esforços para manter o navio amarrado no cais em segurança fracassem, este é obrigado a abandonar o cais com o auxílio dos rebocadores e a esperar, ao largo, por melhores condições para retomar as operações de movimentação de carga entretanto interrompidas. Apesar dos operadores do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões recorrerem, usualmente, a dados de previsões meteorológicas (para 3 a 5 dias), continuam a ocorrer problemas com os navios amarrados no Posto "A", ainda que provavelmente com menos frequência do que no passado, Rosa Santos *et al.*, 2008a.

A inoperacionalidade do Posto "A" do Terminal de Petroleiros é um problema real e relevante para a Autoridade Portuária, que tem procurado, nos últimos anos, através de diferentes formas, encontrar soluções que proporcionem uma melhoria da situação actual. A Figura 5.20, que apresenta uma análise dos registos de inoperacionalidade entre 1990 e 2003 (dados fornecidos pela *Galp Energia*), mostra que a percentagem média mensal de inoperacionalidade se situa em cerca de 23%, ocorrendo os picos de inoperacionalidade nos meses de Janeiro e de Dezembro, IHRH-FEUP, 2004c.

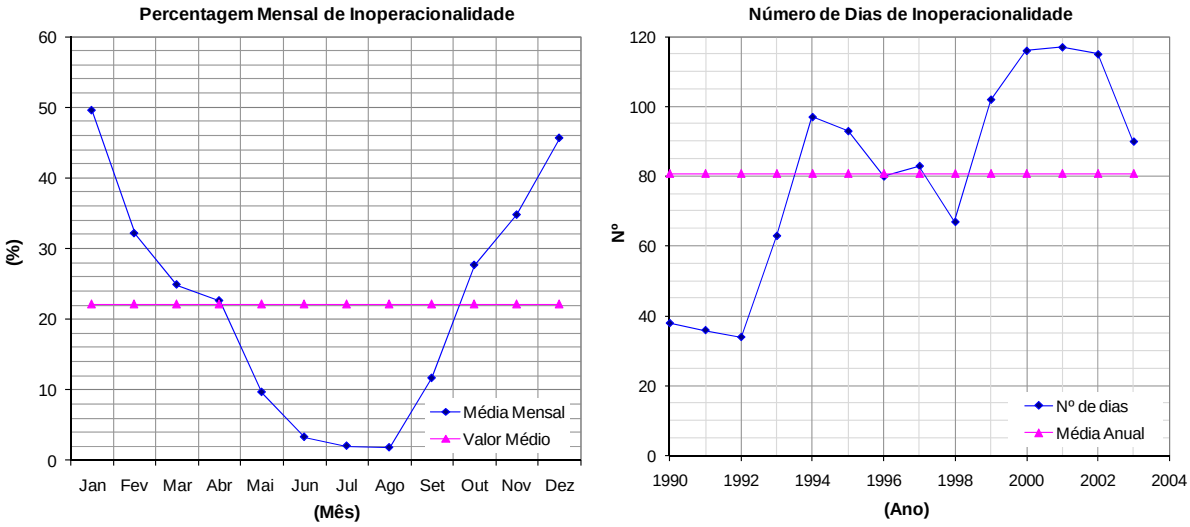


Figura 5.20 – Condições de operacionalidade no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, IHRH-FEUP, 2004c.

É importante referir que, neste contexto, a inoperacionalidade inclui, não apenas os dias nos quais o Posto "A" não pôde ser utilizado devido a condições marítimas adversas, mas também os dias em que foram efectuadas operações de manutenção na estrutura de acostagem, ou dragagens para manutenção de fundos na bacia de aproximação e acostagem. O número de dias de inoperacionalidade tem variado ao longo dos anos, como mostra a Figura 5.20, podendo verificar-se uma tendência geral de aumento. No período de Janeiro de 2001 a Abril de 2004, o Posto "A" esteve inactivo durante cerca de 33% dos dias, o que representa um valor superior à média anual relativa ao período de 1990 a 2003, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. Em média, e para o período de tempo analisado, o Posto "A" encontra-se inactivo durante aproximadamente 80 dias por ano, IHRH-FEUP, 2004c.

Uma análise conjunta dos registos de operacionalidade e dos dados de agitação marítima recolhidos pela bóia ondógrafo instalada ao largo de Leixões (dados do Instituto Hidrográfico), para o período de tempo de 1993 a 2003, mostra que o Posto "A" está predominantemente operacional para alturas de onda significativas inferiores a 2.5 m e para períodos de onda de pico até 15 s. O Posto "A" encontra-se predominantemente inoperacional para alturas de onda significativas superiores a 2.5 m e para períodos de onda de pico superiores a 7 s, Figura 5.21.

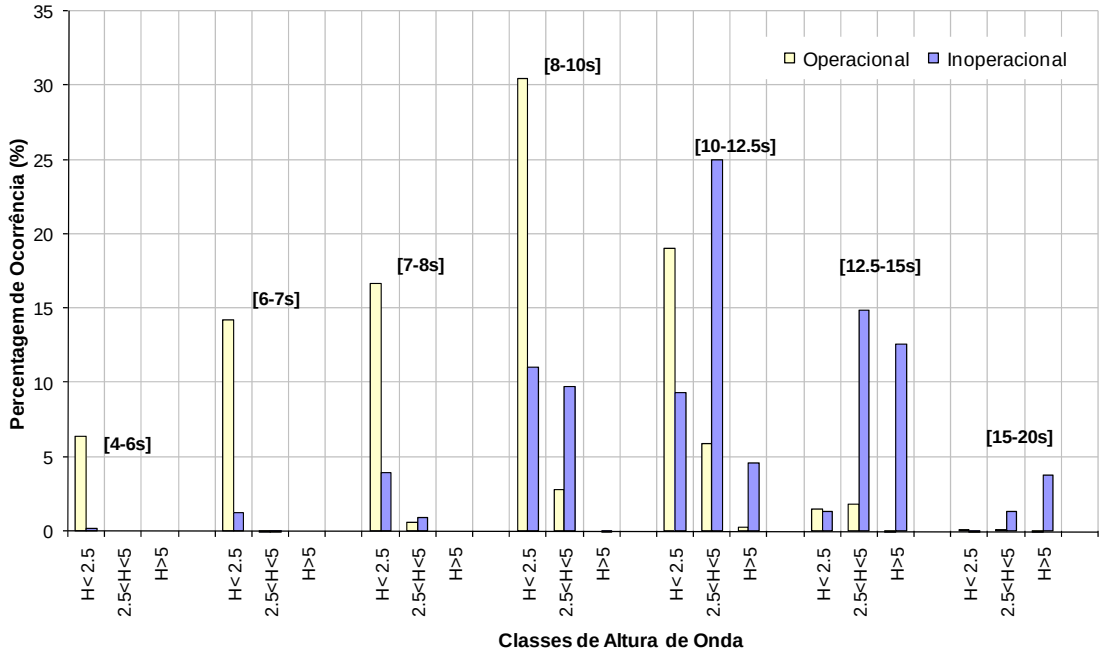


Figura 5.21 – Distribuição das condições de operacionalidade e de inoperacionalidade no Posto "A" por classes de altura de onda e período de onda, IHRH-FEUP, 2004c.

No que diz respeito à direcção da agitação marítima ao largo, e apenas para o período compreendido entre Maio de 2001 e Dezembro de 2003, pode verificar-se que as situações de inoperacionalidade do Posto "A" estão associadas a agitação marítima com uma direcção predominantemente dos quadrantes Oeste (270º) e Noroeste (315º), Figura 5.22. Estes rumos, no seu conjunto, representam cerca de 81.0% dos registos de inoperacionalidade, IHRH-FEUP, 2004c. Uma vez que a direcção normal ao quebramar Norte do Porto de Leixões faz com o Norte um ângulo de 250º (no sentido directo), os rumos referidos (especialmente o Oeste) têm uma incidência aproximadamente perpendicular à estrutura.

O Posto "A" encontra-se operacional, essencialmente, para ondas provenientes dos quadrantes 270º - 315º, com 57.6% de ocorrências, e dos quadrantes 315º - 360º, com 39.0% de ocorrências.

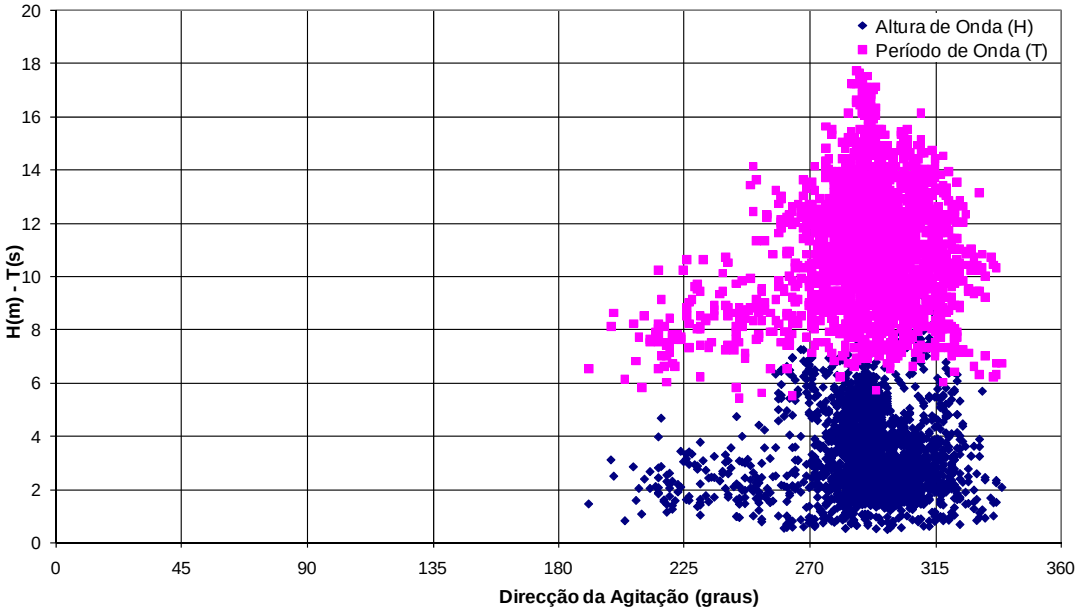


Figura 5.22 – Distribuição das situações de inoperacionalidade no Posto "A" em função das características da agitação marítima ao largo do Porto de Leixões, IHRH-FEUP, 2004c.

IHRH-FEUP, 2004c, conclui que, em termos gerais, as situações de operacionalidade do Posto "A" estão relacionadas com alturas de ondas inferiores a 4.0 m. Nas situações de inoperacionalidade, num número significativo de ocasiões, a altura de onda significativa é superior a 4.0 m, embora a dispersão dos dados seja apreciável, Figura 5.22.

Numa reunião de trabalho realizada no âmbito do "*Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões* – IHRH-FEUP/IST", os pilotos da Barra de Leixões e os responsáveis pela exploração do Posto "A" afirmaram que, de acordo com a sua experiência, as ondas mais problemáticas para as condições operacionais do Posto "A" eram as provenientes do rumo Oeste quando associadas a períodos superiores a 11 ou 12 s, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. A agitação marítima proveniente de Noroeste não interfere tão significativamente com a operacionalidade do Posto "A", especialmente para alturas de onda inferiores a 2 m, pois "corre" ao longo do paramento exterior do quebramar Norte, diminuindo os episódios de galgamento e penetrando mais dificilmente no interior da bacia que está associada a esse posto de acostagem. A ondulação de Sudoeste, embora no enfiamento da barra, é, em geral, curta e de pequena altura, não afectando a operacionalidade do Posto "A".

Os navios amarrados no Posto "A" são particularmente sensíveis à agitação proveniente do quadrante Oeste, que pode originar nestes, movimentos longitudinais e transversais apreciáveis. A popa é a parte do navio que mais cedo começa a afastar-se do posto de acostagem nas situações de "desassossego". Durante essa reunião foi também referido que os episódios de inoperacionalidade estavam associados a níveis de maré elevados, próximos da preia-mar ou com ela coincidentes. Quaisquer que sejam as condições de agitação marítima, o navio mantém-se 'sossegado' em baixa-mar. Os problemas começam a sentir-se uma ou duas horas depois da baixa-mar e aumentam de intensidade até à preia-mar.

5.8. CAUSAS DOS PROBLEMAS OPERACIONAIS NO POSTO "A"

As condições operacionais e de segurança do Posto "A" podem ser influenciadas pela ocorrência de galgamentos do quebramar Norte (especialmente no trecho adjacente ao Posto "A"), pela difracção da

agitação marítima em torno da cabeça dessa estrutura, pelas características do sistema de amarração do navio ao cais, pela transmissão através da estrutura do quebramar Norte e por eventuais fenómenos de natureza ressonante que tenham lugar na área adjacente ao Posto "A" (IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005; Veloso Gomes *et al.*, 2005).

Ao longo dos últimos anos foram efectuados vários estudos com o objectivo de caracterizar e melhorar as condições de operacionalidade e de segurança do Posto "A", IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. Esses estudos abordaram o problema de diferentes perspectivas e incluíram: estudos bidimensionais em modelo físico de uma secção transversal do quebramar Norte de Leixões adjacente ao Posto "A"; modelação numérica da propagação da agitação marítima de curto período, do largo para o interior do porto; análise da morfologia dos fundos na vizinhança do Posto "A" com utilização de SIG, incluindo a zona interior e exterior ao quebramar Norte; e estudos de propagação das ondas de longo período e de ressonância no interior do porto, com recurso a modelos numéricos. Nesses estudos foi importante a participação de profissionais das várias entidades com responsabilidades na operação do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, nomeadamente da administração portuária, da empresa concessionária do terminal e dos pilotos da Barra de Leixões.

Mais recentemente, o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões foi também estudado recorrendo a simulações numéricas (Santos, 2005 e 2006).

Os estudos em modelo físico reduzido foram realizados à escala geométrica 1/60 considerando, quer ondas regulares, IHRH-FEUP, 2004d, quer ondas irregulares, Guedes Lopes, 2005. No primeiro desses estudos (IHRH-FEUP, 2004d) a situação actual foi comparada com os resultados de dez alternativas de intervenção, no que concerne, quer ao caudal médio que galgava a secção transversal em estudo, quer à estabilidade dos blocos do manto resistente do quebramar. Os onze modelos foram ensaiados segundo condições que reproduziram as condições de uma agitação incidente efectiva não significativamente perturbada pelas condições gerais de funcionamento do tanque de ondas. No segundo estudo (Guedes Lopes, 2005) foram testadas, de uma forma mais aprofundada, as três soluções do estudo anterior que apresentaram melhores resultados ao nível, quer da redução dos galgamentos da estrutura, quer da estabilidade dos blocos do manto resistente do quebramar. Neste estudo foram usadas ondas regulares e irregulares, assim como blocos fabricados com betão de densidade normal e de alta densidade.

Os testes efectuados com o modelo físico que reproduzia a configuração actual do quebramar Norte de Leixões (quer considerando uma batimetria idêntica à do projecto inicial, quer considerando a batimetria actual, definida com base em levantamentos de Maio de 2003) mostraram que volumes significativos de água podem galgar a estrutura, especialmente quando são consideradas as condições de agitação mais energéticas, Figura 5.23. Esses volumes de galgamento são susceptíveis de influenciar, negativamente, as condições operacionais e de segurança do Posto "A". Este modelo físico foi também aquele em que foi observado um maior número de blocos tetrápodes deslocados, IHRH-FEUP, 2004d.

Importa referir que a questão da estabilidade dos blocos do manto resistente do quebramar Norte do Porto de Leixões e os volumes de galgamento dessa estrutura, responsáveis por parte dos problemas operacionais registados no Posto "A", não podem ser dissociados.

As várias hipóteses de intervenção testadas em modelo físico apresentaram resultados mais favoráveis do que a hipótese que reproduzia a configuração actual do quebramar Norte de Leixões, IHRH-FEUP, 2004d. Das alternativas estudadas, salientam-se, pelo seu bom desempenho global, as que consideram um quebramar submerso a barlamar do quebramar de taludes actual. De um modo geral, a prestação de todas as hipóteses testadas em modelo físico piora quando se considera o nível de maré mais elevado, ou seja, o nível +4.00 (ZHL).

O trabalho realizado, Guedes Lopes, 2005, permitiu concluir que, de um modo geral, os blocos de alta densidade são mais eficazes do que os blocos de densidade normal, tanto na redução dos galgamentos do quebramar, como na melhoria da estabilidade do manto resistente dessa estrutura.

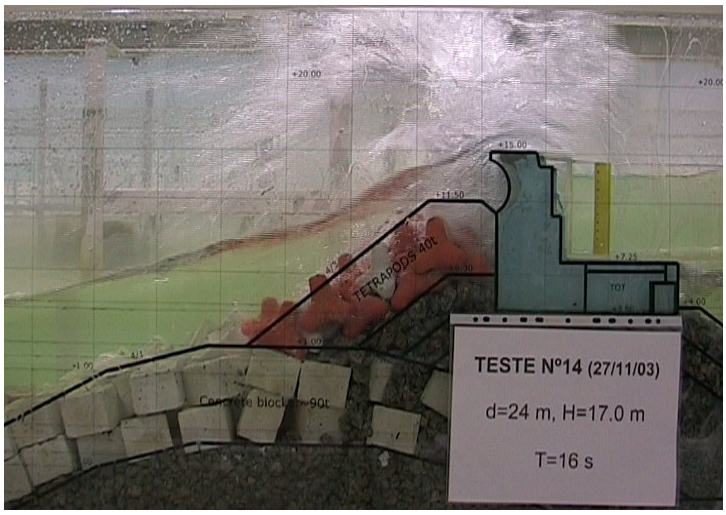


Figura 5.23 – Testes bidimensionais em modelo físico: episódio de galgamento da secção transversal actual do quebramar Norte de Leixões. A batimetria foi definida com base no levantamento de Maio de 2003, IHRH-FEUP, 2004d.

Não menosprezando a validade e a relevância dos dois estudos experimentais anteriormente realizados (IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005; Guedes Lopes, 2005), importa fazer referência à importância de submeter as soluções mais promissoras a novos estudos em modelo físico (reconhecida nos mesmos). Esses estudos devem ser realizados a uma escala geométrica maior (tão grande quanto possível) e com um modelo tridimensional, com o objectivo de minimizar possíveis efeitos de escala e de optimizar as soluções seleccionadas.

Os episódios de galgamento do quebramar Norte de Leixões foram considerados pelos pilotos da Barra de Leixões e pelos responsáveis pela exploração do Posto "A" como preocupantes sob o ponto de vista, quer da operacionalidade, quer da segurança no terminal, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. Os seus efeitos negativos podem fazer-se sentir de diferentes formas: as condições de tranquilidade portuária podem ser agravadas pelos volumes de água que galgam o quebramar; o acesso ao Posto "A", através da superstrutura do quebramar, com o objectivo de libertar o navio durante situações críticas, torna-se mais difícil e perigoso, especialmente por não estarem instalados ganchos de desengate rápido controláveis remotamente; e ainda porque nessas condições é mais difícil e perigosa a interrupção das operações de descarga/carga do navio, ou seja, o "desligar" dos braços de descarga/carga que ligam ao navio.

A hipótese que refere a possibilidade de ocorrência de transmissão através da estrutura do quebramar Norte do Porto de Leixões apoia-se, quer em análises da evolução da batimetria (ao longo do tempo) na área envolvente ao Posto "A", quer em afirmações proferidas pelos profissionais responsáveis pela operação do Terminal de Petroleiros. Esses profissionais referiram que "*quando não há condições de agitação favoráveis, na zona Norte do terminal, verifica-se também, na popa do navio, a passagem de água com areia através do quebramar*", IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005.

A análise comparativa de vários levantamentos batimétricos da zona protegida pelo quebramar Norte de Leixões evidenciou uma acumulação preferencial de sedimentos ao longo de uma banda adjacente ao pé do talude interior desta estrutura, em contraste com uma mais reduzida e aproximadamente

uniforme acumulação de sedimentos no resto da bacia de manobra do Posto "A", IHRH-FEUP, 2004a. Por outro lado, a deposição de sedimentos nessa banda não progride da cabeça para o enraizamento do quebramar, como seria razoável esperar que acontecesse se os sedimentos estivessem a chegar à bacia do Posto "A" após contornarem a cabeça da estrutura. No entanto, pode verificar-se uma acumulação especialmente elevada de sedimentos em algumas zonas dessa banda distantes da cabeça do quebramar. Estas constatações levaram à suposição de que os sedimentos, induzidos pelo movimento da água, poderiam estar a atravessar o quebramar, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, em consequência de uma elevada permeabilidade sedimentar. A Figura 5.24 apresenta a variação do volume de sedimentação na vizinhança do Posto "A" entre os levantamentos de 3 de Novembro de 2001 e 8 de Fevereiro de 2002, sendo elucidativa da dinâmica descrita. Estudos anteriores mostraram que o assoreamento da bacia do Posto "A" tem origem quase exclusivamente no trecho que lhe fica a Norte.

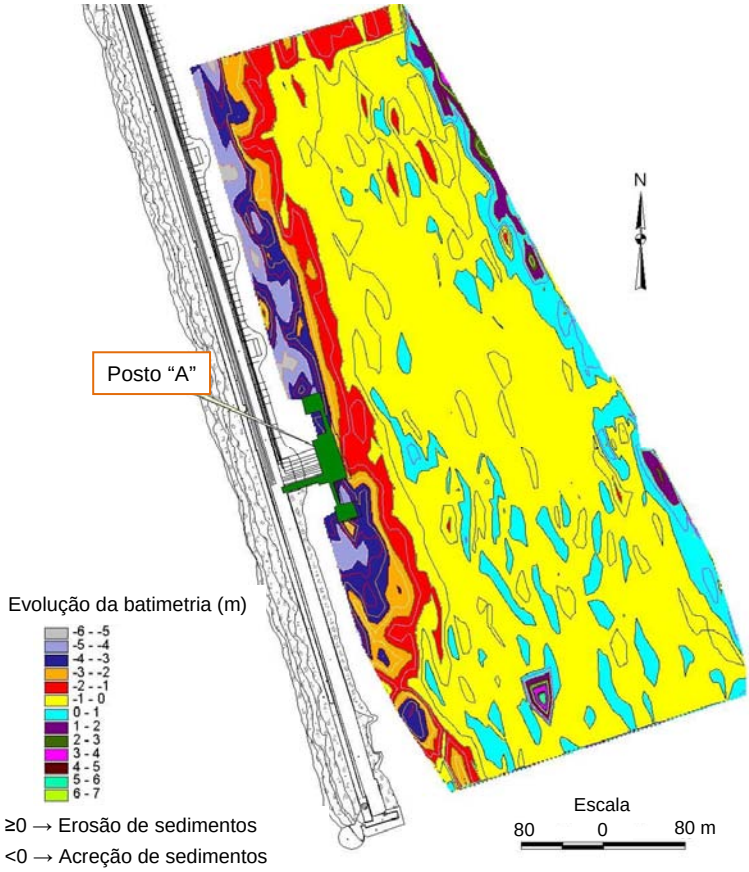


Figura 5.24 – Variação do volume de sedimentação na vizinhança do Posto "A", IHRH-FEUP, 2004a.

A situação descrita tem como resultado um aumento da frequência com que as operações de dragagem têm de ser realizadas na zona envolvente ao Posto "A".

Dado tratar-se de um quebramar de taludes construído sobre um antigo quebramar submerso, torna-se muito difícil determinar qual a permeabilidade actual desta obra de protecção. Sabe-se que o núcleo desta estrutura é constituído por enrocamento de peso inferior a 1 tf. No entanto, mesmo que se pudesse admitir a impermeabilidade do núcleo do quebramar, a presença de blocos com aproximadamente 90 tf no manto exterior da antiga estrutura submersa, leva a concluir que o quebramar poderá, de facto, ser

permeável a sedimentos e, eventualmente, a correntes de água localizadas, capazes de interferir com o comportamento de um navio amarrado no Posto "A", IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005.

A hipótese apresentada é também sustentada pela existência de um desnível do fundo, entre o intradorso e o extradorso do quebramar Norte de Leixões, que pode ultrapassar os 5 m em algumas zonas, e pela reduzida espessura do maciço de TOT do quebramar de taludes que está assente sobre o talude interior do antigo quebramar submerso, Figura 5.16.

Como foi referido anteriormente, o Posto "A" localiza-se à entrada do Porto de Leixões, próximo da cabeça do quebramar Norte. Esta localização pode também ser apontada como uma causa possível para os problemas hidrodinâmicos e operacionais sentidos neste posto de acostagem.

Pelo fenómeno da difracção, a agitação marítima com uma direcção aproximadamente perpendicular ao quebramar Norte de Leixões pode, com relativa facilidade, contornar a cabeça desta estrutura e chegar à zona do Posto "A", com energia suficientemente elevada para poder perturbar um navio aí amarrado. Por outro lado, a agitação proveniente de rumos próximos do Sudoeste pode atingir a zona do Posto "A" directamente. Para estudar a propagação da agitação marítima de curto período até ao interior do Porto de Leixões e, em particular, para determinar as condições de operacionalidade do Posto "A", foram utilizados dois modelos numéricos (IHRH-FEUP, 2004b; CEHIDRO-IST, 2004).

O modelo numérico utilizado no Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos (IHRH-FEUP, 2004b) é baseado num esquema de discretização por elementos finitos, a duas dimensões horizontais, da equação de fundos suaves de Berkhoff, 1972, com um factor de dissipação de energia (Booij, 1981). A propagação das ondas monocromáticas é realizada tendo em consideração o efeito combinado da refracção, da difracção e da reflexão. No estudo realizado apenas foi considerada a ocorrência de dissipação de energia pelo processo de rebentação da onda, através da utilização do modelo de Battjes e Janssen, 1978, adaptado para ser usado num modelo de propagação de ondas elíptico por De Girolamo *et al.*, 1988. A dissipação de energia que resulta do atrito no fundo não foi considerada. Foram utilizados dois tipos de condições de fronteira: condição de geração-radiação, aplicada em fronteiras abertas no mar; e condição de reflexão total ou parcial, aplicada nas fronteiras sólidas (quebramares, cais, praias, etc.) ou nas fronteiras de simetria. Os resultados do modelo são a altura de onda e a velocidade superficial máxima, em cada ponto.

O estudo foi realizado para o nível de maré correspondente a uma preia-mar de águas vivas (+4.0 m ZHL) e para agitação marítima com um rumo local de Oeste, IHRH-FEUP, 2004b. De acordo com a experiência dos pilotos da barra de Leixões e dos responsáveis pela exploração do terminal, estas condições são as que originam as situações de menor segurança para a atracação e para a permanência de navios no Posto "A". As simulações numéricas foram efectuadas para sete ondas regulares, com períodos de 9 a 20 s. Considerou-se que estes seriam os períodos de pico da agitação em condições de mar totalmente desenvolvidas, aos quais corresponderiam as alturas de onda significativas ao largo determinadas por, Resio *et al.*, 2002,

$$H_S = 3.678 \times 10^{-3} g\, T_P^2 \tag{5.3}$$

em que H_S representa a altura de onda significativa, g a aceleração da gravidade e T_P o período de pico da agitação irregular. A altura de onda significativa local, H_l, na batimétrica dos -21 m (ZHL), foi determinada considerando apenas os efeitos devidos ao empolamento linear da onda provocados pela diminuição da profundidade da água.

O Quadro 5.8 resume os resultados obtidos para o Cenário A, que considera o quebramar Norte com a sua configuração actual. Nesse quadro são também apresentados os resultados de duas condições de agitação marítima adicionais, de mar não completamente desenvolvido, com um período de onda de

pico de 18 s e alturas de onda significativas locais de 6.0 e 10.0 m. Estas condições foram simuladas com o objectivo de possibilitar, posteriormente, a comparação dos resultados obtidos com os modelos numéricos utilizados pelas duas equipas de investigação. O Cenário B considerou um prolongamento de 200 m do quebramar Norte, no enfiamento da estrutura actual.

Quadro 5.8 – Síntese dos resultados da modelação numérica para o Cenário A, IHRH-FEUP, 2004b.

Caso	T_P (s)	H_S (m)	H_l (m)	Alturas de onda na vizinhança do Posto "A"
1	9	2.9	2.7	entre 0.5 m e 1.0 m.
2	11	4.4	4.0	entre 1.0 m e 1.5 m em alguns pontos.
3	13	6.1	5.7	podem ser superiores a 1.5 m, não chegando a 2.0 m.
4	15	8.1	7.9	geralmente superiores a 1.5 m e nalguns pontos superiores a 2.0 m.
5	17	10.4	10.5	superiores a 2.0 m, podendo ultrapassar os 2.5 m junto ao quebramar Norte.
6	19	13.0	14.6	superiores a 2.5 m numa extensão de aproximadamente 200 m junto ao quebramar e superiores a 2.0 m numa faixa com uma largura de cerca de 80 m.
7	20	14.4	15.4	superiores a 2.0 m, e nalgumas zonas a 2.5 m, em praticamente toda a vizinhança do Posto "A".
8	18	--	6.0	entre 1.0 m e 1.5 m, sendo superiores a 1.5 m numa faixa com cerca de 150 m junto ao quebramar.
9	18	--	10.0	2.0 m numa faixa com mais de 200 m junto ao quebramar. Numa região localizada em torno do Posto "A" podem ultrapassar os 2.5 m.

Os resultados das várias simulações numéricas mostram que durante a preia-mar, em situações de mar completamente desenvolvido e para 'períodos de onda de pico' iguais ou superiores a 15 s, a actual configuração do quebramar Norte de Leixões possibilita que a ondulação proveniente de Oeste possa contornar a cabeça desta estrutura e chegar à zona do Posto "A" com uma altura igual ou superior a 2.5 m, IHRH-FEUP, 2004b.

A Figura 5.25 apresenta o diagrama de alturas de onda na vizinhança do Posto "A" que resulta da simulação da propagação de agitação marítima com rumo local de Oeste, um período de onda de 19 s e uma altura de onda de 13.0 m, para a situação de preia-mar (+4.0 m ZHL). Para estas condições de agitação, os resultados da simulação numérica mostram alturas de onda superiores a 2.5 m ao longo de praticamente toda a área de influência do Posto "A". Importa frisar que esta simulação foi realizada para condições de agitação extremas, cuja probabilidade de ocorrência é, naturalmente, reduzida.

Em CEHIDRO-IST, 2004, a caracterização das condições de tranquilidade na entrada do Porto de Leixões, no que concerne apenas à agitação marítima de curto período, foi realizada por aplicação de dois modelos numéricos: o STWAVE e o REF/DIF1. O primeiro modelo foi utilizado para o estudo da propagação das ondas do largo até próximo da costa (até aproximadamente 30 m de profundidade) e o segundo para caracterizar o comportamento das ondas na zona mais próxima do quebramar Norte e, em particular, na envolvente ao Posto "A".

As condições de tranquilidade à entrada do Porto de Leixões foram caracterizadas para 15 ondas com os seguintes rumos ao largo: NW, W e W-20º-S. Consideraram-se os seguintes conjuntos de período de onda de pico - altura de onda significativa: T_P=10.0 s e H_S=3.60 m; T_P=14.0 s e H_S=5.0; T_P=14.0 s e H_S=7.0 m; T_P=18.0 s e H_S=6.0 m; e T_P=18.0 s e H_S=10.0 m. O nível de maré foi considerado igual a 2.0 m (ZH), que corresponde, sensivelmente, ao nível médio da água do mar.

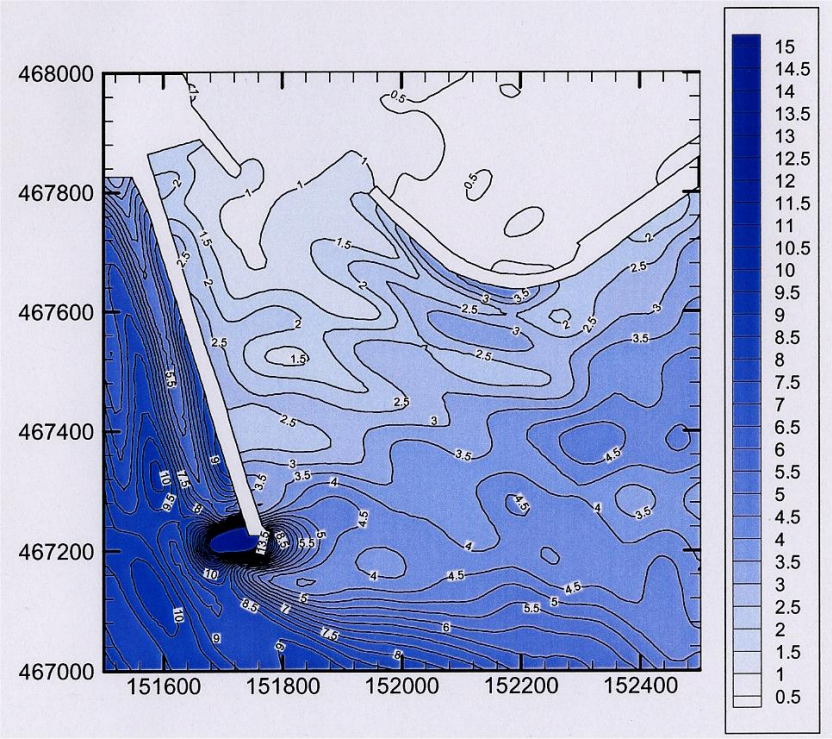


Figura 5.25 – Alturas de onda (m) à entrada do Porto de Leixões. Rumo W; T_P=19 s; H_S=13.0 m; Preia-mar, IHRH-FEUP, 2004b.

Neste estudo procurou-se também avaliar a influência da variação do nível de maré nas condições de agitação à entrada do porto. Para tal foram simuladas duas das condições de agitação anteriores (ondas com T_P=14.0 s, H_S=5.0 m, e rumos ao largo de W e de NW) para níveis de maré extremos: +0.5 m (ZH), correspondente a uma baixa-mar de águas vivas; e +4.5 m (ZH) correspondente a uma preia-mar de água vivas, afectada por uma sobrelevação meteorológica.

O STWAVE (*Steady State Spectral Wave Model*), desenvolvido pelo *Coastal and Hydraulics Laboratory, U.S. Army Engineer Research and Development Center*, é um modelo matemático de diferenças finitas, baseado na equação de balanço de ondas, que permite a simulação da refracção, empolamento, rebentação, difracção, interacção vento-onda, interacção onda-onda e a geração de espectros de energia. Este modelo propaga a agitação do largo para a costa, segundo direcções que no máximo podem fazer um ângulo de ±87.5º com o eixo dos *xx* da malha de cálculo, que é usualmente a direcção normal à costa. Deste modo, ondas reflectidas pela linha de costa, por estruturas costeiras, ou por formações de fundo escarpadas, propagando-se fora dos limites referidos, são negligenciadas. Os *outputs* do modelo são: espectros de ondas em pontos previamente seleccionados; campos de altura, período e direcção de onda; campos de gradientes das tensões de radiação; e campos de índices de rebentação.

O REF/DIF1, desenvolvido por Kirby e Dalrymple, 1994, no *Center for Applied Coastal Research, Department of Civil Engineering, University of Delaware, Newark*, é um modelo de diferenças finitas, baseado na equação do talude suave. Esta equação é desenvolvida na forma parabólica e em relação à amplitude complexa de uma onda regular. O modelo é de linearidade fraca e combina a refracção e a difracção. A simulação da propagação de ondas regulares é realizada em profundidades intermédias e tem em conta os efeitos da não-linearidade através da teoria de *Stokes*. A direcção de propagação da onda está limitada a um sector de ± 70º relativamente ao eixo dos *xx* devido à aproximação parabólica

em que se baseia o modelo. Por este motivo, e um pouco à semelhança do que se referiu para o modelo STWAVE, este modelo não pode simular correctamente o fenómeno da reflexão. O modelo REF/DIF1 considera a dissipação de energia por rebentação da onda e por atrito no fundo. Os *outputs* do modelo são: os campos de altura de onda, amplitude complexa e direcção; e a velocidade no fundo.

Uma vez que o STWAVE propaga um espectro de agitação marítima e o REF/DIF1 uma onda regular, os valores considerados na fronteira do segundo modelo foram os de uma onda monocromática cuja altura, período e direcção são, respectivamente, a altura de onda significativa, o período de pico e a direcção média do espectro obtido nos correspondentes pontos do STWAVE.

Os resultados obtidos permitiram concluir que os problemas de inoperacionalidade do Posto "A" não resultam da agitação residual de curto período que, por difracção, penetra na zona abrigada pelo quebramar Norte, CEHIDRO-IST, 2004. Em todos os cenários simulados, as alturas de onda na zona do Posto "A" são suficientemente pequenas para não poderem provocar a instabilização de um navio aí amarrado. Levando em linha de conta os resultados das simulações efectuadas para as condições mais gravosas segundo os pilotos (rumo Oeste, ondas de elevado período e altura), às quais está também associada uma baixa probabilidade de ocorrência, concluiu-se que no Posto "A", mais particularmente junto ao local onde se posiciona habitualmente a proa do navio depois de amarrado, as ondas apresentam uma altura seguramente inferior a 1.0 m. Apenas quando são consideradas ondas com um período de 18 s, uma altura de 10.0 m e um rumo W-20º-S (mais rodadas a Sul), se verifica a ocorrência de ondas com uma altura ligeiramente superior a 1.0 m na vizinhança do Posto "A". Deste modo, e tendo apenas por base os resultados das simulações da propagação da agitação marítima de curto período para o interior do porto, não existe necessidade de prolongar o actual quebramar Norte de Leixões, CEHIDRO-IST, 2004.

As simulações numéricas realizadas mostraram também níveis de agitação na zona do Posto "A" muito semelhantes para os três níveis de maré considerados no estudo. Com base nestes resultados concluiu-se que o "comportamento" de um navio amarrado no Posto "A" deveria ser insensível à variação do nível de maré durante um temporal marítimo. Esta conclusão, que se sustentou apenas em resultados de simulações da propagação da agitação marítima de curto período, contrasta com os relatos dos pilotos da Barra de Leixões e dos responsáveis pela exploração do terminal. Estes, em reunião de trabalho, afirmaram, como já foi referido anteriormente, que as situações mais críticas ocorriam, predominantemente, para os níveis de água mais elevados, próximos ou coincidentes com a preia-mar.

Relativamente à conclusão anterior, supõe-se que quando em CEHIDRO-IST, 2004, se faz referência ao "comportamento" do navio, se pretende apenas aludir à altura de onda que efectivamente atinge a zona do Posto "A", que no caso em estudo parece ser relativamente independente do nível de maré considerado. O comportamento de um navio amarrado pode ser significativamente influenciado pela folga sob a quilha, especialmente para condições de carga próximas do carregamento máximo (maior calado). Assim, mesmo com níveis de agitação semelhantes na zona do Posto "A", o comportamento de um navio amarrado nesse posto de acostagem poderá variar em função do nível de maré (ver secção 6.2.8.3). Além disso, qualquer critério de operacionalidade baseado apenas numa altura de onda local é incompleto, especialmente quando se trata de navios de grande porte amarrados. Com efeito, estes navios, devido às características do seu sistema de amarração e ao seu porte, são sensíveis ao período da agitação incidente.

IHRH-FEUP, 2004b, e CEHIDRO-IST, 2004, apresentam conclusões que se podem considerar, em alguns aspectos, discordantes no que toca à importância da contribuição da agitação marítima de curto período para as situações de inoperacionalidade registadas no Posto "A". Para a configuração actual

do quebramar Norte, os resultados do primeiro estudo mostram que alguma ondulação proveniente do rumo Oeste pode contornar a cabeça do quebramar Norte e chegar à zona do Posto "A" com alturas de onda da ordem dos 2.5 m. Para as mesmas condições de teste, CEHIDRO-IST, 2004, prevê para essa zona a ocorrência de ondas com uma altura ligeiramente superior a 1.0 m. Embora neste segundo caso possa ser lícito considerar que as ondas que chegam à zona do Posto "A" não causam problemas aos navios aí amarrados, os resultados do primeiro estudo numérico mostram uma realidade um pouco diferente.

Sobre este tema, importa fazer referência às limitações (assumidas no estudo) dos modelos numéricos usados em CEHIDRO-IST, 2004, em especial no que concerne à validade dos resultados em zonas de difracção que estejam para além de uma linha fazendo 70º com a direcção de propagação das ondas, assim como à incorrecta simulação do fenómeno da reflexão. Na situação em estudo, essas limitações podem assumir um papel relevante, não apenas por o Posto "A" se situar no intradorso do quebramar Norte de Leixões, mas também pelo facto da agitação residual que chega à vizinhança deste posto de acostagem poder ter alguma contribuição de reflexões no molhe Sul do Porto de Leixões, ou noutras fronteiras existentes nas proximidades.

Os resultados de ambos os estudos foram importantes para a definição das condições de agitação marítima ensaiadas na primeira fase do estudo em modelo físico. Como se detalhará oportunamente, nessa fase inicial apenas foi construído um modelo físico simplificado do Posto "A" e área envolvente. Deste modo, as condições de agitação marítima geradas foram as previstas para a zona do Posto "A", e não as condições de agitação ao largo. Na segunda fase do estudo procurou-se reproduzir o quebramar Norte de Leixões o mais fielmente possível, de forma a possibilitar uma melhor caracterização das condições de tranquilidade na vizinhança do Posto "A" e a simulação do comportamento de um navio amarrado em condições mais próximas da realidade.

Ao contrário da agitação marítima de curto período, as ondas de longo período podem facilmente penetrar no interior de portos, uma vez que a eficiência dos quebramares de protecção para este tipo de ondas é muito reduzida. Além disso, os processos de dissipação da energia das ondas de longo período no interior da bacia portuária são pouco importantes, o que pode criar sérios problemas aos navios aí amarrados. Esses problemas podem resultar da entrada em ressonância, quer da massa de água da bacia portuária, quer do sistema dinâmico constituído pelo navio amarrado, por acção das ondas de longo período.

Importa esclarecer que numa situação de ressonância da massa de água de uma bacia portuária, uma elevada amplificação da oscilação não é, *per se*, um problema, dado que a amplitude das ondas de longo período que a originam é, regra geral, pequena. No entanto, devido ao seu elevado comprimento, estas oscilações têm associadas elevadas velocidades orbitais. Em caso de ocorrência de ressonância, a onda estacionária gerada caracteriza-se por apresentar pontos nodais (ou linhas nodais), onde a amplitude das oscilações verticais da massa de água é praticamente nula, mas onde as velocidades horizontais das partículas de água são muito elevadas e directamente proporcionais à amplitude das oscilações verticais registadas nos antinodos (locais onde a amplitude da oscilação vertical é mais elevada). Pelos motivos referidos, as ondas de longo período são especialmente problemáticas para navios que estão amarrados na proximidade de zonas nodais. Podem também ocorrer fenómenos ressonantes nas situações em que o período das ondas de longo período se encontra próximo de um dos períodos naturais de oscilação do navio amarrado. Nestas condições pode ocorrer uma amplificação significativa dos movimentos do navio segundo o modo de oscilação que entrou em ressonância.

IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, citando Morais e Abecasis, 1978, refere que em Leixões, assim como noutras zonas da costa portuguesa, podem ocorrer com alguma frequência duas bandas de ondas

de longo período: a primeira com períodos entre os 2 e os 5 min (120 e 300 s), com preponderância dos períodos de 3 a 4 min; e a segunda com períodos entre os 15 e os 20 min, com preponderância dos períodos mais próximos do limite superior (20 min).

No caso particular do Posto "A", existem episódios críticos envolvendo navios amarrados que podem ser associados à ocorrência de ondas de longo período em Leixões, Morais e Abecasis, 1978. Destaca-se o acidente ocorrido com um navio tanque de 137 000 t de peso bruto (*Ortins de Bettencourt*) em 21 e 22 de Janeiro de 1974. "*Cerca das 23:30 horas do dia 21, este navio que estava a descarregar, começou a mover-se passeando longitudinalmente entre 10 e 15 m e afastando do cais entre 3 a 4 m. Assistiram o navio dois rebocadores que reduziram aquelas distâncias para 8 e 2 m, respectivamente. Às 3:30 horas os rebocadores prestavam assistência ao navio e os dois tipos de movimento foram reduzidos para 5 e 1 m, respectivamente. Entretanto rebentaram 5 cabos de amarração*". Uma análise dos registos daqueles dois dias do marégrafo de Leixões mostra que existiram ondas com períodos de 2 a 4 minutos, com amplitudes até 0.5 m, provavelmente amplificadas.

Ainda que não se trate de uma situação problemática com um navio amarrado no Posto "A", convém fazer referência ao ocorrido no dia 16 e 17 de Janeiro de 1973, motivado por fenómenos de origem meteorológica. Nesse período, ocorreram oscilações de longo período na Doca nº 2 associadas à sobrelevação do nível do mar que, actuando sobre um navio de 160 m amarrado no cais Norte numa zona nodal, originaram a rotura de vários cabos de amarração e a colisão do navio contra estruturas do porto e da antiga ponte móvel, a qual ficou danificada, Morais e Abecasis, 1978. Uma análise do registo de maré mostrou a presença de ondas de longo período da ordem dos 4, 8, 16, 20 e 40 min, com amplitudes apreciáveis. A onda mais persistente foi a de 4 min ou, mais precisamente, 220 s.

Alguns estudos de modelação numérica permitiram concluir que a massa de água na área envolvente ao Posto "A" pode entrar em ressonância para períodos próximos dos períodos das ondas longas que, segundo Morais e Abecasis, 1978, habitualmente ocorrem na vizinhança do Porto de Leixões, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. Essas condições de ressonância da massa de água são compatíveis com a ocorrência de uma linha nodal na zona de implantação do Posto "A". Como se detalhará de seguida, foi ainda detectada a ocorrência de linhas nodais na vizinhança do Posto "A" para períodos inferiores a 120 s. Este valor corresponde ao limite inferior da primeira banda de períodos referida por Morais e Abecasis, 1978.

Recentemente, a aplicação de um modelo numérico ao estudo da propagação da agitação marítima de médio e longo períodos, e de ressonância no interior do Porto de Leixões, confirmou a existência de linhas nodais na região do Posto "A" para alguns dos períodos de onda estudados, IHRH-FEUP, 2007. Este estudo foi realizado considerando as mais recentes modificações da batimetria portuária (operações de rebaixamento de fundos) e a previsível construção de um novo terminal de passageiros no intradorso do molhe Sul do Porto de Leixões (actualmente em fase de construção).

A simulação numérica foi realizada para um nível de maré igual a +2.0 m (ZHL), que corresponde sensivelmente ao nível médio da água do mar, e considerando ondas de longo período normais à costa, ou seja, com uma direcção de +27º relativamente ao eixo W-E. Foram estudadas as condições de ressonância da bacia portuária como resposta a 18 perturbações de amplitude unitária, com períodos contidos no intervalo de 1 a 10 min. As Figuras 5.26 e 5.27 apresentam os resultados das simulações numéricas que mais claramente mostram a instalação de uma linha nodal na vizinhança do Posto "A". Nas figuras apresentadas à direita (fase de onda), a escala de cores tem associados valores positivos e negativos que permitem distinguir as zonas onde o nível da superfície livre da massa de água em oscilação está acima do nível de repouso, daquelas em que está abaixo desse nível, evidenciando também a localização das linhas nodais referidas.

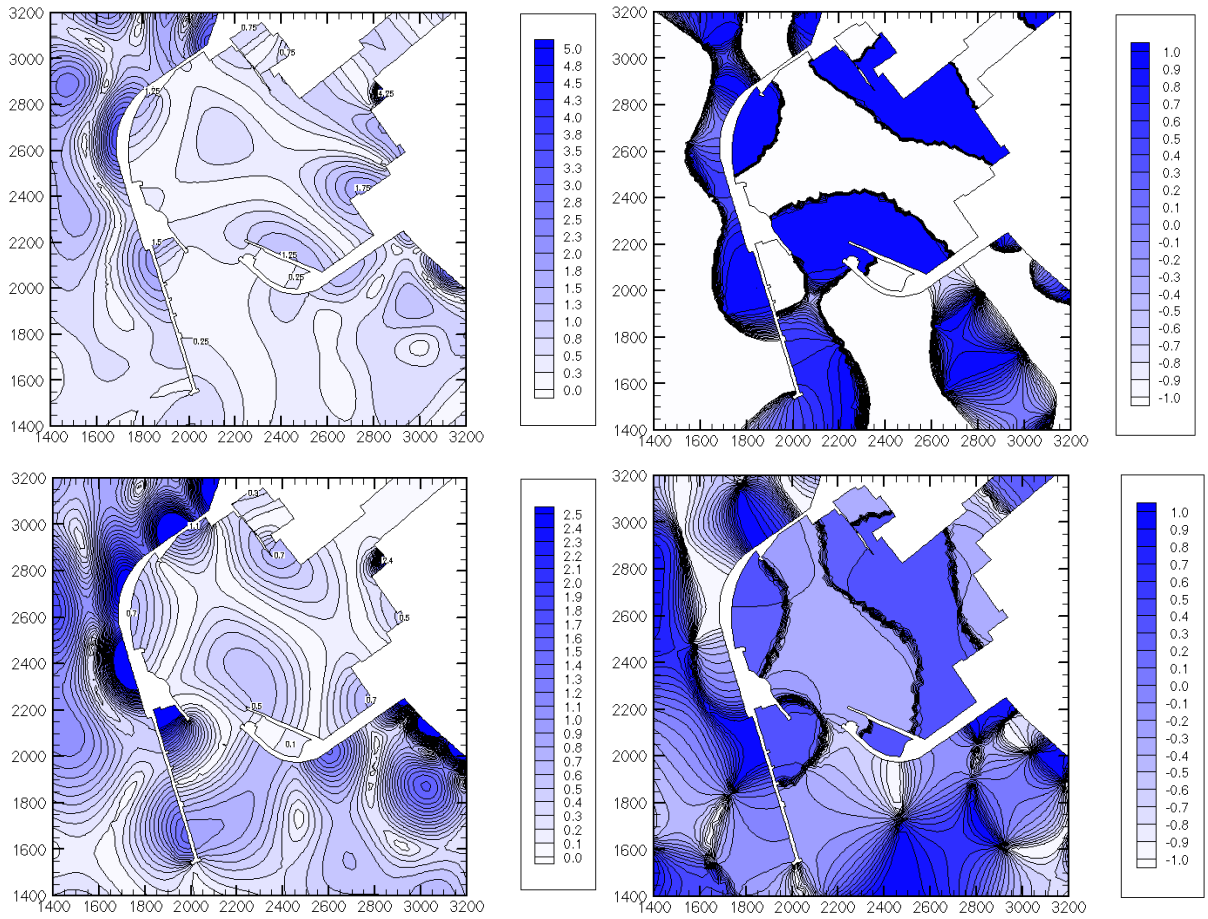


Figura 5.26 – Estudo das condições de ressonância no interior do Porto de Leixões para um nível de maré de +2.0 m (ZHL). Índices de agitação (esquerda), fases de onda (direita). Período da onda longa normal à costa: 70 s (superior) e 80 s (inferior), IHRH-FEUP, 2007.

Como se referiu anteriormente, numa situação de ressonância, uma elevada amplificação da oscilação nos locais onde os antinodos se instalam não é, *per se*, um problema, dado que a amplitude das ondas de longo período é, regra geral, pequena. No entanto, estas ondas caracterizam-se por apresentarem velocidades orbitais muito significativas devido ao seu elevado comprimento de onda. Deste modo, na onda estacionária originada em caso de ressonância, as velocidades horizontais nos nodos são muito elevadas e directamente proporcionais às amplitudes de oscilação registadas nos antinodos. Assim, os índices de agitação que são apresentados nas Figuras 5.26 e 5.27 permitem ter uma ideia da importância dos diferentes modos de ressonância identificados.

Das diferentes situações de ressonância analisadas, destacam-se as associadas aos períodos de 80 s e 100 s, não apenas por apresentarem linhas nodais muito próximas da zona central do Posto "A", mas também pelos índices de agitação relativamente elevados obtidos na zona dos antinodos (Prainha). Importa ainda referir que os períodos naturais de alguns modos de oscilação do navio amarrado (e.g. modo de avanço e de deriva) são próximos desses períodos (ver secção 6.2.7.3).

A ocorrência de ondas longas em Leixões, com períodos semelhantes aos associados às condições de ressonância apresentadas nas Figuras 5.26 e 5.27, pode originar situações de perigo para os petroleiros amarradas no Posto "A". O risco associado a cada uma dessas situações depende da probabilidade de ocorrência de perturbações com períodos iguais aos períodos críticos identificados. Esta análise não foi objecto de estudo em IHRH-FEUP, 2007.

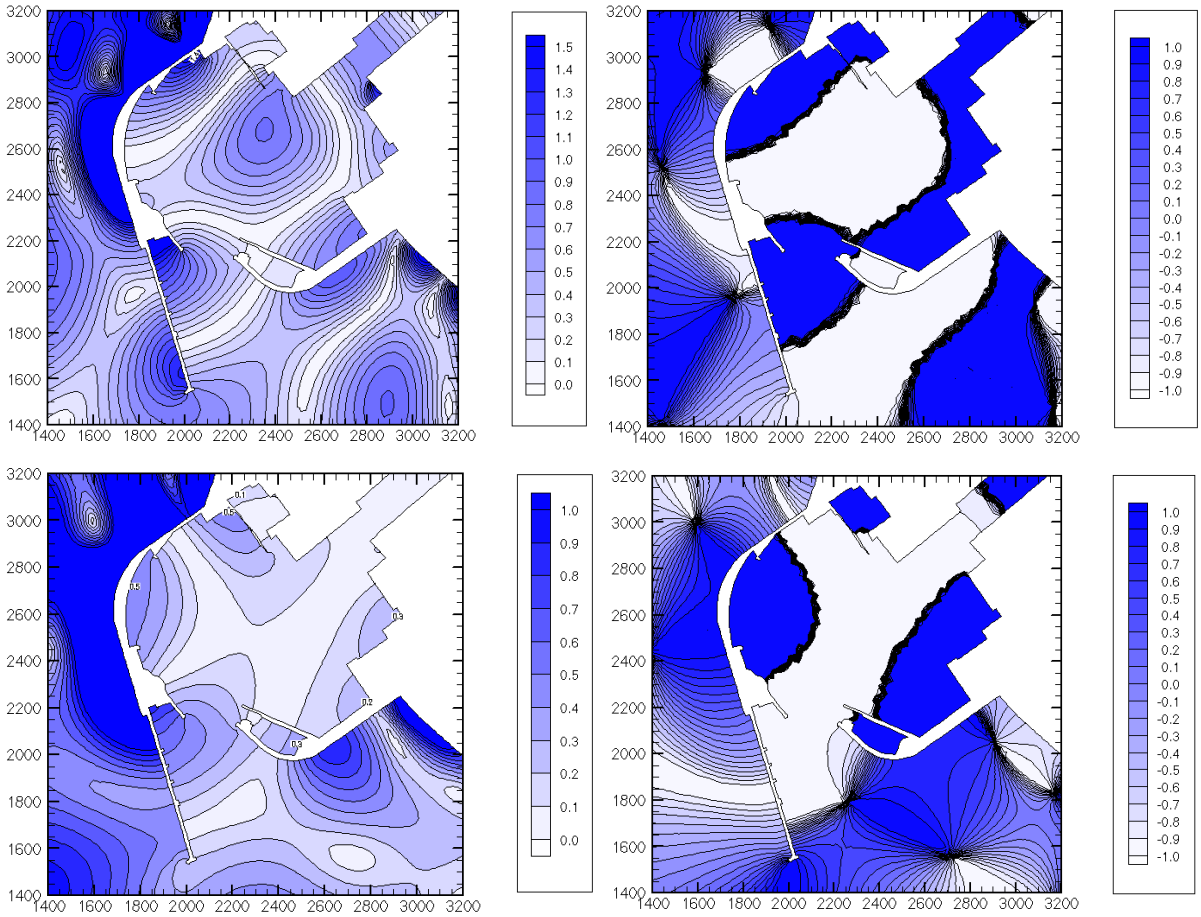


Figura 5.27 – Estudo das condições de ressonância no interior do Porto de Leixões para um nível de maré de +2.0 m (ZHL). Índices de agitação (esquerda), fases de onda (direita). Período da onda longa normal à costa: 100 s (superior) e 120 s (inferior), IHRH-FEUP, 2007.

Uma caracterização detalhada das ondas de longo período em Leixões, e da frequência de ocorrência dos períodos mais críticos para a bacia portuária e para o sistema dinâmico constituído por um navio amarrado no Posto "A", com recurso a técnicas recentes de aquisição e análise de dados, não foi ainda realizada.

Importa ainda referir que os períodos de 270 e 540-600 s dão origem a uma oscilação em massa da bacia portuária, com provável ocorrência de um nodo na zona do Posto "A", IHRH-FEUP, 2007.

Considerando a massa de água limitada pelo quebramar exterior, pelo molhe Norte do anteporto e pela extremidade do molhe Sul, como uma cunha triangular, obtém-se uma condição de ressonância com um período fundamental igual a 133 s, que é compatível com a existência de uma zona nodal na região do Posto "A", Morais e Abecasis, 1978. Esta condição de ressonância deverá corresponder a uma situação próxima da retratada na Figura 5.27, para o período de 120 s.

Podem ainda ocorrer situações de reflexão pura não ressonante para uma gama de períodos mais larga, causadas pelo canto entre os dois quebramares. Para alguns desses períodos, no sistema estacionário gerado pode aparecer uma linha nodal próxima do posto de acostagem "A" (Morais e Abecasis, 1978; IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005).

As características elásticas dos cabos de amarração e das defensas, bem como a própria geometria do *layout* de amarração, têm influência no comportamento de um navio amarrado, nomeadamente, na

amplitude dos seus movimentos (especialmente os que têm lugar no plano horizontal) e nas forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração, como foi anteriormente referido. Esses elementos desempenham, por conseguinte, um papel importante nas condições operacionais e de segurança de um terminal portuário, condicionando a eficiência com que as operações de movimentação de mercadorias se processam. Em reunião de trabalho, os profissionais responsáveis pela operação do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões fizeram especial referência às características das defensas instaladas no Posto "A": "*as defensas pneumáticas do terminal, idênticas às utilizadas no Porto de Sines, têm um comportamento muito elástico, mesmo em situações de bom tempo, nunca tendo rebentado*."

Em IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, as características dos elementos do sistema de amarração do navio e a geometria do seu *layout* de amarração foram analisados tendo em atenção recomendações internacionais.

A respeito da geometria do *layout* de amarração do navio, OCIMF, 2008, faz referência ao conceito de um *layout* de amarração genérico, especificando que o mesmo deve ser utilizado, essencialmente, num ambiente multi-direccional, em que nenhuma direcção individual é predominante, ou no qual qualquer uma das forças do ambiente marítimo-portuário se pode tornar um factor dominante. De acordo com esse *layout*, que foi descrito em pormenor na secção 2.4, os cabos de amarração devem estar repartidos o mais simetricamente possível em relação ao ponto médio do navio. Esta disposição visa a obtenção de uma distribuição mais uniforme das forças aplicadas nos vários cabos de amarração, assim como a minimização das forças máximas aplicadas nesses elementos.

O *layout* de amarração mais frequentemente utilizado pelos navios de maior porte que demandam ao Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões é, como se pode ver na Figura 5.18, ligeiramente assimétrico. Verifica-se também a utilização de lançantes de proa e de popa.

Importa ainda acrescentar que as recomendações da OCIMF, 2008, são de aplicação geral e, portanto, algumas modificações poderão ter sido implementadas no *layout* de amarração típico do Posto "A", no sentido de o adaptar às condições locais, com base na experiência das equipas de amarração do navio e dos responsáveis pela exploração do terminal. Pese embora o referido, foi analisada a influência da geometria do *layout* de amarração no comportamento de um petroleiro amarrado no Posto "A", através da realização de testes experimentais. Um dos *layouts* considerados é aproximadamente simétrico, tira partido dos ganchos de amarração situados junto à cabeça do quebramar Norte do Porto de Leixões e procura aproximar-se do esquema genérico de amarração proposto em OCIMF, 2008. Os resultados e as conclusões que resultam das várias condições testadas em modelo físico são apresentados na secção 6.2.8.2.

Tal como foi exposto pelos profissionais responsáveis pela operação do terminal, as características elásticas das defensas pneumáticas instaladas no Posto "A" podem ser um importante inconveniente, tanto para as operações de acostagem e de amarração do navio, como para o seu comportamento depois de amarrado ao cais.

De acordo com Janssen, 1995, as defensas do tipo pneumático apresentam uma reflectividade elevada. Praticamente toda a energia que lhes é transmitida, quer durante a operação de acostagem, quer a cada impacto do navio após a amarração ao cais, é transferida de novo para o navio. Isto é, após cada ciclo de compressão-descompressão da defensa, apenas uma pequena fracção da energia total absorvida é dissipada. Apesar deste comportamento desfavorável, é frequente a utilização de defensas pneumáticas em terminais para navios do tipo petroleiro.

As defensas do tipo cónico apresentam menor reflectividade, dissipando quase 50% da energia que lhes é transmitida, Bruun, 1988. O seu ponto fraco é a reduzida resistência a forças de corte. Este aspecto é

importante na medida em que pode aumentar os custos com a manutenção do terminal. Importa ainda referir que a opção por um tipo de defensa com características diferentes das actualmente instaladas no Posto "A" está condicionada pela capacidade resistente dos duques d'Alba de acostagem existentes.

A mobilização de forças de atrito na interface entre o costado do navio e a defensa contribui para a redução dos movimentos do navio amarrado, especialmente os realizados na direcção paralela ao cais (avanço). Deste modo, poderia ser vantajosa a utilização de uma defensa do tipo cónico associada a um painel frontal com um coeficiente de atrito horizontal condicionado, quer pela capacidade de resistência ao corte da defensa, quer pela necessidade de mobilizar uma determinada força de atrito na interface. A utilização de correntes de suporte, convenientemente dimensionadas, permite reduzir a magnitude dos esforços de corte transmitidos à defensa, nomeadamente os resultantes do peso do painel frontal protector e das forças de atrito geradas no contacto do casco do navio com a superfície do painel frontal protector. Esta solução não é contudo muito frequente em terminais para navios do tipo petroleiro.

A instalação de ganchos de desengate rápido no Posto "A", operados remotamente, permitiria libertar o navio mais rapidamente em caso de ocorrência de situações críticas, não sendo necessária a presença da equipa de amarração junto aos cabeços e ganchos de amarração. Este sistema seria particularmente útil aquando da ocorrência de galgamentos significativos do quebramar Norte do Porto de Leixões, tal como foi referido pelos profissionais responsáveis pela operação do terminal, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005.

O agravamento dos problemas operacionais do Posto "A" nos últimos anos, e para níveis de agitação marítima semelhantes, pode estar relacionado com a falta de elementos na tripulação dos navios com o *know-how* necessário à realização (atempada) das operações de inspecção e de correcção da amarração desses navios, por exemplo, na sequência de uma rápida alteração das condições do ambiente marítimo-portuário. Por esse motivo, e perante tais situações, a amarração não é (devidamente) reajustada, o que obriga, por vezes, o petroleiro a abandonar o Posto "A", eventualmente após a rotura de alguns dos seus cabos de amarração, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. No entanto, os profissionais responsáveis pela operação do terminal referiram que mesmo para condições de boa amarração, perante as condições de agitação marítima mais adversas, os cabos de amarração são submetidos a forças elevadas. Em função disso, os equipamentos montados a bordo do navio são muito importantes para uma "boa" amarração, sendo vantajosos os guinchos de tracção constante.

Os problemas de operacionalidade do Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões foram também estudados através do recurso à simulação numérica do comportamento de um navio amarrado nesse posto de acostagem (Santos, 2005 e 2006). Para tal foi utilizado o pacote numérico MOORNAV, implementado no LNEC, Santos, 1994, e baseado na teoria das funções de resposta a impulso proposta por Cummins, 1962, para o estudo da interacção de corpos flutuantes com a agitação marítima. Esses estudos foram realizados com o objectivo de avaliar a influência da aplicação de uma força horizontal, paralela ao eixo longitudinal do navio e de sentido oposto ao da sua velocidade de avanço, na amplitude do movimento de avanço de um navio amarrado no Posto "A". Essa força horizontal seria aplicada por um dispositivo de auxílio à amarração, que seria sensível à velocidade de avanço do navio e aplicaria uma força constante e de sentido oposto ao desta velocidade.

O navio considerado nos estudos tinha um comprimento de 243 m na linha de flutuação, 42 m de boca e um calado máximo de 14.35 m. Na condição de carga estudada o volume de água deslocada pelo casco foi de 108 416 m^3. Foram considerados dois *layouts* de amarração e uma profundidade de água junto ao cais igual a 17 m. No *layout* de amarração I (o mais frequentemente usado no Posto "A", Figura 5.18), a força inicial de pré-tensão aplicada em todos os cabos de amarração foi de 127.4 kN.

No *layout* de amarração II (obtido a partir do anterior pela eliminação dos lançantes de proa e de popa), a força de pré-tensão aplicada nas regeiras foi de 127.4 kN e nos traveses de 196 kN. O coeficiente de atrito entre o casco do navio em aço e as defensas pneumáticas instaladas no Posto "A" foi considerado igual a 0.35.

Para efeitos de simulação numérica, a actuação do dispositivo de auxílio à amarração apresentado seria a equivalente à introdução de uma força de atrito adicional (Santos, 2005 e 2006). Assim, o estudo foi efectuado considerando vários valores dessa força de atrito (250 a 1800 kN) e para ondas regulares de vante, com uma altura de 0.60 m (junto ao Posto "A") e diferentes períodos de onda (8 a 220 s). De um modo geral, os resultados obtidos mostraram que o aumento da força de atrito adicional aplicada conduz a uma diminuição da amplitude dos movimentos de avanço. No entanto, para os períodos de onda mais elevados, esse efeito favorável não conseguiu evitar que as forças máximas aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas ultrapassassem os limites considerados admissíveis. O período de onda de 67 s foi o que conduziu às maiores amplitudes do movimento de avanço. Verificou-se também que, em muitas das condições de teste, com o aumento da força de atrito adicional, as forças máximas aplicadas nos elementos do sistema de amarração são menores quando se utiliza o *layout* II.

Uma das principais condicionantes da solução estudada numericamente para redução dos movimentos longitudinais de um navio amarrado no Posto "A" é a sua aplicabilidade, no protótipo, a uma estrutura de acostagem real.

As soluções propostas para a resolução dos problemas operacionais do Posto "A" são apresentadas em detalhe em IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, e Rosa Santos *et al.*, 2008a. Os estudos em modelo físico efectuados no âmbito do presente trabalho de investigação visaram a clarificação da influência de alguns fenómenos físicos (identificados anteriormente) nas condições de inoperacionalidade do Posto "A", assim como a análise da eficácia de algumas das alternativas de intervenção propostas em estudos anteriores. Os resultados desses estudos são apresentados no capítulo 6.

5.9. SÍNTESE

Devido essencialmente à sua localização, o Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, apresenta, por vezes, alguns problemas hidrodinâmicos e operacionais. Nos últimos anos foram realizados vários estudos com o objectivo de caracterizar e melhorar as condições operacionais e de segurança existentes. Esses estudos abordaram a questão da inoperacionalidade do Posto "A" segundo diferentes perspectivas e identificaram as causas mais prováveis para a ocorrência desses problemas. Foram também apresentadas alternativas de intervenção nesse terminal visando a minimização, ou mesmo a eliminação, dos problemas identificados.

A necessidade de melhorar as condições de operacionalidade e de segurança do Posto "A" tem obrigado a autoridade portuária, ao longo dos últimos anos, a realizar, regularmente, operações de manutenção do manto resistente do quebramar Norte e dragagens de manutenção de fundos na vizinhança deste posto de acostagem. Importa acrescentar que a situação actual acarreta custos operacionais, bem como alguns riscos ambientais e de segurança (se não for bem gerida), que é importante minimizar como forma de melhorar a rentabilidade do terminal.

Actualmente, devido às medidas postas em prática pela autoridade portuária, as condições operacionais existentes no Posto "A" são melhores do que no passado, ainda que continue a existir margem para uma possível e desejável melhoria das mesmas.

O número de situações críticas com navios amarrados no Posto "A" diminuiu após a instalação, em 2006, de um sistema monobóia ao largo de Leixões, Rosa Santos *et al.*, 2008a. Para isso contribuiu a

flexibilidade que esse sistema veio trazer, no que concerne à descarga de petróleo bruto. Actualmente, os navios petroleiros de maior porte que demandam a Leixões utilizam, preferencialmente, o sistema monobóia para descarregar o petróleo bruto transportado. No entanto, sempre que necessário, o Posto "A" do Terminal de Petroleiros e o sistema monobóia (Terminal Oceânico) podem ser utilizados em simultâneo para dar resposta a necessidades de ponta da refinaria de Leça da Palmeira, ou após longos períodos de condições de mar severas, durante as quais é impossível utilizar ambos os terminais, Rosa Santos *et al.*, 2008a.

Apesar da flexibilidade introduzida pela instalação do sistema monobóia, no que concerne à descarga de petróleo bruto, o intenso desgaste que o sistema apresenta, e a possibilidade de efectuar operações de carga e descarga de petróleo bruto ou de produtos refinados no Posto "A", justificam um esforço de investigação contínuo no sentido de melhorar as condições operacionais actualmente existentes nesse posto de acostagem. Esse esforço deverá ser dirigido no sentido de melhor compreender as causas que estão na origem dos problemas de operacionalidade que por vezes ocorrem no Posto "A", assim como no estudo da adequação e da eficiência de algumas intervenções (propostas em estudos anteriores e a propor) nesse terminal.

Pelo que foi aqui referido, o Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, é um caso de estudo com particular interesse, sobre o qual existe muita informação disponível, que resulta dos vários estudos já realizados, envolvendo, quer modelação física, quer modelação numérica.

O presente trabalho de investigação visa o estudo do comportamento de navios amarrados em portos, tendo como caso de estudo o Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões. A abordagem ao problema em estudo é feita, essencialmente, através do recurso à modelação física. Este trabalho foi enquadrado noutro de âmbito mais abrangente, que inclui o desenvolvimento de modelos numéricos para o estudo do comportamento de navios amarrados e a sua aplicação ao Posto "A", e a realização de medições (no protótipo) de movimentos de navios amarrados nesse posto de acostagem (secção 5.10).

5.10. O PROJECTO DE I&D 'DOLPHIN'

Um navio amarrado está submetido a diferentes tipos de acções externas, que interagem com o navio levando-o a movimentar-se no cais. O comportamento de navios amarrados e, consequentemente, as condições de operacionalidade e de segurança num determinado terminal portuário, não apresentam uma relação simples e directa com as alturas de onda da agitação marítima incidente, dependendo de muitos factores, dos quais se destacam: o período da agitação incidente, os grupos de ondas, a direcção da agitação relativamente ao cais, as características dos navios amarrados e da estrutura de acostagem, as características elásticas dos cabos de amarração e das defensas, entre outros.

Dada a variedade e a complexidade dos fenómenos hidrodinâmicos envolvidos, é fundamental recorrer a metodologias de estudo que combinem o uso de ensaios em modelo físico, simulações numéricas e medições no protótipo, tirando partido de potenciais sinergias. Os resultados de medições no protótipo (escala real), ainda que para uma gama limitada e não controlável de condições, têm neste contexto um papel de destaque, na medida em que possibilitam a calibração e a validação, quer de modelos físicos, quer de modelos numéricos.

O projecto de I&D 'DOLPHIN', financiado pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT) e pela Administração dos Porto do Douro e Leixões, S.A., teve início em Janeiro de 2008, baseia-se numa metodologia idêntica à que foi apresentada e tem como objectivo estudar o comportamento de navios amarrados no interior de portos. O caso de estudo é o Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões.

O Posto "A", localizado na entrada do Porto de Leixões, é, como já foi referido anteriormente, dos três postos de acostagem que constituem o Terminal de Petroleiros de Leixões, aquele que mais exposto se encontra às condições adversas do ambiente marítimo-portuário. Com efeito, este posto não assegura as condições de operacionalidade e de segurança durante aproximadamente 23% do tempo, podendo por vezes ocorrer rotura de cabos de amarração e a movimentação excessiva dos navios aí amarrados, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005.

Este posto de acostagem constitui um caso de estudo com particular interesse, pela sua localização e características, sobre o qual existe muita informação disponível, resultante dos estudos já realizados, envolvendo, quer modelação física (e.g. IHRH-FEUP, 2004d), quer modelação numérica, (e.g. Santos, 2005 e 2006).

O Projecto DOLPHIN tem como Investigador Responsável o Professor Francisco Taveira Pinto, sendo o Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos da FEUP a instituição proponente e a responsável pela componente de modelação física. O desenvolvimento e o aperfeiçoamento de modelos numéricos tendo em vista a simulação do comportamento de navios amarrados em portos são da responsabilidade do Centro de Engenharia e Tecnologia Naval do Instituo Superior Técnico e do Laboratório Nacional de Engenharia Civil. O desenvolvimento de um sistema de visão estereoscópica adequado à medição dos movimentos de navios amarrados no Posto "A" ficou a cargo do Instituto de Sistemas e Robótica do Porto, da FEUP.

Os principais objectivos desse projecto de investigação são:

- Analisar o comportamento de um terminal portuário com alguns problemas de operacionalidade e de segurança;
- Analisar alternativas de intervenção em terminais portuários numa perspectiva de melhoria das suas condições de operacionalidade e de segurança;
- Melhorar o conhecimento e a compreensão das complexas interacções que ocorrem entre o navio, a estrutura de acostagem, o sistema de amarração, as defensas e as acções do ambiente marítimo-portuário;
- O desenvolvimento, a melhoria e a validação de modelos numéricos, usando resultados de ensaios em modelo físico e, eventualmente, de medições realizadas no protótipo;
- Apresentar contributos inovadores para a concepção e para o dimensionamento de estruturas de acostagem e amarração.

CAPÍTULO 6

ESTUDO DO COMPORTAMENTO DE UM NAVIO AMARRADO NO POSTO "A" DO TERMINAL DE PETROLEIROS DO PORTO DE LEIXÕES

6. ESTUDO DO COMPORTAMENTO DE UM NAVIO AMARRADO NO POSTO "A" DO TERMINAL DE PETROLEIROS DO PORTO DE LEIXÕES

6.1. DESCRIÇÃO GERAL DAS EXPERIÊNCIAS REALIZADAS

O estudo em modelo físico do comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões foi dividido em duas fases, realizadas por ordem crescente de complexidade. Na primeira fase foi construído um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente, e o navio petroleiro foi testado, apenas, para ondas de vante. Os objectivos definidos para esta fase consistiam na clarificação da influência de alguns fenómenos (identificados em estudos anteriores) nas condições de operacionalidade e de segurança do Posto "A", na análise da eficiência e da adequação de algumas alternativas de intervenção propostas em estudos anteriores, bem como na apresentação de novas soluções de intervenção com base nos resultados obtidos.

Na segunda fase do estudo foi construído na instalação experimental um modelo físico que procurava reproduzir com maior rigor as características do protótipo. Este modelo incluiu o quebramar Norte de Leixões (com destaque para a zona da sua cabeça), o molhe Sul, o antigo quebramar Norte (estrutura centenária) e uma extensão importante da Praia de Matosinhos (apenas de forma simplificada). Neste modelo, a agitação marítima gerada, após difracção em torno da cabeça do quebramar Norte, atinge o modelo do navio petroleiro amarrado à estrutura de acostagem. Dos objectivos estabelecidos para esta fase destacam-se: a análise crítica da influência de alguns fenómenos físicos na inoperacionalidade do Posto "A" (aqueles que requerem um estudo com um modelo físico a *3D*), o estudo de alternativas de intervenção com um modelo físico mais próximo da realidade e a análise comparativa dos resultados obtidos com os do modelo físico simplificado.

O estudo experimental foi realizado no tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica (LH) da Secção de Hidráulica, Recursos Hídricos e Ambiente (SHRHA) da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP). Este tanque possui 28 m de comprimento, 12 m de largura e uma profundidade de 1.2 m. O sistema de geração de ondas utilizado foi desenvolvido pela *HR Wallingford, UK*, é do tipo multi-elementos (composto por 16 pás independentes), possui 12 m de largura (largura total do tanque de ondas) e está equipado com um sistema dinâmico (ou activo) de absorção das reflexões.

A medição da elevação instantânea da superfície livre da água, em qualquer ponto do domínio de ensaio, foi efectuada por sondas de níveis hidrodinâmicos. O sistema *Qualisys – Motion Capture System*, que recorre a tecnologia de detecção óptica, foi utilizado para a medição dos movimentos do modelo do navio depois amarrado no cais, segundo os seis graus de liberdade existentes. As forças aplicadas nos oito cabos de amarração e nas duas defensas do modelo físico foram medidas, de uma forma contínua, através de um conjunto de dez transdutores de força desenvolvidos pela *HR Wallingford, UK*.

Tanto na primeira como na segunda fase do estudo, o modelo físico foi construído de acordo com os critérios de semelhança de *Froude* e de *Cauchy*, para uma escala geométrica não distorcida igual a 1/100. Previa-se ainda a construção de um segundo modelo à escala geométrica 1/75, que não chegou contudo a ser testado no âmbito da presente dissertação. A comparação dos resultados obtidos com os dois modelos, construídos a escalas distintas, permitiria avaliar a importância dos efeitos de escala.

O navio petroleiro seleccionado para o estudo em modelo físico pertence à classe dos navios de maior porte que mais frequentemente utilizam o Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Este navio encontrava-se fretado em exclusividade pela *Galp Energia* e apresenta, aproximadamente, 105 000 t de peso bruto, 245 m de comprimento total e 14.1 m de calado máximo. O modelo físico do navio foi construído em plástico reforçado com fibra de vidro, a partir dos planos *2D* do navio real.

Nas duas fases do estudo experimental considerou-se que o navio se encontrava numa condição de carga máxima. O Quadro 6.1 apresenta as características deste navio para a condição de carga testada, quer no protótipo, quer no modelo físico construído à escala geométrica 1/100.

Quadro 6.1 – Características do navio petroleiro para a condição de carga máxima.

		Protótipo	Modelo
Comprimento de fora-a-fora (m) – L_{oa} (*length overall*)		245.05	2.451
Comprimento entre perpendiculares (m) – L_{PP}		236.00	2.360
Boca (m)		43.00	0.430
Pontal na ossada (m) (*moulded depth*)		20.00	0.200
Deslocamento (kg)		122 714 000	119.72
Carga – petróleo (kg) (*crude oil* – γ=900 kg/m^3)		99 552 000	-
Provisões (*Stores*)		100%	-
Água de lastro (kg)		90 000	-
Peso bruto (kg) (*dead weight*)		103 368 000	-
Calado (m)	à proa (*fore draught*)	14.08	0.141
	à popa (*aft draught*)	14.12	0.141
	médio (*mean draught*)	14.10	0.141
Caimento (m) (*trim*)		0.04	0.000
Posição vertical do centro de gravidade em relação à quilha – $\overline{KCG}_V$, valor corrigido (m)		12.464	0.125
Posição horizontal do centro de gravidade relativamente à popa (m)		128.355	1.284
Posição transversal do centro de gravidade em relação ao eixo longitudinal central (m)		0.000	0.000
Altura metacêntrica transversal – $\overline{GM_t}$, valor corrigido (m)		5.833	0.058
Altura metacêntrica longitudinal – $\overline{GM_l}$, valor corrigido (m)		314.136	3.141
Posição longitudinal do centro de impulsão, relativamente à popa (m)		128.405	1.284
Posição vertical do centro de impulsão, relativamente à quilha (m)		7.35	0.0735
Posição longitudinal do centro de flutuação, relativamente à popa (m)		119.935	1.199
Raio de giração transversal (m) – i_x (0.35 B)		15.05 [1]	0.151
Raio de giração longitudinal (m) – i_y (0.26 L_{PP})		61.36 [1]	0.614
Área no plano de água (m^2) – A_w (*waterplane area*)		9368.8	0.9369
Comprimento na linha de água (m) (*length on the waterline*)		240.54	2.405
Coeficiente da área de flutuação – C_{wp} (*waterplane area coefficient*)		0.9232	0.9232
Coeficiente do bloco – C_b (*block coefficient*)		0.8342	0.8342
Coeficiente da secção a meio-navio – C_m (*midship section coefficient*)		0.9909	0.9909
Coeficiente prismático – C_p (*prismatic coefficient*)		0.8419	0.8419
Período natural de balanço – T_R (s)		12.5 [2]	1.25
Período natural de cabeceio – T_P (s)		9.8 [2]	0.98

[1] valor de referência
[2] valor calculado

Os dados apresentados no Quadro 6.1 (do protótipo) foram retirados de desenhos de projecto do navio e do seu manual de estabilidade. Apenas no caso dos raios de giração, como essa informação não estava disponível no navio, foram utilizados valores de referência. Algumas propriedades do navio, como por exemplo a posição longitudinal do centro de massa ou a posição longitudinal do centro de impulsão, têm habitualmente como referência a perpendicular da popa (*aft perpendicular*) ou a secção média do navio (*midship*). Por uma questão de coerência, e para facilitar a medição de algumas dessas grandezas no modelo físico, optou-se por apresentar essas grandezas no Quadro 6.1 referidas à secção extrema da popa do navio.

Os períodos naturais dos modos de oscilação de balanço e de cabeceio foram determinados tendo por base características conhecidas do navio, e referem-se a condições de águas (relativamente) profundas. O período natural do modo de oscilação de balanço, T_R, depende, quer da altura metacêntrica transversal, quer do raio de giração do navio em relação ao seu eixo longitudinal central, e foi calculado a partir da Equação (4.21). O período natural do modo de oscilação de cabeceio, T_P, depende, não apenas da altura metacêntrica longitudinal e do raio de giração do navio em relação ao seu eixo transversal, mas também do momento de inércia adicionado segundo o modo de cabeceio em fase com a aceleração angular dessa oscilação, uma vez que não pode ser desprezado para as profundidades de água correntemente usadas na verificação das propriedades do modelo. O valor de T_P foi estimado com base na Equação (4.31).

Previamente à realização dos testes experimentais, o modelo do navio foi calibrado para a condição de carga máxima, de forma a assegurar que, para além das características geométricas do casco, o modelo reproduz também as propriedades estáticas e dinâmicas do navio no protótipo. Na fase de calibração procedeu-se ao posicionamento criterioso de vários blocos de betão no interior do modelo do navio, de modo a reproduzir o deslocamento, o calado, as alturas metacêntricas e os períodos naturais de oscilação do navio real. A calibração do modelo do navio foi efectuada com base num procedimento iterativo, que apenas foi concluído quando se verificou existir concordância entre os valores das várias grandezas medidas no modelo físico e os valores de referência, definidos com base nas características do navio petroleiro no protótipo. A metodologia de calibração do navio foi apresentada na secção 4.3.5.3.

Neste capítulo são apresentadas as condições particulares em que os testes das duas fases do estudo em modelo físico foram realizados, bem como os resultados obtidos para as várias situações testadas.

6.2. PRIMEIRA FASE DO ESTUDO EM MODELO FÍSICO

6.2.1. CONDIÇÕES GERAIS

Na primeira fase do estudo foi construído um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente. Nesta fase apenas foram reproduzidas no tanque de ondas do Laboratório de Hidráulica da SHRHA da FEUP a localização e a geometria dos duques d'Alba de acostagem e de amarração, e as características elásticas dos elementos do sistema de amarração do navio, Figura 6.1. Como nesta fase se pretendia apenas analisar o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" sob a acção directa de agitação de vante, não houve necessidade de reproduzir o quebramar Norte de Leixões, que abriga este posto de acostagem da acção directa da agitação marítima predominante.

Os fundos na região adjacente ao quebramar Norte do Porto de Leixões foram considerados horizontais e à cota -16 m (ZHL). Devido à impossibilidade de reproduzir nesse modelo simplificado o fenómeno da difracção em torno da cabeça do quebramar Norte, assim como a reflexão da agitação no paramento exterior do molhe Sul e na Praia de Matosinhos, na primeira fase do estudo foram definidas condições de agitação marítima realistas, que tiveram em consideração a localização do Posto "A" e os resultados de simulações numéricas da propagação da agitação para o interior do Porto de Leixões (secção 5.8).

Figura 6.1 – Navio petroleiro amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões – protótipo (esquerda) e modelo físico construído para a primeira fase do estudo – modelo simplificado (direita).

Nesta fase, o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" foi estudado sob a acção de ondas regulares e irregulares de vante. Regra geral, no estudo experimental, os estados de agitação irregular de crista longa foram definidos com base no espectro de JONSWAP, considerando um factor de forma, γ, igual a 3.3. Com o objectivo de caracterizar convenientemente os estados de agitação seleccionados, os testes foram efectuados com um número mínimo de 600 ondas. A sequência temporal das ondas geradas foi igual nos estados de agitação com o mesmo período de onda de pico.

O modelo físico foi construído de acordo com os critérios de semelhança de *Froude* e de *Cauchy*, para uma escala geométrica não distorcida igual a 1/100. O esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas encontra-se esquematizado na Figura 6.2.

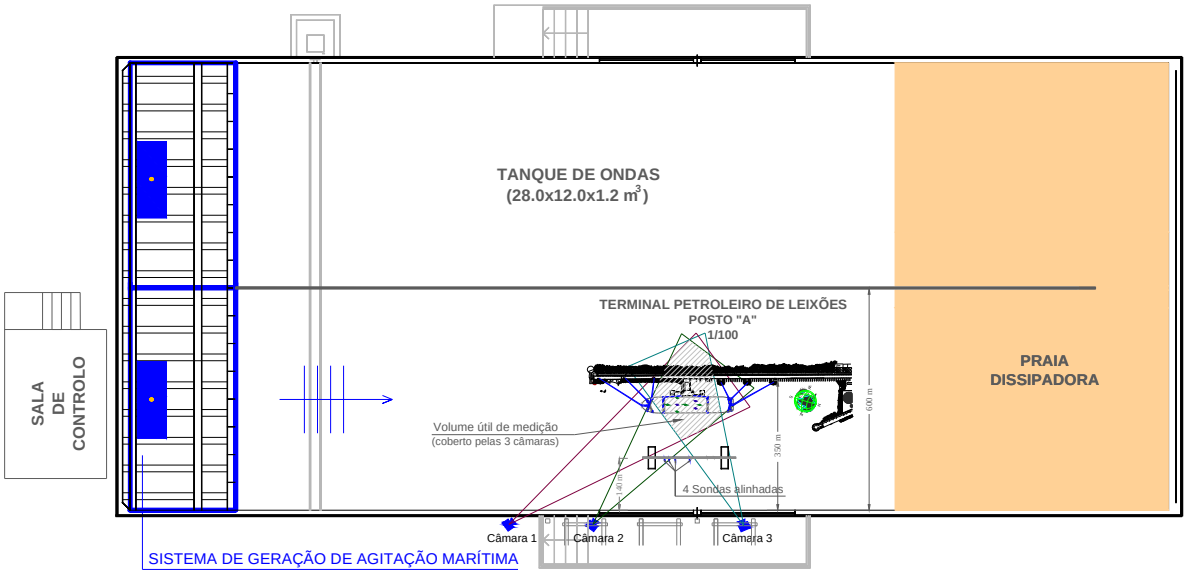


Figura 6.2 – Esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas: primeira fase do estudo.

As condições de agitação marítima geradas durante os testes foram medidas recorrendo a um conjunto de quatro sondas de níveis hidrodinâmicos localizadas nas proximidades do navio, mas suficientemente afastadas deste, de modo a ser possível considerar desprezável o efeito das perturbações induzidas pelos movimentos do navio no local de instalação das sondas, Figura 6.2.

Essas sondas foram instaladas segundo uma direcção paralela ao posto de acostagem e perpendicular à frente do sistema de geração, e visavam a medição da elevação da superfície livre da água em quatro pontos, de modo a permitir a realização posterior de uma análise da reflexão, i.e., a determinação dos espectros de variância da agitação incidente e reflectida pela praia dissipadora. O espaçamento entre as quatro sondas foi definido tendo em conta as condições de agitação marítima testadas (secção 4.4.4.5).

Na extremidade do tanque de ondas oposta à do sistema de geração foi instalada uma praia dissipadora, para reduzir a reflexão da agitação marítima. O modelo do navio, depois de calibrado, foi amarrado à estrutura de acostagem e de amarração já instrumentada.

6.2.2. *LAYOUTS* DE AMARRAÇÃO DO NAVIO

Durante a primeira fase do estudo experimental foram testados dois *layouts* de amarração que diferiam apenas na orientação de um dos lançantes de proa do navio (cabo duplo). A Figura 6.3 apresenta o *layout* de amarração mais habitual para a classe dos navios de maior porte que, com maior frequência, usam o Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Esse *layout* é ligeiramente assimétrico e constituído por oito cabos de amarração duplos.

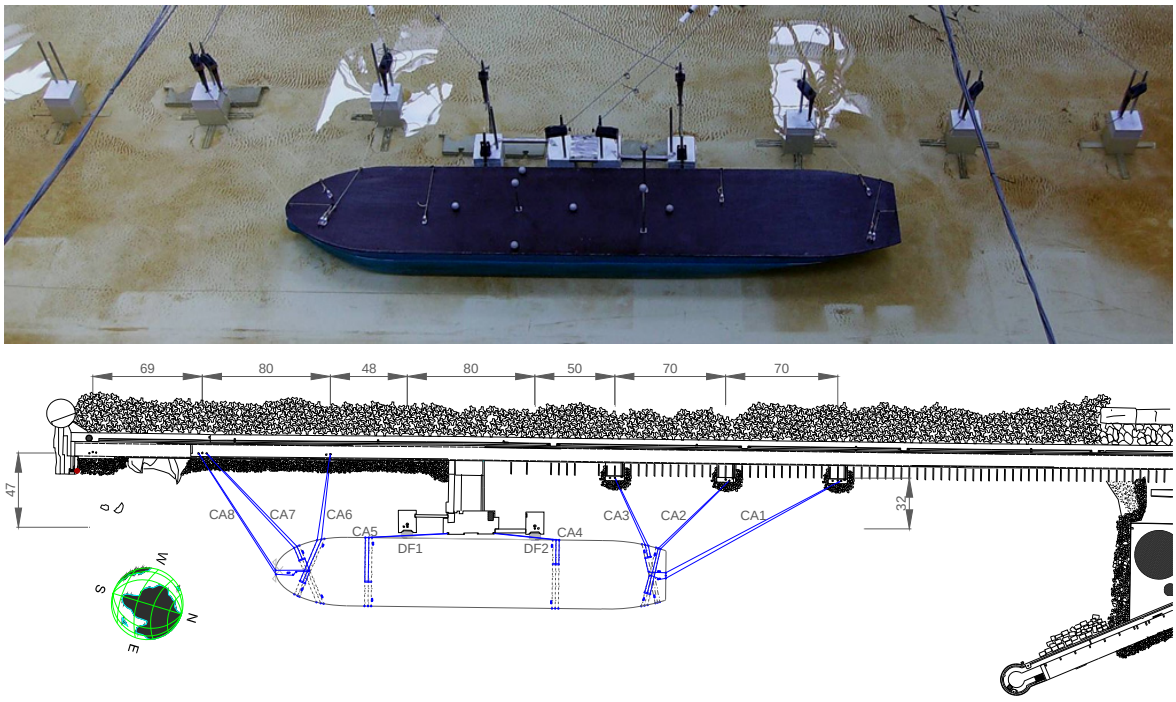


Figura 6.3 – Esquema de amarração assimétrico, com identificação dos cabos de amarração e das defensas.

O segundo *layout* de amarração considerado é praticamente simétrico, e utiliza o ponto de amarração situado próximo da cabeça do quebramar Norte de Leixões para a amarração dos cabos de amarração representados no modelo físico por CA8, Figura 6.4.

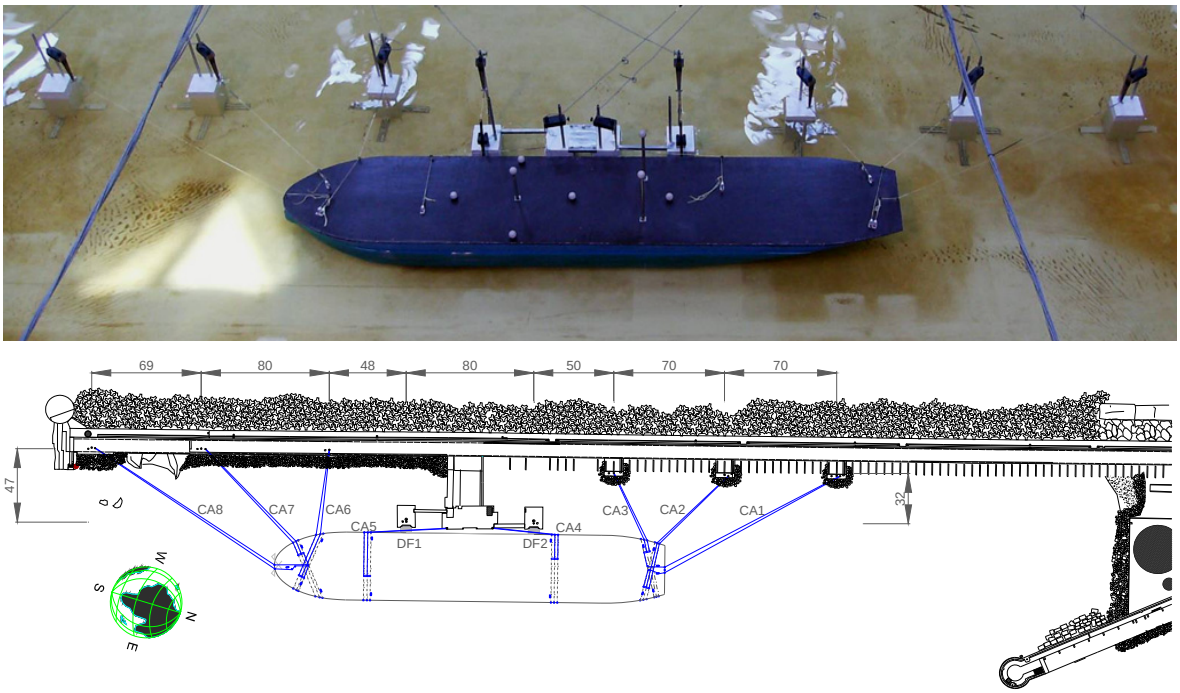


Figura 6.4 – Esquema de amarração simétrico, com identificação dos cabos de amarração e das defensas.

6.2.3. Elementos do Sistema de Amarração do Navio

As características dos cabos de amarração utilizados pelos navios do tipo petroleiro que acostam no terminal podem variar de navio para navio, mas é frequente o uso de cabos de amarração de aço com extremidades de amarração de fibras sintéticas (frequentemente a poliamida, embora outros materiais sintéticos possam também ser usados). As forças mínimas de rotura desses cabos estão, normalmente, compreendidas entre 600 e 900 kN. Como se referiu na secção 5.6, as defensas actualmente instaladas no Posto "A" são do tipo pneumático e têm uma capacidade máxima de absorção de energia de 1300 kJ para uma deformação nominal de 55 %, à qual está associada uma força de reacção no duque d'Alba de acostagem e amarração de 2450 kN.

Na primeira fase do estudo não se conheciam ainda as características elásticas dos cabos de amarração utilizados pelo navio petroleiro *KORNATI*. Assim, no modelo físico, foram reproduzidas as relações constitutivas (curvas de força-extensão) dos cabos de amarração que constavam de estudos efectuados pelo LNEC (Santos, 2005 e 2006). Esses estudos tiveram como objectivo simular numericamente o comportamento de um navio petroleiro amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, com dimensões e deslocamento semelhantes aos do navio *KORNATI*.

A Figura 6.5 apresenta as relações constitutivas para cada cabo de amarração individual e para três valores do seu comprimento não deformado: 50, 100 e 150 m. Estes cabos de amarração consistem na junção em série de um cabo de aço com um cabo de fibra sintética e apresentam uma força mínima de rotura de aproximadamente 640 kN.

Na situação em estudo, o navio petroleiro real é amarrado ao cais, usualmente, com dezasseis cabos de amarração, ou seja, com dois cabos com as mesmas características em cada direcção. Como se referiu na secção 4.3.6.2, os cabos de amarração do mesmo grupo (i.e. com a mesma orientação, comprimento e características) foram reproduzidos no modelo físico através de um único cabo de amarração, com características elásticas equivalentes às do conjunto.

Extensão (-)			Força (kN)
50 m	100 m	150 m	
0.0404	0.0282	0.0291	637.0
0.0375	0.0264	0.0276	573.3
0.0346	0.0245	0.0261	509.6
0.0315	0.0226	0.0246	445.9
0.0283	0.0206	0.0229	382.2
0.0249	0.0185	0.0213	318.5
0.0213	0.0163	0.0195	254.8
0.0172	0.0138	0.0176	191.1
0.0127	0.0111	0.0155	127.4
0.0070	0.0077	0.0126	63.7
0.0032	0.0048	0.0091	31.9
0.0000	0.0000	0.0000	0.0

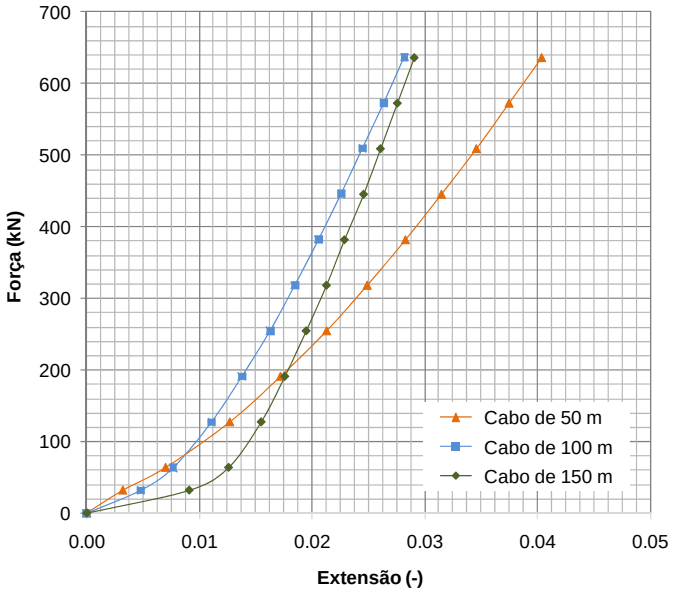


Figura 6.5 – Relações constitutivas dos cabos de amarração simples com 50, 100 e 150 m (valores de protótipo), adaptado de Santos, 2005 e 2006.

A Figura 6.6 apresenta as características elásticas dos cabos de amarração formados por dois cabos simples, para os três comprimentos referidos anteriormente, quer no protótipo, quer no modelo físico à escala geométrica 1/100.

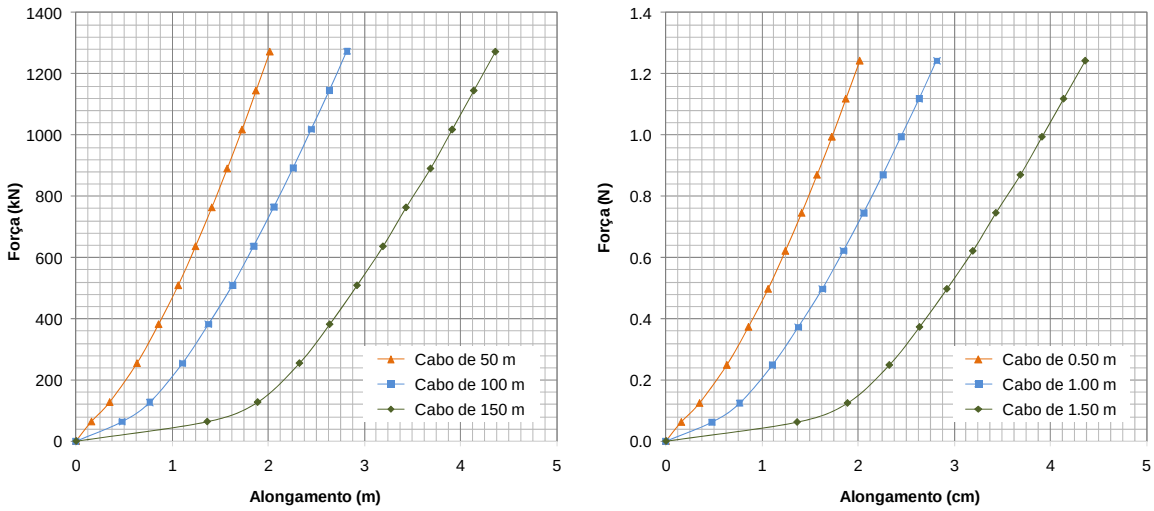


Figura 6.6 – Características elásticas dos cabos duplos, no protótipo (esquerda) e no modelo (direita).

As características elásticas dos cabos de amarração de um navio são função do material constituinte do cabo, do seu diâmetro e do seu comprimento, entre outros. Neste estudo, as características elásticas de cada um dos cabos de amarração (no protótipo) foram definidas considerando o seu comprimento total, medido desde o ponto de amarração do cabo na estrutura de acostagem (gancho ou cabeço de amarração) até ao guincho localizado no convés do navio, passando por todas as castanhas de roletes (*fairleads*). O Quadro 6.2 apresenta o comprimento total dos cabos de amarração para os dois *layouts* estudados, na hipótese de o navio, depois de amarrado, se encontrar centrado relativamente à estrutura de acostagem.

Quadro 6.2 – Comprimento total dos cabos de amarração (CA).

Cabo de Amarração		Comprimento (m)	
Designação	ID	Protótipo	Modelo
Lançante de popa	CA1 (ASS & SIM)	150	1.50
Lançante de popa	CA2 (ASS & SIM)	90	0.90
Través de popa	CA3 (ASS & SIM)	55	0.55
Regeira de popa	CA4 (ASS & SIM)	55	0.55
Regeira de proa	CA5 (ASS & SIM)	82	0.82
Través de proa	CA6 (ASS & SIM)	82	0.82
Lançante de proa	CA7 (ASS & SIM)	90	0.90
Lançante de proa	CA8 (ASS)	120	1.20
Lançante de proa	CA8 (SIM)	167	1.67

ASS – *layout* de amarração assimétrico
SIM – *layout* de amarração simétrico

Dado que nesta fase do estudo apenas se dispunha das características elásticas dos cabos de amarração para três comprimentos não deformados, foram equacionadas duas alternativas para a definição das relações constitutivas dos vários cabos utilizados na amarração do navio ao cais. A primeira consistia em considerar a relação constitutiva que mais se aproximava do comprimento não deformado de cada cabo de amarração. A segunda baseava-se no facto de os cabos de amarração utilizados serem mistos, ou seja, formados por uma associação em série de um cabo de aço com um cabo de fibra sintética (extremidades de amarração), cujo comprimento *standard* é, habitualmente, de 11 m, OCIMF, 2008. Assim, com base nas características elásticas dos cabos de amarração apresentados na Figura 6.6 e na curva de força-extensão de um cabo de aço IWRC (OCIMF, 2008), foram determinadas as curvas de força-extensão das extremidades de fibra sintética, admitindo que estas tinham um comprimento igual ao *standard*, Figura 6.7. Para uma dada força aplicada, o alongamento de um cabo de amarração misto resulta da soma do alongamento do cabo principal com o alongamento da extremidade de amarração.

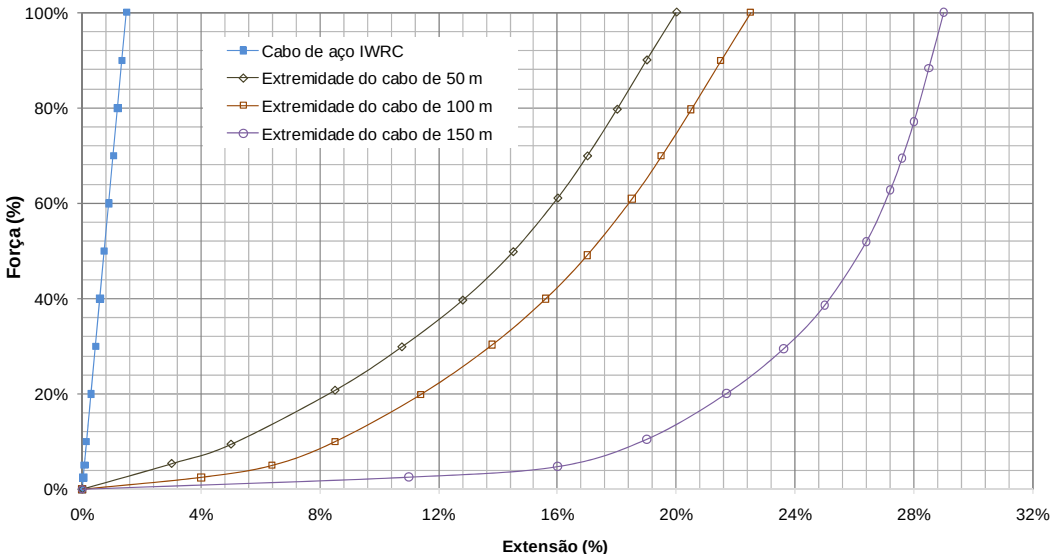


Figura 6.7 – Curvas de força-extensão das extremidades de amarração dos cabos de 50, 100 e 150 m, e de um cabo de amarração em aço.

Tendo como base as curvas de força-extensão do cabo de aço e das extremidades de amarração de fibra sintética, foram determinadas as curvas de força-alongamento dos cabos de amarração de 55, 82, 90, 120 e 167 m. Considerou-se que a extremidade de amarração tinha, em qualquer um desses casos, um comprimento não deformado de 11 m, enquanto o restante comprimento do cabo, em aço, poderia ser mais ou menos longo comparativamente ao cabo de amarração que lhe serviu de referência. Assim, com base no cabo de amarração de 50 m definiu-se o cabo de 55 m; a partir do cabo de 100 m definiram-se os cabos de 82, 90 e 120 m; e com base no cabo de 150 m definiu-se o cabo de 167 m, Figura 6.8.

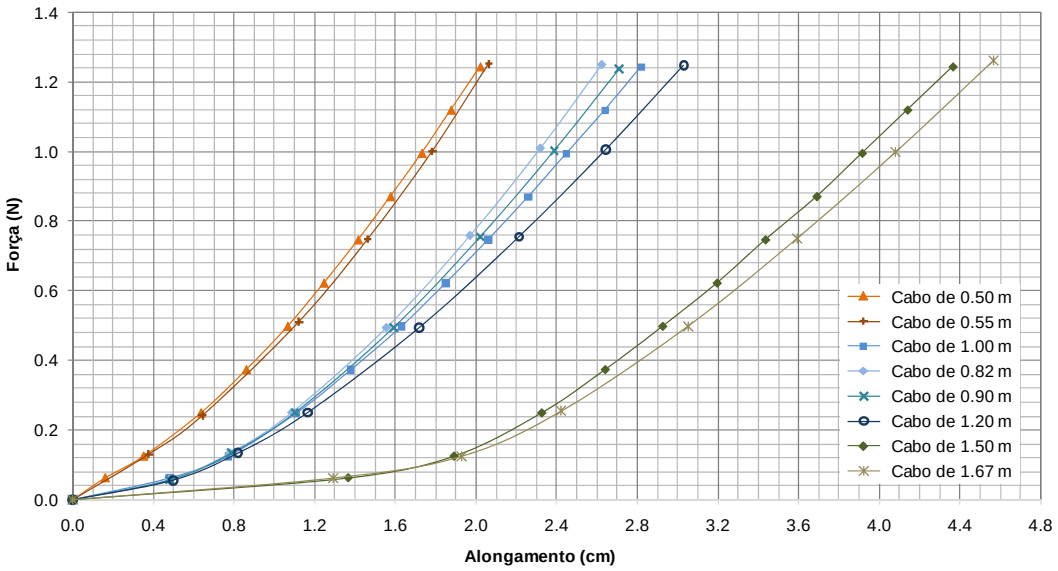


Figura 6.8 – Características elásticas dos cabos de amarração duplos usados na primeira fase do estudo em modelo físico.

As características das defensas instaladas no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões foram fornecidas pela *Administração dos Portos do Douro e Leixões, SA*. A Figura 6.9 apresenta as curvas de força-deformação destes elementos, quer no protótipo, quer no modelo à escala geométrica 1/100.

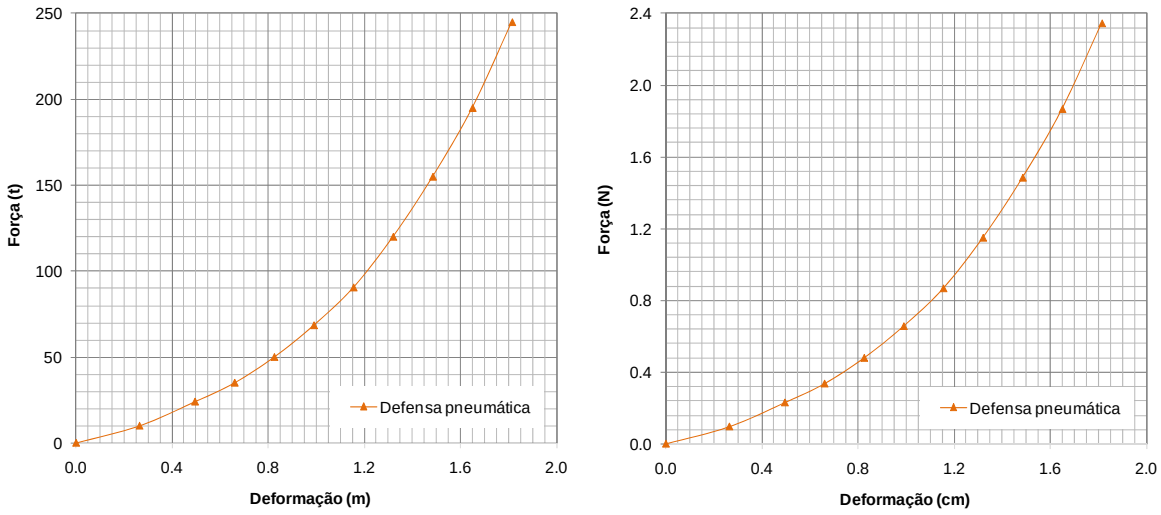


Figura 6.9 – Características elásticas das defensas, no protótipo (esquerda) e no modelo físico (direita).

Os oito cabos de amarração duplos utilizados na amarração do navio, e as duas defensas pneumáticas instaladas na estrutura de acostagem, foram reproduzidos no modelo físico através de uma associação de molas helicoidais de precisão e por fio de *kevlar* (material muito rígido). A rigidez dos transdutores usados na medição das forças de amarração do navio foi também tida em consideração na reprodução das características elásticas desses elementos do sistema de amarração.

Nesta primeira fase do estudo, o comportamento não-linear das curvas de força-deformação (relações constitutivas) dos cabos de amarração e das defensas foi linearizado, isto é, a rigidez desses elementos (que é função da sua deformação) foi substituída pela rigidez constante de um cabo de amarração ou defensa equivalente, com a mesma capacidade de absorção de energia do cabo ou defensa não-linear até à sua deformação-limite[1]. A energia de deformação necessária para levar cada um desses elementos do sistema de amarração do navio à rotura (deformação-limite) foi determinada por integração da sua curva força-deformação, em ordem à deformação. A rigidez equivalente, K_{eq}, foi calculada através da seguinte equação,

$$K_{eq} = \frac{2}{\Delta l_{máx}^2} \int_0^{\Delta l_{máx}} F(\Delta l).\, d\Delta l \tag{6.1}$$

em que $\Delta l_{máx}$ representa a deformação-limite do elemento do sistema de amarração em análise e $F(\Delta l)$ uma função contínua que descreve, com suficiente aproximação, a variação da força F, aplicada nesse elemento, em função da sua deformação Δl.

Posteriormente foram seleccionadas as molas helicoidais que, em conjunto com o respectivo transdutor de força, proporcionavam a elasticidade pretendida a cada um dos elementos do sistema de amarração do navio no modelo. As características elásticas desses elementos foram confirmadas, por calibração, antes e depois desta fase de testes experimentais.

As Figuras 6.10 e 6.11 apresentam, para cada elemento do sistema de amarração, a curva de força-deformação não-linear e equivalente (com igual energia de deformação até à rotura), e os pares de valores força-deformação que resultam dos procedimentos de verificação das características elásticas do conjunto 'transdutor de força-associação de molas helicoidais'. Os resultados apresentados referem-se a cabos de amarração duplos e estão em valores de modelo físico. Apesar de as figuras apresentadas apenas mostrarem resultados até ao limite de deformação de cada elemento do sistema de amarração (sensivelmente), essa verificação foi realizada até ao limite do transdutor de força. Esses resultados são apresentados no anexo C, juntamente com o quadrado do coeficiente de correlação, R^2, que resulta do ajuste linear, pelo método dos mínimos quadrados, aos pares de valores força-alongamento resultantes das verificações efectuadas.

A rigidez equivalente de cada um dos elementos do sistema de amarração do navio, determinada com base na Equação (6.1), e a rigidez medida nos testes de verificação das características elásticas de cada conjunto 'transdutor de força – associação de molas', são apresentadas no Quadro 6.3. Neste quadro, as grandezas referidas são apresentadas em valores de protótipo e no modelo físico à escala geométrica 1/100, para os dois *layouts* de amarração estudados na primeira fase do estudo experimental. No caso dos cabos de amarração, apresenta-se a rigidez conjunta dos dois cabos lançados em cada direcção para amarrar o navio no cais.

[1] Na segunda fase do estudo experimental considerou-se, como alternativa, uma aproximação bilinear às curvas de força-deformação (não-lineares) dos elementos do sistema de amarração do navio. A metodologia utilizada na reprodução das características elásticas do sistema de amarração é apresentada, em pormenor, na secção 6.3.7.

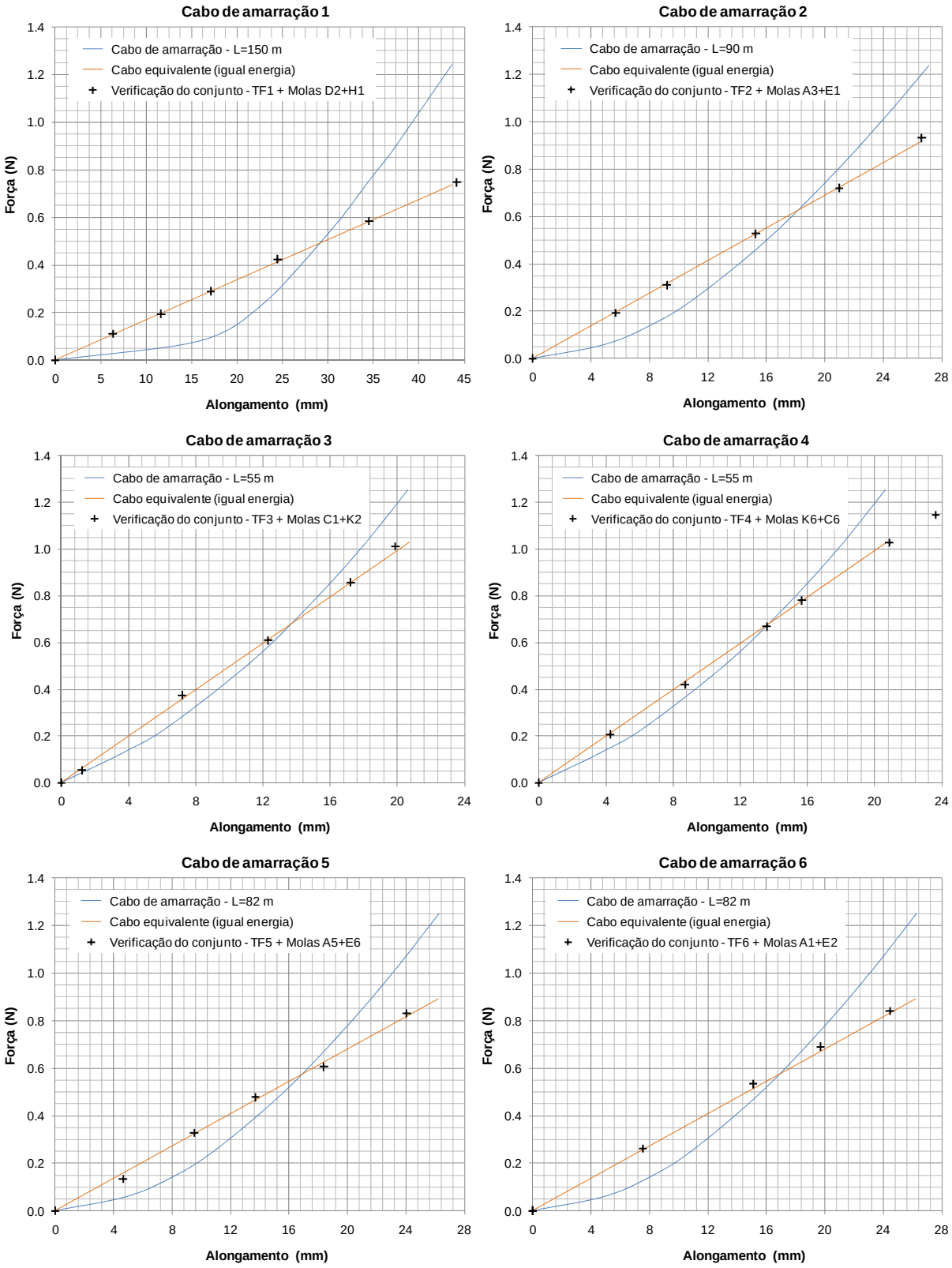


Figura 6.10 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração – primeira fase do estudo em modelo físico. Cabos de amarração 1 a 6.

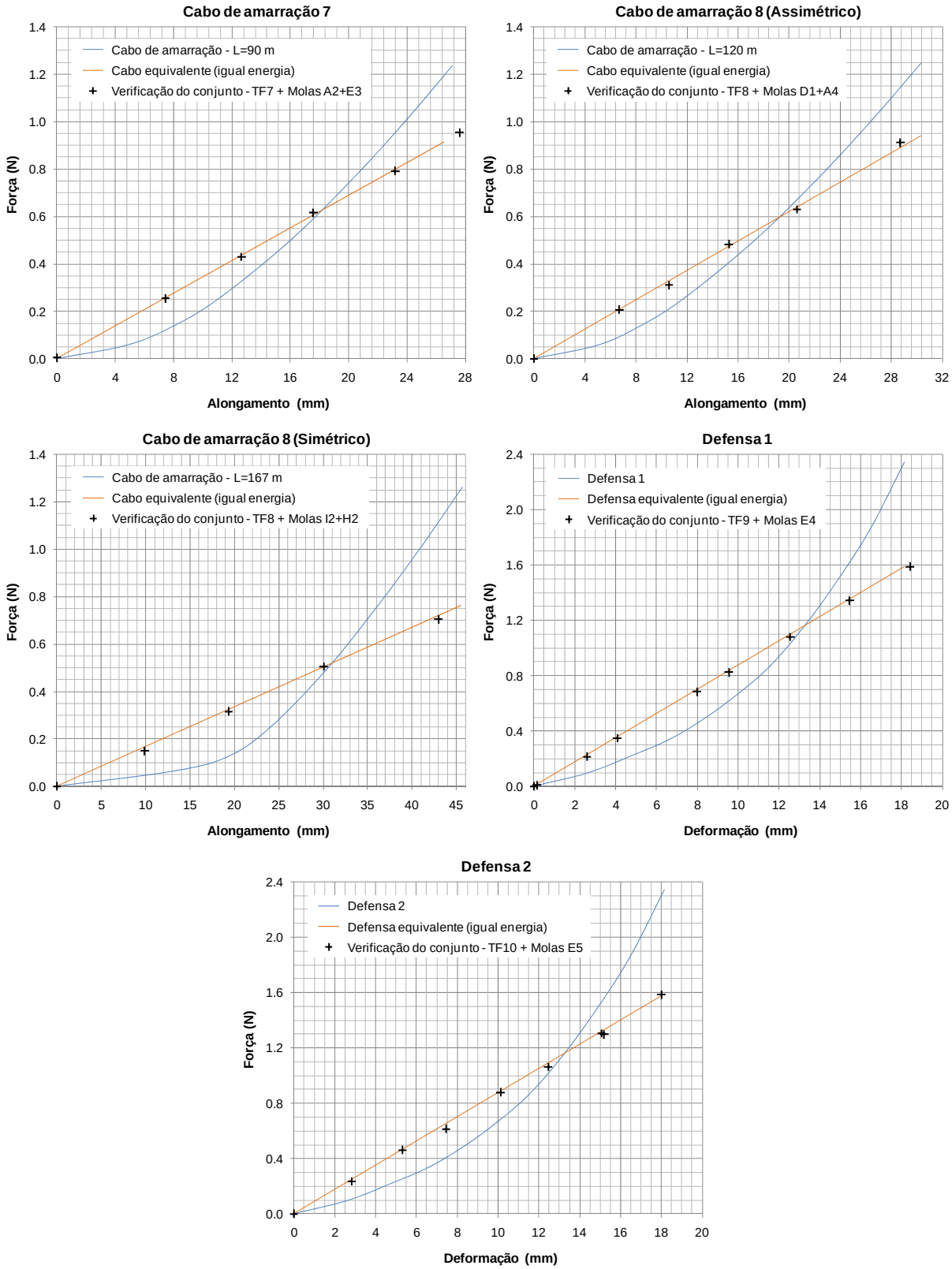


Figura 6.11 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração – primeira fase do estudo em modelo físico. Cabos de amarração 7 a 8 e defensas 1 e 2 (aproximação linear).

Quadro 6.3 – Características dos cabos de amarração (CA) e das defensas (DF).

Cabo de Amarração & Defensa		Rigidez			
Designação	ID	Modelo (N/mm)		Diferença (%)	Protótipo (kN/m)
		equivalente	medida		
Lançante de popa	CA1 (ASS & SIM)	0.0169	0.0169	0.0	173.53
Lançante de popa	CA2 (ASS & SIM)	0.0345	0.0341	-1.2	349.83
Través de proa	CA3 (ASS & SIM)	0.0497	0.0498	+0.2	510.76
Regeira de popa	CA4 (ASS & SIM)	0.0497	0.0493	-0.8	504.84
Regeira de proa	CA5 (ASS & SIM)	0.0340	0.0344	+1.2	352.69
Través de proa	CA6 (ASS & SIM)	0.0340	0.0343	+0.9	351.99
Lançante de proa	CA7 (ASS & SIM)	0.0333	0.0341	+2.4	349.42
Lançante de proa	CA8 (ASS)	0.0311	0.0310	-0.3	317.49
Lançante de proa	CA8 (SIM)	0.0167	0.0165	-1.2	168.61
Defensa de proa	DF1 (ASS & SIM)	0.0876	0.0865	-1.3	886.63
Defensa de popa	DF2 (ASS & SIM)	0.0876	0.0856	-2.3	877.40

ASS – *layout* de amarração assimétrico
SIM – *layout* de amarração simétrico

Forças aplicadas nos cabos de amarração com o navio em repouso: condições de pré-tensão

Na primeira fase do estudo em modelo físico, as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração (situação de repouso) foram fixadas entre 100 e 120 kN (aproximadamente 10 a 12 t). Essas forças de pré-tensão (valores de protótipo) referem-se aos dois cabos de amarração lançados segundo cada uma das direcções para amarrar o navio no cais. No modelo físico, esses cabos são reproduzidos por apenas um, calibrado de forma a apresentar as características do par que representa.

Os valores considerados representam um compromisso entre o que seriam valores realistas de forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração de um navio do porte do petroleiro seleccionado para o estudo, e as dificuldades operacionais que decorrem da consideração de valores de pré-tensão muito baixos. Essas dificuldades podem estar associadas, quer ao peso das molas utilizadas para reproduzir as características elásticas dos cabos de amarração no modelo físico, que dificulta a formação da catenária habitual desses cabos, influenciando o ângulo de aplicação das forças de amarração, quer à necessidade de o modelo do navio regressar à sua posição inicial de equilíbrio no final de cada ensaio (pelo menos na maior parte dos testes). O Quadro 6.4 apresenta a combinação de molas helicoidais utilizada para reproduzir as características elásticas dos elementos do sistema de amarração, assim como o respectivo peso, quer no modelo físico, quer em valores de protótipo.

Importa ainda referir que à data da realização deste trabalho se desconhecem os valores das forças de pré-tensão utilizados correntemente na amarração de navios de grande porte no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, bem como se é possível obter essa informação (com o rigor necessário) com os meios disponíveis a bordo. De qualquer modo faz sentido admitir que essas forças são ajustadas no momento da amarração do navio ao cais (ainda que de forma qualitativa), de forma a assegurar uma distribuição equilibrada dos esforços pelos vários elementos do sistema de amarração. A alteração das condições do ambiente marítimo-portuário (direcção do vento, nível de maré, etc.) e do próprio estado de carga do navio durante o seu período de permanência no cais devem obrigar a um ajuste das forças aplicadas nos cabos de amarração.

Quadro 6.4 – Combinação de molas utilizada para reproduzir as características elásticas dos elementos do sistema de amarração do navio e respectivo peso no modelo físico e em valores de protótipo.

Cabo de Amarração & Defensa		Combinação de Molas	Peso no Modelo		Peso no Protótipo	
Designação	TF		(g)	(N)	(kN)	(t)
Lançante de popa	1	D2+H1	2.0	0.020	20.12	2.05
Lançante de popa	2	A3+E1	2.2	0.022	22.41	2.28
Través de popa	3	C1+K2	2.7	0.027	27.46	2.80
Regeira de popa	4	C6+K6	2.8	0.027	27.97	2.85
Regeira de proa	5	A5+E6	2.3	0.022	22.80	2.32
Través de proa	6	A1+E2	2.2	0.022	22.38	2.28
Lançante de proa	7	A2+E3	2.3	0.023	22.95	2.34
Lançante de proa (ASS)	8	A4+D1	2.6	0.026	27.97	2.85
Lançante de proa (SIM)	8	H2+I2	1.7	0.017	17.17	1.75
Defensa de proa	9	E4	1.8	0.017	17.80	1.81
Defensa de popa	10	E5	1.7	0.017	17.52	1.79

ASS – *layout* de amarração assimétrico
SIM – *layout* de amarração simétrico
TF – Transdutor de força

Ao se ter fixado, no modelo físico, o intervalo de variação das forças de pré-tensão aplicadas nos vários cabos de amarração do navio em 20 kN (valores de protótipo), pretendia-se obter uma distribuição de forças nos elementos do sistema de amarração equilibrada e, simultaneamente, partir, em cada teste, de condições iniciais equivalentes, que permitissem a realização de uma análise comparativa dos resultados obtidos. As forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração foram verificadas antes do início de um novo teste. Sempre que necessário, essas forças eram ajustadas. Este procedimento de rotina visava garantir que os vários testes de uma mesma série eram efectuados nas mesmas condições, de forma a obter resultados passíveis de serem comparados.

O ajuste das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração do navio é um processo iterativo, realizado frequentemente com muitas aproximações. O facto de se tratar de um sistema "hiperestático" (por analogia com outras estruturas) é um obstáculo à obtenção rápida de uma distribuição de esforços satisfatória. As forças de atrito que se desenvolvem na interface entre o casco do navio e as defensas impedem, por vezes, que o navio regresse à posição inicial no final de cada teste.

Nas séries de testes em que se pretendia analisar a influência de um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", foram consideradas duas situações distintas: a condição de pré-tensão normal, apresentada anteriormente, que corresponde à aplicação de forças de pré-tensão da ordem de 100 a 120 kN em todos os cabos de amarração do navio; e a condição de pré-tensão extra, na qual, partindo da condição normal, as forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio foram aumentadas para um valor compreendido entre 245 e 265 kN. As forças aplicadas nas defensas com o navio em situação de repouso situavam-se, de um modo geral, entre 490 e 545 kN, nos testes efectuados para a condição de pré-tensão normal, e entre 705 e 750 kN nos testes realizados para a condição de pré-tensão extra.

Forças de atrito na interface do navio com as defensas

Os dispositivos originais de simulação das defensas no modelo, desenvolvidos pela *HR Wallingford, UK*, apresentam extremidades de contacto com o navio com um coeficiente de atrito, μ, relativamente

baixo (situação que conduz a resultados conservativos em termos de movimentos do navio amarrado). Assim, após terem sido realizadas várias séries de testes com os dispositivos originais, as extremidades de contacto com o navio foram adaptadas de modo a proporcionarem o desenvolvimento de forças de atrito maiores na interface com o casco do navio e, consequentemente, simular condições mais próximas da realidade. Para tal, foi aplicado um recobrimento sobre essas extremidades de contacto com o navio, inicialmente em fita adesiva e posteriormente em borracha de *etileno-propileno-dieno* (EPDM).

O Quadro 6.5 apresenta os ângulos e os coeficientes de atrito entre as superfícies de recobrimento das defensas e o casco do modelo do navio, fabricado em plástico reforçado com fibra de vidro. Na secção 4.3.7.2 foi apresentada a metodologia utilizada na determinação dos ângulos de atrito, que incluiu a realização de experiências com a superfície de contacto em análise seca e molhada.

Quadro 6.5 – Ângulos e coeficientes de atrito entre as superfícies de recobrimento das defensas no modelo físico e o casco do navio em plástico reforçado com fibra de vidro.

Defensas	Material	Ângulo (º)	μ
Originais	Polietileno	6.1 – 7.3	0.11 – 0.13
Adaptadas	Fita adesiva	8.9 – 12.2	0.16 – 0.22
	EPDM	24.4 – 25.7	0.45 – 0.48

No início e no fim de cada uma das série de testes verificou-se o estado de conservação do recobrimento aplicado às extremidades de contacto com o casco do navio dos dispositivos de simulação das defensas. Esse recobrimento era substituído se tivesse sido atingido um determinado nível de desgaste.

As forças nos oito cabos de amarração e nas duas defensas do modelo físico foram medidas, de forma contínua, com transdutores de força desenvolvidos pela *HR Wallingford, UK* (Figura 6.15). As séries de dados obtidas são enviadas para uma unidade central, para posterior tratamento e análise.

6.2.4. Calibração do Modelo do Navio

Nas duas fases do estudo experimental considerou-se que o modelo do navio petroleiro se encontrava numa condição de carregamento máximo. O Quadro 6.1 apresenta as principais características deste navio para a condição de carga testada, quer no protótipo, quer no modelo físico construído à escala geométrica 1/100.

O navio petroleiro, depois de construído à escala, foi calibrado, de forma a assegurar que o modelo físico reproduz convenientemente as características estáticas e dinâmicas (oscilatórias) do navio real que procura representar, para a condição de teste definida. Os procedimentos de calibração do modelo do navio e de verificação das suas propriedades estáticas e dinâmicas (segundo as direcções transversal e longitudinal) foram descritos na secção 4.3.5.

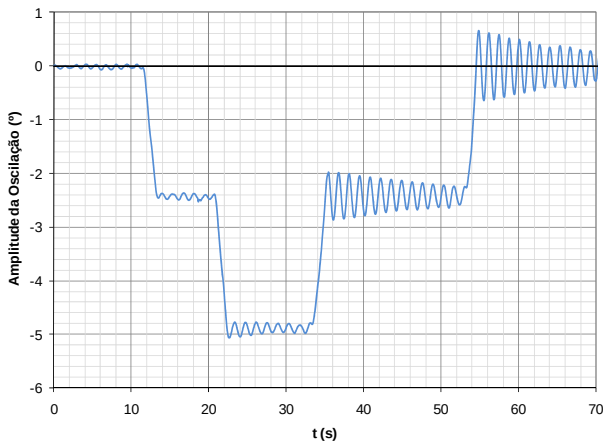
A calibração do modelo físico do navio é efectuada de uma forma iterativa, com o posicionamento dos pesos de lastro colocados dentro do modelo a ser ajustado em cada etapa do processo, até se obter uma concordância satisfatória entre as grandezas medidas no modelo e de referência (Quadro 6.1). Por esse motivo, nas secções que se seguem são apresentados apenas os resultados das experiências finais de verificação das propriedades do navio. Essas experiências foram realizadas aquando da preparação do modelo para a primeira fase do estudo experimental, em condições de águas profundas e inicialmente paradas, e com o modelo afastado de fronteiras reflectoras.

Para efeitos da calibração do modelo físico do navio, as condições de águas profundas a considerar correspondem à existência de um quociente 'profundidade de água-calado do navio' superior a 2, mas preferencialmente da ordem de 3. Nesta fase do estudo, as experiências de verificação das propriedades do modelo foram efectuadas com uma profundidade de água no tanque de ondas igual a 35 cm (~2.5 vezes o calado do navio).

6.2.4.1. Verificação das características do modelo segundo a direcção transversal

Nesta secção apresentam-se os resultados das experiências de inclinação transversal e de verificação da distribuição transversal de massas do modelo do navio. A primeira visa a determinação da altura metacêntrica transversal do navio e a segunda o período natural do modo de oscilação de balanço. Os valores dessas grandezas medidos no modelo são depois comparados com os valores de referência que foram definidos tendo por base as características do navio real (no protótipo). Adicionalmente, tirando partido dos resultados das experiências de verificação da distribuição transversal de massas do modelo, determinou-se o amortecimento da oscilação de balanço do navio em condições de águas profundas.

A experiência de inclinação transversal do navio foi repetida seis vezes (três para bombordo e três para estibordo). Os resultados dessas experiências, incluindo o cálculo da altura metacêntrica transversal, são apresentados no anexo D.1. Como exemplo, a Figura 6.12 mostra os resultados da primeira experiência de inclinação transversal do navio.



1ª Exp. de inclinação transversal (bombordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	-0.05		9.50	-4.90	
4.75	-2.45	2.40	4.75	-2.45	2.45
9.50	-4.90	2.45	0.00	-0.05	2.40
$\Delta\theta_f$ = 4.85º			$\Delta\theta_f$ = 4.85º		

$\overline{GM}_t$	medido	0.0577 m
	Ref.	0.0583 m
	erro	-1.0 %

Figura 6.12 – Resultados de uma experiência de inclinação transversal do modelo do navio – a bombordo (esquerda), com determinação da altura metacêntrica transversal (valores no modelo).

Para cada experiência realizada, a altura metacêntrica transversal do modelo, $\overline{GM}_t$, é determinada com base na Equação (4.20), considerando a massa do modelo igual a 119.721 kg e um valor de b igual a 0.605 m. O valor de $\overline{GM}_t$ do modelo resulta da média dos resultados das seis experiências realizadas. O Quadro 6.6 sintetiza os resultados obtidos.

A altura metacêntrica determinada para o modelo do navio é ligeiramente inferior (cerca de 1%) ao valor de referência (0.0583 m), Quadro 6.6. Apesar de o peso da estrutura linear[2] usada na experiência de inclinação transversal ser muito inferior ao do modelo do navio na condição de carga estudada, este elemento contribui para um ligeiro aumento da posição vertical do centro de gravidade do conjunto, reduzindo a altura metacêntrica transversal. Tendo em conta o referido, o erro associado ao cálculo do metacentro transversal do navio deve ser um pouco inferior ao apresentado no Quadro 6.6.

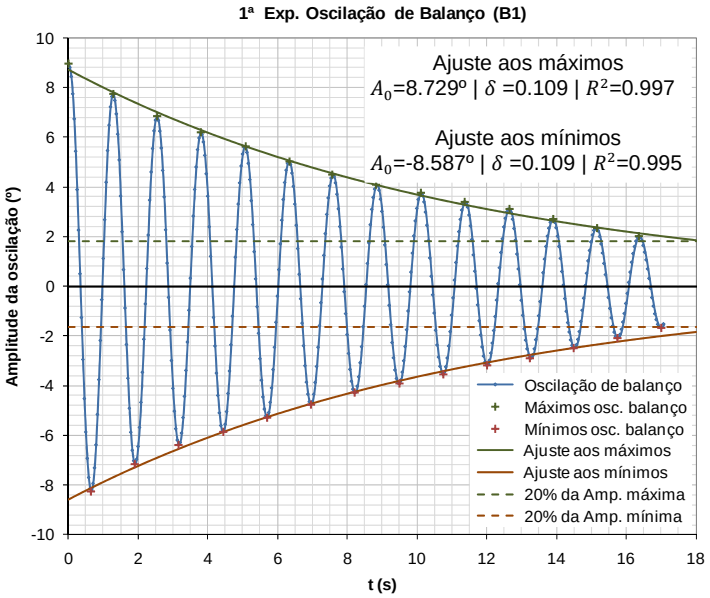
[2] Peso inferior a 1 kgf.

Quadro 6.6 – Síntese dos resultados das experiências de inclinação transversal (valores no modelo).

Exp. (#)	Altura metacêntrica transversal - $\overline{GM_t}$ (m)	
	Bombordo	Estibordo
1	0.0577	0.0577
2	0.0571	0.0577
3	0.0583	0.0571
Média	0.0577	0.0575
Erro	-1.0%	-1.4%

A experiência de verificação da distribuição transversal de massas do modelo do navio foi repetida quatro vezes. Os resultados dessas experiências são apresentados no anexo D.1.

A Figura 6.13 mostra, como exemplo, a curva de decaimento e os períodos de oscilação que resultam da análise dos registos da primeira experiência de verificação da distribuição transversal de massas. O período natural da oscilação de balanço, T_R, resulta da média dos períodos das primeiras 8 oscilações do navio. São considerados os períodos entre máximos (T_{MAX}) e entre mínimos (T_{MIN}) sucessivos.



B1		
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.292	1.250
2	1.250	1.250
3	1.250	1.292
4	1.292	1.250
5	1.250	1.250
6	1.250	1.250
7	1.250	1.292
8	1.292	1.250
9	…	…
Média	1.266	1.260
	Medido	1.263 s
T_R	Ref.	1.250 s
	Erro	1.0%

Figura 6.13 – Curva de decaimento da oscilação de balanço (esquerda), período natural de oscilação (direita). Primeira experiência de verificação da distribuição transversal de massas [S04 T02 K02].

Aos máximos e mínimos da curva de decaimento da oscilação de balanço foram ajustadas duas funções do tipo exponencial (ver secção 6.2.7.1), que possibilitam a determinação do parâmetro de decréscimo logarítmico, δ, e da constante λ . O ajuste é efectuado considerando apenas as oscilações de balanço com uma amplitude superior a 20% da amplitude máxima. Embora a caracterização do amortecimento do modo de oscilação de balanço, em condições de águas profundas, não diga directamente respeito aos procedimentos de calibração e de verificação das propriedades do modelo do navio, os parâmetros determinados nesta fase são utilizados nas análises comparativas efectuadas nas secções seguintes. O Quadro 6.7 sintetiza os resultados obtidos.

Quadro 6.7 – Síntese dos resultados das experiências de verificação da distribuição transversal de massas do navio (valores no modelo).

Experiência	T_R (s)	δ (-)	λ (s^{-1})
B1	1.263	0.109	0.0863
B2	1.263	0.107	0.0847
B3	1.266	0.111	0.0877
B4	1.260	0.110	0.0873
Média	1.263	0.109	0.0864
Erro	1.0 (%)	- -	- -

Importa ainda acrescentar que como a frequência de aquisição do sistema de medição de movimentos foi fixada em 24 Hz (no modelo), os valores medidos dos períodos das oscilações do navio são múltiplos de 0.04167 s. A consideração do período médio das oito primeiras oscilações permite minorar o impacto desta condicionante na determinação do período natural do modo de oscilação de balanço.

6.2.4.2. Verificação das características do modelo segundo a direcção longitudinal

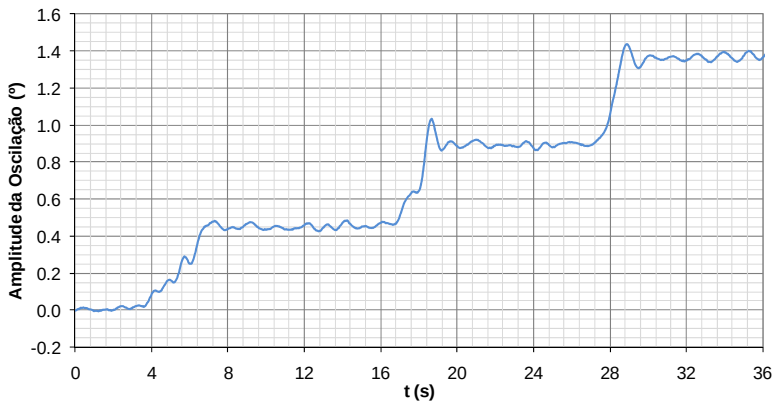
Como foi referido na secção 4.3.5.5, caso o modelo do navio se apresente longitudinalmente horizontal ou, alternativamente, com o mesmo caimento que o navio real (no protótipo), a posição do centro de gravidade do navio ao longo do eixo longitudinal está correcta. Uma vez que a distribuição transversal de massas (secção 6.2.4.1), a posição do centro de gravidade e a posição do metacentro longitudinal (que depende apenas da forma geométrica do casco do modelo dentro de água) estão correctas, seria apenas necessário verificar a distribuição longitudinal de massas do modelo.

Pese embora o que foi referido, procedeu-se à verificação da altura metacêntrica longitudinal do modelo através de um teste de inclinação longitudinal, realizado nos mesmos moldes que o teste de inclinação transversal. Uma vez que a inércia do navio segundo a direcção longitudinal é muito superior à inércia segundo a direcção transversal, o ângulo de inclinação longitudinal do navio, α, para o mesmo valor de P deslocado, será muito inferior ao ângulo de inclinação transversal.

Nas cinco experiências de inclinação longitudinal realizadas foram utilizados três blocos de 24 N cada, que originaram ângulos de inclinação do modelo ligeiramente superiores a um grau. Nas três primeiras experiências os blocos foram deslocados na direcção da proa do navio (caimento à proa) e nas duas últimas na direcção da popa (caimento à popa). Os blocos encontravam-se, inicialmente, numa posição próxima do centro de flutuação[3] do navio. Os resultados dessas experiências, incluindo a determinação da altura metacêntrica longitudinal, são apresentados no anexo D.1. A título de exemplo, a Figura 6.14 apresenta os resultados da primeira experiência de inclinação longitudinal do navio.

Nas experiências, os blocos utilizados foram deslocados 1.183 m na direcção da proa (experiência de caimento à proa) e 1.007 m na direcção da popa (experiência de caimento à popa). Na situação de carga estudada, o navio apresentava um deslocamento de 119.72 kg e o centro de flutuação encontrava-se a 1.199 m da popa do navio (Quadro 6.1). O Quadro 6.8 sintetiza os resultados das várias experiências realizadas.

[3] O centro de flutuação corresponde ao centro geométrico da área do navio no plano de água (área de flutuação). Quando um dado peso, incluído no deslocamento do navio, é movimentado longitudinalmente, o navio tende a rodar em torno de um eixo transversal que passa por este ponto. A colocação (ou a remoção) de um peso sobre este ponto não altera o caimento do navio (Rawson e Tupper, 2001, e House, 2004).



1ª Exp. de inclinação longitudinal (proa)		
Carga		
P (N)	α (º)	$\Delta\alpha$ (º)
0.0	0.02	
24.0	0.45	0.43
48.0	0.90	0.45
72.0	1.35	0.45
$\Delta\alpha_f$ = 1.33º		
$\overline{GM}_l$	medido	3.123 m
	Ref.	3.141 m
	erro	-0.6%

Figura 6.14 – Resultados de uma experiência de inclinação longitudinal do modelo do navio – caimento à proa, com determinação da altura metacêntrica longitudinal (valores no modelo).

As pequenas variações da inclinação longitudinal do navio, na sequência da movimentação dos blocos, dificultam a determinação da altura metacêntrica longitudinal. Os resultados apresentados no Quadro 6.8 estão próximos do valor de referência (3.141 m), verificando-se um maior afastamento em relação a esse valor nas estimativas efectuadas com base nos resultados das experiências de caimento à popa. Da média de todas as experiências realizadas resulta um valor de $\overline{GM}_l$ igual a 3.176 m.

Quadro 6.8 – Síntese dos resultados das experiências de inclinação longitudinal (valores no modelo).

Exp. (#)	Altura metacêntrica longitudinal - $\overline{GM}_l$ (m)	
	Caimento à proa	Caimento à popa
1	3.123	3.276
2	3.009	3.276
3	3.195	- -
Média	3.109	3.276
Erro	-1.0%	+4.3%

A experiência de verificação da distribuição longitudinal de massas do modelo permite a determinação do período natural da oscilação de cabeceio, tendo sido repetida quatro vezes. Esse modo de oscilação, à semelhança do de arfagem, é muito amortecido (secção 6.2.7.3 e anexo D.1), sendo por isso de difícil caracterização. Por outro lado, o momento de inércia adicionado para o modo de cabeceio em fase com a aceleração angular dessa oscilação não pode ser desprezado para as profundidades de água usadas na verificação das propriedades do modelo, variando significativamente com a folga sob a quilha do navio. O período natural do modo de oscilação de cabeceio é também influenciado (Equação 4.31). O sistema *Qualisys* facilita a medição da resposta do navio durante essas experiências. As técnicas apresentadas na secção 4.3.5.3 asseguram uma boa aproximação aos valores de referência logo na primeira iteração.

6.2.5. Generalidades e Procedimentos de Teste

Os movimentos do navio amarrado, segundo cada um dos seis graus de liberdade, foram medidos com o sistema *Qualisys – Motion Capture System*, constituído por três câmaras digitais de infra-vermelhos, Figura 6.15. Como se referiu na secção 4.5.2, este sistema permite efectuar a medição dos movimentos do navio sem necessidade de contacto directo com o modelo. A Figura 6.2 mostra o posicionamento das três câmaras na primeira fase do estudo em modelo físico, evidenciando o volume útil de medição.

Figura 6.15 – Navio amarrado à estrutura de acostagem (esquerda); *Qualisys motion capture system*, composto por três câmaras de infravermelhos (centro); transdutores de força utilizados na medição das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas (direita).

Os níveis de água no interior do tanque de ondas foram verificados pelo menos duas vezes ao dia, garantindo-se para o valor da profundidade de água um erro inferior a 1 mm (0.1 m no protótipo).

A medição dos movimentos do navio, das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração e da elevação instantânea da superfície livre da água, foi efectuada de uma forma sincronizada. Antes do início de cada teste em modelo físico, foi realizada a medição dos valores de repouso em cada um dos instrumentos de medição utilizados no estudo (*zero readings*). Assim, foi determinada a posição de repouso do navio amarrado, a grandeza das forças de pré-tensão (ou iniciais) aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração e o nível de repouso em cada uma das sondas de níveis hidrodinâmicos.

Pode ser conveniente esperar que se atinja um equilíbrio dinâmico entre a movimentação do navio e a agitação gerada, para se iniciar a aquisição de dados. Neste trabalho, a aquisição foi iniciada cerca de 6 a 10 s após o arranque do sistema de geração de ondas. Este intervalo representa o tempo necessário para que as ondas geradas cheguem ao local de instalação da primeira sonda de níveis hidrodinâmicos. A adopção deste procedimento de teste tinha como objectivo incluir a fase de início do movimento do navio amarrado nos diferentes registos. Esses instantes iniciais poderiam, depois, ser eliminados, se necessário, na fase de pós-processamento dos registos dos vários instrumentos de medição. No caso particular dos testes realizados com agitação irregular, a consideração de um tempo de aquisição um pouco superior ao tempo de ciclo, possibilita que, mesmo eliminando essa fase inicial do registo, se possa analisar a resposta do navio para todas as ondas representativas do espectro de agitação gerado.

No final de cada um dos testes, procedeu-se a uma análise das condições de agitação marítima geradas, e a uma verificação rápida dos registos das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração e dos movimentos do navio. Estas análises tinham como objectivo validar os resultados de cada um dos testes, tendo sido realizadas durante o intervalo de tempo necessário à estabilização da água no interior do tanque de ondas.

A alteração da temperatura da água ao longo do período de testes (alguns meses), pequenas variações da profundidade de água no tanque de ondas não detectáveis visualmente (especialmente para baixas profundidades de água), eventuais modificações da praia dissipadora instalada ao fundo do tanque de ondas, ou a utilização de um sistema dinâmico de absorção de reflexões, fazem com que possa existir necessidade de ajustar os parâmetros de calibração do sistema de geração de ondas, determinados nos testes preliminares, durante a fase de testes. A verificação das condições de agitação marítima geradas, após cada teste experimental, permite efectuar um controlo regular do ganho do sistema de geração e assegurar que os vários testes são realizados em condições equivalentes e, portanto, comparáveis.

Os resultados dos testes eram considerados válidos quando a altura de onda significativa incidente no modelo físico (medida) correspondia à pretendida, a menos da exactidão do sistema de medição de níveis hidrodinâmicos. Assim, uma vez que a exactidão desse sistema é ligeiramente inferior a 0.05 m (valores de protótipo), um teste realizado para um estado de agitação irregular com uma altura de onda significativa de 3 m era validado quando a altura de onda medida no modelo se situava no intervalo de 2.95 a 3.05 m. Como um navio amarrado constitui um sistema dinâmico com uma resposta usualmente não-linear, a utilização deste critério tinha como objectivo, mais uma vez, a obtenção de resultados que pudessem ser posteriormente comparados.

A frequência de aquisição de todos os instrumentos de medição foi fixada em 24 Hz (i.e. 2.4 Hz no protótipo). Para a adopção de uma frequência de aquisição constante, ou seja, independente do período de pico dos estados de agitação marítima reproduzidos no modelo, contribuiu o facto de a gama de frequências de resposta do navio amarrado não ser significativamente influenciada pela frequência de pico do espectro de variância da agitação incidente. Por outro lado, pretendia-se efectuar a aquisição das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração e dos movimentos do navio amarrado a uma frequência suficientemente elevada, que evitasse também o *aliasing* na análise espectral dos registos de agitação marítima (secção 4.4.4.2). No entanto, pretendia-se também que não fosse exageradamente elevada, de forma a minimizar o tamanho dos ficheiros de resultados. Este aspecto é relativamente importante se se tiver em conta o elevado número de canais de aquisição de dados utilizados em cada teste experimental. Essa frequência deveria ainda estar afastada da frequência da corrente eléctrica e seus múltiplos, de modo a evitar possíveis interferências na aquisição de dados.

Para maximizar o número de testes que podem ser realizados diariamente na instalação experimental e, simultaneamente, eliminar algumas causas prováveis de erros, é conveniente estabelecer, numa fase preliminar, um procedimento de teste *standard*, que deverá ser mantido durante o estudo. A sequência cronológica das várias tarefas que constituem o procedimento de teste adoptado no presente trabalho experimental é apresentada na Figura 6.16.

6.2.6. Análise Preliminar das Condições de Agitação

6.2.6.1. Introdução

No arranque da primeira fase do estudo foi realizado um conjunto de testes preliminares com o intuito de calibrar as condições de agitação na zona de implantação do modelo físico e, simultaneamente, analisar o comportamento à reflexão da praia dissipadora instalada ao fundo do tanque de ondas. Estes testes foram realizados com agitação regular e irregular, para duas profundidades de água, d, na área adjacente ao Posto "A". Essas profundidades correspondiam, sensivelmente, a uma preia-mar de águas vivas (d=0.20 m) e ao nível médio da água do mar (d=0.18 m).

A análise das condições de reflexão nos testes com ondas irregulares foi realizada a partir dos registos de elevação da superfície livre da água medidos pelas quatro sondas de níveis hidrodinâmicos (secção 4.4.4.5). Nos testes com ondas regulares, a altura de onda incidente foi determinada, quer pela análise dos instantes iniciais dos registos de elevação da superfície livre da água (i.e. antes de serem afectados pelas reflexões da praia dissipadora), quer através dos métodos apresentados por Isaacson, 1991.

As quatro sondas utilizadas foram inicialmente instaladas segundo um alinhamento paralelo às paredes laterais do tanque de ondas e perpendicular à frente do sistema de geração. O posicionamento dessas sondas é idêntico ao esquematizado na Figura 6.2, embora na fase inicial estas se situassem um pouco mais deslocadas para o centro da instalação experimental, como mostra a Figura 6.17. Após esta fase, as quatro sondas foram deslocadas para a posição indicada na Figura 6.2, onde permaneceram durante a primeira fase de testes.

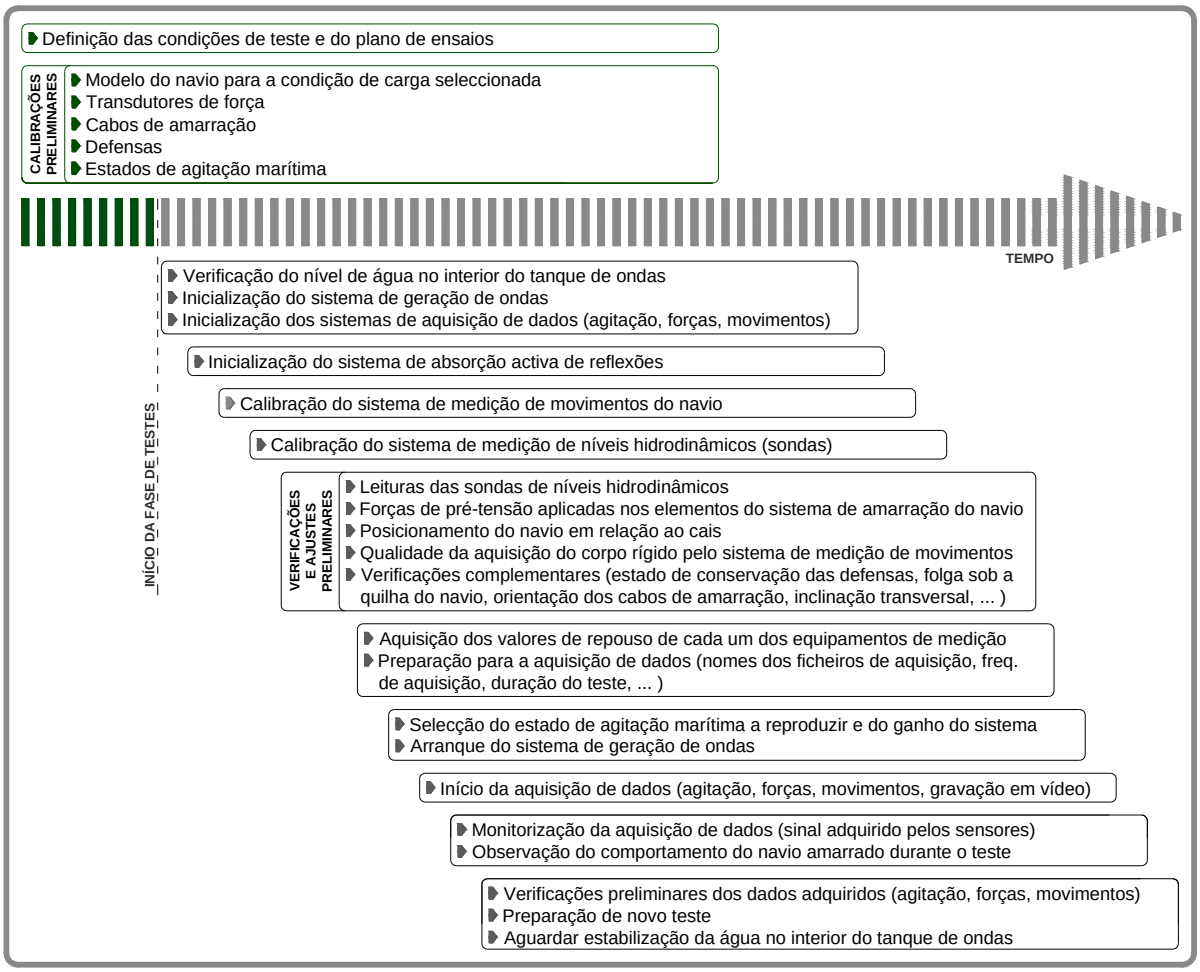


Figura 6.16 – Procedimento de teste *standard*: sequência cronológica das várias tarefas.

Na primeira fase do estudo foram reproduzidos estados de agitação marítima (irregular) caracterizados por períodos de onda de pico entre 8 e 20 s e pelas seguintes alturas de onda significativas, H_S: 1.0, 1.5, 2.0, 2.5 e 3.0 m (valores de protótipo). Para as duas profundidades de água consideradas, a Figura 6.18 apresenta, graficamente, essas condições de teste e as condições-limite da instalação experimental.

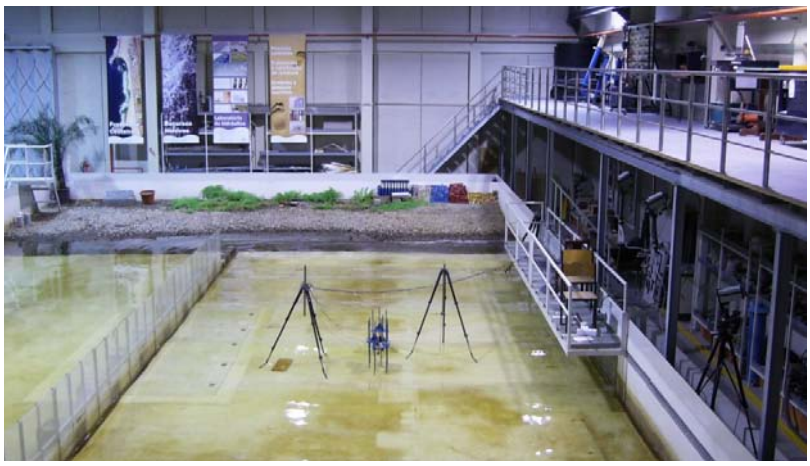


Figura 6.17 – Posicionamento inicial das sondas no tanque de ondas.

Como foi referido na secção 4.4.3.1, essas condições-limite resultam, quer de critérios de rebentação da onda gerada, quer das características de desempenho do sistema de geração. Em geral, num estado de agitação irregular, pode considerar-se que a altura de onda máxima está contida no intervalo compreendido entre 1.6 e 2.0 H_S. Na Figura 6.18, as condições de teste são representadas com base na altura de onda máxima (definida como 1.75 H_S) e no período de onda de pico. Os valores apresentados referem-se ao modelo físico.

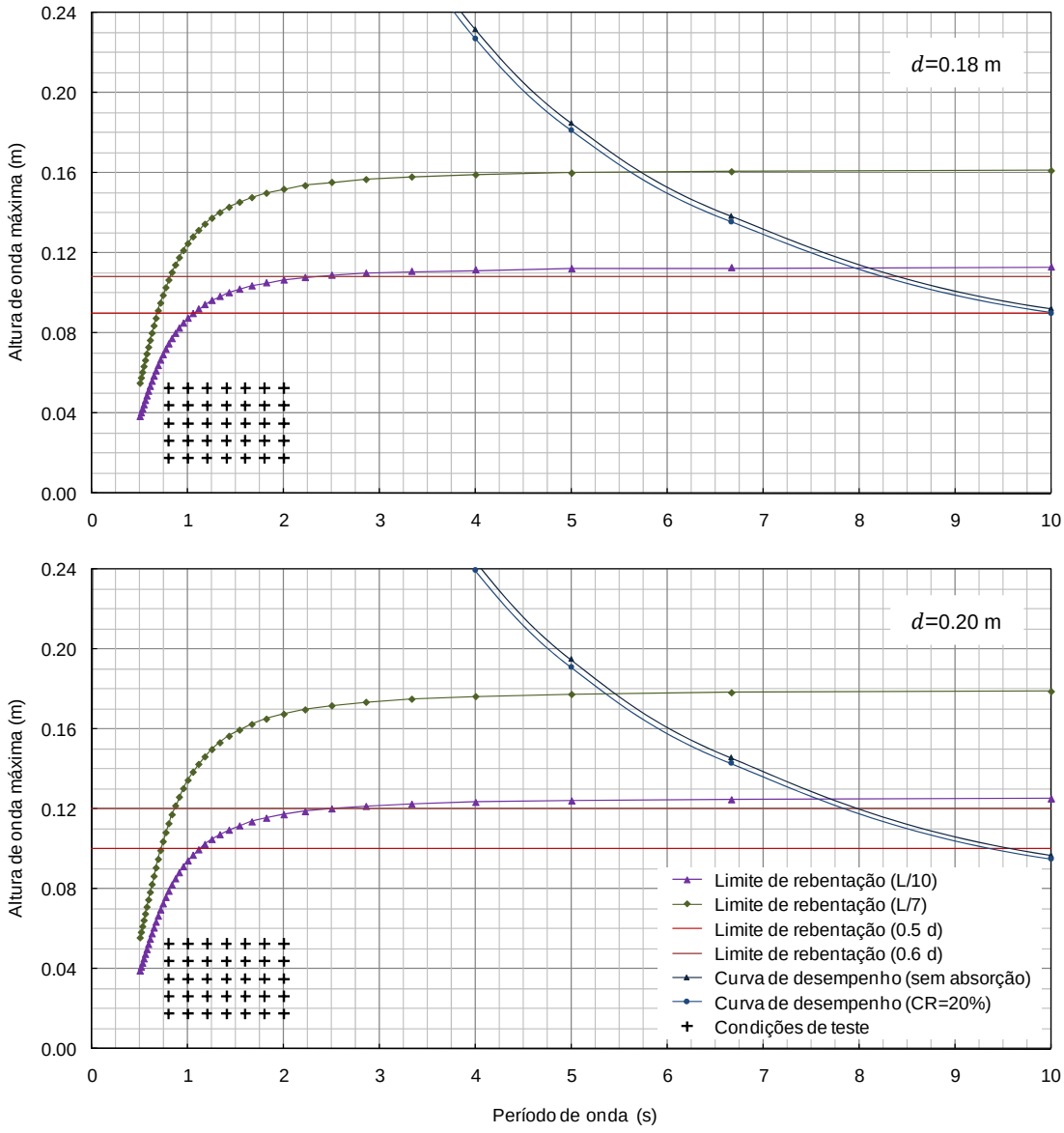


Figura 6.18 – Estados de agitação marítima *versus* condições-limite da instalação experimental para as profundidades de água de 0.18 m (superior) e de 0.20 m (inferior).

A Figura 6.18 mostra que para as duas profundidades de água consideradas, os estados de agitação marítima reproduzidos na primeira fase do estudo (i.e. condições de teste) se encontram relativamente afastados das condições-limite impostas pelas características de desempenho do sistema de geração de ondas e pelos critérios de rebentação da onda. A condição-limite que mais se aproxima das condições de teste é aquela que resulta de um dos critérios de rebentação associados ao período de onda (L/10).

Os estados de agitação que se encontram numa posição mais sensível são os caracterizados por alturas de onda elevadas (H_S=3.0 m) e por períodos de onda de pico baixos (T_P=8 s).

As condições de teste referentes aos estados de agitação regular, apesar de não terem sido incluídas na Figura 6.18, também se encontram afastadas das condições-limite da instalação experimental.

Os testes preliminares realizados na primeira fase do estudo permitiram caracterizar o comportamento hidráulico à reflexão da praia de dissipação instalada no tanque de ondas na extremidade oposta à do sistema de geração (ver secção 4.2.2). Para as condições de agitação marítima reproduzidas no estudo, o coeficiente de reflexão dessa praia situava-se entre 10 e 20%. Os valores mais baixos do coeficiente de reflexão estavam associados aos estados de agitação de maior "declividade", ou seja, àqueles que apresentavam maior altura de onda significativa e menor período de onda de pico, tal como era de esperar. A secção 4.4.4.5 apresenta, como exemplo, os resultados da análise da reflexão em dois testes experimentais.

6.2.6.2. Energia infra-gravítica nos estados de agitação reproduzidos no modelo físico

Na análise e na interpretação dos resultados de testes experimentais, especialmente quanto se trata do estudo do comportamento de corpos flutuantes amarrados, é conveniente dividir a energia associada aos estados de agitação marítima reproduzidos na instalação experimental, numa componente de curto período (ou gravítica) e numa componente de longo período (ou infra-gravítica). O interesse dessa divisão resulta do facto desses modelos físicos apresentarem, usualmente, um conjunto de frequências naturais que podem ser excitadas pela energia contida em cada uma dessas bandas de frequências.

A separação das duas componentes pode ser feita com base numa frequência (ou período) fixa, ou através da análise do espectro de variância estimado, Kirkegaard, 2007. Na prática poderá utilizar-se como limite de separação o período de 20 s (frequência de 0.05 Hz).

No presente trabalho optou-se pela utilização de uma frequência de separação variável, definida em função do período de onda de pico dos estados de agitação marítima gerados. De facto, após analisar os espectros de variância estimados para esses estados de agitação, é possível definir, de uma forma relativamente simples, uma frequência de separação das componentes gravítica e infra-gravítica. Essa frequência, que é também condicionada pela resolução da estimativa espectral (largura da banda), tem associada uma densidade de energia reduzida (c.f. Figura 6.20). O Quadro 6.9 apresenta as frequências (e os respectivos períodos, $T_{cp/lp}$) de separação das componentes de curto e de longo períodos, $f_{cp/lp}$, para os diferentes períodos de onda de pico, T_P, considerados.

Quadro 6.9 – Frequências (e períodos) de separação das componentes gravítica e infra-gravítica. Largura da janela de dados de 512 pontos (largura de banda de 0.0046875 Hz).

T_P (s)	8	10	12	14	16	18
$f_{cp/lp}$ (Hz)	0.0539	0.0492	0.0445	0.0398	0.0352	0.0352
$T_{cp/lp}$ (s)	18.6	20.3	22.5	25.1	28.4	28.4

A altura de onda significativa da componente infra-gravítica é determinada com base no momento espectral de ordem zero, calculado para o intervalo de frequências de zero a $f_{cp/lp}$ através de,

$$m_{0,lp} = \int_0^{f_{cp/lp}} S(f)\, df \tag{6.2}$$

De modo análogo, a altura de onda significativa da componente de curto período é determinada com base no momento espectral de ordem zero calculado para o intervalo de frequências de $f_{cp/lp}$ a infinito,

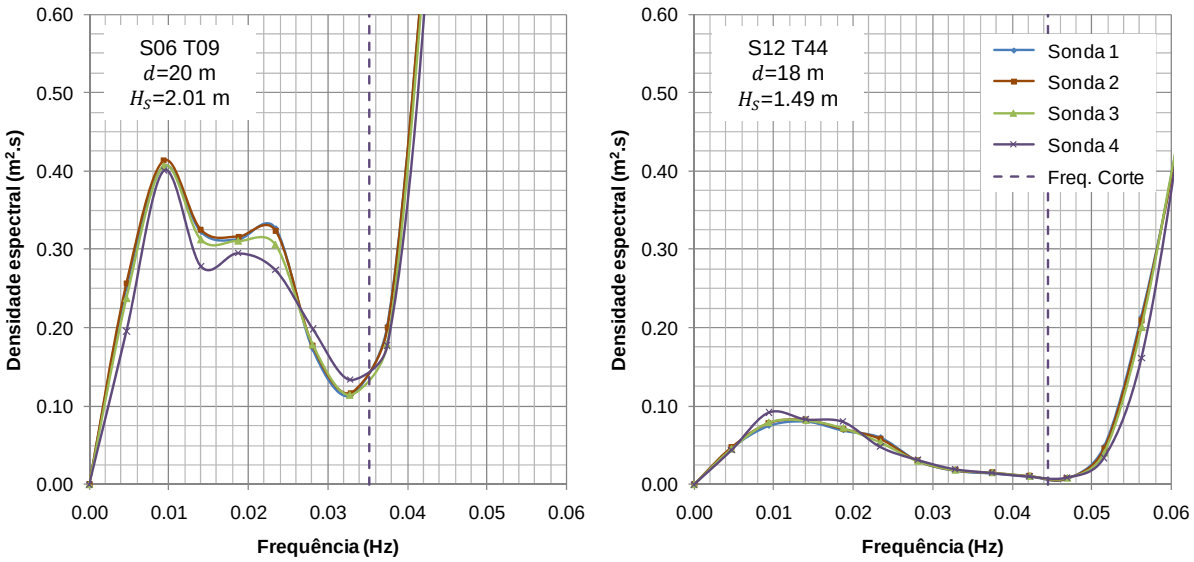
$$m_{0,cp} = \int_{f_{cp/lp}}^{\infty} S(f)\, df \tag{6.3}$$

A altura de onda significativa associada ao estado de agitação marítima em análise, $H_{S,cp+lp}$, pode ser determinada, para cada uma das sondas, com base em,

$$H_{S,cp+lp} = \sqrt{H_{S,lp}^2 + H_{S,cp}^2} \tag{6.4}$$

em que $H_{S,lp}$ e $H_{S,cp}$ representam a altura de onda significativa das componentes de longo período e de curto período, respectivamente.

Como exemplo, e para dois dos estados de agitação marítima considerados, a Figura 6.19 apresenta a caracterização da componente infra-gravítica das estimativas espectrais que resultam da análise dos registos de elevação da superfície livre da água medidos em cada uma das quatro sondas utilizadas na primeira fase do estudo. O espaçamento dessas quatro sondas é o indicado na secção 4.4.4.5 e o seu posicionamento relativamente ao modelo é o apresentado na Figura 6.2. Nos dois casos analisados foi utilizada uma janela de dados com uma largura de 512 pontos. A altura de onda significativa indicada nos gráficos, H_S, resulta de uma análise das condições de reflexão baseada nos registos das quatro sondas. Os valores apresentados referem-se ao protótipo.



Sonda #	$m_{0,lp}$ (m^2)	$m_{0,cp}$ (m^2)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	Sonda #	$m_{0,lp}$ (m^2)	$m_{0,cp}$ (m^2)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0089	0.2819	0.378	2.124	2.16	1	0.0019	0.1431	0.174	1.513	1.52
2	0.0090	0.2717	0.380	2.085	2.12	2	0.0019	0.1484	0.176	1.541	1.55
3	0.0088	0.2634	0.374	2.053	2.09	3	0.0019	0.1530	0.175	1.565	1.57
4	0.0083	0.2493	0.365	1.997	2.03	4	0.0020	0.1424	0.178	1.510	1.52
Média	0.0088	0.2666	0.374	2.065	2.10	Média	0.0019	0.1467	0.1756	1.532	1.54

Figura 6.19 – Caracterização da componente infra-gravítica dos espectros de variância estimados para duas das condições de teste estudadas: T_P=16 s, H_S=2.0 m e d=20 m (esquerda); T_P=12 s, H_S=1.5 m e d=18 m (direita).

A caracterização da componente infra-gravítica não foi realizada a partir dos espectros de variância da agitação incidente que resultam da análise das condições de reflexão no tanque de ondas, porque o espaçamento entre as quatro sondas utilizadas no estudo foi definido de forma a que o correspondente intervalo de frequências válidas englobasse, apenas, os limites espectrais $0.5f_P$ e $2.2f_P$, referentes aos estados de agitação que se pretendiam reproduzir no modelo. Como se observa na Figura 6.19, a componente infra-gravítica de um espectro de variância pode incluir frequências muito inferiores a $0.5f_P$. Uma vez que a análise da reflexão é realizada apenas para o intervalo de frequências válidas, de um modo geral, as frequências associadas à componente infra-gravítica não são consideradas.

Por outro lado, a correcta separação das ondas de longo período incidentes no modelo físico daquelas que são reflectidas, e que se propagam em direcção ao sistema de geração, é mais complexa do que no caso da agitação de curto período, requerendo a utilização de métodos de análise específicos (secção 4.4.4.5). De facto, a energia presente na banda de frequências infra-gravíticas de um espectro resulta da sobreposição de: ondas ligadas aos agrupamentos de ondas primárias, que se propagam em direcção ao modelo; eventuais ondas parasitas (livres) produzidas pelo sistema de geração (secção 4.4.3.3); ondas de longo período livres geradas através de processos físicos complexos na praia de dissipação, e que se propagam em direcção ao sistema de geração; e da reflexão (apenas parcial) dessas ondas nas pás do sistema de geração (apesar da utilização do sistema de absorção activa de reflexões) e na praia de dissipação.

Os resultados apresentados na Figura 6.19 mostram que não há diferenças muito significativas entre os espectros de variância estimados para cada uma das quatro sondas utilizadas. No entanto, o espectro correspondente à sonda 4 é aquele que mais se distancia dos restantes. Esta sonda encontra-se a uma distância de 0.79 m da sonda 1 e de 0.50 m da sonda 3 (aquela que lhe é mais próxima). Uma análise atenta dessa figura sugere uma concentração preferencial de energia em algumas bandas de frequência. Este assunto é apenas abordado na secção 6.2.6.3.

Como para uma dada condição de teste os espectros de variância estimados para cada uma das sondas são relativamente semelhantes, os correspondentes momentos de ordem zero da componente infra-gravítica e a altura de onda significativa de longo período são também próximos, Figura 6.19. Note-se que, mesmo no que diz respeito à componente de curto período, há diferenças entre os resultados obtidos para as quatro sondas utilizadas no estudo. Importa também referir que, em algumas condições de teste, as diferenças entre os espectros estimados para cada uma dessas sondas são superiores às apresentadas na Figura 6.19. No entanto, em termos de quantidade de energia total na banda infra-gravítica, essas diferenças são menos notórias, pois a redução da densidade de energia em algumas frequências, é compensada, pelo menos parcialmente, com o aumento da energia noutras frequências (c.f. anexo E).

Tendo em conta o que foi referido, a análise da variação da energia na banda de frequências infra-gravíticas do espectro com o período de onda de pico, a altura de onda significativa e a profundidade de água, é realizada com base na média dos resultados obtidos em cada uma das quatro sondas usadas no estudo. Ainda que este tipo de abordagem possa merecer algumas reservas (secção 6.2.6.3), o seu emprego permite tecer considerações importantes, que são posteriormente utilizadas na interpretação dos resultados obtidos com o modelo físico (i.e. comportamento do navio amarrado). O Quadro 6.10 apresenta a variação da energia na banda infra-gravítica com o aumento do período de onda de pico, T_P, e para duas profundidades de água, d. A altura de onda significativa que resulta de uma análise das condições de reflexão a partir dos registos das quatro sondas de níveis hidrodinâmicos é representada nesse quadro por H_S. Os resultados são apresentados em valores de protótipo.

Quadro 6.10 – Variação da energia na banda de frequências infra-gravíticas com o período de onda de pico e com a profundidade de água. Testes realizados com estados de agitação caracterizados por uma H_S de 2.0 m.

T_P (s)	d =20 m				d =18 m				$\frac{H_{S,lp \mid d=18\,m}}{H_{S,lp \mid d=20\,m}}$
	H_S (m)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$\frac{H_{S,lp}}{H_{S,cp}}$	H_S (m)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$\frac{H_{S,lp}}{H_{S,cp}}$	
8	1.95	0.125	2.01	0.06	2.02	0.160	2.08	0.08	1.28
10	1.97	0.175	2.02	0.09	1.98	0.224	2.03	0.11	1.28
12	2.01	0.242	2.06	0.12	2.04	0.305	2.08	0.15	1.26
14	1.99	0.291	2.06	0.14	1.99	0.352	2.05	0.17	1.21
16	2.01	0.374	2.06	0.18	2.06	0.431	2.08	0.21	1.15
18	1.99	0.416	2.03	0.20	2.07	0.508	2.12	0.24	1.22

Para as duas profundidades de água analisadas, o Quadro 6.10 mostra que, enquanto a altura de onda significativa, H_S, se mantém, sensivelmente, igual a 2.0 m, a altura de onda significativa de longo período, $H_{S,lp}$, varia na relação directa com o aumento do período de onda de pico. Importa referir que, nos testes realizados, o valor de H_S no local de instalação das sondas foi controlado através do ajuste do ganho do sistema de geração. Uma vez que a altura de onda significativa de curto de período, $H_{S,cp}$, é sensivelmente constante, seguindo apenas as variações de H_S, verifica-se que o quociente entre $H_{S,lp}$ e $H_{S,cp}$ aumenta com o período de onda de pico da agitação marítima. A Figura 6.20 mostra a variação da energia na banda de frequências infra-gravíticas com o aumento do período de onda de pico. Os resultados apresentados referem-se a medições efectuadas com a sonda 1 (sonda mais próxima do sistema de geração), em testes realizados para uma profundidade de água de 20 m, e em que foram reproduzidos estados de agitação caracterizados por uma altura de onda significativa de 2.0 m (valores de protótipo).

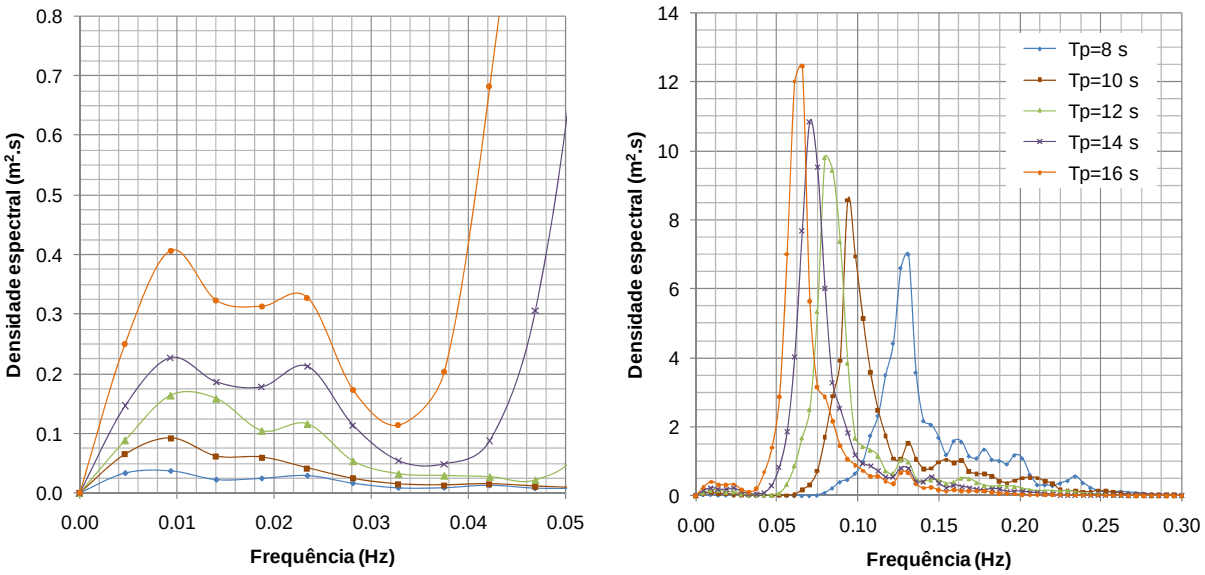


Figura 6.20 – Variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica com o aumento do período de onda de pico (esquerda) e espectros de variância correspondentes (direita).

Com efeito, a Figura 6.20 – esquerda mostra um aumento significativo da energia contida na banda de frequências infra-gravíticas do espectro com o aumento do período de onda de pico. Verifica-se também que a frequência de separação da componente gravítica e infra-gravítica tende a deslocar-se no sentido das baixas-frequências com o aumento do período de onda de pico (c.f. Quadro 6.9). A Figura 6.20 – direita mostra uma maior concentração da energia em torno da frequência de pico, e um aumento da densidade espectral máxima, com o aumento do período de onda de pico. Este resultado está de acordo com o que seria de esperar. Pode também observar-se, em qualquer um dos espectros apresentados, que a energia infra-gravítica é significativamente inferior à energia que está associada à componente gravítica (altas-frequências). No entanto, embora a energia total associada aos diferentes espectros se tenha mantido, sensivelmente, constante, um estado de agitação caracterizado por um período de onda de pico de 16 s apresenta cerca de nove vezes mais energia na banda infra-gravítica ($m_{0,lp}$) do que um estado de agitação com um período de onda de pico de 8 s (o quociente entre as correspondentes alturas de onda de longo período é igual a três).

Para um determinado estado de agitação marítima, a redução da profundidade de água no interior do tanque de ondas conduz a um aumento da energia associada à banda de frequências infra-gravíticas. O Quadro 6.10 mostra que a passagem de uma profundidade de água de 20 m para uma profundidade de 18 m se traduz num aumento da energia infra-gravítica da ordem dos 15 a 30%. Na vizinhança do Posto "A" (caso de estudo), as profundidades referidas correspondem a uma situação de preia-mar de águas vivas e ao nível médio da água do mar, respectivamente. A Figura 6.21 apresenta a variação da densidade de energia nas frequências da banda infra-gravítica com a profundidade de água junto ao Posto "A", d. Os resultados apresentados baseiam-se em registos da sonda 1, em testes realizados com estados de agitação caracterizados por uma altura de onda significativa de 2.0 m e períodos de onda de pico de 12 e 14 s. Os valores apresentados referem-se ao protótipo.

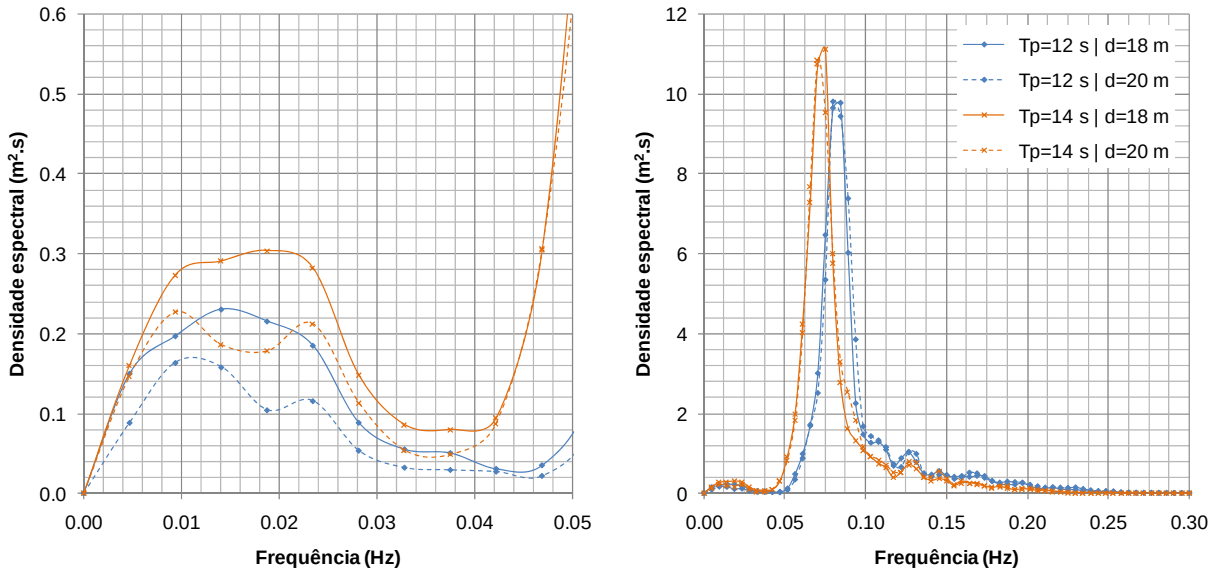


Figura 6.21 – Variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica com a profundidade de água (esquerda) e espectros de variância correspondentes (direita).

Os resultados apresentados mostram que os níveis de energia infra-gravítica no interior da instalação experimental podem ser substancialmente diferentes nos testes realizados para estados de agitação marítima caracterizados pela mesma altura de onda significativa (ou seja, idêntica energia total), forma espectral e período de onda de pico, mas em profundidades de água diferentes. Como já foi referido

anteriormente, o comportamento de navios amarrados é particularmente sensível à energia associada às baixas-frequências do espectro. Aqui reside o interesse da presente análise.

Até ao momento foi analisada, apenas, a variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica em estados de agitação com a mesma energia total (altura de onda significativa), mas com diferentes períodos de onda de pico, ou reproduzidos no tanque de ondas com profundidades de água distintas. O Quadro 6.11 apresenta a variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica com o aumento da altura de onda significativa para dois períodos de onda de pico, T_P. A altura de onda significativa que resulta da análise das condições de reflexão com base nos registos de elevação da superfície livre da água medidos pelas quatro sondas é representada por H_S, enquanto a altura de onda especificada no sistema de geração é representada por $H_{S,t}$. Os testes foram realizados para uma profundidade de água de 20 m e os resultados apresentados referem-se ao protótipo.

Quadro 6.11 – Variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica com a altura de onda significativa, para dois períodos de onda de pico.

$H_{S,t}$ (m)	T_P= 12 s						T_P= 14 s					
	H_S (m)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$\frac{H_{S,lp}}{H_{S,cp}}$	(1)	(2)	H_S (m)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$\frac{H_{S,lp}}{H_{S,cp}}$	(1)	(2)
1.0	0.99	0.069	1.03	0.07	- -	- -	0.99	0.085	1.03	0.08	- -	- -
1.5	1.51	0.153	1.57	0.10	120%	132%	1.47	0.172	1.52	0.11	101%	119%
2.0	2.01	0.242	2.06	0.12	59%	73%	1.99	0.291	2.06	0.14	69%	84%
2.5	2.52	0.389	2.58	0.15	61%	57%	2.47	0.452	2.56	0.18	55%	54%
3.0	3.07	0.564	3.19	0.18	45%	52%	3.05	0.661	3.16	0.21	46%	52%

Os resultados apresentados mostram que, para os dois períodos de onda analisados, o aumento da altura de onda significativa conduz a um significativo aumento da altura de onda de longo período. A título de exemplo, a Figura 6.22 mostra a variação da densidade de energia nas frequências da banda infra-gravítica com o aumento da altura de onda significativa. Os resultados apresentados referem-se a medições efectuadas com a sonda 1, em testes realizados para uma profundidade de água de 20 m, e em que foram reproduzidos estados de agitação caracterizados por um período de onda de pico de 14 s.

Verifica-se também que a altura de onda significativa associada à componente de longo período, $H_{S,lp}$, não varia linearmente com a altura de onda significativa de curto período, $H_{S,cp}$. De facto, para os dois períodos de onda de pico analisados, o quociente entre essas grandezas aumenta com a altura de onda significativa, H_S, Quadro 6.11. Note-se ainda que, para a mesma altura de onda, esses quocientes são mais elevados para o período de 14 s. O facto de $H_{S,lp}$ não variar linearmente com $H_{S,cp}$ não é todavia de estranhar. Com efeito, em teoria (Longuet-Higgins e Stewart, 1964), a altura das ondas de longo período ligadas deverá ser (aproximadamente) proporcional ao quadrado da altura das ondas de curto período (primárias) às quais estão associadas. No entanto, na interacção da agitação marítima com a praia dissipadora instalada ao fundo do tanque de ondas, são geradas ondas de longo período livres. Dependendo do mecanismo (ou modelo) de geração dessas ondas e da importância dos processos de dissipação presentes, a relação entre a altura das ondas de longo período (incluindo as ondas livres e as ligadas) e a altura das ondas de curto período poderá ser quadrática, linear, ou até mesmo de ordem inferior à unidade (raiz quadrada), Baldock e Huntley, 2002. O resultado da sobreposição das ondas de longo período ligadas com as livres pode, portanto, não ser proporcional ao quadrado da altura das ondas de curto período.

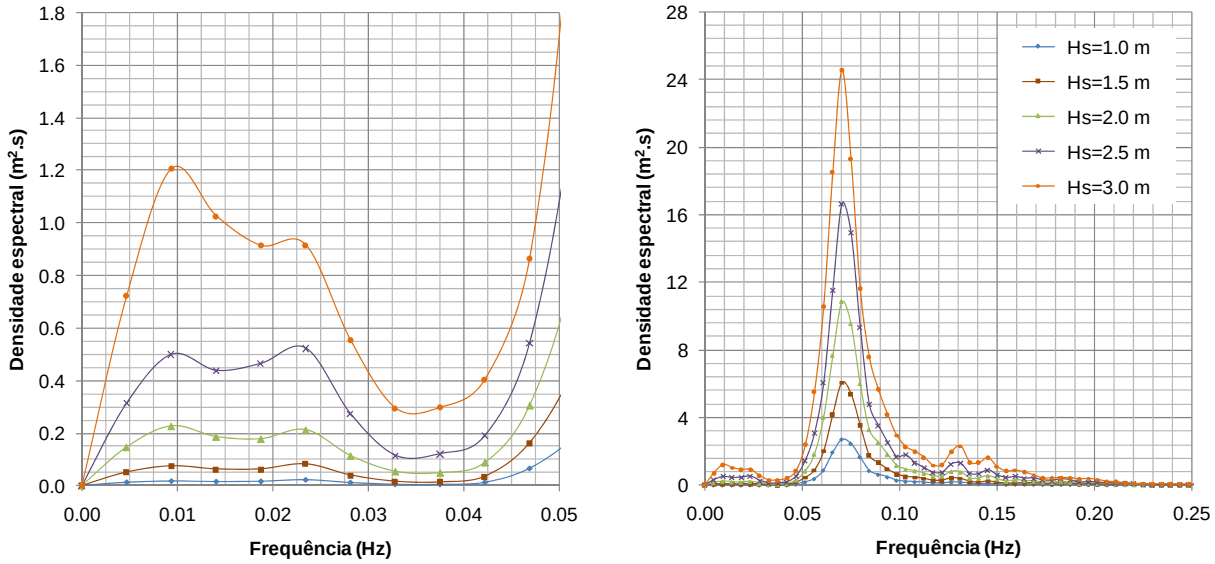


Figura 6.22 – Variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica com o aumento da altura de onda significativa (esquerda) e espectros de variância correspondentes (direita).

Para os dois períodos de onda de pico analisados, o Quadro 6.11 apresenta a variação da altura de onda significativa de longo período, $H_{S,lp}$, nos testes efectuados para estados de agitação caracterizados por alturas de onda significativas, H_S, consecutivas (1), bem como a correspondente variação da altura de onda significativa de curto período, $H_{S,cp}$, ao quadrado (2). Os resultados apresentados mostram que, para as condições de agitação reproduzidas no modelo, $H_{S,lp}$ varia, aproximadamente, com o quadrado de $H_{S,cp}$.

Também com base na teoria de Longuet-Higgins e Stewart, 1964, e caso as ondas de curto período (ou primárias) se encontrem em águas pouco profundas, a equação que descreve a elevação da superfície livre associada às ondas de longo período ligadas, ζ, em função das tensões de radiação geradas pelas ondas primárias, S_{xx}, pode ser aproximada a,

$$\zeta \cong -\frac{S_{xx}}{\rho g d (kd)^2} \cong -\frac{S_{xx}}{\rho \omega^2 d^2} \tag{6.5}$$

em que ρ representa a massa volúmica do fluido, d a profundidade de água média e g a aceleração da gravidade. k e ω representam o número de onda e a frequência angular característicos do sistema de ondas primário, respectivamente. Verifica-se então que se as restantes condições forem idênticas, em águas pouco profundas, a amplitude das ondas de longo período ligadas varia proporcionalmente a d^{-2} (assumindo fundos horizontais). Porém, sobre fundos inclinados, as ondas de curto período sofrem empolamento e o valor de S_{xx} aumentará com a diminuição da profundidade de água. Em águas pouco profundas, assumindo que os fundos variam tão suavemente que permitem o estabelecimento de uma situação de equilíbrio dinâmico e considerando que existe conservação da energia das ondas de curto período, S_{xx} tenderá a variar, aproximadamente, com $d^{-1/2}$. Nessas condições, o valor de ζ tende a variar proporcionalmente a $d^{-5/2}$.

No trecho do tanque de ondas com uma profundidade de água constante, na hipótese de as condições referidas anteriormente serem válidas, a passagem de uma profundidade de água de 20 m para uma de 18 m, conduziria a um aumento da amplitude das ondas de longo período ligadas de cerca de 23.5%. O Quadro 6.10 apresenta variações da energia na banda infra-gravítica com a profundidade de água no tanque de ondas dessa ordem de grandeza. Convém, no entanto, frisar que a lei de variação descrita na Equação (6.5) se refere, apenas, a ondas de longo período ligadas.

Em geral, as conclusões que resultam da análise da variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica do espectro com o período de onda de pico, a altura de onda significativa e a profundidade de água, estão de acordo com o que seria de esperar tendo em consideração as características do tipo de ondas que contribuiu para essa energia (secção 3.2.2).

6.2.6.3. Considerações sobre a ocorrência de fenómenos ressonantes na instalação experimental

A agitação marítima que se propaga em direcção à costa é parcialmente dissipada e reflectida na orla costeira, podendo também penetrar no interior de portos, habitualmente por difracção. Já no interior da bacia portuária, essa mesma agitação pode sofrer reflexões sucessivas.

Se a duração de uma dada sequência (comboio) de ondas incidentes for suficientemente longa, e se a frequência dessas ondas for próxima de uma das frequência naturais de oscilação da bacia portuária, pode ocorrer ressonância. Nestas condições, a amplitude da onda incidente pode ser significativamente amplificada no interior do porto.

Em caso de ressonância, a resposta máxima de uma bacia portuária é limitada por vários mecanismos (Mei, 2003), nomeadamente: amortecimento por radiação, associado à fuga de energia para o largo através da entrada do porto; dissipação de energia por fricção, na proximidade das fronteiras da bacia portuária (laterais e junto ao fundo) e na entrada do porto; perda de energia associada à rebentação da agitação marítima em praias ou em taludes inclinados; e transferência de energia para harmónicas de ordem superior.

Na primeira fase do trabalho, o comportamento do navio petroleiro foi estudado em condições que se podem designar como de 'costa aberta'. Com efeito, de toda a envolvente portuária do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, apenas foi reproduzida a estrutura de acostagem e amarração do navio (e.g. Figura 6.1). A praia instalada na extremidade do tanque de ondas oposta à do sistema de geração tinha como objectivo dissipar a energia da agitação gerada. No entanto, os tanques de ondas (e outras instalações similares) contêm uma massa de água confinada. Por esse motivo existe o risco de a energia aí introduzida pelo sistema de geração ficar aprisionada e ser amplificada de uma forma irrealista. Este assunto merece especial atenção pelo facto de a qualidade dos resultados experimentais estar intimamente relacionada com o rigor com que as condições de agitação são reproduzidas no modelo. Do exposto resulta a necessidade de recorrer a soluções que promovam uma dissipação eficaz da energia da agitação nas fronteiras reflectoras do domínio de ensaio, de modo a que a reflexão dessa energia não afecte, de forma significativa, o comportamento do modelo.

No esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas, Figura 6.2, podem ser identificadas quatro fronteiras: as pás do sistema de geração, a praia de dissipação, a parede lateral do tanque de ondas e a parede divisória de acrílico. No estudo efectuado, o problema da reflexão da agitação nas paredes laterais do tanque tem uma importância secundária, na medida em que foram reproduzidos estados de agitação de crista longa, com uma direcção de propagação paralela a essas paredes. A validade desta hipótese pressupõe que as ondas cruzadas que se desenvolvem, por vezes, em estudos bidimensionais, quando se reproduzem estados de agitação marítima energéticos, têm uma amplitude desprezável (ou não se desenvolvem), e que as perturbações que resultam da interacção da agitação incidente com o modelo físico em estudo, através dos fenómenos da difracção e da radiação, são pouco importantes.

A praia de cascalho instalada no tanque de ondas permite dissipar, com relativa eficiência, a energia da agitação incidente, apresentando coeficientes de reflexão que, para as condições testadas no modelo, variam entre 10 e 20%. Esse desempenho refere-se à energia total incidente na praia e ao intervalo de frequências que o método de análise da reflexão considera como válidas. Importa realçar que as ondas

associadas à banda de frequências infra-gravíticas do espectro, por apresentarem baixa declividade, são mais difíceis de absorver do que as de curto período. A eficácia desses sistemas de dissipação é, assim, reduzida para as ondas de longo período. Com efeito, mesmo em praias com uma inclinação muito suave (da ordem de 1/70) há reflexão e/ou geração de energia infra-gravítica, Battjes *et al.*, 2004. Obviamente que a utilização de praias com inclinações desta ordem de grandeza, como sistema de dissipação de energia, pode inviabilizar o próprio estudo que se pretende realizar, caso a instalação experimental não seja suficientemente grande para as acomodar juntamente com o modelo físico.

Como se referiu anteriormente, o próprio sistema de geração de ondas constitui uma fronteira. Com o intuito de minimizar os problemas associados à re-reflexão da agitação nas pás deste sistema, os testes foram efectuados com o módulo de absorção activa de reflexões ligado. Ainda que as características de desempenho destes equipamentos possam variar, os sistemas de absorção activa são habitualmente eficientes na gama das altas-frequências, no entanto, a sua capacidade de absorver as ondas reflectidas na instalação experimental diminui, progressivamente, com a redução da frequência. Como exemplo, para frequências da ordem de 0.1 Hz (valor no modelo), o sistema utilizado por Baldock *et al.*, 2000, permitiu obter reduções da amplitude das ondas reflectidas de até 60%. Contudo, esse valor ultrapassa os 90% para frequências superiores a 0.4 Hz. A análise de desempenho do sistema foi realizada com ondas regulares, num canal de ondas. Para que um sistema de absorção activa de reflexões funcione de uma forma eficaz, a amplitude máxima da excursão das pás do sistema de geração de ondas deve ser suficientemente grande para permitir absorver a energia associada às baixas-frequências do espectro, ou seja, aos comprimentos de onda mais elevados, Kirkegaard, 2007.

A eficiência dos sistemas de absorção activa de reflexões é difícil de avaliar na prática, especialmente quando se trata de sistemas de geração do tipo multi-elementos (*HR Wallingford*, por comunicação pessoal, 2009). De facto, a componente da agitação reflectida pelo modelo físico que incide em cada uma das pás do sistema de geração multi-elementos pode variar ao longo do seu desenvolvimento. A eficácia da técnica de absorção activa de reflexões que foi incorporada no sistema de geração de ondas instalado no Laboratório de Hidráulica (LH) da FEUP é apresentada na Figura 6.23.

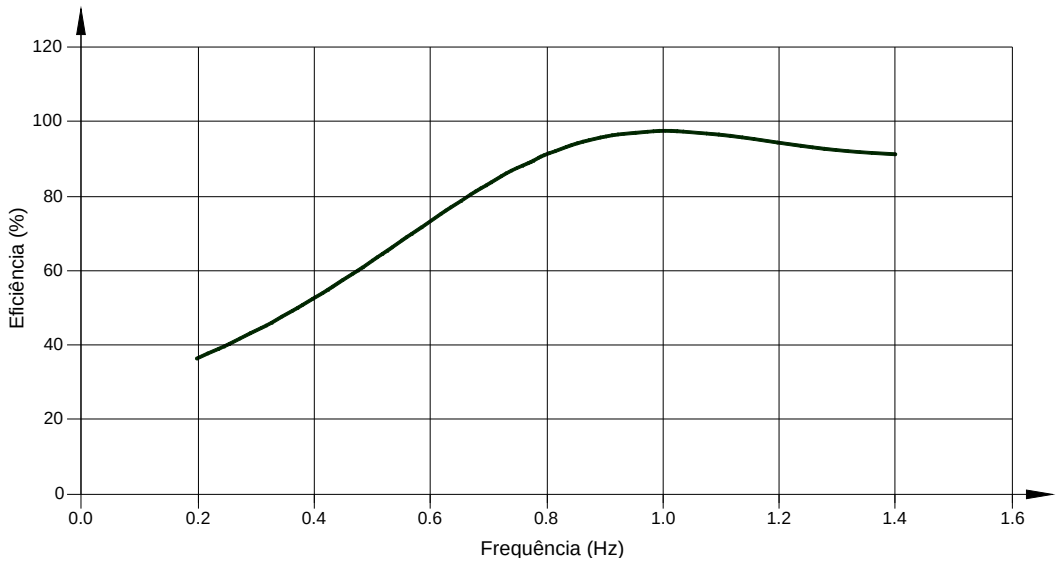


Figura 6.23 – Eficiência da técnica de absorção activa de reflexões incorporada no sistema de geração de ondas instalado no LH da FEUP (informação fornecida pela *HR Wallingford, UK*).

O gráfico apresentado foi construído com base em resultados de testes realizados nas instalações da *HR Wallingford, UK*, com sistemas de absorção activa muito semelhantes ao instalado no LH-FEUP, em quatro canais de ondas diferentes, e para um intervalo de profundidades de água compreendido entre 0.20 e 0.60 m. Os resultados apresentados referem-se, portanto, à técnica de absorção adoptada, não sendo específicos do sistema instalado no tanque de ondas do LH-FEUP.

No sistema de absorção activa de reflexões cada frequência tem associado um factor de ganho próprio, ao qual corresponde uma eficiência de 100%. No entanto, o sistema tem de ser configurado com base no factor de ganho associado a uma determinada frequência (no caso concreto 1 Hz), o que se traduz numa perda de eficiência nas frequências vizinhas, quer superiores, quer inferiores, Figura 6.23. A eficiência indicada no gráfico refere-se ao quociente entre o factor de ganho especificado no sistema e o valor ideal para essa frequência (*HR Wallingford*, por comunicação pessoal, 2009). Na primeira fase do estudo, o espaço do tanque de ondas utilizado nos testes assemelha-se a um canal de ondas, Figura 6.2. Por outro lado, tendo em linha de conta as condições em que os testes foram realizadas, não são de esperar variações significativas da amplitude das ondas reflectidas pelo modelo físico ao longo do desenvolvimento do sistema de geração. Assim, as características de desempenho do sistema utilizado no presente estudo não devem ser muito diferentes das apresentadas na Figura 6.23.

Schäffer e Jakobsen, 2003, fazem referência às vantagens que decorrem da utilização de sistemas de absorção activa de reflexões, destacando que este tipo de sistemas ajudam a evitar que a massa de água contida na instalação experimental entre em ressonância. O que foi referido anteriormente mantém-se válido mesmo nas situações em que a eficiência dos sistemas utilizados é reduzida na gama das baixas-frequências, devido à necessidade de acautelar o movimento de deriva lenta das pás do sistema de geração. Com efeito, a capacidade dos sistemas de absorção activa absorverem a energia associada às ondas de longo período é superior à dos sistemas do tipo passivo, Schäffer e Jakobsen, 2003.

Tendo em conta o que foi referido, a fronteira do sistema de geração pode ser considerada aberta para ondas de curto período. Esta fronteira tende a tornar-se progressivamente fechada com o aumento do período das ondas. Estas considerações são importantes para a análise das condições de ressonância no interior do tanque de ondas.

O estudo realizado no âmbito do presente trabalho de investigação visava a reprodução de estados de agitação marítima de curto período, não tendo sido considerada a presença de ondas de longo período livres nas condições de agitação especificadas no sistema de geração. Tal não significa, contudo, que as estimativas espectrais que resultam da análise dos registos de elevação da superfície livre da água, medidos no modelo físico, não incluam energia em frequências da banda infra-gravítica. Essa energia pode resultar da incapacidade do sistema de geração reproduzir os estados de agitação marítima reais (efeito laboratorial), da própria natureza dos estados de agitação irregulares, e da interacção das ondas de curto e longo períodos com a praia dissipadora.

Apesar de os estados de agitação marítima terem sido reproduzidos com um sistema baseado na teoria de primeira ordem para a geração de ondas, o módulo de geração de agitação irregular pelo método do ruído branco permite, através da introdução de uma compensação de segunda ordem, que a geração de ondas de longo período parasitas, que não têm qualquer correspondência na natureza, seja minimizada (secção 4.4.3.3). Por outro lado, no modelo físico, assim como no protótipo, as ondas de longo período ligadas ocorrem naturalmente, associadas aos agrupamentos de ondas primárias (ou de curto período). Por fim, da interacção dos agrupamentos de ondas primárias e das ondas de longo período ligadas com a praia dissipadora resultam ondas de longo período livres, que se propagam em direcção ao sistema de geração, podendo aí ser reflectidas.

No seguimento do que foi exposto, pode considerar-se a existência de perturbações de longo período a propagarem-se, no interior do tanque de ondas, em direcção à praia dissipadora e em sentido oposto. As primeiras resultam da sobreposição das ondas de longo período ligadas com as ondas de longo período livres reflectidas (parcialmente) nas pás do sistema de geração e, eventualmente, com as ondas de longo período parasitas (livres) que não foram devidamente compensadas pelo sistema de geração. As ondas que se propagam em direcção ao sistema de geração são as ondas de longo período livres geradas na interacção das ondas de curto período e de longo período (ligadas) com a praia dissipadora, e as perturbações que resultam da reflexão das ondas de longo período livres incidentes nessa praia.

Embora a eficiência da praia dissipadora seja reduzida para ondas de longo período, se o sistema de geração for capaz de reproduzir correctamente os estados de agitação marítima pretendidos (ou seja, sem o desenvolvimento de ondas de longo período parasitas) e de absorver a energia de longo período reflectida (ou radiada) pela praia, não se reúnem as condições necessárias à entrada em ressonância da massa de água contida no interior do tanque de ondas. Nas condições referidas (ideais), a energia infra-gravítica em qualquer ponto do domínio de ensaio resultaria, apenas, da contribuição das ondas de longo período ligadas (em propagação em direcção à praia) e das ondas de longo período livres que são geradas na praia (em propagação em direcção ao sistema de geração).

O método de geração de ondas utilizado na reprodução dos estados de agitação irregular assegura que desde que a duração do teste seja suficientemente longa, os diferentes padrões de agrupamentos de ondas ocorrem durante o teste. Esse método determina também, de forma implícita, a distribuição estatística dos grupos de ondas, Beresford, 2003. Por analogia com uma bacia portuária real, para que a massa de água no interior do tanque de ondas entre em ressonância, é necessário que a perturbação excitante tenha uma frequência próxima de uma das frequências naturais do tanque e que actue durante um período de tempo suficientemente longo. Importa ainda referir que com a modificação do padrão de agrupamento de ondas ao longo do teste, a frequência da perturbação de longo período associada também se deve modificar, reduzindo-se a probabilidade de ocorrência de ressonância.

Pese embora o referido, vários autores têm demonstrado que os modos naturais de oscilação de uma bacia portuária podem ser excitados por ondas de longo período ligadas: Bowers, 1977, teoricamente e recorrendo a resultados de testes em modelo físico; Wu e Liu, 1990, apenas teoricamente; e Okihiro e Guza, 1996, com base em resultados de medições realizadas no protótipo. Por outro lado, Mei, 2003, demonstra, teoricamente, que em bacias de configuração rectangular alongada, com fronteiras laterais reflectoras e comprimentos idênticos, numa situação de ressonância, o factor de amplificação de uma perturbação excitante tende a aumentar com a diminuição da largura dessa bacia. Além disso, o pico ressonante é também mais estreito nessas bacias. Nestes casos, para que a perturbação excitante seja amplificada de forma significativa, é necessário que a sua frequência seja muito próxima da frequência natural da bacia. O trabalho desenvolvido pelo autor baseou-se na teoria linear e considerou apenas a componente do amortecimento devida à radiação da agitação para o exterior. A profundidade de água na bacia era uniforme.

No caso concreto em estudo, a 'bacia' tem uma configuração rectangular com dimensões em planta da mesma ordem de grandeza. Consequentemente, a resposta ressonante da bacia deverá ser caracterizada por factores de amplificação de pico relativamente baixos. No entanto, os diversos picos ressonantes devem ser largos, pelo que o factor de amplificação associado não deve diminuir muito rapidamente com o afastamento à frequência de pico.

Juntamente com o amortecimento por radiação, que como já se referiu depende da eficácia do sistema de absorção activa de reflexões, devem ainda considerar-se outras formas de dissipação da energia de longo período, nomeadamente: por fricção nas fronteiras da instalação experimental; devido à eventual

(mas pouco provável) rebentação dessas ondas sobre a praia dissipadora; por influência da turbulência gerada pela rebentação da agitação de curto período sobre a praia; e a eventual transferência de energia para harmónicas de ordem superior.

A análise das condições de ressonância numa bacia portuária requer, habitualmente, a instalação de sondas de níveis hidrodinâmicos na proximidade das suas fronteiras reflectoras (Ouellet e Thériault, 1989), uma vez que é junto a essas fronteiras que se localizam as linhas (ou pontos) anti-nodais, onde a amplitude de variação da superfície livre da água é máxima. Na situação em estudo, essas fronteiras seriam: a praia dissipadora, o sistema de geração (eventualmente) e as paredes laterais do tanque de ondas. No caso particular em estudo é importante ter em atenção que as perturbações de longo período resultam, directa ou indirectamente, de ondas de longo período ligadas e, dependendo da inclinação da praia dissipadora e das características das ondas incidentes, no ponto médio de rebentação do sistema de ondas primário, poderá instalar-se um nodo ou um antinodo de uma hipotética onda estacionária de longo período livre com uma frequência igual à do grupo de ondas (e.g. Baldock *et al.*, 2000, Baldock e Huntley, 2002, Baldock *et al.*, 2004).

Quando se trata da reprodução de estados de agitação marítima irregulares, a separação das ondas de longo período ligadas incidentes, das ondas de longo período livres incidentes e das ondas de longo período livres reflectidas ou radiadas por uma praia é complexa. Com efeito, diferentes pares de ondas de curto período (ou primárias) podem gerar ondas de longo período ligadas com a mesma frequência, mas com números de onda distintos, e vice-versa, Baldock e Huntley, 2002. Além disso, os métodos de separação correntes recorrem a várias simplificações, ignorando a não-linearidade característica das ondas de longo período ligadas incidentes na praia, bem como a influência dos fundos não horizontais nas condições de propagação das ondas. Os resultados obtidos são, na melhor das hipóteses, apenas aproximados.

Baldock e Huntley, 2002, no âmbito de um trabalho experimental desenvolvido com o objectivo de estudar os mecanismos de geração de energia de baixa-frequência, a partir da rebentação de ondas irregulares de curto período numa praia, começaram por calcular a contribuição das ondas de longo período ligadas (incidentes) para a elevação da superfície livre da água medida, tendo por base apenas as componentes de curto período do espectro medido. Em cada sonda, a série temporal da elevação da superfície livre da água que resulta, unicamente, da sobreposição das ondas de longo período livres incidentes e reflectidas (ou radiadas) pela praia foi obtida, subtraindo ao resultado da aplicação de um filtro passa-baixos (f <0.4 Hz) ao registo inicial da elevação da superfície livre da água (medido), a contribuição das ondas de longo período ligadas já calculada. No final, com base nas séries temporais obtidas, foi feita a separação da componente de longo período livre que se propaga em direcção à praia, daquela que se desloca em sentido oposto. Esta separação das ondas de longo período livres foi realizada com base numa técnica que utiliza os registos medidos por duas sondas posicionadas no trecho de profundidade de água constante do canal de ondas.

No presente trabalho, os registos da elevação da superfície livre da água medidos pelas quatro sondas podiam, à partida, ser utilizados numa análise semelhante à que foi apresentada anteriormente. No entanto, a complexidade inerente a essa abordagem, as aproximações em que a mesma se baseia e os resultados que se poderiam esperar, contribuíram, no seu conjunto, para que a mesma não tivesse sido tentada. Assim, no que concerne ao desempenho dos sistemas de geração de agitação marítima e de absorção de reflexões utilizados no estudo, faz-se referência às conclusões obtidas por Baldock e Huntley, 2002. No trabalho experimental realizado, estes autores utilizaram um sistema baseado na teoria de geração de ondas de segunda ordem e um sistema de absorção activa de reflexões. A análise comparativa dos espectros de variância estimados para as ondas de longo período livres, incidentes e reflectidas, mostrou que a energia associada à componente que se propaga em direcção ao sistema de

geração (reflectida ou radiada pela praia) é cerca de sete vezes superior à que se propaga em sentido oposto. Os resultados obtidos são um indicador do bom desempenho do sistema de geração, quer no que concerne à minimização da energia associada às ondas de longo período parasitas (livres) geradas no processo de reprodução dos estados de agitação irregular, quer à capacidade de absorção das ondas de longo período reflectidas pela praia.

Da interacção entre as ondas de longo período ligadas incidentes e as ondas de longo período livres reflectidas ou radiadas por uma praia, pode resultar um padrão parcialmente estacionário (Baldock *et al.*, 2000, Baldock e Huntley, 2002). Esses padrões foram observados, quer no trecho de profundidade de água constante, quer sobre o talude da praia, que apresentava uma inclinação uniforme de 1/10. Para uma dada banda de frequências infra-gravíticas, a intensidade dessa estrutura nodal dependia da importância relativa das ondas de longo período ligadas e livres, Baldock e Huntley, 2002. Se apenas uma das componentes fosse dominante, a estrutura nodal seria fraca. Ao invés, se a importância das ondas de longo período livres e ligadas fosse da mesma ordem de grandeza, a estrutura nodal seria forte.

A Figura 6.24 – esquerda apresenta, como exemplo, o espectro de variância (energia total) estimado com base nos resultados de um teste realizado para um estado de agitação irregular, caracterizado por uma frequência de pico, f_P, de 0.6 Hz (f_{min}= 0.42 Hz e $f_{máx}$= 1.47 Hz) e por uma altura de onda média quadrática ao largo, $H_{rms,o}$, de 0.10 m, e definido com base numa forma espectral de JONSWAP para um factor de forma de 3.3. Esse espectro foi estimado com base num registo de elevação da superfície livre da água medido no trecho de profundidade de água constante do canal (d=0.80 m). Os resultados apresentados referem-se ao modelo físico, tendo sido utilizada uma escala vertical logarítmica para facilitar a comparação (base 10).

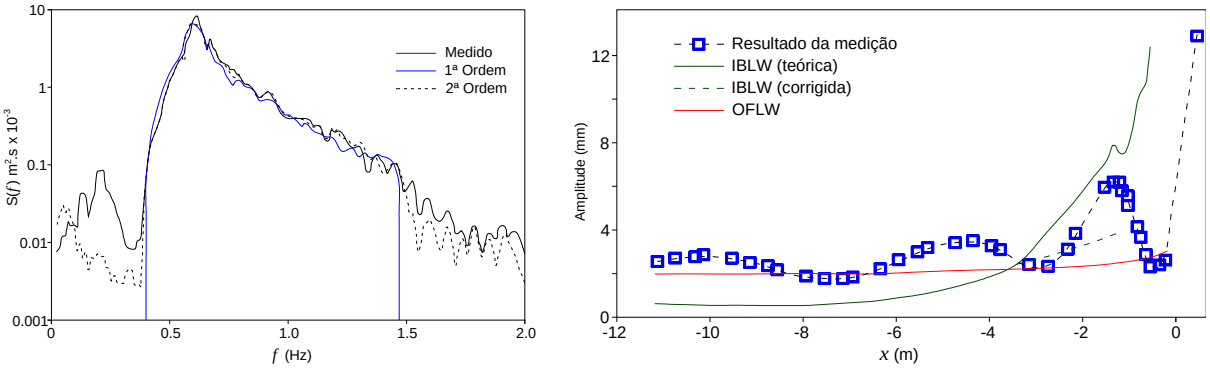


Figura 6.24 – Espectros de variância para um estado de agitação caracterizado por uma f_P de 0.6 Hz e uma $H_{rms,o}$ de 0.10 m (esquerda); variação correspondente da amplitude das ondas de longo período na banda de frequências de 0.189 a 0.225 Hz (direita), adaptado de Baldock e Huntley, 2002.

Baldock e Huntley, 2002, concluíram que o espectro estimado (medido) estava de acordo, quer com o espectro de primeira ordem (1ª ordem) especificado no sistema de geração para a banda de frequências associada à componente de curto período (de f_{min} a $f_{máx}$), quer na banda das harmónicas de ordem superior (f>$f_{máx}$), com o espectro de segunda ordem (2ª ordem) calculado considerando as interacções onda-onda entre as componentes de primeira ordem. Na banda de frequências infra-gravíticas (neste caso f<0.4 Hz), pode observar-se um desfasamento considerável entre o espectro de segunda ordem calculado e o espectro estimado. Este resultado indica a presença de uma quantidade significativa de energia de longo período livre (adicional) no local onde a medição foi realizada, particularmente na banda de frequências de 0.1 a 0.3 Hz (valores no modelo). Verifica-se também que a energia de longo

período ligada se concentra, especialmente, na banda de frequências de 0.05 a 0.1 Hz. Importa ainda referir que na banda de frequências infra-gravíticas do espectro medido se observa uma concentração preferencial de energia em algumas frequências.

A Figura 6.24 – direita apresenta a variação, segundo a transversal à praia, da amplitude das ondas de longo período associadas à banda de frequências de 0.189 a 0.225 Hz e, em particular, a estrutura nodal que resulta da interacção das ondas de longo período ligadas incidentes (IBLW) com as ondas de longo período livres que são reflectidas ou radiadas pela praia (OFLW). O talude da praia estudada por Baldock e Huntley, 2002, começa em x = -8 m e tem uma inclinação de 1/10. A abcissa zero corresponde à intersecção do talude da praia com linha de água (sem a presença de ondas). Como a importância dos dois tipos de ondas é da mesma ordem de grandeza na banda de frequências em análise, a estrutura nodal que resulta da sua interacção é relativamente forte. Nessa estrutura pode observar-se a formação de um nodo na proximidade do ponto médio de rebentação das ondas de curto período (x= -0.7 m) e de um antinodo num local exterior (porém relativamente próximo) à zona de rebentação. Verifica-se também que a estrutura nodal se torna, progressivamente, mais fraca com o aumento da profundidade de água, devido à crescente preponderância das ondas de longo período livres.

Com efeito, de acordo com a teoria, com a redução da profundidade de água, d, a altura das ondas de longo período ligadas tende a aumentar, aproximadamente, de acordo com a relação $d^{-5/2}$. No entanto, é sabido que a solução teórica (IBLW - teórica) sobrestima a amplitude destas ondas de longo período em águas pouco profundas (ou seja, para d/L_0< 0.1), pelo que Baldock e Huntley, 2002, corrigiram a amplitude teórica dessas ondas para x > -4 m (IBLW - corrigida). Por outro lado, com o afastamento à zona de rebentação, no sentido das maiores profundidades, verifica-se o inverso, ou seja, uma rápida redução da amplitude das ondas de longo período ligadas. As ondas de longo período livres reflectidas (ou radiadas) pela praia sofrem o que se designa por 'empolamento inverso'. De facto, vários autores mostraram, empiricamente e com base em medições no protótipo, que a amplitude dessas ondas varia proporcionalmente a $d^{-1/2}$. Assim, com o afastamento à zona de rebentação, a importância relativa das ondas de longo período livres aumenta, tornando a estrutura nodal progressivamente mais fraca. A variação com a profundidade da amplitude das ondas de longo período livres e ligadas está patente nos resultados experimentais apresentados na Figura 6.24 – direita.

Battjes *et al.*, 2004, verificaram, empiricamente, resultados numéricos que indicavam a possibilidade de as ondas de longo período livres reflectidas (ou radiadas) por uma praia experimentarem variações de amplitude, de carácter oscilatório (no espaço), devido à variação cíclica da diferença de fase (de 0 a 2π) entre estas ondas e os agrupamentos de ondas de curto período incidentes (ondas primárias). Essas variações de fase implicam uma transferência contínua de energia, quer das ondas de longo período livres para os agrupamentos de ondas primárias, quer no sentido inverso, originando flutuações da amplitude das ondas de longo período segundo a direcção transversal à praia. Essas flutuações tendem a perder importância com o aumento da profundidade da água (distância à zona de rebentação) devido ao 'empolamento inverso' sofrido pelas ondas de longo período livres. Além disso, as variações de amplitude referidas apenas são evidenciadas quando a análise se centra numa banda de frequências estreita. Quando é analisada a variação da energia total de longo período na forma livre segundo uma direcção transversal à praia, as flutuações referidas tendem a anular-se, podendo portanto observar-se uma variação quase monótona dessa energia com a profundidade da água. Contudo, em alguns casos, essas oscilações podem ser identificadas mesmo quando se consideram bandas de frequências largas, Battjes *et al.*, 2004.

De acordo com o que foi exposto, serão de esperar variações de energia na banda de frequências infra-gravítica ao longo da instalação experimental. Os resultados apresentados na Figura 6.19 e no anexo E

mostram que, em termos globais, a energia total infra-gravítica é idêntica nos quatro pontos onde foram instaladas as sondas de níveis hidrodinâmicos. Embora a distância máxima entre sondas seja de apenas 0.80 m, os resultados apresentados são consistentes com as conclusões obtidas por Battjes *et al.*, 2004. No entanto, nas análises no domínio da frequência com uma resolução espectral elevada, dependendo do ponto de medição, são de esperar concentrações preferenciais de energia em algumas frequências da banda infra-gravítica. Essa distribuição não uniforme de energia deverá resultar, em parte, do padrão estacionário associado à sobreposição das ondas de longo período livres e ligadas (Baldock *et al.*, 2000, Baldock e Huntley, 2002), e de eventuais trocas de energia entre as ondas de longo período livres e os agrupamentos de ondas de curto período (Battjes *et al.*, 2004).

Mesmo sem a consideração de outros efeitos, o próprio espectro de variância de segunda ordem que resulta de interacções onda-onda entre as componentes de primeira ordem (e.g. Figura 6.24 – esquerda), deverá apresentar uma concentração de energia mais elevada em algumas frequências da banda infra-gravítica. Em condições ideais, ou seja, sem reflexão ou radiação de energia de longo período pela praia dissipadora e supondo que a dissipação da energia das ondas geradas durante a sua propagação na instalação experimental é desprezável, segundo um alinhamento perpendicular à praia e num trecho de profundidade de água constante, os espectros estimados com base nos registos medidos em cada uma das sondas utilizadas no estudo seriam semelhantes. A concentração preferencial de energia em algumas frequências da banda infra-gravítica pode também indicar que a massa de água no interior do tanque de ondas entrou em ressonância.

A Figura 6.25 apresenta, como exemplo, os espectros de variância (energia total) estimados para cada uma das quatro sondas utilizadas no estudo, com base nos registos de elevação da superfície livre da água medidos no trecho do tanque de ondas com profundidade de água constante. Nos dois testes analisados os estados de agitação marítima foram reproduzidos com base numa forma espectral de JONSWAP, considerando o factor de forma igual a 3.3. Os resultados apresentados referem-se ao protótipo, tendo sido utilizada uma escala vertical logarítmica (base 10). O espectro semi-empírico que serviu de base a cada um dos testes é também indicado no gráfico, juntamente com as frequências: 0.5 f_P, f_P e 2.0 f_P, em que f_P representa a frequência de pico do espectro.

Os resultados apresentados na Figura 6.25 mostram que, na proximidade da frequência de pico, os espectros da variância estimados para cada uma das quatro sondas estão de acordo com o espectro de JONSWAP (1ª ordem) especificado no sistema de geração. Na banda das harmónicas de ordem superior, especialmente no teste analisado com uma resolução espectral mais elevada ($NFFT$=1024), observam-se algumas diferenças entre os espectros estimados e o espectro de JONSWAP pedido. Essa discordância não é, contudo, de estranhar, uma vez que o espectro especificado no sistema de geração, e que serve aqui como termo de comparação, é apenas de primeira ordem. Nesta gama de frequências, para realizar uma correcta análise crítica dos resultados obtidos, seria necessário determinar o espectro de segunda ordem que resulta da consideração das interacções onda-onda entre as componentes de primeira ordem. No entanto, mesmo nessas condições, a concordância entre os espectros estimados e previstos não deveria ser perfeita. Por um lado, o sistema de geração utilizado baseia-se na teoria de geração de ondas de primeira ordem, Beresford, 2003. Com feito, apenas um sistema baseado na teoria de geração de ondas de segunda ordem é capaz de reproduzir, correctamente, as ondas sub-harmónicas (ou infra-gravíticas) e as ondas super-harmónicas (ou harmónicas de ordem superior), Schäffer e Steenberg, 2003. Também durante a propagação da agitação marítima até à costa (ou praia) e posterior rebentação têm lugar fenómenos não-lineares que originam uma transferência de energia para a gama das altas-frequências, Eldeberky, 1996, e Norheim *et al.*, 1998.

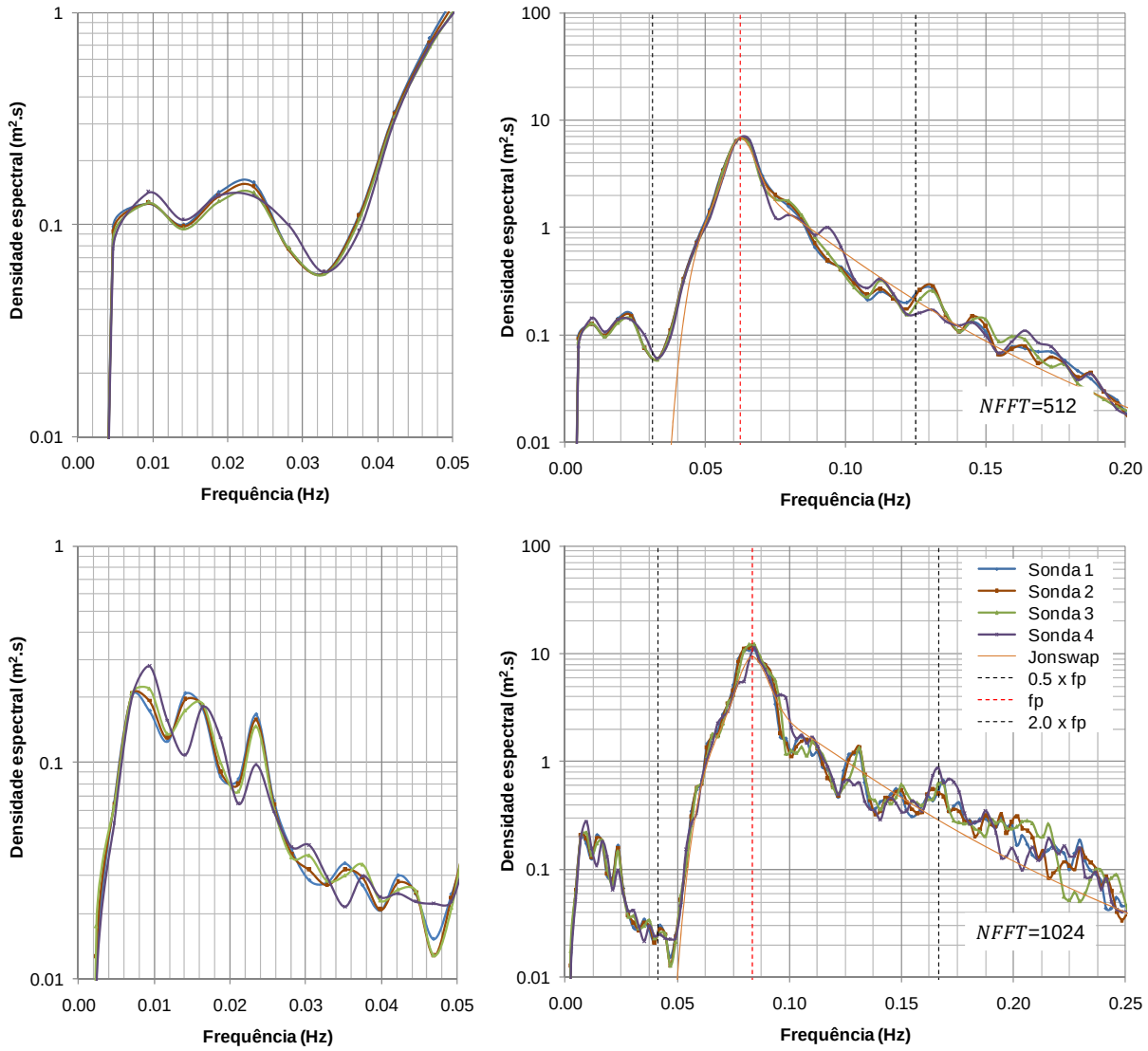


Figura 6.25 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água. Testes realizados com estados de agitação marítima irregular caracterizados por: T_P=16 s, H_S=1.5 m e d=18 m (superior); e T_P=12 s, H_S=2.0 m e d=20 m (inferior). Banda de frequências infra-gravíticas (esquerda); espectro completo (direita).

Nas frequências da banda infra-gravítica (f<0.04-0.05 Hz), o espectro de JONSWAP especificado no sistema de geração apresenta densidades de energia nulas (ou desprezáveis). No entanto, nos espectros estimados para cada uma das quatro sondas essas frequências têm associada uma densidade de energia não desprezável, Figura 6.25. Como se referiu anteriormente (análise da Figura 6.24 – esquerda), essa energia resulta, quer das ondas de longo período ligadas incidentes, quer das ondas de longo período livres reflectidas ou radiadas pela praia dissipadora.

Embora o sistema de geração de ondas utilize uma função de transferência das pás de primeira ordem, a geração de componentes sub-harmónicas livres (parasitas) foi minimizada devido à introdução de uma compensação de segunda ordem (ou de *set-down*). A Figura 6.25 mostra ainda uma concentração preferencial de energia em algumas frequências infra-gravíticas, particularmente nas estimativas com uma resolução espectral mais elevada. Importa ainda acrescentar que se observam algumas diferenças entre as estimativas associadas a cada uma das sondas.

A título de exemplo, a Figura 6.26 apresenta a componente infra-gravítica dos espectros de variância estimados com base nos registos das quatro sondas utilizadas no estudo, num teste realizado para uma profundidade de água de 18 m, em que foi reproduzido um estado de agitação irregular caracterizado por um período de pico de 16 s e uma altura de onda significativa de 1.5 m.

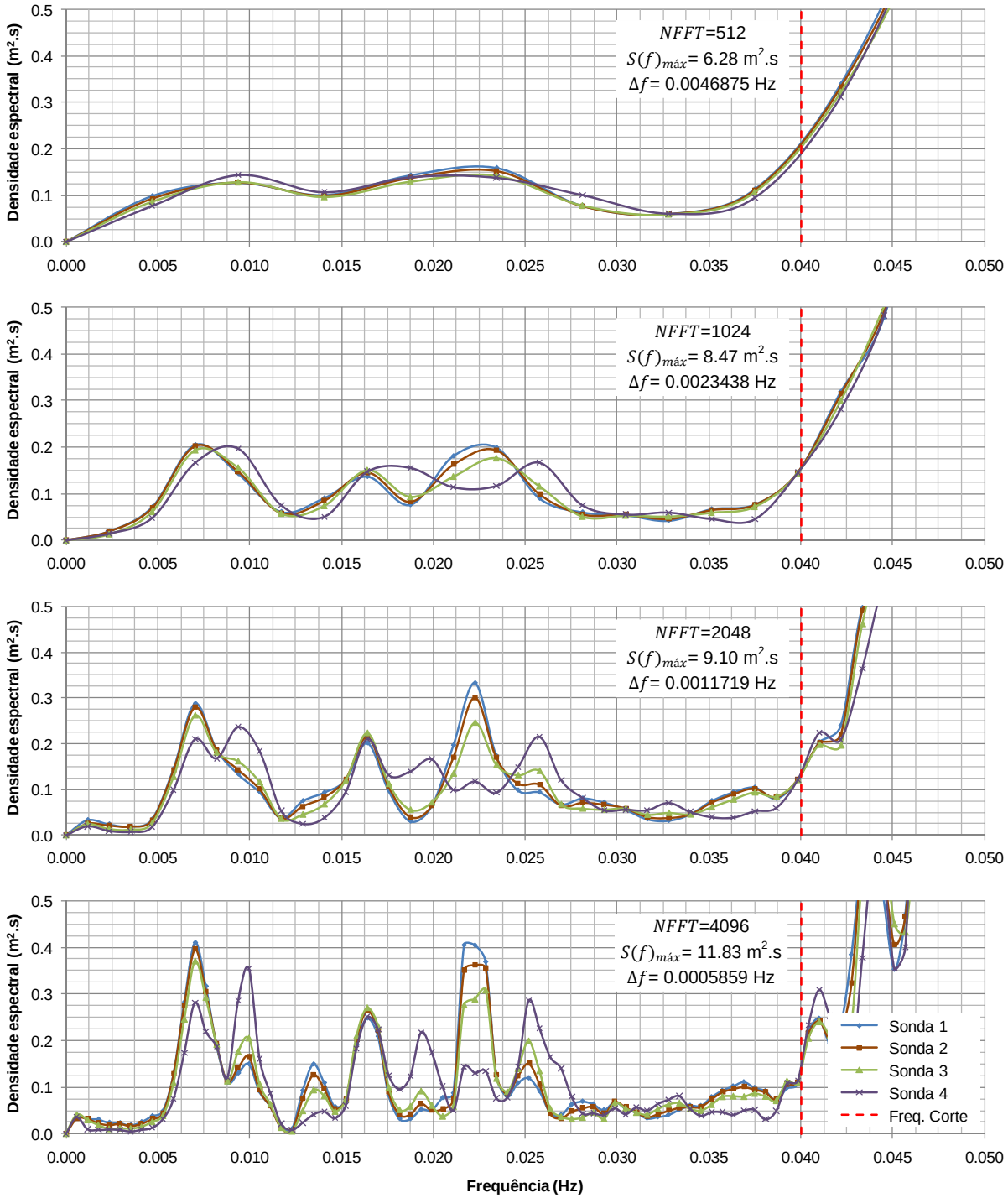


Figura 6.26 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água (banda de frequências infra-gravíticas) para diferentes larguras da janela de dados ($NFFT$). Estado de agitação irregular caracterizado por: T_P = 16 s, H_S = 1.5 m e d = 18 m.

As estimativas apresentadas resultam da utilização de diferentes larguras da janela de dados ($NFFT$), tendo por isso resoluções em frequência distintas. O espectro de variância (global) referente ao teste em análise é apresentado, numa escala logarítmica, na Figura 6.25 – superior. Em cada um dos gráficos é ainda indicada a densidade de energia máxima do espectro de variância (global), $S(f)_{máx}$, e a largura da banda espectral, Δf.

Para uma largura da janela de dados de 512 pontos não se identificam, nitidamente, concentrações preferenciais de energia em frequências discretas da banda infra-gravítica, sendo os resultados obtidos para cada uma das quatro sondas relativamente similares. Com efeito, só com o aumento da resolução em frequência da estimativa espectral se consegue individualizar um conjunto de frequências com densidades de energia elevadas (picos). Importa referir que a densidade de energia associada a esses picos é consideravelmente inferior a $S(f)_{máx}$ (valor indicado em cada gráfico).

A Figura 6.26 mostra também que a importância dos diferentes picos de energia e a sua localização no eixo das frequências dependem do posicionamento de cada sonda. Este tipo de distribuição de energia é consistente, quer com o estabelecimento de uma estrutura nodal, devido à sobreposição de ondas de longo período livres e ligadas (Baldock *et al.*, 2000, Baldock e Huntley, 2002), quer com a existência de transferências de energia entre as ondas de longo período livres e os agrupamentos de ondas de curto período (Battjes *et al.*, 2004). Não pode também ser excluída à partida a eventual contribuição de fenómenos ressonantes na instalação experimental. Importa ainda referir que, sendo as representações gráficas da Figura 6.26 espectros de energia, a duplicação da altura de onda associada a uma dada frequência se traduz, em teoria, num aumento de quatro vezes da correspondente densidade de energia.

No Quadro 6.12 são apresentadas as alturas de onda significativas de longo período determinadas com base na Equação (6.3) para a posição da sonda 1, nas condições que são apresentadas na Figura 6.26 – $NFFT$=4096 e para cada uma das bandas de frequências indicadas, Δf. Essas bandas correspondem aos principais picos de energia que podem ser identificados na Figura 6.26.

Quadro 6.12 – Alturas de onda significativas de longo período por bandas de frequências (valores de protótipo).

Δf (Hz)	0.0047 - 0.0082	0.0088 - 0.0117	0.0123-0.0141	0.0147-0.0193	0.0211-0.0234
ΔT (s)	213.3 - 121.9	113.8 - 85.3	81.3 - 71.1	68.3 - 51.7	47.4 - 42.7
$H_{S,lp}$ (m)	0.1152	0.0720	0.0582	0.0956	0.1142

As alturas de onda significativas associadas às bandas de frequências consideradas no Quadro 6.12 podem tomar valores ligeiramente superiores a 0.10 m. No entanto, convém referir que algumas dessas bandas têm ainda uma largura considerável (a primeira, por exemplo, inclui períodos de 122 a 213 s). Para o teste analisado, e para uma janela de dados de 4096 pontos, as alturas de onda significativas de longo período associadas à totalidade da banda de frequências infra-gravíticas (frequências inferiores a 0.035 Hz, devido à resolução espectral considerada) são iguais a 0.242, 0.241, 0.236 e 0.240 m, para as sondas 1, 2, 3 e 4, respectivamente. A uniformidade das alturas de onda de longo período em cada uma das quatro sondas contrasta com as relativamente distintas distribuições de energia em frequência, Figura 6.26 – $NFFT$=4096.

Para o teste em análise, a Figura 6.27 apresenta os espectros de variância estimados para cada uma das quatro sondas, considerando a máxima resolução possível em frequência (o *raw spectrum*). Nestas condições cada banda espectral tem uma largura de 0.0001218 Hz e a densidade espectral máxima é igual a 27.15 m^2.s. Nessa figura é apenas apresentada a componente infra-gravítica dos espectros de variância estimados.

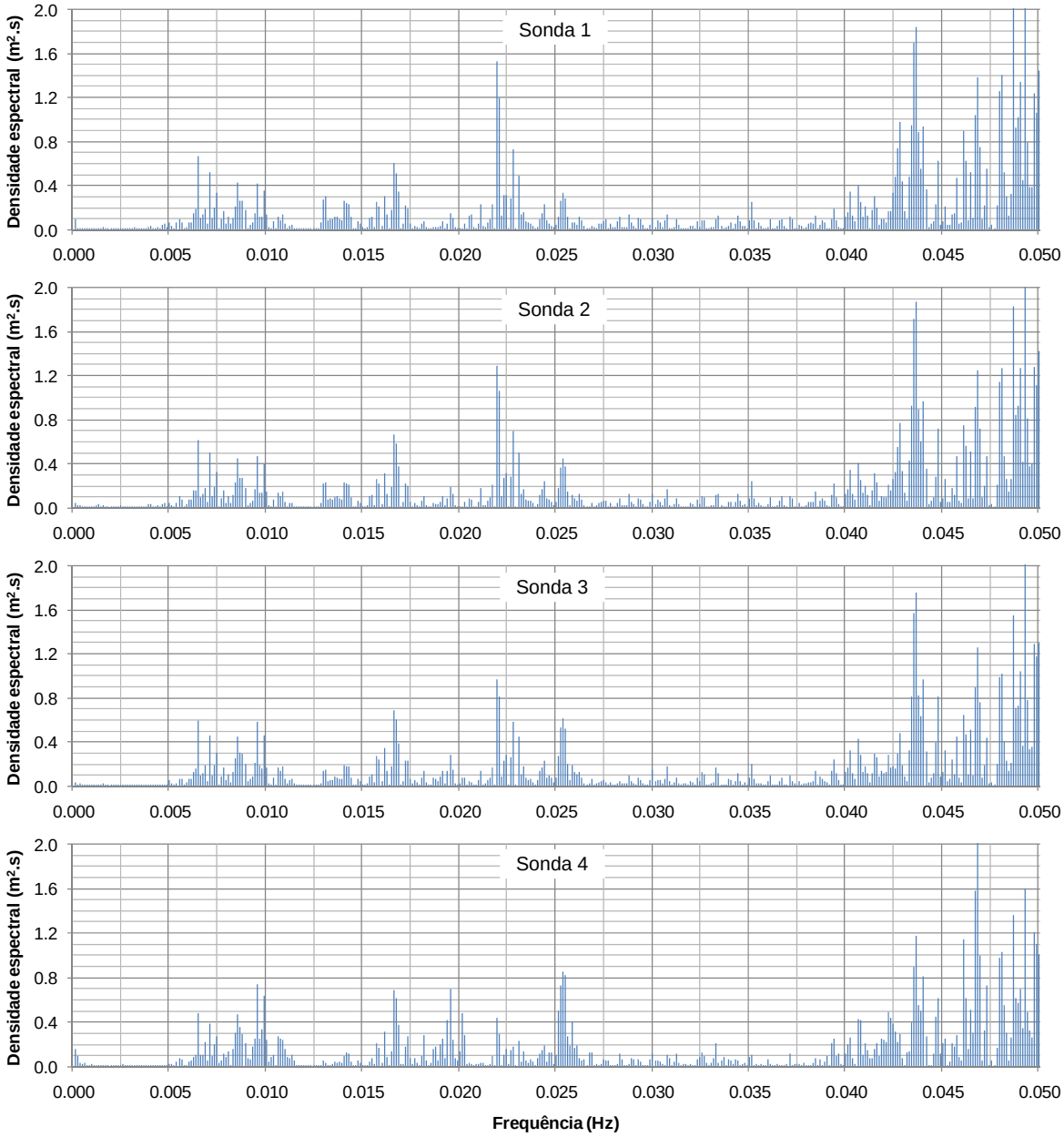


Figura 6.27 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água (banda de frequências infra-gravíticas) para a máxima resolução em frequência (*raw spectrum*). Estado de agitação marítima caracterizado por: T_P= 16 s, H_S = 1.5 m e d = 18 m (S11 T99).

Em geral, os resultados apresentados mostram que a energia se distribui de uma forma relativamente uniforme pelas várias frequências individuais que constituem as bandas indicadas no Quadro 6.12. Notam-se, no entanto, alguns máximos relativos, mas da mesma ordem de grandeza dos restantes. Por outro lado, importa ter em consideração que a largura da banda espectral é, neste caso, muito pequena (0.0001217 Hz), não tendo sido aplicada à estimativa qualquer técnica de alisamento. Na banda infra-gravítica, a densidade de energia máxima (1.52 m^2.s) está associada ao espectro da sonda 1 e a uma frequência de 0.0219 Hz (45.63 s). Esse valor é claramente inferior à densidade espectral máxima da estimativa (27.15 m^2.s). A altura de onda associada a uma frequência isolada pode ser estimada através de,

$$\Delta f\ S(f_i) = \frac{a_i^2}{2} = \frac{H_i^2}{8} \tag{6.6}$$

neste contexto, Δf representa a largura da banda espectral, $S(f_i)$ a densidade espectral associada à frequência f_i, a_i a amplitude da onda de longo período e H_i a correspondente altura de onda. Assim, ao valor de 1.52 m^2.s corresponde uma altura de onda de cerca de 0.040 m (valores no protótipo).

Na hipótese de a massa de água no interior do tanque de ondas entrar em ressonância, as ondas de longo período livres reflectidas ou radiadas pela praia dissipadora, com uma frequência muito próxima de uma das frequências naturais do tanque de ondas, seriam reflectidas nas pás do sistema de geração. A praia dissipadora, pouco eficiente para ondas longas, reflectiria de novo a quase totalidade dessa energia, que se propagaria em direcção ao sistema de geração, e assim sucessivamente. O cenário mais gravoso resulta, portanto, de considerar que o sistema de absorção activa de reflexões tem eficiência desprezável para o tipo de ondas em análise.

No entanto, convém referir que a eventual amplificação de perturbações de longo período no tanque de ondas implica também a persistência da acção excitante, cuja frequência se deverá manter constante ou, pelo menos, não se alterar significativamente no tempo. Nestas condições, atinge-se a amplificação máxima da oscilação quando a taxa de entrada de energia no sistema iguala a taxa de dissipação de energia por um dos mecanismos já mencionados anteriormente. No entanto, se essa entrada de energia for interrompida, a resposta da bacia (tanque) decai exponencialmente no tempo, devido aos processos dissipativos que aí tem lugar, Sørensen e Thompson, 2002.

Nas condições em que os testes em modelo físico foram realizados, o cenário mais gravoso resulta de considerar que, na praia de dissipação e nas pás do sistema de geração, se instalam os antinodos de uma hipotética onda estacionária de longo período, ou seja, que a instalação experimental se comporta como uma bacia fechada. Partindo do princípio que essa onda estacionaria se encontra em águas pouco profundas, para uma bacia de configuração rectangular alongada, de paredes verticais reflectoras e com uma profundidade de água uniforme, os períodos naturais dos sucessivos modos de oscilação podem ser determinados, de forma aproximada, através de,

$$T_n = \frac{2\,l}{n\sqrt{gd}} \tag{6.7}$$

em que T_n representa o período natural de oscilação da bacia, n o número de nodos ao longo do eixo longitudinal, l o comprimento da bacia, g a aceleração da gravidade e d a profundidade de água.

Os 6 primeiros modos de oscilação longitudinal do tanque de ondas são caracterizados no Quadro 6.13 para uma profundidade de água de 0.18 m, considerando que a distância entre as pás do sistema de geração (posição média) e a praia dissipadora (local onde se deverá instalar o antinodo) é de 19.85 m.

Quadro 6.13 – Caracterização dos modos de oscilação longitudinal do tanque de ondas (d= 0.18 m).

n	T_n (s)	f_n (Hz)	L_n (m)	Distância à praia (m)							
				Nodos				Antinodos			
				1	2	3	4	1	2	3	4
1	298.8	0.00335	39.7	9.93	-	-	-	0.00	19.85	-	-
2	149.4	0.00669	19.8	4.96	14.89	-	-	0.00	9.93	19.85	-
3	99.6	0.01004	13.2	3.31	9.93	16.54	-	0.00	6.62	13.23	19.85
4	74.7	0.01339	9.9	2.48	7.44	12.41	17.37	0.00	4.96	9.93	14.89
5	59.8	0.01674	7.9	1.99	5.96	9.93	13.90	0.00	3.97	7.94	11.91
6	49.8	0.02008	6.6	1.65	4.96	8.27	11.58	0.00	3.31	6.62	9.93

Para cada um desses modos de oscilação são indicados os períodos naturais, T_n, e as correspondentes frequências, f_n, e comprimentos da onda estacionária, L_n. São também apresentadas as distâncias dos 4 primeiros nodos e antinodos à praia dissipadora (antinodo). Enquanto os períodos e as frequências naturais se referem ao protótipo, os comprimentos de onda e as distâncias aos nodos e aos antinodos são relativos ao modelo físico.

Admitindo a instalação de um sistema (parcialmente) estacionário no interior do tanque de ondas, para cada uma das frequências da banda infra-gravítica, a altura de onda nos locais onde foram instaladas as quatro sondas é função do seu afastamento relativamente ao nodo mais próximo, onde a amplitude do movimento vertical das partículas de água é mínima. A Figura 6.28 mostra a posição das quatro sondas utilizadas na primeira fase do estudo em relação ao local de implantação do modelo físico no tanque de ondas. Para uma profundidade de água de 0.18 m, as distâncias das sondas 1, 2, 3 e 4 à praia dissipadora eram de 8.32, 8.20, 8.03 e 7.53 m, respectivamente. Nessas condições, a proa e a popa do modelo do navio distavam 9.26 e 6.81 m da praia dissipadora, respectivamente. Os valores que foram apresentados referem-se ao modelo.

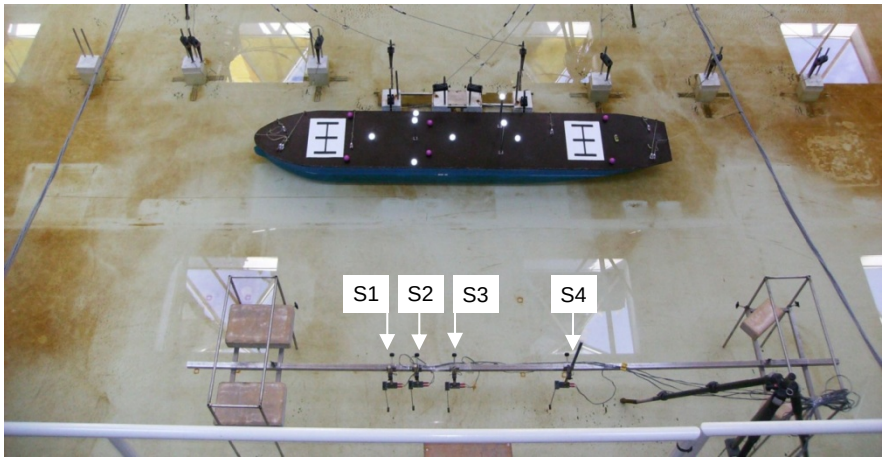


Figura 6.28 – Posição das quatro sondas relativamente ao local de implantação do modelo físico no tanque de ondas. Primeira fase do estudo.

O Quadro 6.14 apresenta, para os modos de oscilação caracterizados no Quadro 6.13, a distância de cada uma das sondas ao nodo mais próximo, Λ (distâncias positivas indicam que o nodo se situa à esquerda da sonda), e a proximidade relativa ao antinodo, Γ, onde a amplitude do movimento vertical das partículas de água é máxima.

Quadro 6.14 – Posicionamento das sondas e do modelo físico do navio relativamente aos nodos e antinodos do sistema (parcialmente) estacionário (d=0.18 m).

n	T_n (s)	Sonda 1		Sonda 2		Sonda 3		Sonda 4		Navio	
		Λ (m)	Γ (%)	Λ (m)	Γ (%)	Λ (m)	Γ (%)	Λ (m)	Γ (%)	Proa	Popa
1	298.8	1.61	16.2	1.73	17.4	1.90	19.1	2.40	24.1	0.67	3.12
2	149.4	-3.36	67.7	-3.24	65.2	-3.07	61.8	-2.57	51.7	-4.30	-1.85
3	99.6	1.61	48.5	1.73	52.1	1.90	57.3	2.40	72.4	0.67	3.12
4	74.7	-0.88	35.3	-0.76	30.5	-0.59	23.6	-0.09	3.5	-1.82	0.63
5	59.8	1.61	80.9	1.73	86.9	1.90	95.5	-1.58	79.3	0.67	-0.86
6	49.8	-0.05	3.0	0.07	4.3	0.24	14.6	0.74	44.8	-0.99	1.46

A proximidade relativa ao antinodo, em valores absolutos, foi determinada através de,

$$\Gamma = \left|\frac{4\,\Lambda}{L_n}\right|. \tag{6.8}$$

Assim, um valor de Γ igual a 100% indica que a sonda em causa se encontra no local onde o antinodo se instala. Pelo contrário, se a sonda se situar sobre um ponto nodal, Γ toma o valor de 0%. Nestas condições, no espectro de variância estimado a partir dos registos medidos por essa sonda, a densidade de energia na frequência associada à onda de longo período em análise será mínima. O Quadro 6.14 indica também a posição da proa e da popa do navio em relação ao nodo mais próximo. Tal como no caso das sondas, distâncias positivas indicam que o nodo se situa à esquerda do ponto de referência. Importa referir que no quarto e no sexto modos de oscilação se instala um nodo na posição ocupada pelo navio no tanque de ondas. No quinto modo de oscilação, o navio encontra-se entre dois nodos do sistema estacionário.

O Quadro 6.14 mostra que o 2º, o 3º e o 5º modos de oscilação do tanque de ondas são relativamente bem 'apanhados' pelas sondas utilizadas no estudo. Pelo contrário, no caso do 1º e do 6º modos, apenas uma pequena percentagem da amplitude vertical máxima da onda estacionária é registada pelas sondas. O 4º modo de oscilação encontra-se numa situação intermédia.

Importa frisar que sendo o coeficiente de reflexão da praia dissipadora e das pás do sistema de geração de ondas, ainda que elevado, inferior à unidade, o movimento das partículas de água não é rectilíneo, formando-se os *quasi*-antinodos (pontos de oscilação vertical máxima e oscilação horizontal mínima) e os *quasi*-nodos (pontos de oscilação horizontal máxima e oscilação vertical mínima). Por outro lado, Baldock e Huntley, 2002, fazem referência ao estabelecimento de uma estrutura quase estacionária. Assim, a amplitude das oscilações verticais nos pontos nodais, ainda que reduzida, deverá ser diferente de zero. Por último, devido à natureza sinusoidal de uma onda estacionária, e mesmo considerando que nos pontos nodais a oscilação vertical da massa de água é nula (situação mais gravosa), uma sonda com uma proximidade relativa ao antinodo de 50% registará uma oscilação vertical de cerca de 71% da amplitude máxima correspondente ao antinodo, enquanto para uma Γ de 70%, a sonda registará cerca de 89% dessa amplitude.

A Figura 6.29 apresenta a banda de frequências infra-gravíticas de espectros de variância estimados com base nos registos de elevação da superfície livre da água medidos em cada uma das quatro sondas utilizadas no estudo. Os testes analisados foram realizados com uma profundidade de água de 18 m, para estados de agitação irregular caracterizados por uma altura de onda significativa de 1.5 m e pelos seguintes períodos de onda de pico: 12, 14 e 16 s (valores de protótipo). As estimativas foram obtidas para uma janela de dados de 4096 pontos, à qual corresponde uma largura da banda espectral de 0.0005859 Hz. Em cada um dos gráficos são também indicadas as frequências naturais associadas aos vários modos de oscilação longitudinal do tanque de ondas (Freq. Críticas), bem como a frequência de corte (Freq. Corte) usada na separação da componente infra-gravítica. Os resultados são apresentados em valores de protótipo.

A análise dos espectros apresentados na Figura 6.29 não pode ser dissociada dos resultados que foram apresentados no Quadro 6.14. Com efeito, a proximidade relativa, Γ, de cada uma das sondas ao anti-nodo mais próximo determina em que medida a energia (ou amplitude) que está associada ao sistema estacionário em análise é registada. A Figura 6.29 mostra que o primeiro modo de oscilação natural do tanque de ondas tem associada uma densidade de energia muito baixa em qualquer um dos espectros estimados. Embora o valor de Γ seja pequeno em todas as sondas (< 24%), o que significa que numa situação de ressonância estas só registariam uma pequena percentagem da amplitude vertical máxima da onda estacionária, como este modo de oscilação apresenta um período natural elevado (cerca de

300 s, ao qual corresponde um comprimento de onda de cerca de 4000 m, em valores de protótipo), dificilmente poderá será excitado por ondas de longo período ligadas, uma vez que estas não devem ter energia significativa nessa gama de períodos.

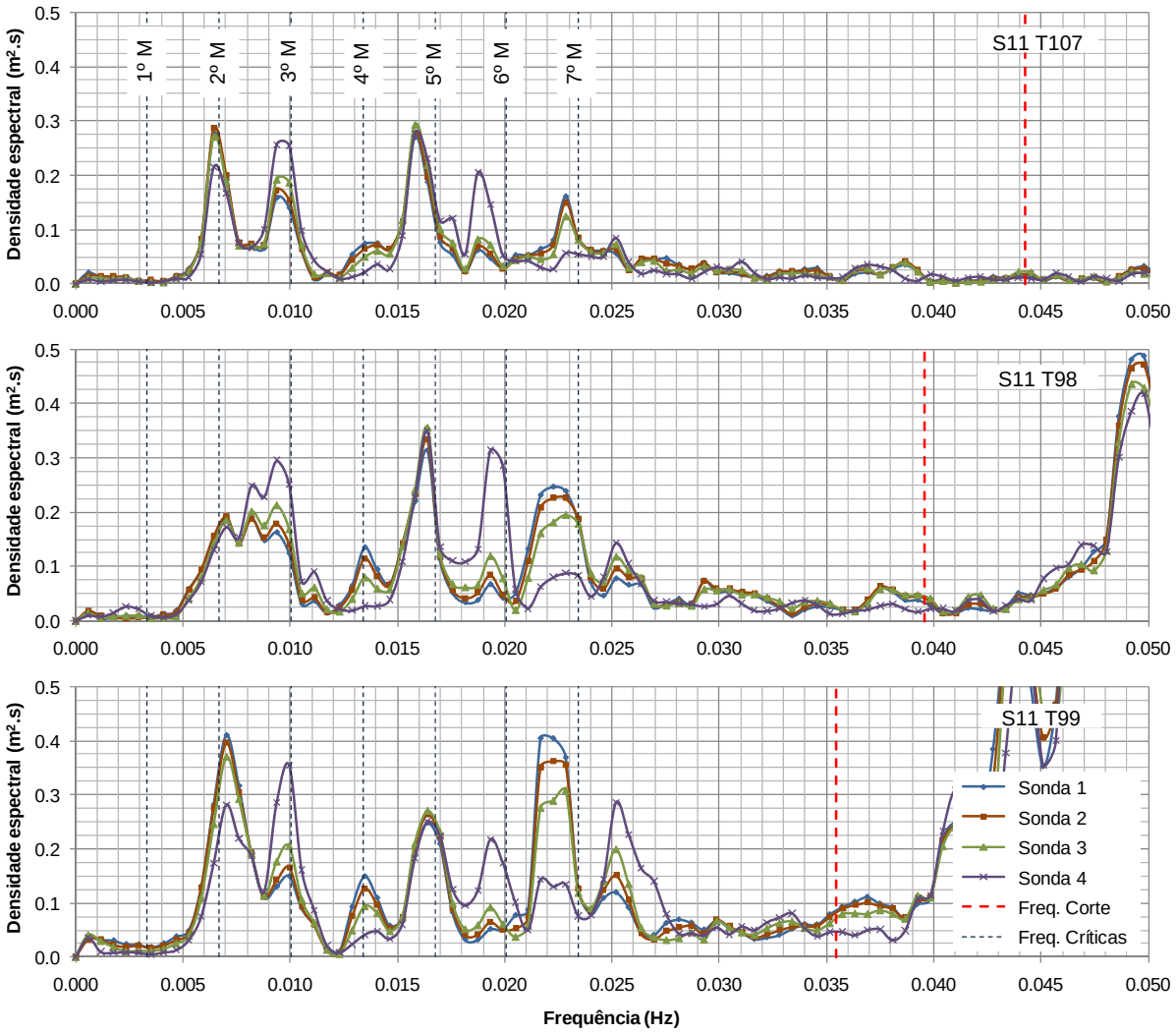


Figura 6.29 – Espectros de variância (banda de frequências infra-gravíticas) estimados para cada uma das quatro sondas. Testes realizados para uma profundidade de água de 18 m, considerando estados de agitação irregular caracterizados por uma H_S de 1.5 m e os seguintes T_P: 12 s (superior), 14 s (meio) e 16 s (inferior).

Para o segundo modo de oscilação, Γ toma valores entre 68% e 52%. Tirando partido da natureza sinusoidal das ondas estacionárias, para esses valores de Γ, e na pior das hipóteses, as sondas de níveis hidrodinâmicos registariam amplitudes da oscilação vertical da massa de água entre 0.87 ζ e 0.73 ζ, em que ζ representa a amplitude da onda estacionária no antinodo. Com efeito, verifica-se que este modo de oscilação, com um período natural igual a 149.4 s, é relativamente bem 'apanhado' pelas sondas utilizadas no estudo, Figura 6.29. Em qualquer um dos três períodos de onda analisados, a densidade de energia máxima está associada a uma frequência apenas ligeiramente afastada da frequência natural do segundo modo de oscilação. No entanto, é importante ter em atenção que a Equação (6.7) é apenas aproximada e que na prática é difícil definir, com rigor, o posicionamento dos antinodos, quer na praia dissipadora, quer nas pás do sistema de geração de ondas (devido ao seu movimento contínuo). Por

outro lado, a largura da banda espectral adoptada na análise (resolução do espectro) pode também explicar, parcialmente, as diferenças encontradas. Importa ainda referir que neste caso, assim como nos restantes, a densidade de energia associada a cada uma das sondas varia na razão directa da sua proximidade ao antinodo ou, mais especificamente, com o valor de Γ (c.f. Figura 6.29 e Quadro 6.14). De um modo geral, nota-se também que a importância dos diferentes picos de energia (máximos relativos) se modifica, ligeiramente, com a alteração do período de onda de pico.

O sistema estacionário associado ao terceiro modo natural de oscilação do tanque de ondas apresenta um antinodo numa posição contígua à da sonda 4 (Γ= 72%), que assim regista uma amplitude de oscilação muito próxima da amplitude vertical máxima (0.91 ζ). A proximidade ao antinodo reduz-se da sonda 3 para a sonda 1, sendo as densidades de energia estimadas para cada uma dessas sondas consistentes com a sua posição. Importa salientar que mesmo tratando-se de um modo de oscilação relativamente bem aferido pelas quatro sondas utilizadas no estudo, a densidade espectral máxima que lhe está associada é da mesma ordem de grandeza das restantes.

Observa-se também o aparecimento de um máximo relativo entre as frequências naturais associadas ao segundo e ao terceiro modos de oscilação que, pelo menos aparentemente, não tem qualquer relação com os modos de oscilação longitudinais e transversais do tanque de ondas, Figura 6.29. Esse máximo relativo, que por força da resolução espectral adoptada apenas é evidente nos espectros estimados para o teste realizado com o período de onda de pico de 14 s, mas que também pode ser observado nos espectros *raw* apresentados na Figura 6.27 (período de onda de 16 s), está associado à banda com uma frequência central de 0.00820 Hz (período de 121.9 s). Constata-se que essa banda (0.00791 Hz $<f<$0.00849 Hz) contém as frequências associadas a hipotéticas ondas estacionárias de longo período, com o primeiro antinodo na praia dissipadora e o segundo, sensivelmente, no local de instalação das sondas. Ou, procurando ir um pouco mais longe, partindo do pressuposto de que, nas condições em que os testes foram realizados, a teoria que prevê a libertação das ondas de longo período ligadas aquando da rebentação dos agrupamentos de ondas de curto período (ondas primárias) é válida, sensivelmente no local de instalação das quatro sondas, e para ondas longas com frequências dentro da gama referida, as duas metades de uma mesma onda incidente seriam sobrepostas: a primeira metade já reflectida pela praia, e propagando-se na forma de uma onda de longo período livre; enquanto a segunda, ainda ligada ao agrupamento de ondas de curto período, e em propagação em direcção à praia. Este tipo de comportamento pode também explicar, em certa medida, o porquê de os picos de energia que aqui foram associados ao segundo e ao terceiro modos de oscilação tenderem a deslocar-se, ligeiramente, para frequências superiores e inferiores às frequências críticas, respectivamente.

O máximo relativo associado à frequência de 0.00820 Hz é também compatível com o terceiro modo de oscilação longitudinal do tanque de ondas, na hipótese de este se comportar como uma bacia aberta (f=0.008368 Hz). Esta hipótese é, contudo, pouco provável, por se tratar de uma frequência relativamente baixa, para a qual a eficiência do sistema de absorção activa de reflexões é reduzida. Por outro lado, tendo por base as curvas de desempenho características dos sistemas de absorção activa (Figura 6.23), é também improvável que a instalação experimental se comporte como uma bacia fechada para frequências inferiores e superiores a 0.00820 Hz, e como uma bacia aberta na vizinhança dessa frequência.

Tendo em conta o que foi referido, sendo esse pico intermédio aparentemente não ressonante, e tendo uma densidade de energia da mesma ordem de grandeza dos restantes, poderá concluir-se que, apesar da concentração de energia em frequências próximas das frequências ressoantes do tanque de ondas, qualquer fenómeno de índole ressonante que aí tenha lugar terá de ter, forçosamente, um factor de amplificação reduzido. Esta hipótese é também suportada pelas estimativas espectrais realizadas com a máxima resolução possível (e.g. Figura 6.27 e anexo E).

O quarto modo de oscilação, com um período natural de 74.7 s, tem particular interesse, pois prevê a instalação de um nodo na posição ocupada pelo modelo do navio no tanque de ondas, Quadro 6.14. Esse nodo situa-se, sensivelmente, a 1.82 m da proa e a 0.63 m da popa do navio. A importância das seichas para o comportamento de navios amarrados em portos não se encontra (apenas) na amplitude das oscilações verticais que originam na massa de água, que apenas atingem alguns decímetros nas zonas dos antinodos, mas na elevada amplitude do movimento horizontal das partículas de água nas zonas nodais. Embora o posicionamento do modelo físico no tanque de ondas tivesse sido determinado por outro tipo de condicionantes, não deixa porém de ser curioso o facto de os resultados de um estudo numérico das condições de ressonância no interior do Porto de Leixões preverem que, para uma profundidade de água na vizinhança do Posto "A" de 18 m (associada ao nível médio da água do mar), ondas longas com períodos entre 70 e 80 s originem uma linha nodal na zona do Posto "A", ligeiramente deslocada na direcção da popa do navio (c.f. Figura 5.26), tal como se verifica no modelo físico, para o quarto modo de oscilação natural do tanque de ondas. Importa referir que no protótipo, o ponto central do navio depois de amarrado no Posto "A" se encontra a cerca de 400 m da "Prainha", enquanto no modelo físico, a distância do navio à praia dissipadora era de cerca de 800 m (valores de protótipo). Como se mostra na secção 6.2.8.1, nas condições em que os testes foram realizados durante a primeira fase do estudo, o período de 74.7 s está também próximo dos períodos naturais de oscilação do navio amarrado segundo os modos de avanço (67.0 a 76.6 s) e de deriva (76.1 a 83.2 s).

No seguimento do que foi referido a respeito da importância das seichas, importa acrescentar que o tipo de fenómenos em causa pode também influenciar, de forma não desprezável, o comportamento de navios amarrados em locais afastados de linhas (ou pontos) nodais. Com efeito, essas perturbações de longo período apresentam, frequentemente, comprimentos de onda relativamente maiores do que o do navio. Deste modo, a inclinação da superfície livre da água que resulta dessas perturbações, ainda que pequena, pode originar forças importantes num navio amarrado (Vasco Costa, 1978) que, de outra forma, tenderia a 'deslizar' nessa superfície. Como exemplo, considere-se uma onda estacionária sinusoidal, com um período igual ao período natural do quarto modo de oscilação do tanque de ondas (74.7 s), uma altura de onda de 0.10 m, numa profundidade de água de 18 m (comprimento de onda de 992.5 m). Nestas condições, a inclinação média da superfície livre da água é de, aproximadamente, 0.00020. Para esta inclinação, um navio com um deslocamento de 120 000 t apenas seria impedido de se movimentar por uma força de 24 tf (240 kN), paralela à superfície livre da água. Convém salientar que a magnitude e a direcção dessa força variam no tempo. Para um dado instante, a inclinação da superfície livre da água é máxima na vizinhança do nodo. Nas condições referidas anteriormente, a inclinação máxima da superfície livre da água é de 0.00032, a que corresponde uma força de 38 tf (380 kN).

O exemplo anterior procurou mostrar que mesmo sem a instalação de um nodo na vizinhança do cais, se uma dada onda estacionária originar inclinações significativas da superfície livre da água junto ao local de amarração do navio, as forças necessárias para o imobilizar podem ser elevadas. O problema é agravado se o período das seichas for tal que permita que o navio se movimente em ressonância com estas.

Para o quarto modo de oscilação, a proximidade relativa das sondas ao antinodo toma valores entre 4% e 35%. Consequentemente, a amplitude da oscilação vertical registada varia entre 0.05 e 0.53 ζ. A sonda mais próxima do antinodo (sonda 1) mede assim cerca de metade da amplitude vertical máxima associada ao sistema estacionário (com já se referiu, nesta abordagem simplificada admite-se que a amplitude da oscilação vertical é nula no nodo). Para qualquer um dos três períodos de onda verifica-se que a frequência associada ao pico em análise é praticamente coincidente com a frequência natural do quarto modo de oscilação longitudinal do tanque de ondas, Figura 6.29. Este pico, à semelhança

dos restantes, é relativamente largo, pelo que as frequências na sua proximidade têm uma densidade de energia da mesma ordem de grandeza da que está associada ao máximo (relativo). Os espectros *raw* apresentados na Figura 6.27 (e no anexo E) mostram que de facto a energia se distribui de uma forma relativamente uniforme pelas várias frequências contíguas à de pico, retirando importância a qualquer fenómeno ressonante que possa ter lugar.

Ainda que a ocorrência de ressonância na proximidade da frequência natural do quarto modo de oscilação do tanque de ondas seja pouco provável, tem interesse fazer uma análise da magnitude da excursão máxima das partículas de água e da sua velocidade no nodo da hipotética onda estacionária. A velocidade horizontal máxima no nodo é dada por, Sørensen e Thompson, 2002,

$$V_{máx} = \frac{H}{2}\sqrt{\frac{g}{d}} \tag{6.9}$$

em que H representa a altura da onda estacionária, g a aceleração da gravidade e d a profundidade de água. A excursão horizontal máxima das partículas de água é dada por,

$$X_{máx} = \frac{HT_n}{2\pi}\sqrt{\frac{g}{d}} \tag{6.10}$$

em que T_n representa o período natural associado ao modo de oscilação em análise.

Admitindo, como exemplo, que para o quarto modo de oscilação, se instala, no tanque de ondas, uma onda estacionária com uma altura de 0.10 m, para uma profundidade de água de 18 m, a velocidade horizontal máxima no nodo será de 0.0369 m/s e a excursão horizontal máxima das partículas de água de 0.88 m. Embora se tenha considerado uma altura de onda relativamente elevada (tendo em conta as situações em análise), a amplitude do movimento das partículas de água é relativamente pequena e consideravelmente inferior à dos movimentos de avanço do navio amarrado (c.f. secção 6.2.8.1). Estes resultados não são, contudo, de estranhar, tendo em conta que se trata do quarto modo de oscilação. De facto, a importância dos sucessivos modos de oscilação tende a reduzir-se com o aumento do seu número de ordem.

No que concerne ao comportamento do navio amarrado, a análise realizada para o quarto modo de oscilação do tanque de ondas suscitou uma questão relevante. Com efeito, importa perceber até que ponto o facto da frequência de pico da resposta do navio amarrado, segundo os modos de avanço e de deriva, estar próxima das suas frequências naturais de oscilação não resulta, pelo menos em parte, da proximidade que existe entre essas mesmas frequências e a frequência associada ao quarto modo de oscilação do tanque de ondas, que prevê um nodo no local ocupado pelo modelo do navio no tanque de ondas. Ainda que essa interferência tenha, de certa forma, equivalência no protótipo, com base nas considerações tecidas nos parágrafos anteriores, a resposta do navio amarrado segundo os modos de oscilação horizontais deverá ser governada, fundamentalmente, pelos períodos naturais introduzidos pelo seu sistema de amarração (c.f. secção 6.2.8.1). O nodo em causa, caso venha a existir, não deverá ter a importância requerida para poder influenciar, de forma significativa, o comportamento do navio.

No quinto modo de oscilação, a sonda 3 encontra-se praticamente sobre um dos antinodos do sistema estacionário (Γ = 96% e 1.00 ζ). As restantes sondas estão também bem posicionadas, Quadro 6.14. A densidade espectral máxima associada ao pico mais próximo dessa frequência natural do tanque é, no entanto, da mesma ordem de grandeza das restantes. A Figura 6.29 mostra também que, para o período de onda de 12 s, a frequência natural associada ao modo de oscilação em análise está deslocada, no sentido das altas-frequências, da frequência para qual é estimada a maior densidade de energia. Esse desfasamento, que é relativamente grande para o período de 12 s, diminui com o aumento do período de onda de pico. Observa-se ainda que o pico deste modo de oscilação natural é relativamente largo,

pelo que a energia se distribuiu pelas frequências contíguas à de pico. Como já se referiu, para este modo de oscilação, o navio encontra-se entre dois nodos do sistema estacionário, Quadro 6.14.

O sexto modo de oscilação do tanque de ondas, com um período natural de 49.8 s, à semelhança do quarto, prevê a instalação de um nodo numa posição ocupada pelo modelo do navio. No entanto, neste caso, o nodo encontra-se numa posição mais central em relação ao navio, Quadro 6.14. Tal como no caso anterior, verifica-se um desfasamento importante entre o pico e a frequência natural associada ao modo de oscilação em análise. Para este modo de oscilação, a sonda 4, com um valor de Γ igual a 45%, registaria cerca de 65% da amplitude máxima da eventual onda estacionária de longo período.

Uma análise comparativa da energia associada aos (eventuais) picos do quarto e do sexto modos de oscilação (Figura 6.29), tendo também em atenção os valores de Γ associados a cada uma das sondas (Quadro 6.14), mostra que estes deverão ter a mesma importância relativa. Mesmo tratando-se de um modo de oscilação que prevê um nodo numa posição ocupada pelo modelo do navio, como já se referiu, este responde em frequências um pouco mais baixas. Numa onda estacionária com um período de 49.8 s e uma altura de 0.10 m, a velocidade horizontal máxima no nodo é de cerca de 0.0369 m/s e a excursão horizontal máxima de cerca de 0.59 m.

A Figura 6.29 mostra também uma concentração de energia elevada na banda de frequências de 0.021 a 0.024 Hz, cuja importância aumenta proporcionalmente ao período de onda de pico. O sétimo modo de oscilação longitudinal do tanque de ondas apresenta uma frequência natural apenas relativamente próxima do limite superior desse intervalo. No entanto, para uma profundidade de água de 0.18 m e uma largura da instalação experimental de 6 m, o segundo modo de oscilação transversal tem uma frequência natural de 0.2215 Hz que, em valores de protótipo, corresponde a 0.02215 Hz (período de 45.2 s), ou seja, a um valor sensivelmente a meio da banda de frequências referida. Esse modo de oscilação prevê uma linha nodal a 1.5 m da parede lateral do tanque. Nestas condições, o factor de aproximação ao antinodo é idêntico em todas sondas e toma o valor de 6.7%. No entanto, a elevada densidade de energia associada a este pico e as diferenças observadas nos espectros das quatro sondas são inconsistentes com o factor de aproximação determinado.

Importa ainda referir que o modelo de geração de ondas de longo período (livres) por forçamento no ponto de rebentação (*breakpoint-forcing model*) prevê a existência de uma banda de frequências para a qual esse forçamento é mais elevado. Os resultados experimentais apresentados por Baldock *et al.*, 2000, e Baldock e Huntley, 2002, em linha com a teoria referida, mostram uma frequência de resposta clara. Esses autores verificaram que, nos espectros estimados, a densidade de energia das ondas de longo período livres era máxima para um quociente entre a frequência da onda de longo período e a inclinação da praia de aproximadamente 2 (frequência de pico de 0.2 Hz e inclinação da praia de 0.10). Na situação em estudo, tendo em conta a inclinação da praia dissipadora (14%), esse quociente toma o valor de 1.6.

O Quadro 6.15 caracteriza os seis primeiros modos naturais de oscilação do tanque de ondas, segundo a direcção longitudinal, para uma profundidade de água de 0.20 m. Em consonância com a situação anterior (d= 0.18 m), considerou-se que esta instalação experimental se comportava como uma bacia fechada. A distância entre as pás do sistema de geração e a praia dissipadora é, neste caso, de 19.95 m. Para cada modo de oscilação são indicados os períodos naturais de oscilação, T_n, e as correspondentes frequências, f_n, e comprimentos da onda estacionária, L_n. São também apresentadas as distâncias dos quatro primeiros nodos e antinodos à praia dissipadora (antinodo). Enquanto os períodos e as frequências naturais se referem ao protótipo, os comprimentos de onda e as distâncias aos nodos e aos antinodos são relativos ao modelo físico.

Quadro 6.15 – Caracterização dos modos de oscilação longitudinal do tanque de ondas (d= 0.20 m).

n	T_n (s)	f_n (Hz)	L_n (m)	Distância à praia (m)							
				Nodos				Antinodos			
				1	2	3	4	1	2	3	4
1	284.9	0.00351	39.9	9.98	-	-	-	0.00	19.95	-	-
2	142.4	0.00702	19.9	4.99	14.96	-	-	0.00	9.98	19.95	-
3	95.0	0.01053	13.3	3.33	9.98	16.63	-	0.00	6.65	13.30	19.95
4	71.2	0.01404	9.9	2.49	7.48	12.47	17.46	0.00	4.99	9.98	14.96
5	57.0	0.01755	7.9	2.00	5.99	9.98	13.97	0.00	3.99	7.98	11.97
6	47.5	0.02106	6.6	1.66	4.99	8.31	11.64	0.00	3.33	6.65	9.98

O aumento da profundidade de água originou uma ligeira redução dos períodos naturais de oscilação do tanque de ondas (Quadros 6.13 e 6.15). O comprimento de onda dos vários sistemas estacionários aumentou, também ligeiramente, em resultado do aumento da distância entre o sistema de geração e a linha de intersecção do plano de água com a praia dissipadora.

A Figura 6.28 mostra a posição das quatro sondas utilizadas na primeira fase do estudo em relação ao local de implantação do modelo físico no tanque de ondas. Para uma profundidade de água de 0.20 m, a distância das sondas 1, 2, 3 e 4 à praia dissipadora era de 8.42, 8.30, 8.13 e 7.63 m, respectivamente. Nessas condições, a proa e a popa do modelo do navio distavam 9.36 e 6.91 m da praia dissipadora, respectivamente.

Considerando válida a hipótese que prevê a instalação de um sistema (parcialmente) estacionário no interior do tanque de ondas, para cada uma das frequências da banda infra-gravítica, a altura de onda em cada um dos pontos onde foram instaladas sondas, é função do seu afastamento relativamente ao nodo mais próximo, onde a amplitude do movimento vertical das partículas de água é mínima. O Quadro 6.16 apresenta, para os modos de oscilação considerados, a distância de cada uma das sondas utilizadas ao nodo mais próximo, Λ (distâncias positivas indicam que o nodo se situa à esquerda da sonda), e a proximidade relativa ao antinodo, Γ. Esse quadro indica também a posição da proa e da popa do navio em relação ao nodo mais próximo.

Quadro 6.16 – Posicionamento das sondas e do modelo físico do navio relativamente aos nodos e antinodos do sistema (parcialmente) estacionário (d=0.20 m).

n	T_n (s)	Sonda 1		Sonda 2		Sonda 3		Sonda 4		Navio	
		Λ (m)	Γ (%)	Λ (m)	Γ (%)	Λ (m)	Γ (%)	Λ (m)	Γ (%)	Proa	Popa
1	284.9	1.56	15.6	1.68	16.8	1.85	18.5	2.35	23.5	0.62	3.07
2	142.4	-3.43	68.8	-3.31	66.4	-3.14	63.0	-2.64	53.0	-4.37	-1.92
3	95.0	1.56	46.8	1.68	50.4	1.85	55.5	2.35	70.5	0.62	3.07
4	71.2	-0.94	37.6	-0.82	32.8	-0.65	26.0	-0.15	6.00	-1.88	0.57
5	57.0	1.56	77.9	1.68	84.0	1.85	92.5	-1.65	82.5	0.61	-0.93
6	47.5	-0.11	6.50	0.01	0.80	0.18	11.0	0.68	41.1	-1.0	1.4

Os resultados apresentados no Quadro 6.16 permitem chegar a conclusões semelhantes às que foram já obtidas para a profundidade de água de 0.18 m. Assim, e de um modo geral, enquanto o 2º, o 3º e o 5º modos de oscilação do tanque de ondas são relativamente bem aferidos pelas sondas utilizadas no estudo, no caso do 1º e do 6º modos, apenas uma pequena percentagem da amplitude vertical máxima da onda estacionária é registada. O 4º modo de oscilação encontra-se numa situação intermédia.

A Figura 6.30 apresenta as frequências da banda infra-gravítica de espectros de variância estimados com base em resultados de testes realizados para uma profundidade de água de 20 m, e considerando estados de agitação irregulares caracterizados por uma altura de onda significativa de 2.0 m e pelos seguintes períodos de onda de pico: 12, 14 e 16 s. As estimativas foram obtidas para uma janela de dados de 4096 pontos, à qual corresponde uma largura da banda espectral de 0.0005859 Hz. Nos gráficos são também indicadas as frequências associadas aos vários modos de oscilação longitudinal do tanque de ondas (Freq. Críticas), bem como a frequência de corte (Freq. Corte) utilizada na separação da componente infra-gravítica. Os resultados são apresentados em valores de protótipo.

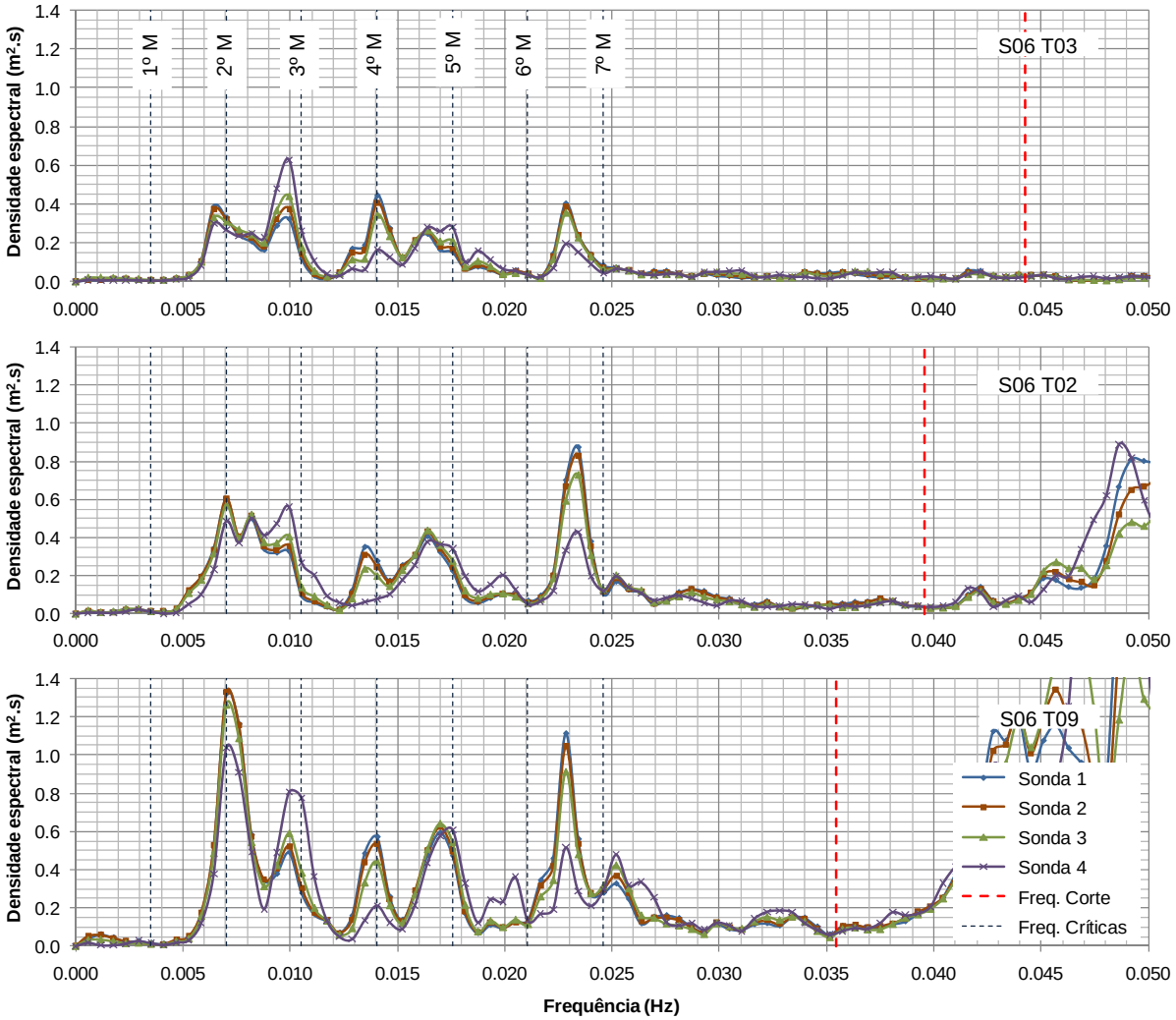


Figura 6.30 – Espectros de variância (banda de frequências infra-gravíticas) estimados para cada uma das quatro sondas. Testes realizados para uma profundidade de água de 20 m, considerando estados de agitação irregular caracterizados por uma H_S de 2.0 m e os seguintes T_P: 12 s (superior), 14 s (meio) e 16 s (inferior).

De um modo geral, a Figura 6.30 mostra que a concordância entre as frequências naturais associadas ao 2º, 3º e 4º modos de oscilação do tanque de ondas e os três picos de energia (máximos relativos) de mais baixa-frequência do espectro é boa, embora de qualidade inferior à que foi observada aquando da análise dos resultados obtidos para uma profundidade de água de 18 m (Figura 6.29). Verifica-se que a densidade de energia associada a cada uma das sondas varia na razão directa da sua proximidade ao

antinodo, isto é, com o valor de Γ (c.f. Figura 6.30 e Quadro 6.16). Nota-se também que a importância relativa dos diferentes picos de energia se modifica com a alteração do período de onda de pico.

Entre as frequências associadas ao 2º e ao 3º modos de oscilação pode observar-se o aparecimento de um máximo relativo, Figura 6.30. Tal como anteriormente, esse pico não parece ter qualquer relação com os modos de oscilação longitudinais e transversais do tanque de ondas. Dadas as semelhanças que existem entre os resultados obtidos para as duas profundidades de água estudadas, nesta fase dispensa-se uma análise exaustiva dos resultados apresentados, uma vez que a mesma foi já realizada para a profundidade de 18 m (Figura 6.29).

O 4º e o 6º modos de oscilação, com períodos naturais de 71.2 e 57.0 s, respectivamente, têm especial interesse, pois prevêem a ocorrência de um nodo na posição ocupada pelo modelo do navio no tanque de ondas, Quadro 6.16. A relevância desta constatação reduz-se pelo facto de os fenómenos de índole ressonante que eventualmente possam ocorrer no tanque de ondas serem, aparentemente, de pequena importância. Para o quinto modo de oscilação natural, o navio encontra-se entre dois nodos do sistema estacionário.

A partir do quinto modo de oscilação (inclusive), a concordância entre as frequências associadas aos modos de oscilação longitudinal do tanque de ondas e as frequências para as quais a densidade de energia é máxima (picos) piora, progressivamente. Importa acrescentar que a densidade de energia que estaria associada ao quinto modo de oscilação é da mesma ordem de grandeza das restantes. Este modo seria relativamente bem aferido por qualquer uma das quatro sondas (Γ varia entre 78 e 93%).

Tendo por base os resultados apresentados, pode concluir-se que, apesar da concentração preferencial de energia em frequências próximas das frequências naturais do tanque de ondas (admitindo que este se comporta como uma bacia fechada), qualquer fenómeno de índole ressonante que aí tenha lugar, terá de ter, forçosamente, um factor de amplificação baixo. Com efeito, frequências que aparentemente não estão relacionadas com nenhum dos modos de oscilação natural do tanque de ondas apresentam densidades de energia da mesma ordem de grandeza daquelas que estão. Os espectros estimados para a máxima resolução possível mostram também que a energia, ao invés de se concentrar em frequências isoladas, se distribui de uma forma mais ou menos uniforme pelas várias frequências (e.g. Figura 6.27 e anexo E).

Assim, e embora não se possa afirmar, categoricamente, que não ocorrem fenómenos de natureza ressonante no tanque de ondas, estes, a existirem, deverão ter uma influência pouco significativa nos resultados experimentais. Com efeito, dentro do praticável, foram tomadas as medidas possíveis tendo em vista a sua minimização. Na primeira fase do estudo, o modelo físico estudado era muito simples e relativamente transparente à agitação gerada. A praia dissipadora, instalada na extremidade do tanque de ondas oposta à do sistema de geração, tem alguma correspondência, no protótipo, com a Prainha existente entre o actual quebramar Norte e a extremidade do antigo quebramar Norte de Leixões. No entanto, enquanto no protótipo a distância dessa praia ao ponto central de um navio amarrado no Posto "A" é de cerca de 400 m, no modelo físico, a distância do modelo do navio à praia dissipadora era de cerca de 800 m (valores de protótipo). Importa acrescentar que no modelo físico simplificado se previu a instalação de um nodo na zona do Posto "A", sensivelmente para o mesmo período de onda que os resultados de simulações realizadas com um modelo numérico estimam que este ocorra no protótipo. A utilização do sistema de absorção activa de reflexões permite também minimizar a probabilidade de ocorrência de fenómenos ressonantes prejudiciais ao estudo em modelo físico.

Importa referir que uma eventual amplificação de perturbações de longo período no tanque de ondas implica, também, a persistência da acção excitante, cuja frequência se deverá manter constante ou, pelo menos, não se alterar de forma significativa ao longo do tempo. O método de geração utilizado na

reprodução dos estados de agitação marítima irregular assegura que, desde que a duração do teste seja suficientemente longa, os diferentes padrões de agrupamentos de ondas ocorrem durante o teste. No entanto, com a modificação do padrão de agrupamento de ondas no decorrer do teste, a frequência da perturbação de longo período associada também se deverá modificar, reduzindo-se a probabilidade de ocorrência de ressonância. Se a entrada de energia no sistema for interrompida, a resposta ressonante do tanque de ondas deverá decair exponencialmente no tempo, devido aos processos dissipativos existentes.

Adicionalmente, como a análise foi realizada com base em espectros de energia, a simples duplicação da altura de onda associada a uma determinada frequência, deveria resultar, à partida, num aumento de quatro vezes da correspondente densidade de energia. Os espectros de energia apresentados, mesmo os de maior resolução, mostram que as densidades de energia estimadas para as frequências da banda infra-gravítica são relativamente próximas.

Como foi referido anteriormente, os sistemas (parcialmente) estacionários associados à ocorrência de fenómenos de natureza ressonante na instalação experimental são, somente, uma das explicações possíveis para a concentração preferencial de energia em algumas frequências da banda infra-gravítica. Com efeito, na introdução que precedeu a análise das condições de ressonância no interior do tanque de ondas, referiu-se que essa distribuição não uniforme de energia podia também ter origem no padrão estacionário que resulta da sobreposição das ondas de longo período livres e ligadas (Baldock *et al.*, 2000, Baldock e Huntley, 2002), em eventuais trocas de energia entre as ondas de longo período livres e os agrupamentos de ondas de curto período (Battjes *et al.*, 2004), e nas interacções onda-onda entre as componentes de primeira ordem.

6.2.7. Caracterização do Comportamento Dinâmico do Navio

6.2.7.1. Introdução

Nos parâmetros caracterizadores do comportamento dinâmico de um navio incluem-se os seus períodos naturais de oscilação e o decréscimo logarítmico das suas oscilações. Quando o navio está livre, esses parâmetros podem apenas ser determinados segundo os modos de arfagem, balanço e cabeceio. Após a amarração do navio no cais é também possível caracterizar o seu comportamento dinâmico segundo os modos de avanço, deriva e guinada.

Para cada um dos modos de oscilação do navio, o período natural de oscilação e o amortecimento podem ser determinados com base nos resultados da mesma experiência. Estas experiências são realizadas em condições de águas paradas (i.e. sem ondas) e para a profundidade de água de teste.

A metodologia utilizada consistiu na aplicação de uma força (ou momento) no navio, que em relação à sua posição inicial de repouso, o movimenta de um determinado deslocamento (ou ângulo). Após esta fase, a força (ou momento) é retirada, passando o navio a oscilar em torno da sua posição de equilíbrio. Durante a realização das experiências são medidos os movimentos do navio e os esforços aplicados nos elementos do seu sistema de amarração (se o navio estiver amarrado).

Os resultados dessas experiências são analisados tendo em vista a determinação dos períodos naturais de oscilação do navio e a caracterização do amortecimento das suas oscilações. Assim, para cada série temporal obtida são determinadas as amplitudes máximas e mínimas de cada oscilação do navio, bem como o instante de tempo associado. O período natural de oscilação resulta da média dos períodos das n primeiras oscilações do navio. O valor de n depende das características da experiência realizada e do amortecimento da oscilação em análise.

A variação da amplitude das oscilações livres (amortecidas) de um navio ao longo do tempo, segundo cada um dos seus modos de oscilação, é dada por,

$$x(t) = A_0 e^{-\lambda t} sen(\omega_{nat} t + \beta) \tag{6.11}$$

em que A_0 representa a amplitude inicial do movimento oscilatório, λ uma constante, ω_{nat} a frequência natural de oscilação (com amortecimento), t a variável tempo e β a fase inicial. A expressão anterior constitui uma forma alternativa de apresentar a Equação (3.39). A Figura 6.31 apresenta um conjunto de oscilações amortecidas sucessivas (genéricas), indicando as curvas de decaimento dessas oscilações e o período natural de oscilação do navio (amortecido). Nessa representação gráfica considerou-se que β =0.

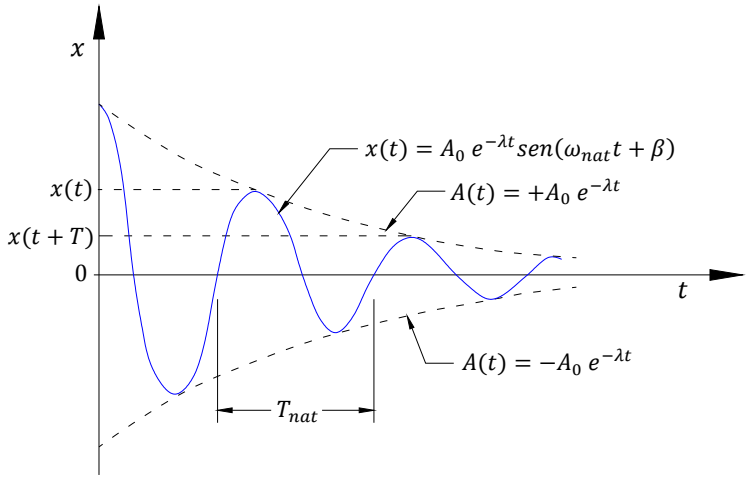


Figura 6.31 – Oscilações livres amortecidas de um navio.

O amortecimento natural das oscilações de um navio livre ou amarrado pode ser expresso através do parâmetro de decréscimo logarítmico, que é estimado através de uma rotina desenvolvida em *MatLab*. Essa rotina recorre ao método dos mínimos quadrados para ajustar às amplitudes máximas e mínimas de um conjunto de observações de oscilações sucessivas do navio, uma função exponencial do tipo,

$$A(t) = \pm A_0 e^{-\lambda t} \tag{6.12}$$

em que $A(t)$ representa a amplitude da oscilação (máxima ou mínima), Figura 6.31. A constante λ tem como unidades s^{-1}.

O decréscimo logarítmico, δ, que representa uma medida de quanto a oscilação em análise decaiu no intervalo de tempo correspondente a um período, é determinado através de,

$$\delta = ln\left(\frac{x(t)}{x(t + T_{nat})}\right) = \lambda\, T_{nat} \tag{6.13}$$

em que T_{nat} representa o período natural da oscilação, podendo ser obtido através de,

$$T_{nat} = \frac{2\pi}{\omega_{nat}} \tag{6.14}$$

Alternativamente, a análise da série temporal das oscilações pode ser feita na sua forma adimensional, em que a amplitude da oscilação é normalizada pela amplitude inicial (i.e. máxima) e a variável tempo pelo período natural da oscilação. Nestas condições a Equação (6.12) fica igual a,

$$A(t)' = \pm A_0' e^{-\lambda'\left(\frac{t}{T_{nat}}\right)} \tag{6.15}$$

em que $A(t)'$ representa a amplitude da oscilação normalizada, A_0' a amplitude inicial do ajuste e λ' uma constante. O decréscimo logarítmico é, neste caso, dado por,

$$\delta = ln\left(\frac{A(t)'}{A(t+T_{nat})'}\right) = \lambda'. \tag{6.16}$$

Normalmente, o quadrado do coeficiente de correlação, R^2, é definido apenas para regressões lineares, Motulsky e Ransnas, 1987. Contudo, quando se faz um ajuste não-linear a um conjunto de observações, o R^2 pode ser determinado através da soma do quadrado dos erros, SSE, que é dada por,

$$SSE = \sum_{i=1}^{n}\left(A_i - A_0 e^{-\lambda t_i}\right)^2 \tag{6.17}$$

em que A_i representa a amplitude da oscilação observada (medida) quando $t = t_i$ e n o número total de observações. A soma do quadrado dos erros é, posteriormente, normalizada pelo parâmetro SST, que é definido através de,

$$SST = \sum_{i=1}^{n}\left(A_i - \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}(A_i)\right)^2. \tag{6.18}$$

O R^2 representa uma medida da fracção da variância total das observações de A_i (relativamente à sua média) que é reduzida (i.e. explicada) pela curva escolhida para o ajuste, sendo dado por,

$$R^2 = 1 - \frac{SSE}{SST}. \tag{6.19}$$

Quando o ajuste é perfeito, R^2 é igual à unidade e quando é muito fraco aproxima-se de zero. Importa ainda acrescentar que, neste contexto, o parâmetro R^2 não representa, verdadeiramente, o quadrado do coeficiente de correlação (como nas regressões lineares), podendo tomar valores negativos.

Nas secções seguintes começa-se por analisar o comportamento dinâmico do navio livre para várias profundidades de água, ou seja, diferentes folgas sob a quilha do navio. Por fim analisa-se a influência do sistema de amarração no comportamento dinâmico do navio amarrado.

6.2.7.2. Navio livre

No decurso do estudo foram realizadas experiências com o intuito de caracterizar o comportamento do navio livre, para diferentes profundidades de água no tanque de ondas. As profundidades consideradas foram (valores do modelo):

- 35 cm – experiências de calibração do navio, que correspondem neste contexto a águas profundas;
- 30 e 25 cm – profundidades intermédias;
- 20, 18 e 16 cm – profundidades de água junto ao cais que correspondem, sensivelmente, ao nível máximo da água numa preia-mar de águas vivas, ao nível médio da água do mar e ao nível associado ao zero hidrográfico.

No Quadro 6.17 são apresentados os valores dos parâmetros caracterizadores do modo de oscilação de balanço do navio livre, para as profundidades de 0.20 e 0.35 cm. Os resultados dessas experiências são apresentados, em detalhe, no anexo D.3. Os resultados das restantes experiências não foram analisados no âmbito da presente dissertação.

Quadro 6.17 – Valores médios dos parâmetros caracterizadores do modo de oscilação de balanço do navio livre, para duas profundidades de água (valores no modelo físico – MF e no protótipo – P).

d (m)	T_R (s)		λ (s^{-1})		δ (-)	
	MF	P	MF	P	MF	P
0.35	1.263	12.63	0.0864	0.00864	0.109	0.109
0.20	1.346	13.46	0.1275	0.0128	0.1716	0.1716

6.2.7.3. Navio amarrado no cais

O comportamento de um navio amarrado segundo os modos de oscilação de avanço, deriva e guinada é normalmente controlado pelos períodos naturais introduzidos pelo sistema de amarração, Kirkegaard *et al.*, 2003. Como esses períodos naturais tendem a ser relativamente elevados, o amortecimento dessas oscilações do navio por radiação (na geração de ondas) é reduzido. Nestas circunstâncias, outras formas de amortecimento assumem uma maior importância, nomeadamente, o amortecimento causado pelas forças viscosas e pelas forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas.

O grau de amortecimento de uma dada oscilação do navio pode ser avaliado através da realização de experiências de decaimento "livre" dessa oscilação. A análise dos resultados dessas experiências torna também possível a determinação de outros parâmetros caracterizadores do comportamento dinâmico do navio.

As experiências de decaimento livre foram efectuadas antes do início de cada uma das séries de testes experimentais, sempre que a modificação das condições de teste sugerisse uma alteração dos parâmetros caracterizadores do comportamento do navio. Como foi referido anteriormente, essas experiências são realizadas com o navio amarrado no posto de acostagem, em condições de águas paradas (sem ondas) e para a profundidade de água de teste.

Nesta secção é realizada uma análise dos resultados obtidos numa das séries de testes da primeira fase do estudo experimental. As experiências de decaimento livre foram efectuadas com o navio amarrado com o *layout* assimétrico, tendo-se considerado uma profundidade de água junto ao cais igual a 0.18 m (no modelo). As forças iniciais aplicadas nos cabos de amarração eram as correspondentes à condição de pré-tensão normal, enquanto as defensas instaladas no cais procuravam reproduzir defensas com uma superfície frontal de baixo atrito (defensas-base).

A metodologia utilizada consistiu na aplicação de uma força (ou momento) no navio, que em relação à sua posição inicial de repouso, o movimenta de um determinado deslocamento (ou ângulo). Após esta fase, a força (ou momento) é retirada, passando o navio amarrado a oscilar em torno da sua posição de equilíbrio. Este procedimento é repetido para cada um dos seis graus de liberdade do navio. Durante a realização das experiências, os movimentos do navio são medidos, de forma contínua, com o sistema *Qualisys*. Em geral, para cada um dos seis modos de oscilação do navio, foram efectuadas pelo menos quatro experiências de decaimento livre, isto é, cada experiência foi repetida, para cada um dos modos de oscilação, pelo menos duas vezes segundo cada um dos sentidos do movimento.

De acordo com a metodologia que foi apresentada, segundo o modo de avanço, foram realizadas quatro experiências em que a força foi aplicada à proa do navio (com este a deslocar-se no sentido positivo) e três experiências em que a força foi aplicada à popa. Nas experiências que visavam a determinação das curvas de decaimento 'livre' das oscilações de deriva, o navio amarrado, por aplicação de forças com uma direcção transversal ao seu eixo longitudinal, foi, numa primeira fase, afastado do cais uma dada distância ($P_{inicial} - l$). Na segunda fase, as forças transversais aplicadas no navio aproximaram-no do

cais, conduzindo à deformação máxima das duas defensas reproduzidas ($P_{inicial} - 2$). Em qualquer uma das situações, com a retirada das forças aplicadas, o navio ficou a oscilar livremente. Foram realizadas duas experiências em cada uma das duas fases referidas. Segundo o modo de balanço foram realizadas quatro experiências em que o navio amarrado foi inclinado, transversalmente, para bombordo.

O modo de oscilação de cabeceio foi excitado através da aplicação de forças verticais, numa primeira fase à proa do navio e posteriormente à popa. Essas forças originaram o caimento do navio à proa e à popa, respectivamente.

Na série analisada não foram realizadas experiências com o objectivo de caracterizar o comportamento do navio segundo o modo de arfagem. Assim, as curvas de decaimento apresentadas para este modo de oscilação resultam da análise do comportamento do navio amarrado, segundo o modo de arfagem, nas experiências de decaimento livre da oscilação de cabeceio. A utilização deste procedimento foi possível porque a excitação do modo de cabeceio origina, também, uma resposta do navio segundo o modo de arfagem de amplitude apreciável, especialmente quando a excitação é realizada por aplicação de uma força à proa.

Como as oscilações de cabeceio e de arfagem são muito amortecidas, apenas é possível, na melhor das hipóteses, fazer o ajuste da Equação (6.12) a dois pontos (máximos ou mínimos). Após esta fase inicial, a amplitude das oscilações do navio é muito pequena e praticamente constante (ou varia lentamente). Essas oscilações devem resultar de efeitos secundários (e.g. reflexão das ondas geradas pelo navio nas primeiras oscilações que regressam à zona do Posto "A") e, portanto, não foram consideradas na análise efectuada.

As experiências de decaimento livre da oscilação de guinada consistiram na aplicação de uma força no navio, com uma direcção transversal ao cais e que passava pelo ponto de contacto do casco do navio com a defensa. Da aplicação dessas forças resultava a deformação máxima (compressão) da defensa nº 1 (proa) ou da defensa nº 2 (popa). Quando a força era retirada, o navio ficava a oscilar em torno da sua posição de equilíbrio.

A Figura 6.32 apresenta, como exemplo, curvas de decaimento livre das oscilações do navio amarrado segundo cada um dos seus seis graus de liberdade (frequência de aquisição de 24 Hz no modelo). Para cada um dos modos de oscilação do navio são também apresentados os limites correspondentes a 20% da amplitude máxima positiva e negativa das curvas de decaimento livre, assim como os resultados do ajuste da Equação (6.12) às amplitudes máximas e mínimas de um conjunto de oscilações sucessivas do navio. Os resultados das restantes experiências de decaimento livre das oscilações do navio amarrado segundo o modo de balanço são apresentados no anexo D.5, e segundo os restantes modos de oscilação no anexo D.4.

Os modos de oscilação representados na Figura 6.32 apresentam diferentes graus de amortecimento. Pode ainda verificar-se que as oscilações de cabeceio e de arfagem são as mais fortemente amortecidas (o parâmetro de decréscimo logarítmico apresenta valores mais elevados). Este facto dificulta, quer a determinação do período natural de oscilação, quer a caracterização do grau de amortecimento dessas oscilações. O modo de balanço é o que apresenta o amortecimento mais fraco, sendo possível observar um grande número de oscilações até o navio parar de se movimentar. Os modos de guinada, avanço e deriva encontram-se numa situação intermédia, entre o modo de balanço e o modo de cabeceio (ou de arfagem).

O Quadro 6.18 sintetiza os resultados das várias experiências efectuadas e apresenta, para cada modo de oscilação e tipo de experiência, o período natural, T_{nat}, a constante λ e o decréscimo logarítmico, δ. Esses resultados são apresentados, quer em valores de modelo físico (MF), quer de protótipo (P).

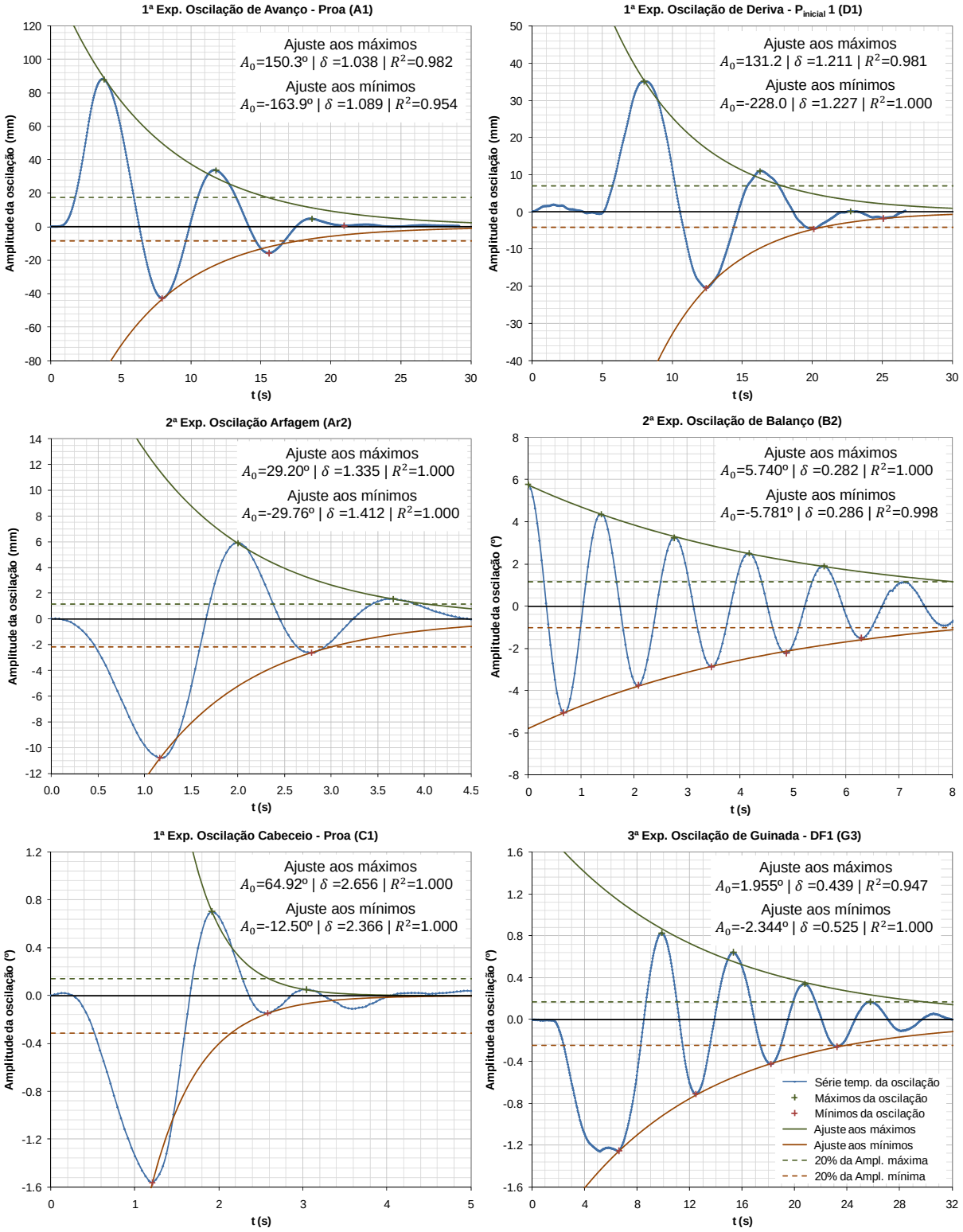


Figura 6.32 – Exemplos de curvas de decaimento "livre" das oscilações do navio amarrado segundo os seis graus de liberdade possíveis (valores no modelo) [Série - S11].

Os resultados apresentados no Quadro 6.18 permitem tecer considerações idênticas às já apresentadas aquando da análise da Figura 6.32. Para um dado modo de oscilação do navio, podem ser observadas algumas diferenças entre os resultados obtidos em experiências efectuadas com técnicas distintas (e.g.

aplicação das forças à proa ou à popa), e mesmo entre os resultados de experiências efectuadas com a mesma técnica. Enquanto no primeiro caso essas discrepâncias se podem ficar a dever à utilização de técnicas diferentes, no segundo caso podem resultar da dificuldade (prática) em conseguir efectuar as várias experiências, exactamente, nas mesmas condições e, também, do facto de o comportamento do navio amarrado ser complexo e, habitualmente, não-linear. As maiores diferenças foram encontradas segundo os modos de cabeceio, arfagem e deriva, que são também os mais fortemente amortecidos. O modo de oscilação de balanço é o que apresenta menor variabilidade nos resultados obtidos.

Quadro 6.18 – Quadro-síntese dos resultados das experiências de decaimento livre das oscilações do navio segundo os seis graus de liberdade existentes.

Modo de oscilação	Tipo de experiência	Parâmetro					
		T_{nat} (s)		λ (s^{-1})		δ (-)	
		MF	P	MF	P	MF	P
Avanço	à proa	6.945	69.45	0.1544	0.01544	1.065	1.065
	à popa	6.375	63.75	0.1591	0.01591	1.086	1.086
	média	6.701	67.01	0.1564	0.01564	1.074	1.074
Deriva	$P_{inicial}$ 1	7.859	78.59	0.1467	0.01467	1.117	1.117
	$P_{inicial}$ 2	7.365	73.65	0.1666	0.01666	1.218	1.218
	média	7.612	76.12	0.1566	0.01566	1.167	1.167
Arfagem	à proa	1.656	16.56	0.8849	0.08849	1.463	1.463
Balanço	bombordo	1.401	14.01	0.1947	0.01947	0.2725	0.2725
Cabeceio	à proa	1.250	12.50	2.054	0.2054	2.526	2.526
	à popa	1.521	15.21	2.150	0.2150	3.274	3.274
	média	1.386	13.86	2.102	0.2102	2.900	2.900
Guinada	à proa (DF1)	5.461	54.61	0.0835	0.00835	0.4565	0.4565
	à popa (DF2)	5.375	53.75	0.0881	0.00881	0.4747	0.4747
	média	5.418	54.18	0.0858	0.00858	0.4656	0.4656

Na análise crítica dessas diferenças é importante ter em atenção, quer o número reduzido de oscilações que foram consideradas nas análises realizadas para os modos de oscilação mais amortecidos, quer as características das acções que actuam sobre o navio amarrado e tendem a restabelecer o seu equilíbrio, após este ter sido movimentado da sua posição de repouso. Com efeito, analisando simplificadamente os movimentos do navio no plano horizontal pode verificar-se que: segundo o modo de avanço, devido à assimetria do *layout* de amarração, a rigidez do sistema de amarração para movimentos longitudinais positivos (sentido da popa para a proa) é diferente da rigidez para movimentos longitudinais negativos; segundo o modo de deriva, as forças aplicadas nos cabos de amarração, que puxam o navio para o cais, opõem-se às forças aplicadas nas defensas, que afastam o navio do cais; segundo o modo de guinada, essa discordância pode resultar de eventuais diferenças na rigidez transversal do sistema de amarração à proa e à popa, e do facto de o centro de gravidade do navio não estar situado numa posição equidistante das duas defensas instaladas no cais.

Os resultados apresentados no anexo D.5 mostram que, enquanto segundo o modo de balanço, o período das sucessivas oscilações do navio amarrado é sensivelmente constante no tempo, nos restantes modos de oscilação esse período tende a diminuir à medida que a amplitude da oscilação diminui. Os períodos naturais apresentados no Quadro 6.18 resultam da média dos períodos das oscilações consideradas no

ajuste da Equação (6.12) aos resultados das experiências de decaimento livre. Nesse anexo são também apresentadas algumas notas adicionais sobre os resultados obtidos.

As diferenças encontradas no parâmetro δ associado ao amortecimento das oscilações de cabeceio do navio, Quadro 6.18, quando se consideram os resultados das experiências realizadas por aplicação de uma força à proa e à popa do navio, têm origem, essencialmente, nos períodos naturais de oscilação, dado que a constante λ é menos variável.

Importa ainda salientar o ajuste quase perfeito da Equação (6.12) às amplitudes extremas da oscilação de guinada, com o sentido do movimento de rotação inicial imposto ao navio amarrado, em contraste com o ajuste de menor qualidade conseguido para as amplitudes extremas dessas oscilações no sentido oposto (Figura 6.32 e anexo D.4).

Após a apresentação e a discussão dos resultados das experiências de decaimento livre (Figura 6.32 e Quadro 6.18), importa fazer uma breve análise desses resultados baseada nos factores que controlam a resposta ressonante do navio amarrado, segundo os diferentes modos de oscilação. Assim, no plano vertical, deverá existir um equilíbrio entre as forças devidas à aceleração do navio (em que deverá ser incluída a inércia adicionada do navio) e as forças de restituição devidas à impulsão, PIANC, 1995. Como resultado, os períodos naturais das oscilações de arfagem, balanço e cabeceio situam-se, regra geral, na gama dos períodos da agitação marítima, isto é, entre 5 e 25 s (Quadro 6.18).

O amortecimento das oscilação de arfagem e de cabeceio resulta, essencialmente, do efeito de geração de ondas (*wave making*), quando o navio se movimenta segundo esses modos de oscilação. Como este amortecimento por radiação é muito significativo, esses modos de oscilação apresentam, usualmente, valores do parâmetro de decréscimo logarítmico elevados (Quadro 6.18). Segundo o modo de oscilação de balanço, o amortecimento por radiação é relativamente reduzido. Nestas circunstâncias, outras formas de amortecimento podem assumir destaque, como se explica na secção 6.2.7.4. O amortecimento das oscilações de balanço é portanto, normalmente, muito inferior ao dos restantes modos de oscilação do navio no plano vertical.

No plano horizontal, deverá existir um equilíbrio entre as forças devidas à aceleração do navio (em que deverá ser incluída a inércia adicionada do navio) e as forças de restituição associadas ao sistema de amarração, PIANC, 1995. Como resultado, os períodos naturais (ressonantes) dos modos de oscilação de avanço, deriva e guinada são superiores aos períodos típicos da agitação marítima (Quadro 6.18), situando-se num intervalo que pode variar de 20 s a vários minutos, dependendo, essencialmente, das características do navio e do sistema de amarração usado. O amortecimento dessas oscilações de longo período resulta da geração de ondas, de efeitos viscosos, de deriva causada pela agitação (*wave drift damping*) e das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas.

Para essas oscilações de longo período do navio, o amortecimento por radiação é pouco significativo, particularmente segundo o modo de avanço. Por outro lado, quando o navio está amarrado num local relativamente abrigado, o amortecimento de deriva, que está associado à resistência adicional que este experimenta quando se movimenta na presença de ondas, é também pouco importante. Assim, nessas circunstâncias, o sistema de amarração é o responsável pela parcela mais importante do amortecimento dos movimentos do navio no plano horizontal.

O Quadro 6.19 sintetiza os resultados de várias experiências de decaimento livre, realizadas em modelo físico, para os seis graus de liberdade de um navio amarrado. Nessas experiências foram utilizados dois navios do tipo graneleiro, com portes diferentes, em lastro e em situação de carregamento máximo. O comportamento desses navios foi estudado usando um *layout* de amarração *standard*, e considerando

cabos de amarração com uma rigidez linearizada de 360 kN/m na condição "MI" e de 720 kN/m na condição "MIV". Os resultados apresentados referem-se a valores de protótipo.

Quadro 6.19 – Resultados de experiências de decaimento livre das oscilações do navio, segundo seis graus de liberdade, para diferentes condições de teste (Gravesen, 2005).

Tipo de navio	Deslocamento (t)	Amarração	Avanço		Deriva		Arfagem		Balanço		Cabeceio		Guinada	
			T_{nat} (s)	δ	T_{nat} (s)	δ	T_{nat} (s)	δ	T_{nat} (s)	δ	T_{nat} (s)	δ	T_{nat} (s)	δ
Graneleiro 150000 dwt	177 800	MI	130	1.3	146	0.9	18	0.6	23	0.17	16	0.4	79	0.4
		MIV	174	2.4	125	0.7	24	0.5	22	0.17	16	0.5	67	0.4
	68 300	MI	91	0.7	49	0.5	12	1.4	9	0.46	12	1.2	33	0.2
		MIV	91	0.8	41	0.5	13	0.5	9	0.43	13	0.7	28	0.2
Graneleiro 50000 dwt	59 400	MI	67	0.7	55	0.5	11	2.7	11	0.22	12	1.6	38	0.3
	27 500	MI	50	1.0	37	0.4	9	0.4	9.2	0.34	9	0.4	28	0.1

As experiências de decaimento livre cujos resultados são apresentados no Quadro 6.19 foram realizadas em condições diferentes das estudadas nesta secção. No entanto, pode verificar-se que nas experiências realizadas com os navios em situação de carregamento máximo, o modo de balanço é o que apresenta um amortecimento mais fraco. Estes resultados estão de acordo com os apresentados no Quadro 6.18. Considerando ainda esse estado de carga, pode verificar-se que as oscilações mais amortecidas são as de avanço e as de deriva no caso do navio de maior porte, e as de arfagem e de cabeceio nas experiências realizadas com o navio de menor porte.

Quando os navios transitaram de uma situação de carregamento máximo para uma situação de navio em lastro pôde observar-se uma redução apreciável do período natural do modo de oscilação de balanço, T_{nat}, e um aumento significativo do amortecimento dessas oscilações (i.e. do parâmetro de decréscimo logarítmico, δ), especialmente nas experiências efectuadas com o navio graneleiro de maior porte. Para os restantes modos de oscilação, essa modificação do estado de carga do navio traduz-se numa redução dos períodos naturais de oscilação e, na generalidade das situações, do grau de amortecimento dessas oscilações.

Os resultados apresentados no Quadro 6.19 permitem também analisar a influência da rigidez dos cabos de amarração no comportamento do navio graneleiro de maior porte. Segundo o modo de avanço pode verificar-se que o aumento da rigidez dos cabos de amarração conduziu a um importante aumento do período natural dessa oscilação com o navio em situação de carregamento máximo, e que esse período se manteve inalterado nas experiências realizadas com o navio em lastro. Estes resultados não parecem ir ao encontro daquilo que, intuitivamente, se poderia esperar, dado que o período natural da oscilação de avanço, em condições normais, deverá variar na razão inversa da rigidez do sistema de amarração. Os resultados apresentados mostram também que o amortecimento da oscilação de avanço aumenta com a rigidez dos cabos de amarração.

Segundo os modos de deriva e de guinada, o aumento da rigidez do sistema de amarração conduz a uma redução do período natural de oscilação, enquanto o grau de amortecimento dessas oscilações se mantém constante ou decresce ligeiramente. O período natural da oscilação de cabeceio não foi, praticamente, alterado pela modificação das características dos cabos de amarração do navio. No entanto, o aumento da rigidez desses elementos do sistema de amarração conduziu a um aumento do amortecimento dessa

oscilação quando o navio estava em situação de carregamento máximo e a uma importante diminuição de δ quando o navio se encontrava em lastro. Segundo o modo de arfagem verifica-se que a utilização de cabos de maior rigidez conduz a um aumento do período natural de oscilação e a uma diminuição do parâmetro δ. O período natural da oscilação de balanço e o seu grau de amortecimento não se mostraram sensíveis às modificações operadas no sistema de amarração do navio.

As experiências de decaimento "livre" das oscilações do navio foram efectuadas com o objectivo de proporcionarem resultados que pudessem ser utilizados na explicação (e, eventualmente, justificação) do comportamento do navio amarrado em algumas das condições testadas. Portanto, nas secções 6.2.8 e 6.3.10, sempre que necessário, serão feitas referências a resultados e a conclusões apresentados nesta secção. Por outro lado, essas experiências visavam ainda a obtenção de resultados com interesse para o desenvolvimento e a verificação de modelos numéricos destinados à simulação do comportamento de navios amarrados em portos.

De facto, alguns dos fenómenos físicos responsáveis por uma parte significativa do amortecimento das oscilações do navio amarrado são de difícil simulação nos modelos numéricos, especialmente segundo os modos de oscilação no plano horizontal. Por exemplo, o modelo WAMSIM, Bingham, 2000, para ultrapassar essa dificuldade, possibilita a introdução de coeficientes estimados experimentalmente, que permitem compensar alguns dos fenómenos hidrodinâmicos que não são simulados devidamente pelo modelo numérico. Os resultados apresentados por Kirkegaard *et al.*, 2003, mostram que esse modelo não simula convenientemente, *per se*, o amortecimento das oscilações do navio segundo os modos de avanço, deriva, guinada e balanço, perto das frequências ressonantes desses modos de oscilação. A introdução no modelo numérico do amortecimento desprezado (ou incorrectamente simulado) sob a forma dos coeficientes determinados com base em experiências de decaimento "livre" (coeficientes empíricos) permitiu aproximar os resultados obtidos com o modelo numérico dos obtidos por via experimental, para esses modos de oscilação. Trata-se, assim, de um exemplo da complementaridade que deverá existir entre a modelação física e a modelação numérica, que já foi objecto de discussão no capítulo 3. A componente do amortecimento desprezado pelo modelo numérico poderá ter origem nas forças de atrito originadas entre o casco do navio e as defensas quando este se move tangencialmente às defensas, em efeitos hidrodinâmicos de ordem superior, e na separação do escoamento na base do casco do navio devido à proximidade entre o cais e o navio, Kirkegaard *et al.*, 2003.

6.2.7.4. Influência do atrito das defensas e das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses no comportamento do navio amarrado segundo o modo de balanço

Como já foi referido anteriormente, o sistema de amarração condiciona, essencialmente, a resposta do navio amarrado no plano horizontal e segundo o modo de oscilação de balanço. O comportamento do navio segundo o modo de arfagem e de cabeceio não é, em geral, afectado pelo sistema de amarração, uma vez que, quer o amortecimento hidrodinâmico, quer as forças de restituição resultantes da impulsão são muito significativos segundo estes modos de oscilação. A influência das características do sistema de amarração na oscilação de balanço resulta do facto de, para este modo de oscilação, o amortecimento por radiação ser reduzido e as forças de restituição hidrostática pouco importantes.

Uma vez que o amortecimento da oscilação de balanço por radiação (geração de ondas) é relativamente reduzido, o amortecimento viscoso pode tornar-se importante. Este tipo de amortecimento resulta, quer das perdas de energia na camada-limite formada em torno do casco do navio quando este experimenta movimentos de balanço, quer dos turbilhões de esteira (*eddy shedding*) desenvolvidos nas arestas do casco do navio, PIANC, 1995.

No que diz respeito às oscilações de balanço, as defensas instaladas no cais têm um comportamento ambivalente. Por um lado, os impactos do navio nestes elementos do sistema de amarração podem

originar oscilações de balanço muito importantes, eventualmente na frequência ressonante deste modo de oscilação, mas por outro lado, as forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas são uma fonte adicional de amortecimento dessas mesmas oscilações. Este mecanismo de dissipação pode tornar-se especialmente importante quando a acção do vento empurra o navio contra as defensas, ou quando são aplicadas forças de pré-tensão elevadas nos cabos de amarração.

Nesta secção é analisada a influência do coeficiente de atrito na interface do costado do navio com as defensas nos parâmetros caracterizadores do comportamento dinâmico do navio amarrado, segundo o modo de oscilação de balanço. Consideraram-se duas superfícies de contacto da defensa com o navio, duas condições de pré-tensão e duas profundidades de água no tanque de ondas, d. O período natural da oscilação de balanço e o decréscimo logarítmico dessa oscilação são determinados com base nos resultados de experiências de decaimento "livre" dessa oscilação, realizadas durante a primeira fase do estudo em modelo físico.

Para a profundidade de água junto ao cais de 0.18 m (no modelo) foram realizadas quatro experiências de decaimento "livre" para cada uma das condições de teste estudadas, enquanto para a profundidade de água de 0.20 m apenas foram realizadas três experiências. O período natural determinado em cada uma dessas experiências resulta da média dos períodos das primeiras quatro oscilações de balanço do navio. Na condição de teste em que a oscilação de balanço do navio era mais fortemente amortecida (i.e. defensas em EPDM e condição de pré-tensão extra) apenas foram consideradas as três primeiras oscilações. O período natural da oscilação de balanço em cada uma das condições de teste estudadas foi determinado com base na média dos resultados das experiências realizadas.

A análise dos resultados das experiências realizadas nas mesmas condições mostrou que o parâmetro de decréscimo logarítmico apresentava maior variabilidade do que o período natural da oscilação de balanço. Por esse motivo, para a profundidade de água de 0.18 m, no cálculo da média do parâmetro δ (ou λ) não foi considerada a experiência cujos resultados mais se afastavam dos restantes. Como para a profundidade de água de 0.20 m só foram realizadas três experiências de decaimento "livre", e porque os resultados obtidos se encontram relativamente próximos, nenhuma das experiências foi excluída.

Importa, no entanto, referir que a variabilidade observada é menor do que a registada noutros modos de oscilação (secção 6.2.7.3). As diferenças encontradas aquando da análise dos resultados segundo o modo de balanço devem estar relacionadas com o modo com as experiências foram efectuadas, e com aspectos relacionados com o próprio sistema de amarração, nomeadamente o grau de humedecimento da superfície de contacto das defensas com o navio, ou pequenas diferenças no posicionamento inicial do navio relativamente ao cais.

A Figura 6.32 mostrou que as oscilações do navio amarrado, segundo os seus seis graus de liberdade, apresentam diferentes níveis de amortecimento. Por outro lado, o amortecimento que está associado a um determinado modo de oscilação do navio depende, também, das condições em que é determinado, nomeadamente do quociente 'profundidade de água-calado do navio', das características do sistema de amarração, entre outros.

Como se pretende efectuar uma análise comparativa do amortecimento da oscilação de balanço para diferentes condições de teste, torna-se necessário estabelecer um critério que permita definir quais as oscilações (de uma determinada experiência) que devem ser tidas em consideração na determinação de δ. O critério utilizado no âmbito deste trabalho consistiu na consideração apenas das oscilações com uma amplitude superior a 20% da amplitude inicial (máxima). De acordo com a experiência adquirida, com este critério torna-se possível analisar o amortecimento da oscilação de balanço considerando um número razoável de oscilações (entre 3 e 6, dependendo do amortecimento da oscilação em causa) e, simultaneamente, limitar a influência indesejada de alguns efeitos de laboratório nessa análise (e.g.

reflexões nas paredes laterais do tanque de ondas). Estes efeitos podem tornar-se importantes na fase final das experiências, ou seja, quando as oscilações de balanço são de muito pequena amplitude. Para uma dada curva de decaimento da oscilação de balanço, a Figura 6.33 apresenta diferentes critérios para a definição das oscilações a considerar na determinação do parâmetro de decréscimo logarítmico.

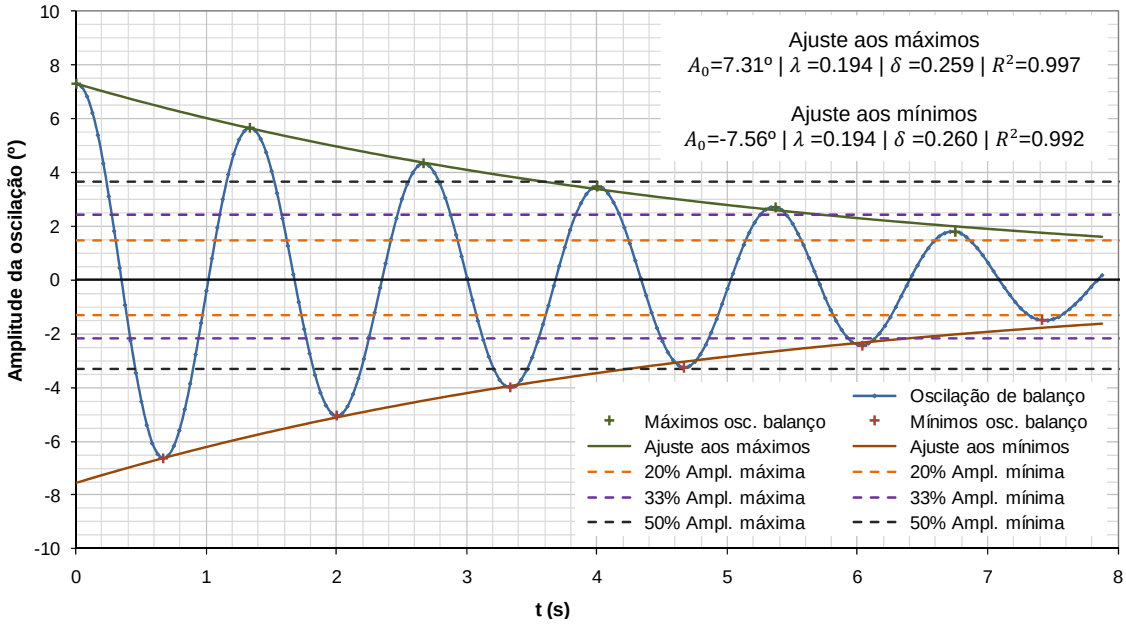


Figura 6.33 – Curva de decaimento da oscilação de balanço: escolha do critério a utilizar na definição das oscilações a considerar na determinação de δ. Condição PT-B & DF-Base e d=0.20 m [S13 T47 K47-B3].

Os resultados de cada uma das experiências realizadas são apresentados no anexo D.5, sob a forma de quadros e de gráficos. O Quadro 6.20 sintetiza os resultados obtidos para as várias condições testadas, ou seja, o período natural da oscilação de balanço, T_R, o valor da constante λ do ajuste efectuado e o decréscimo logarítmico dessa oscilação, δ. Esses resultados são apresentados em valores no modelo físico (MF) e no protótipo (P).

Quadro 6.20 – Valores médios dos parâmetros caracterizadores do modo de oscilação de balanço do navio amarrado.

d (m)	Condição	T_R (s)		λ (s^{-1})		δ (-)	
		MF	P	MF	P	MF	P
0.18	PT-N & DF-Base	1.401	14.01	0.195	0.0195	0.273	0.273
	PT-N & DF-EPDM	1.395	13.95	0.235	0.0235	0.328	0.328
	PT-E & DF-EPDM	1.378	13.78	0.309	0.0309	0.426	0.426
	PT-E & DF-Base	1.402	14.02	0.220	0.0220	0.308	0.308
0.20	PT-N & DF-Base	1.337	13.37	0.193	0.0193	0.257	0.257
	PT-E & DF-Base	1.340	13.40	0.207	0.0207	0.278	0.278

PT-N – Condição de pré-tensão normal
PT-E – Condição de pré-tensão extra
DF-Base – Defensas-base, i.e., com recobrimento em polietileno
DF-EPDM – Defensas com recobrimento em EPDM

Os resultados apresentados no Quadro 6.20 mostram que o período natural da oscilação de balanço é praticamente independente da condição de pré-tensão e do coeficiente de atrito das defensas, isto é, das características do sistema de amarração. Estes resultados estão por isso de acordo com os que foram apresentados no Quadro 6.19 para este modo de oscilação.

De um modo geral, para uma profundidade de água de 0.18 m (18 m no protótipo), que corresponde sensivelmente ao nível médio da água do mar, o valor de T_R é igual a 1.4 s (14 no protótipo), Quadro 6.20. O valor de T_R obtido para a condição PT-E&DF-EPDM é ligeiramente inferior ao valor anterior. Embora os resultados apresentados resultem da média dos períodos de várias oscilações de balanço, é importante ter em consideração que a frequência de aquisição do sistema foi fixada em 24 Hz, o que significa que o intervalo de tempo entre medições consecutivas é de aproximadamente 0.042 s (valores do modelo).

No entanto, o aumento da profundidade de água de 0.18 para 0.20 m conduziu a uma redução do valor de T_R de 1.40 para 1.34 s. Este resultado pode ser explicado pela diminuição do momento de inércia adicionado para a oscilação de balanço em fase com a aceleração angular dessa oscilação (parâmetro A_{44} da Equação (4.21)), e está de acordo com os resultados apresentados na secção 6.2.7.2.

Tendo por base os resultados apresentados pode concluir-se que a influência das características do sistema de amarração no período natural da oscilação de balanço é desprezável (Quadro 6.20). Além disso, verifica-se que o período natural da oscilação de balanço do navio não se altera, de um modo apreciável, quando este é amarrado no cais (Quadros 6.17 e 6.20). As pequenas diferenças encontradas podem dever-se, em parte, ao facto de nas experiências com o navio livre a medição da profundidade de água ter sido realizada junto às janelas laterais do tanque de ondas e nas experiências com o navio amarrado na zona adjacente ao cais. Além disso, o facto de as experiências terem sido realizadas em locais distintos, e a profundidade do tanque de ondas não ser rigorosamente uniforme, pode justificar as pequenas diferenças encontradas nesse parâmetro, que é sensível à folga sob a quilha do navio.

O decréscimo logarítmico da oscilação de balanço do navio, contrariamente ao que foi observado com os períodos naturais de oscilação, é muito influenciado pelas características do sistema de amarração, Quadro 6.20. As oscilações com um grau de amortecimento mais baixo verificam-se quando as forças aplicadas nos cabos de amarração do navio são as correspondentes à condição de pré-tensão normal e as defensas reproduzidas no modelo físico apresentam um coeficiente de atrito baixo na interface com o navio (δ = 0.273 para d= 0.18 m). O aumento das forças de pré-tensão nos traveses e a consideração de defensas de atrito elevado originam o aumento do decréscimo logarítmico da oscilação de balanço, sendo que a influência da primeira intervenção nesse parâmetro é inferior à da segunda.

Das condições testadas, aquela que tem associado um grau de amortecimento mais elevado é a que considera a utilização de defensas de atrito elevado em conjunto com um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses. Para estas condições, o decréscimo logarítmico médio é de 0.426, o que representa um aumento de 56% em relação à condição base (PT-N & DF-B).

A Figura 6.34 apresenta, como exemplo, curvas de decaimento da oscilação de balanço que resultam de experiências efectuadas para uma profundidade de água, d, igual a 18 m, considerando diferentes características do sistema de amarração. Os resultados são apresentados na forma dimensional (valores no modelo físico) e adimensional, e suportam as considerações apresentadas anteriormente.

O Quadro 6.21 apresenta os parâmetros caracterizadores das oscilações de balanço representadas nos gráficos das Figuras 6.34 e 6.35. Nas experiências realizadas para uma profundidade de água de 0.20 m (20 m no protótipo) verifica-se a tendência já apresentada anteriormente para o nível de água médio, ou seja, o aumento do decréscimo logarítmico da oscilação de balanço com o aumento das forças de

pré-tensão aplicadas nos traveses, Quadro 6.20. Observa-se também uma redução do amortecimento dessa oscilação com o aumento da profundidade de água. Embora os valores da constante λ não sejam muito diferentes (especialmente para a condição PT-N & DF-Base), a diminuição do período natural da oscilação de balanço com o aumento da profundidade de água conduz à redução do parâmetro δ.

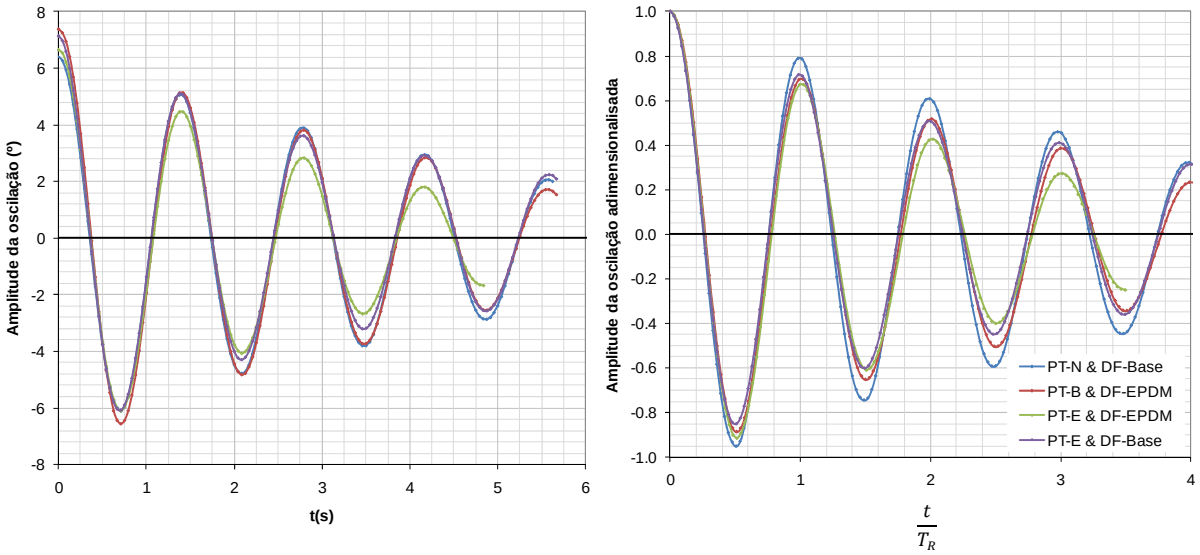


Figura 6.34 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço para d igual a 0.18 m e diferentes características do sistema de amarração: representação na forma dimensional (esquerda) e adimensional (direita).

A Figura 6.35 apresenta as curvas de decaimento da oscilação de balanço do navio amarrado para as duas profundidades de água consideradas, na forma dimensional (valores no modelo) e adimensional. Nessas experiências, as forças iniciais aplicadas nos cabos de amarração são as relativas à condição de pré-tensão normal e foram reproduzidas defensas com um coeficiente de atrito baixo na interface com o navio. Os resultados apresentados suportam as considerações efectuadas anteriormente.

Quadro 6.21 – Parâmetros caracterizadores do modo de oscilação de balanço do navio amarrado.

d (m)	Condição	Teste	Ref.	A_0 (º)	T_R (s)	λ (s^{-1})	δ (-)
0.18	PT-N & DF-Base	S11 T41 K42	B3	6.42	1.40	0.191	0.267
	PT-N & DF-EPDM	S11 T73 K72	B4	7.38	1.39	0.242	0.338
	PT-E & DF-EPDM	S12 T39 K35	B1	6.66	1.38	0.306	0.422
	PT-E & DF-Base	S12 T65 K64	B3	7.14	1.40	0.219	0.306
0.20	PT-N & DF-Base	S13 T47 K47	B2	6.60	1.33	0.194	0.259

As Figuras 6.34 e 6.35 apresentam curvas de decaimento da oscilação de balanço na forma dimensional e adimensional. Embora a representação dessas curvas na forma adimensional possa ser vantajosa em termos comparativos, tem o inconveniente de não permitir a leitura directa de informação importante, nomeadamente a amplitude inicial da oscilação de balanço e o período natural dessa oscilação. Por este motivo, as curvas de decaimento são apresentadas no anexo D.5 na sua forma dimensional, juntamente com os parâmetros λ e δ associados.

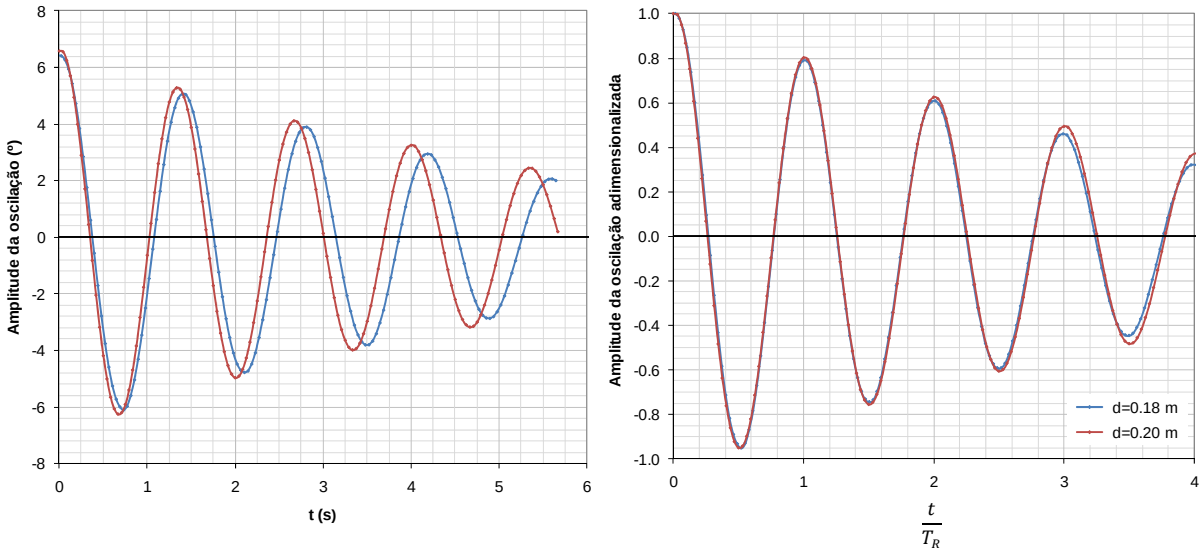


Figura 6.35 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço para duas profundidades de água: representação na forma dimensional (esquerda) e adimensional (direita).

Os resultados apresentados nesta secção permitem concluir que o aumento das forças de atrito na interface do casco do navio com as defensas contribui de uma forma significativa para a atenuação das oscilações de balanço. A utilização de defensas de atrito elevado foi mais eficaz no amortecimento das oscilações de balanço do que o aumento das forças de pré-tensão nos traveses do navio. Nas situações em que essas duas intervenções no sistema de amarração foram aplicadas em conjunto, como resultado do importante aumento das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, a oscilação de balanço é muito amortecida. O período natural da oscilação de balanço é pouco sensível às modificações introduzidas no sistema de amarração, no entanto, é influenciado pela profundidade de água. A passagem de uma profundidade de água de 0.18 para 0.20 m resulta numa diminuição do valor de T_R de cerca de 4%.

Os resultados aqui apresentados estão de acordo com as considerações teóricas tecidas na secção 3.3, que indicam que o amortecimento das oscilações de balanço do navio tem pouca influência no período natural dessas oscilações. No entanto, o aumento da profundidade de água traduz-se, genericamente, numa redução do momento de inércia adicionado para o modo de oscilação de balanço em fase com a aceleração angular dessa oscilação, A_{44}, e, consequentemente, pela Equação 4.21, numa diminuição do valor de T_R. Nas situações estudadas, essa diminuição foi pouco significativa uma vez que a variação da profundidade de água foi pequena.

6.2.8. Situações Estudadas

Durante a primeira fase do estudo em modelo físico, foi estudado, para diferentes condições de teste, o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Nesta secção são apresentados os resultados e as conclusões respeitantes à generalidade das séries de testes que constituíram o plano de trabalhos da primeira fase do estudo. Na secção 6.2.9 são apresentadas as considerações de carácter geral e uma síntese dessas conclusões.

Importa ainda acrescentar que não foram analisados os resultados experimentais de todas as condições testadas, quer pelo tamanho que esta secção destinada ao tratamento e à análise de resultados adquiriu, quer por falta de tempo.

6.2.8.1. Importância da reprodução do carácter irregular da agitação marítima

Introdução

Perante a complexidade subjacente ao comportamento de navios amarrados em portos, a modelação física assume um papel de relevo, permitindo o estudo e o projecto de novas instalações portuárias, assim como a melhoria das condições operacionais e de segurança em portos e terminais já existentes. No entanto, para que os resultados e as conclusões obtidos por esta via possam ser encarados com confiança é necessário que o modelo reproduza com rigor as características mais importantes do protótipo, incluindo as acções do ambiente marítimo-portuário. Pese embora o facto de muitos estudos experimentais serem realizados com agitação regular (caracterizada apenas por uma altura e por um período de onda), procurando-se com esta simplificação melhorar, por exemplo, a compreensão do comportamento de modelos complexos nas fases iniciais de um estudo, é, no entanto, fundamental a consideração do carácter irregular da agitação quando se pretende avaliar com rigor a resposta não-linear de sistemas dinâmicos, como é o caso de um navio amarrado no interior de um porto marítimo.

De facto, a resposta de um navio amarrado no plano horizontal é usualmente controlada pelos períodos naturais introduzidos pelo seu sistema de amarração. Como a massa do navio é relativamente elevada, quando comparada com a rigidez do seu sistema de amarração, esses períodos naturais tendem a ser significativamente mais elevados do que os períodos característicos da agitação marítima. Por esta razão, as componentes não-lineares da agitação marítima, relacionadas com efeitos de segunda ordem, assumem um papel de relevo, na medida em que podem excitar esses modos de oscilação ressonantes de baixa-frequência.

Nesta secção são apresentados e analisados os resultados dos testes efectuados com o objectivo de avaliar a importância da reprodução do carácter irregular da agitação marítima nos estudos em modelo físico em que se pretende analisar o comportamento de navios amarrados em portos. Assim, analisa-se o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, quando submetido a agitação marítima regular e irregular de vante (ou de proa). Nesta análise dá-se especial destaque aos movimentos do navio com mais influência nas condições operacionais e de segurança de um terminal de petroleiros.

Condições de teste

Para avaliar a importância da reprodução do carácter irregular da agitação marítima nos estudos em que se pretende analisar o comportamento de navios amarrados, foram comparados os resultados de testes experimentais efectuados com agitação regular e irregular. No estudo efectuado foram geradas ondas com características idênticas às que previsivelmente chegam à zona do Posto "A", após difracção em torno da cabeça do quebramar Norte do Porto de Leixões.

Os estados de agitação irregular foram definidos com base no espectro de JONSWAP, considerando um factor de forma, γ, igual a 3.3. Com o objectivo de caracterizar convenientemente esses estados de agitação, os testes foram realizados com 600 ondas, aproximadamente. As quatro sondas instaladas na vizinhança do modelo físico, Figura 6.2, permitiram controlar as condições de agitação reproduzidas em cada teste, através da determinação da altura de onda significativa incidente e reflectida.

Nos testes com agitação regular, a resposta do navio amarrado estabiliza ao fim de algum tempo. De facto, depois dos instantes iniciais, as oscilações do navio passam a apresentar um comportamento sinusoidal, com uma amplitude máxima sensivelmente constante no tempo. Por esse motivo, nestes testes foram apenas consideradas 300 ondas (aproximadamente). A Figura 6.36 apresenta, a título de exemplo, os instantes iniciais das séries temporais das oscilações de avanço, balanço e guinada, num teste realizado com agitação regular, com um período de onda de 20 s e uma altura de onda de 1.5 m.

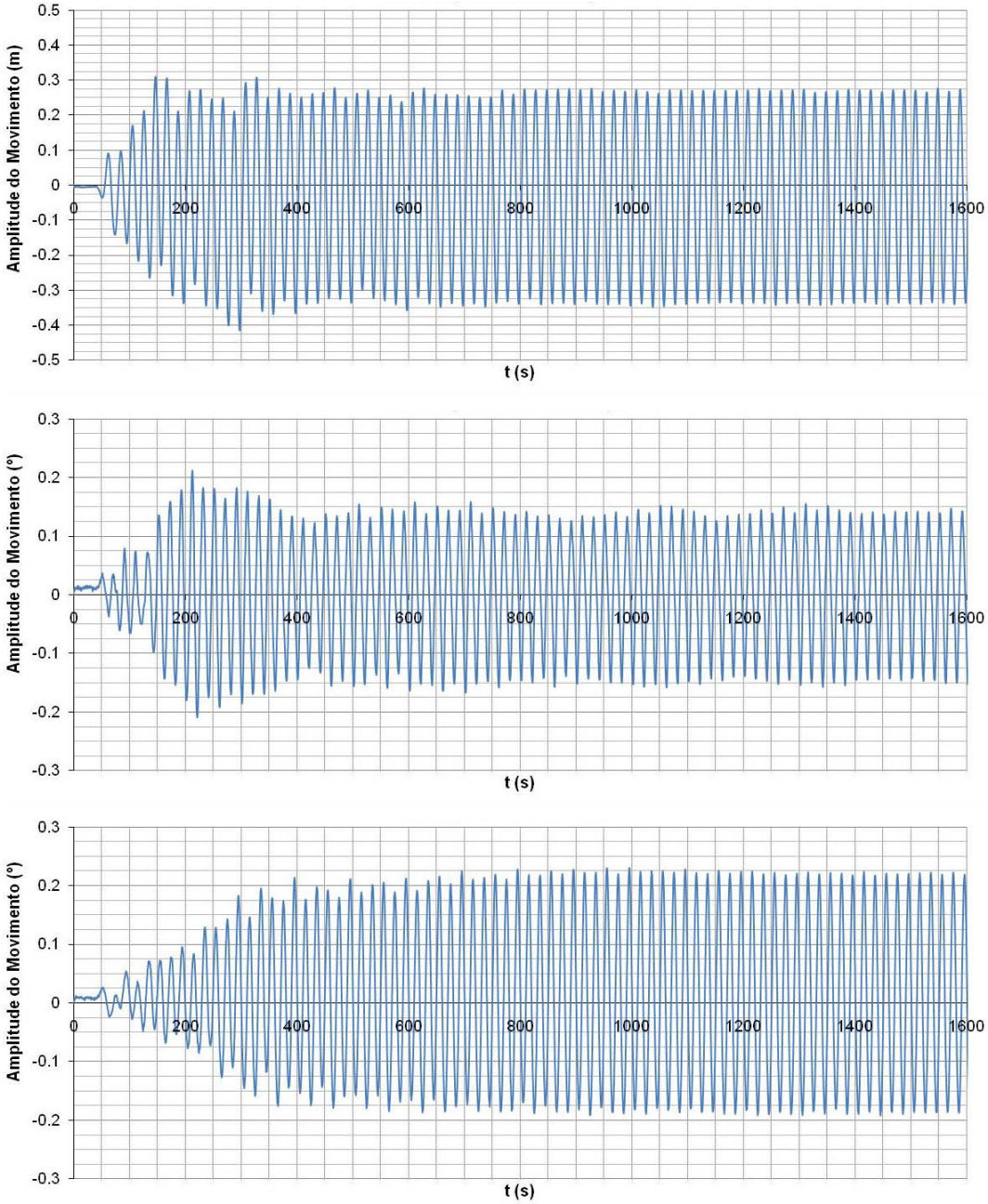


Figura 6.36 – Amplitudes dos movimentos de avanço (superior), balanço (intermédio) e guinada (inferior) num teste realizado com agitação regular, com uma altura de onda de 1.5 m e um período de 20 s (os valores referem-se ao protótipo) [S11 T0034].

Quando os testes experimentais são realizados com ondas regulares, a análise espectral deixa de fazer sentido, uma vez que a densidade espectral de energia se concentra numa frequência única, de largura infinitesimal. Deste modo, a aplicação de rotinas desenvolvidas para a análise da reflexão de agitação irregular, baseadas em técnicas de análise espectral, pode ser contraproducente nestes casos. As alturas de onda incidente e reflectida, e consequentemente os coeficientes de reflexão, podem ser claramente diferentes dos reais, dado que a análise espectral tende a redistribuir a energia associada à frequência (única) dessas ondas por uma ou várias bandas de frequências próximas.

Por outro lado, nesses casos, a altura de onda significativa, determinada com base na análise espectral, será sempre maior do que a altura determinada com base na análise estatística do registo. Com efeito, a altura de onda significativa, H_S, determinada com base num espectro de variância é dada por,

$$H_S = 4\sqrt{m_0} \tag{6.20}$$

em que m_0 representa o momento de ordem zero desse espectro.

Considerando que a energia de uma onda regular se concentra apenas numa banda de frequências, ou seja, que a densidade espectral nas bandas adjacentes é zero, temos que m_0 é igual a,

$$m_0 = \frac{a_0^2}{2} \tag{6.21}$$

em que a_0 representa a amplitude da onda regular.

Como a altura da onda incidente, H, é igual a 2 a_0, temos que,

$$H_S = 4\sqrt{\frac{a_0^2}{2}} \Rightarrow H_S = H\sqrt{2}. \tag{6.22}$$

Tendo em conta o referido, a altura de onda considerada nos testes com agitação regular corresponde à altura de onda significativa que resulta da análise estatística efectuada com o *software HR WaveData*, desenvolvido pela *HR Wallingford, UK*. Uma vez que num teste com ondas regulares, após o período inicial de arranque do sistema de geração, em que a amplitude do movimento do batedor varia desde zero até à amplitude correspondente ao estado de agitação que se pretende gerar (aproximadamente 10 s), a altura de onda estabiliza, o parâmetro referido representará, sem grande erro, a altura de onda medida em cada sonda.

Apesar da existência de uma praia de dissipação ao fundo do tanque de ondas, uma parte da energia da agitação é reflectida nessa estrutura e regressa à zona de implantação do modelo físico. Por esse motivo, nos testes com ondas regulares, admitiu-se que a altura de onda incidente no modelo corresponderia à média das alturas de onda medidas nas quatro sondas instaladas na sua vizinhança. Os espaçamentos entre essas quatro sondas são os mesmos que foram utilizados para a análise da reflexão nos testes que foram realizados com agitação irregular. O recurso a esta metodologia aproximada deve-se ao facto de não existir actualmente uma ferramenta que possibilite a análise da reflexão de ondas monocromáticas, e a sua adequação foi confirmada recorrendo à análise das séries temporais das elevações da superfície livre da água medidas nas quatro sondas referidas. Nessa análise teve-se em consideração o facto de o tempo de arranque do sistema de geração ser igual a 10 s (no modelo) e a necessidade de assegurar que as reflexões das ondas monocromáticas geradas, na praia dissipadora existente ao fundo do tanque de ondas, não afectassem as medições realizadas na zona de instalação das quatro sondas.

O comprimento de onda, L, de uma onda regular de período T, propagando-se numa profundidades de água d, pode ser determinado por,

$$L = \frac{gT^2}{2\pi} tanh\left(\frac{2\pi d}{L}\right). \tag{6.23}$$

Uma onda com um período de 2 s a propagar-se em profundidades de 0.18 m possui, de acordo com a Equação (6.23), um comprimento de onda igual a 2.58 m (no modelo físico). A celeridade desta onda, C, determinada através da Equação (6.24), é de 1.29 m/s no modelo físico.

$$C = \frac{gT}{2\pi} tanh\left(\frac{2\pi d}{L}\right) \tag{6.24}$$

Como a sonda 1 (S1) se encontra a uma distância de cerca de 8 m da praia dissipadora, Figura 6.2, o tempo necessário para que uma onda monocromática de 2 s, depois de passar por S1, seja reflectida pela praia e regresse, novamente, ao local de instalação de S1, é igual a 12.4 s (i.e. 124 s no protótipo). Descontando a esse intervalo de tempo os 10 s iniciais necessários ao arranque do sistema de geração de ondas, resulta um intervalo de 2.4 s durante o qual os efeitos das reflexões na praia dissipadora ainda não se fizeram sentir no local de instalação das sondas de níveis hidrodinâmicos.

A Figura 6.37 evidencia, de uma forma clara, a fase inicial de arranque do sistema de geração, bem como o período a partir do qual as medições efectuadas pelas quatro sondas passam a ser influenciadas pelas reflexões das primeiras ondas na praia dissipadora. Os resultados apresentados são referentes a um teste realizado com ondas regulares, com uma altura de onda de 1.5 m e um período de onda de 20 s (valores de protótipo). Como as quatro sondas se encontravam espaçadas entre si segundo o mesmo alinhamento, as medições da elevação da superfície livre da água efectuadas por essas sondas estavam, naturalmente, desfasadas. De modo a facilitar a análise, na Figura 6.37 esse desfasamento foi eliminado manualmente, passando os máximos e os mínimos das quatro sondas a coincidir.

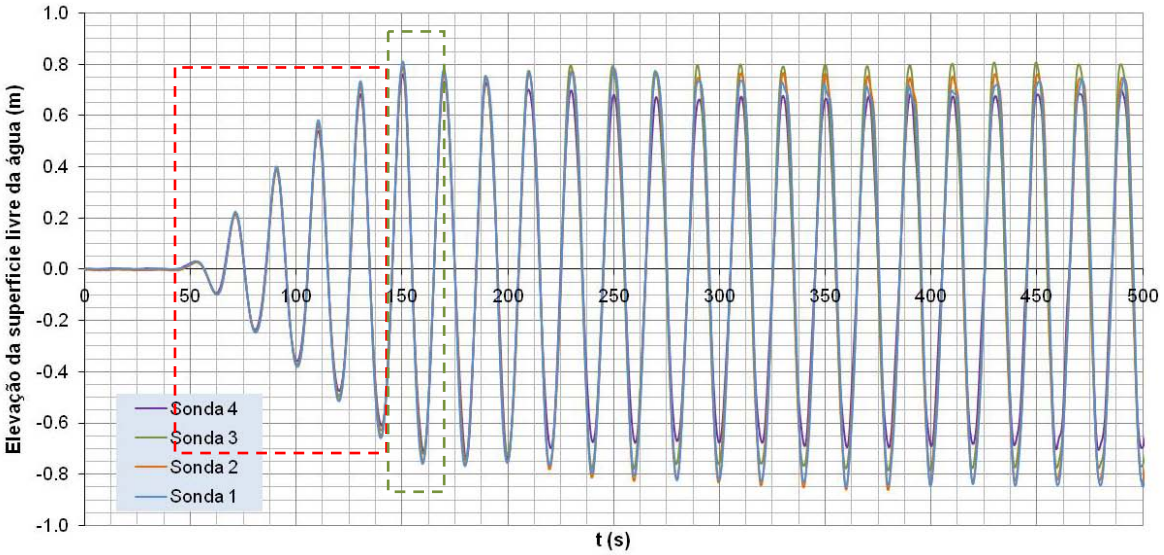


Figura 6.37 – Instantes iniciais das séries temporais de elevação da superfície livre da água medidas nas quatro sondas de níveis hidrodinâmicos instaladas (valores no protótipo) [S11 T0034].

O período inicial de arranque do sistema de geração de ondas (100 s em valores de protótipo) encontra-se assinalado na Figura 6.37 a traço interrompido vermelho, enquanto o intervalo de tempo durante o qual se admite que as medições nas quatro sondas instaladas ainda não foram afectadas pelas reflexões das primeiras ondas geradas, na praia dissipadora, é assinalado a traço interrompido verde. Da aplicação da metodologia apresentada resultam alturas de onda muito próximas daquelas que são obtidas através da média das alturas de onda significativas registadas nas quatro sondas, como mostra, para o exemplo da Figura 6.37, o Quadro 6.22. Nesse quadro, H representa a altura de onda medida em cada uma das quatro sondas nos instantes iniciais do teste, e H_S a altura de onda significativa que é determinada pelo *software HR WaveData* com base na análise estatística dos registos de elevação da superfície livre da água em cada uma dessas sondas. No anexo F.1 são apresentados os resultados que foram obtidos para outras condições de teste.

Quadro 6.22 – Comparação das duas metodologias de análise de agitação regular.

Sonda (#)	Altura de onda (m)	
	H - instantes iniciais	H_S - *HR WaveData*
S1	1.56	1.60
S2	1.54	1.60
S3	1.51	1.56
S4	1.47	1.42
Média	1.52	1.54
Diferença	1.3%	

A redução da altura de onda de S1 para S4 deve resultar da dissipação de energia por atrito nos fundos e nas paredes laterais do tanque, durante a propagação da onda monocromática. Uma vez que a sonda S4 é a que está mais próxima da praia dissipadora, os seus registos de elevação da superfície livre da água podem já estar afectados pelas reflexões das primeiras ondas (as de pequena amplitude, Figura 6.37), ainda que de uma forma pouco significativa. A distância da S1 à S3 era de 22.5 cm e da S1 à S4 de 78.5 cm. Por outro lado, as amplitudes máximas e mínimas das ondas geradas podem coincidir com o intervalo de tempo entre medições consecutivas, não sendo portanto registadas.

Apesar das limitações apresentadas, pensa-se que a metodologia exposta serve os interesses do trabalho que se apresenta nesta secção da dissertação. Os métodos apresentados por Isaacson, 1991, poderiam ser utilizados como alternativa.

Nos testes analisados nesta secção o modelo do navio encontrava-se calibrado para a situação de carga máxima e amarrado à estrutura de acostagem com um *layout* de amarração ligeiramente assimétrico, Figura 6.3. O *layout* de implantação do modelo físico encontra-se esquematizado na Figura 6.2.

As forças de pré-tensão aplicadas em todos os cabos de amarração do navio foram fixadas entre 100 e 120 kN. Essas forças foram ajustadas antes do início da série de testes e verificadas no final de cada um dos testes realizados. O coeficiente de atrito, μ, entre o casco do navio (modelo) e os dispositivos que reproduzem as defensas estava compreendido entre 0.11 e 0.13. O nível de água no tanque de ondas foi considerado igual a 0.18 m (18 m no protótipo), o que corresponde, sensivelmente, ao nível médio da água do mar.

Períodos naturais

Como foi referido anteriormente, as experiências de determinação dos períodos naturais de oscilação do navio amarrado, foram efectuadas em condições de águas paradas (sem ondas) e para a profundidade de água de teste. A metodologia utilizada consistiu na aplicação de uma força (ou momento) no navio, que em relação à sua posição de repouso, o movimenta de um determinado deslocamento (ou ângulo). Após essa fase, a força (ou momento) é retirada, passando o navio amarrado a oscilar em torno da sua posição de equilíbrio. Este procedimento foi repetido para cada um dos seis graus de liberdade do navio.

O Quadro 6.23 apresenta, para cada um dos modos de oscilação do navio amarrado, os valores médios dos períodos naturais de oscilação, T_{nat}, e o período médio das primeiras oscilações do navio, T_{nat}*, ou seja, a média dos períodos da primeira oscilação entre amplitudes máximas positivas e da primeira oscilação entre amplitudes máximas negativas. Esses períodos foram determinados com o navio numa condição de carregamento máximo, amarrado no Posto "A" com um *layout* de amarração assimétrico e com uma profundidade de água junto ao cais de 18 m (valores de protótipo). As experiências realizadas foram descritas com maior detalhe na secção 6.2.7.3.

Quadro 6.23 – Períodos naturais de oscilação do navio amarrado (valores de protótipo).

Movimentos do navio		Período natural (s)	
		T_{nat}	T_{nat}*
Horizontais	Avanço	67.0	76.6
	Deriva	76.1	83.2
	Guinada	54.2	56.1
Verticais	Arfagem	16.6	16.6
	Balanço	14.0	14.0
	Cabeceio	13.9	13.9

Os valores apresentados no Quadro 6.23 resultam da média dos resultados de pelo menos quatro experiências, ou seja, cada experiência foi repetida, para cada modo de oscilação, pelo menos duas vezes para cada um dos sentidos do movimento. Por exemplo, para o modo de avanço, a experiência foi repetida quatro vezes à proa e três vezes à popa. Alguns períodos naturais de oscilação tendem a variar, ligeiramente, com a amplitude do movimento que é imposto inicialmente ao navio amarrado.

Da análise dos resultados sintetizados no Quadro 6.23 verifica-se que, para os modos de oscilação do navio no plano horizontal, o período das sucessivas oscilações diminui à medida que a sua amplitude diminui. Dos modos de oscilação verticais, apenas para o balanço, o período das sucessivas oscilações se mantém sensivelmente constante. A aparente igualdade entre T_{nat} e T_{nat}* para os modos de arfagem e cabeceio resulta, apenas, do número reduzido de oscilações que é possível obter nas experiências de decaimento livre realizadas, devido ao elevado amortecimento que têm associado (c.f anexo D.4).

Pode ainda verificar-se que os períodos naturais associados aos modos de oscilação horizontal do navio são consideravelmente superiores aos dos modos de oscilação vertical, que apresentam valores na gama dos períodos típicos da agitação marítima. Os períodos naturais dos modos de arfagem e de cabeceio são os de mais difícil determinação e, consequentemente, os que apresentam menor rigor.

Apresentação dos Resultados

Para este trabalho foram seleccionados os testes realizados com agitação regular e irregular, com uma altura de onda de 1.5 m (altura de onda significativa – H_S, no caso de agitação irregular) e os seguintes períodos de onda (período de onda de pico – T_P, no caso de agitação irregular): 12, 16 e 20 s, valores de protótipo. Os gráficos da Figura 6.38 comparam as amplitudes dos diferentes movimentos do navio amarrado (valores pico-a-pico) resultantes da análise desses testes. Para cada um desses movimentos são apresentadas as amplitudes máximas (Máx), as médias do décimo superior (1/10), as significativas (Sign) e as médias (Méd). A contagem das oscilações do navio foi realizada com base na técnica dos zeros descendentes, tomando como referência a posição de repouso do navio amarrado. Essa técnica é actualmente a mais corrente e a utilizada pelo *software HR WaveData* para a contagem de ondas.

Nos testes realizados com agitação regular, a resposta do navio amarrado varia consideravelmente nos instantes iniciais, Figura 6.36. Isto resulta, quer da fase transitória associada ao arranque do sistema de geração, em que a amplitude do movimento das pás varia desde zero até à amplitude correspondente ao estado de mar que se pretende gerar (cerca de 10 s), quer do tempo necessário à estabilização da resposta do navio. Após esta fase inicial, os movimentos do navio, segundo os seis graus de liberdade, passam a apresentar um comportamento oscilatório com uma amplitude sensivelmente constante. Para não prejudicar a análise, eliminou-se, em cada série temporal, o trecho inicial correspondente a 15%

da duração do ensaio. Por este motivo, as amplitudes de oscilações do navio, nos testes com agitação regular, são referidas à posição média do navio durante o tempo de ensaio restante.

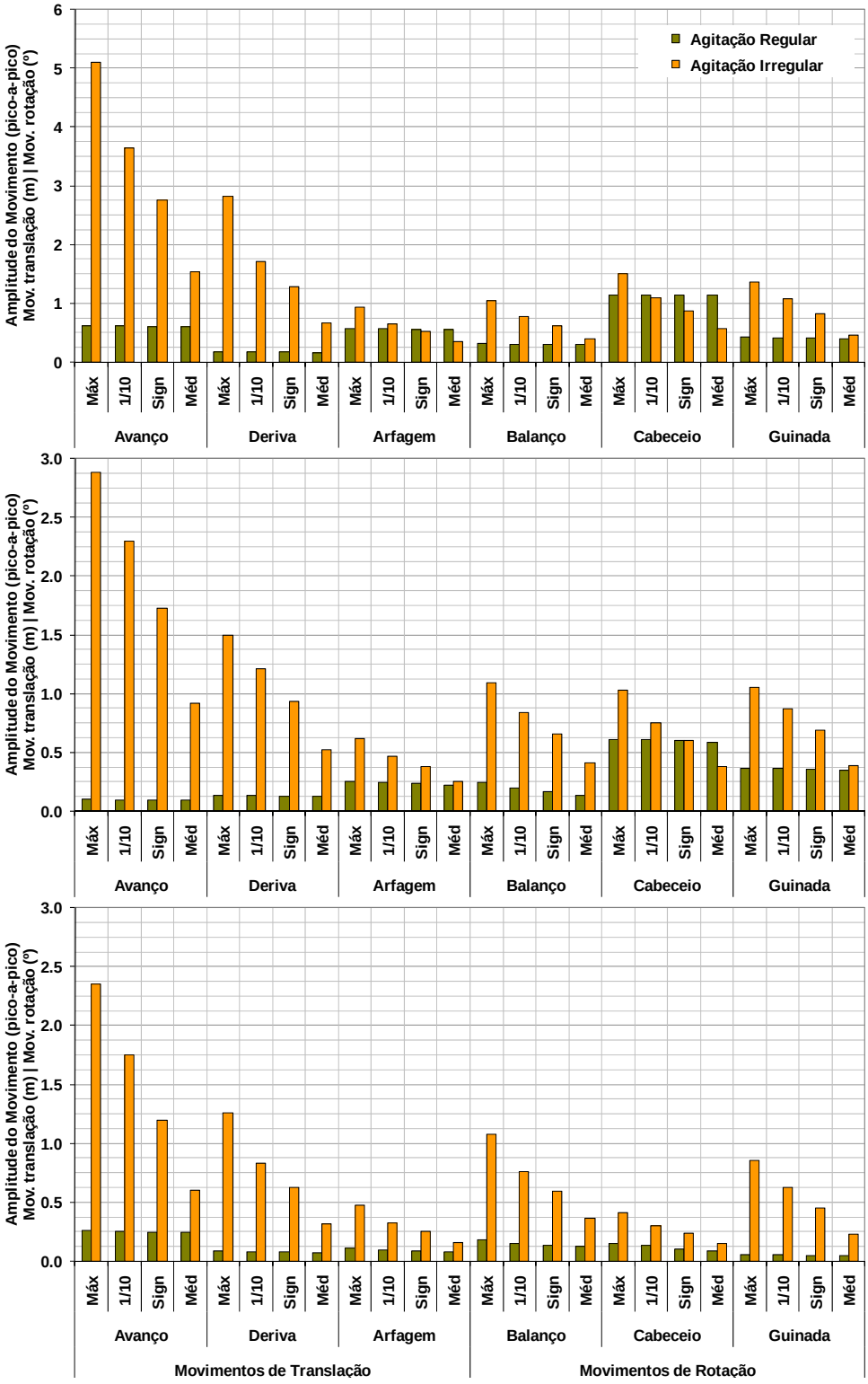


Figura 6.38 – Amplitudes dos movimentos do navio amarrado (no protótipo), segundo cada um dos 6 GL. Testes com agitação regular e irregular com uma altura de onda de 1.5 m e os seguintes períodos de onda: 20 s (superior), 16 s (intermédio) e 12 s (inferior).

Nos testes realizados com agitação irregular os efeitos referidos anteriormente são menos notórios. Nestes testes, foram apenas eliminados os registos iniciais de cada série temporal (desde o início do teste até o navio amarrado se começar a movimentar por efeito da agitação). Neste período de tempo (aproximadamente 10 s), o sistema de medição de movimentos regista, essencialmente, ruído, pelo que o sinal medido cruza, frequentemente, o nível de referência adoptado (neste caso o nível de repouso). A consideração deste período de tempo prejudicaria as análises realizadas com a rotina desenvolvida em *MatLab*, especialmente ao nível da contagem das oscilações do navio amarrado.

Para qualquer um dos períodos testados, verifica-se que a utilização de agitação regular conduz a uma importante subavaliação da resposta do navio no plano horizontal (dos movimentos de avanço, deriva e guinada), qualquer que seja a categoria de movimento considerada, Figura 6.38. No plano vertical, as diferenças são menos notórias, especialmente no caso dos movimentos de arfagem e de cabeceio, e nos testes realizados com os períodos de onda mais elevados.

Estes resultados são tanto mais importantes quanto o facto de os movimentos no plano horizontal serem os que mais influência têm nas condições de operacionalidade e de segurança num terminal para navios do tipo petroleiro, Bruun, 1983.

Num estado de agitação irregular caracterizado por uma H_S, considerando válida uma distribuição de *Rayleigh* para as alturas de onda, poderemos encontrar ondas individuais com uma altura máxima de 1.7 a 1.8 H_S. A existência destas ondas pode explicar, parcialmente, as diferenças encontradas aquando da comparação dos resultados dos testes com ondas regulares e irregulares.

No entanto, para alguns movimentos, as diferenças são muito significativas e ocorrem para as várias categorias de movimentos analisadas. Assim, com base na rotina de cálculo automático desenvolvida, procedeu-se à análise espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado. Os espectros de variância obtidos, para cada um dos modos de oscilação do navio, foram sobrepostos, no mesmo gráfico, aos espectros da agitação incidente.

Como já foi referido anteriormente, a largura da janela de dados está inversamente relacionada com o número de blocos de dados em que cada uma das séries temporais de movimento é subdividida. Deste modo, representa um compromisso entre a resolução em frequência do espectro de variância estimado e o grau de irregularidade desse espectro.

Nos testes realizados com agitação irregular, os espectros de variância da agitação foram determinados para uma janela espectral de 512 pontos, recorrendo ao *software HR WaveData v.2.13*. Para a análise das séries temporais dos movimentos do navio amarrado utilizou-se a rotina desenvolvida em *MatLab* e uma janela espectral de 2048 pontos.

Nos testes realizados com agitação regular, os espectros de variância relativos aos movimentos do navio foram determinados para uma janela espectral de 4096 pontos. Esta escolha resulta do facto de, nesses testes, a densidade espectral associada aos movimentos do navio estar muito concentrada em torno de uma única frequência. No caso da agitação marítima, a energia deverá concentrar-se, exclusivamente, numa frequência isolada. Em teoria, essa frequência deverá apresentar uma densidade espectral que tende para o infinito.

Para cada um dos modos de oscilação do navio, a Figura 6.39 apresenta os espectros de variância que resultam da análise de um teste realizado com agitação irregular, com uma altura de onda significativa de 1.5 m e com um período de onda de pico de 16 s. Nos gráficos apresentados estão assinaladas, a traço interrompido, as frequências que correspondem a $0.5f_P$ e $2.2f_P$, em que f_P representa a frequência de pico do espectro de variância da agitação marítima.

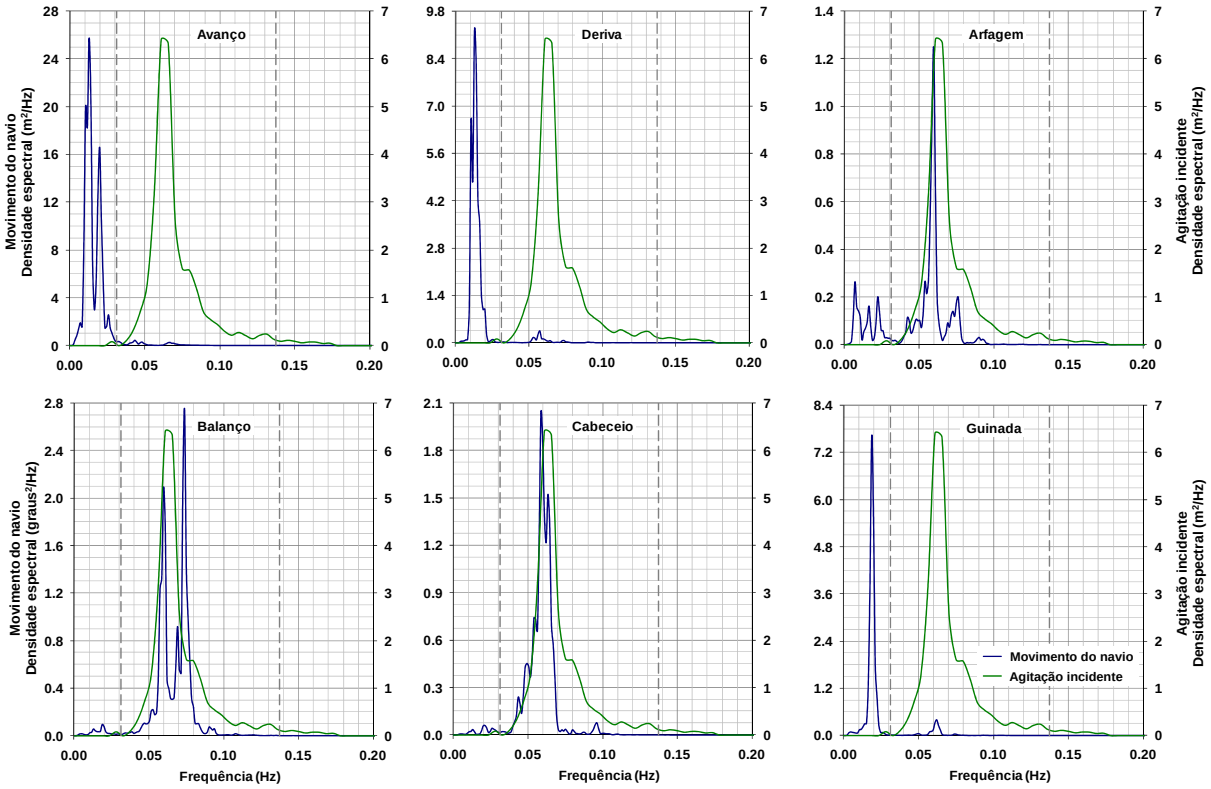


Figura 6.39 – Resultados da análise espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado e da agitação incidente (no protótipo). Testes realizados com agitação irregular com um período de onda de pico igual a 16 s e uma altura de onda significativa igual a 1.5 m.

Analisando os movimentos do navio amarrado no plano horizontal (i.e. o avanço, a deriva e a guinada) nos testes efectuados com agitação irregular, pode observar-se a existência de um desfasamento entre os espectros da agitação incidente e os espectros dos movimentos do navio, Figura 6.39. Uma análise mais aprofundada revela que os períodos de pico associados aos espectros desses movimentos, Quadro 6.24, são claramente superiores aos da agitação incidente (T_P=16 s). No entanto, esses períodos de pico estão muito próximos dos períodos naturais de oscilação do navio, determinados experimentalmente, Quadro 6.23.

Quadro 6.24 – Períodos de pico associados aos espectros estimados para os diferentes modos de oscilação do navio (valores de protótipo). Testes realizados com agitação com uma altura de onda de 1.5 m e um período de 16 s.

Movimentos do navio		Períodos de pico (s)	
		Ag. Irregular	Ag. Regular
Horizontais	Avanço	77.6	16.0
	Deriva	77.6	16.0
	Guinada	53.3	16.0
Verticais	Arfagem	16.7	16.0
	Balanço	13.5	16.0
	Cabeceio	17.1	16.0

Para o modo de avanço, o período das primeiras oscilações do navio nas experiências de decaimento "livre" (i.e., as de maior amplitude, que tem associado um período médio de 76.6 s) é o que mais se aproxima do período de pico associado ao espectro de variância deste movimento. Para os modos de deriva e de guinada são os períodos médios das várias oscilações (76.2 s e 54.2 s, respectivamente).

Nos espectros estimados para as oscilações de avanço e de deriva, pode ainda observar-se a existência de picos secundários, com uma densidade espectral não desprezável, Figura 6.39. Esses picos podem resultar da elevada resolução em frequência desses espectros de variância. Pese embora o referido, importa fazer referência ao facto de no movimento de avanço esse pico secundário estar associado a um período inferior ao de pico, e no movimento de deriva a um período superior. Assim, no primeiro caso, o pico secundário apresenta um período (T= 50.2 s) que se aproxima da média dos períodos das oscilações de avanço nas experiências de decaimento livre (é mais próximo do período das oscilações de mais baixa amplitude), enquanto no segundo caso, o pico secundário tem um período (T= 94.8 s) próximo do período das primeiras oscilações do modo de deriva (i.e. as de maior amplitude).

Os espectros estimados para os movimentos do navio amarrado no plano vertical (arfagem, balanço e cabeceio), contrariamente ao observado nos movimentos horizontais, não se encontram desfasados em relação ao da agitação marítima incidente, Figura 6.39. Com efeito, os períodos de pico associados a estes espectros situam-se na gama de frequências da agitação incidente e são próximos dos períodos naturais de oscilação do navio amarrado.

A Figura 6.40 apresenta os espectros de variância que resultam da análise de um teste realizado com agitação regular, com uma altura de onda de 1.5 m e com um período de onda de 16 s.

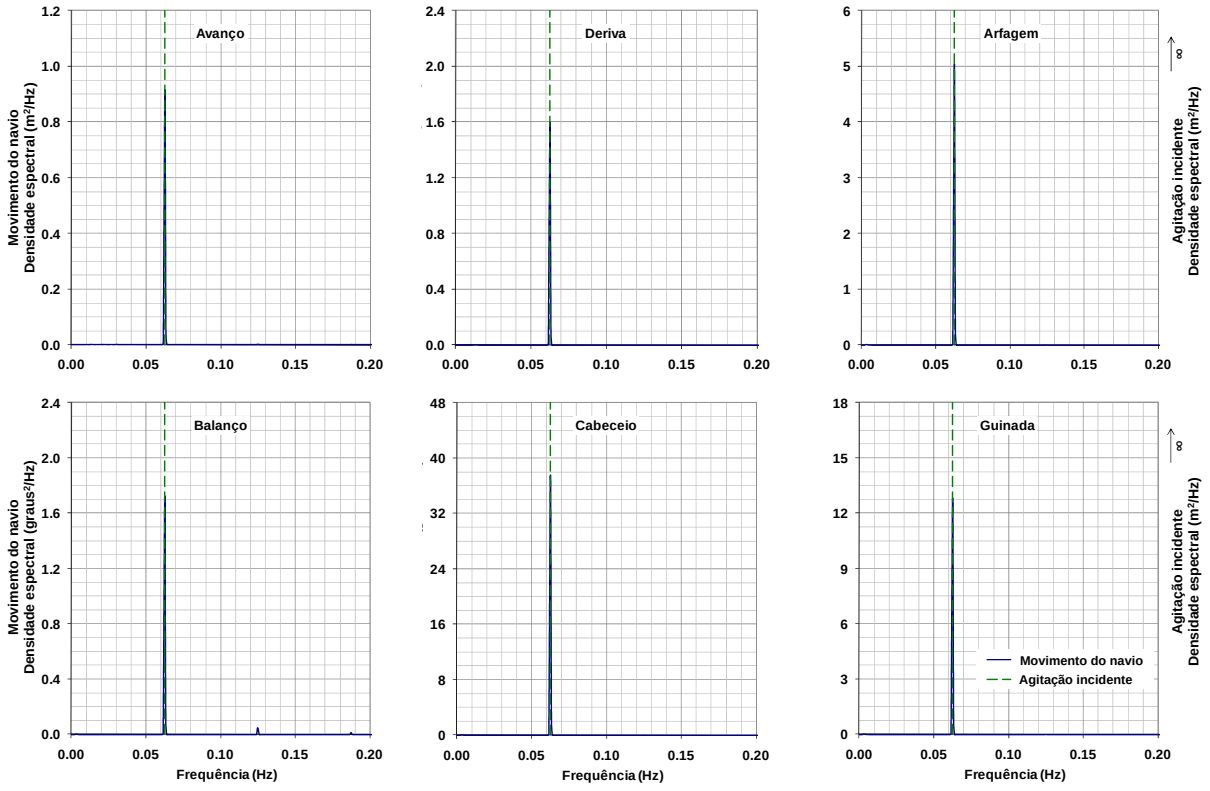


Figura 6.40 – Resultados da análise espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado e da agitação incidente (no protótipo). Testes realizados com agitação regular com um período de onda igual a 16 s e uma altura de onda igual a 1.5 m.

Nos testes efectuados com agitação regular verificou-se que a resposta do navio amarrado, quer no plano horizontal, quer no plano vertical, ocorre, exclusivamente, na frequência da agitação incidente, Figura 6.40. Assim, os períodos de pico associados aos espectros estimados para os movimentos do navio no plano horizontal são significativamente inferiores aos períodos naturais de oscilação do navio para esses modos de oscilação (Quadros 6.23 e 6.24). No entanto, no plano vertical, existe uma maior proximidade entre os períodos espectrais de pico e os períodos naturais de oscilação do navio. Esta proximidade deve resultar do facto de os períodos da agitação marítima serem relativamente próximos dos períodos naturais de oscilação do navio no plano vertical.

Os resultados apresentados nas Figuras 6.39 e 6.40 para os modos de avanço, deriva e guinada podem ser explicados pelo facto de os movimentos horizontais do navio serem, usualmente, controlados pelos períodos naturais introduzidos pelo seu sistema de amarração. Como normalmente a massa do navio é consideravelmente mais elevada do que a rigidez do seu sistema de amarração, esses períodos naturais tendem a ser significativamente mais elevados do que os períodos característicos da agitação marítima incidente e, portanto, dificilmente excitáveis por agitação regular, que não possui energia nessa gama de frequências. Assim, nos testes experimentais realizados com agitação irregular, o navio amarrado tende a experimentar movimentos de maior amplitude, comparativamente às situações em que se usa agitação regular.

A maior proximidade entre as amplitudes dos movimentos do navio no plano vertical, nos testes com ondas regulares e irregulares, deve resultar do facto de estes modos de oscilação exibirem períodos naturais mais baixos, o que, de certa forma, deverá permitir que possam ser excitados por agitação regular. Dos modos de oscilação verticais, o balanço é aquele que apresenta as maiores diferenças. Este modo de oscilação do navio, apesar de ocorrer no plano vertical, sofre uma influência pequena, mas não desprezável, do sistema de amarração.

Os resultados apresentados nas Figuras 6.39 e 6.40 e no Quadro 6.24, referem-se a testes realizados com agitação com um período de 16 s e uma altura de onda de 1.5 m. A análise dos resultados dos testes realizados com ondas irregulares com outros períodos de onda de pico mostra que os períodos de pico associados aos espectros dos modos de avanço, deriva, balanço e guinada se mantêm, sensivelmente, inalterados. Os períodos de pico dos espectros dos modos de arfagem e de cabeceio são próximos dos períodos da agitação incidente. Nos testes com ondas regulares a resposta do navio ocorre, apenas, na frequência das ondas incidentes. Os espectros de variância que resultam da análise de testes realizados com agitação com uma altura de onda de 1.5 m e com os períodos de onda de 12 e 20 s são apenas apresentados no anexo F.2. Os resultados obtidos são, no entanto, sintetizados no Quadro 6.25.

Quadro 6.25 – Períodos de pico associados aos espectros estimados para os diferentes modos de oscilação do navio (valores de protótipo).

Movimentos do navio		Períodos de pico (s)			
		H=1.5 m e T=12 s		H=1.5 m e T=20 s	
		Ag. Irregular	Ag. Regular	Ag. Irregular	Ag. Regular
Horizontais	Avanço	77.6	12.0	77.6	20.1
	Deriva	71.1	12.0	77.6	20.1
	Guinada	53.3	12.0	56.9	20.1
Verticais	Arfagem	13.1	12.0	23.7	20.1
	Balanço	13.1	12.0	13.5	20.1
	Cabeceio	10.4	12.0	20.3	20.1

Considerações finais

Um navio amarrado num porto poderá apresentar uma resposta sub-harmónica (i.e. em frequências inferiores às da agitação marítima) mesmo quando submetido à acção de ondas regulares, devido à não-linearidade do seu sistema de amarração, PIANC, 1995. Este tipo de comportamento foi identificado, quer em testes em modelo físico, quer em simulações numéricas.

A assimetria do *layout* de amarração, as características não-lineares das curvas de força-deformação das defensas e dos cabos de amarração, as forças de atrito desenvolvidas na interface com as defensas, e o facto de as defensas serem usualmente mais rígidas do que os cabos de amarração do navio, tornam o sistema caótico e não-linear, possibilitando a ocorrência de movimentos irregulares mesmo quando o navio é testado, exclusivamente, sob a acção de ondas regulares.

Este tipo de comportamento não foi, no entanto, identificado nos testes analisados nesta secção, como mostram as séries temporais de movimentos apresentadas na Figura 6.36, ou os espectros de variância desses movimentos, Figura 6.40. As razões para a obtenção destes resultados podem estar relacionadas com o facto de os testes terem sido efectuados com ondas regulares de vante, a rigidez das defensas não ser significativamente diferente da dos cabos de amarração, as características elásticas dos cabos de amarração e das defensas terem sido simuladas considerando uma rigidez equivalente (linear), e com o baixo coeficiente de atrito na interface do casco do navio e com as defensas.

Conclusões

O trabalho apresentado nesta secção permitiu realçar a importância de reproduzir o carácter irregular da agitação marítima nos estudos em modelo físico em que se pretende avaliar o comportamento de navios amarrados em portos. A utilização de agitação regular conduz a uma importante subavaliação da resposta do navio no plano horizontal (movimentos de avanço, deriva e guinada). Esta constatação é tanto mais importante quanto o facto de esses movimentos serem aqueles que mais influenciam as condições operacionais e de segurança num terminal de petroleiros.

Nos testes com ondas irregulares foi observada a existência de um desfasamento entre os espectros da agitação incidente e os espectros dos movimentos horizontais do navio. De facto, os períodos de pico associados aos espectros desses movimentos eram claramente superiores aos da agitação incidente, porém muito próximos dos períodos naturais de oscilação do navio. Os espectros estimados para os movimentos do navio amarrado no plano vertical, pelo contrário, não se encontram desfasados em relação ao da agitação marítima incidente, sendo que os períodos de pico associados a estes espectros se situavam na gama de frequências da agitação incidente, e eram próximos dos períodos naturais de oscilação do navio amarrado. Nos testes realizados com ondas regulares, a resposta do navio, quer no plano horizontal, quer no plano vertical, ocorre, exclusivamente, na frequência da agitação incidente.

Os movimentos do navio amarrado no plano horizontal são normalmente controlados pelos períodos naturais introduzidos pelo seu sistema de amarração. Por esse motivo, esses períodos naturais tendem a ser significativamente mais elevados do que os períodos característicos da agitação marítima, e não são excitados por agitação regular de curto período.

6.2.8.2. *Layout* de amarração actual *versus layout* de amarração simétrico

Introdução

No que diz respeito a *layouts* de amarração de navios, a *Oil Companies International Marine Forum* (OCIMF, 2008) faz referência ao conceito de um *layout* genérico, especificando que o mesmo deve ser aplicado, sobretudo, em ambientes multi-direccionais, nos quais nenhuma direcção singular domina, ou onde qualquer uma das forças do meio ambiente se pode tornar num factor dominante.

Esse *layout* de amarração genérico é simétrico relativamente ao ponto situado a meio comprimento do navio (meio-navio), de forma a assegurar uma boa distribuição de forças nos elementos do sistema de amarração. Os traveses são orientados o mais perpendicularmente possível ao eixo longitudinal central do navio e próximo da proa e da popa, enquanto as regeiras são lançadas segundo uma direcção quase paralela a esse eixo. Esta configuração de amarração não prevê o uso de lançantes de proa e popa.

No entanto, OCIMF, 2008, menciona também que em estruturas de acostagem situadas em locais com condições ambientais direccionais (ondulação elevada, ventos ou correntes), a utilização de um *layout* de amarração específico para o local pode ser mais vantajosa, nomeadamente um que inclua lançantes de proa e de popa e/ou traveses e regeiras adicionais.

Com efeito, a utilização de lançantes de proa e de popa, com uma orientação compreendida entre a direcção longitudinal e a transversal, pode, por exemplo, restringir os movimentos do navio segundo a direcção longitudinal (direcção das acções dominantes do ambiente marítimo) de forma optimizada e, simultaneamente, ter um papel favorável na limitação dos movimentos segundo a direcção transversal (direcção das acções secundárias do ambiente marítimo).

Foram já realizadas várias simulações numéricas da propagação da agitação marítima (ondas de curto e longo períodos) para o interior do Porto de Leixões, IHRH-FEUP, 2004b. Para a configuração actual do quebramar Norte, em situações de preia-mar e para estados de mar completamente desenvolvidos, ondulação proveniente de Oeste (aproximadamente perpendicular ao quebramar, Figura 5.3) pode chegar à zona do Posto "A" com alturas da ordem dos 2.5 m, para algumas condições de agitação ao largo (Quadro 5.8).

De acordo com as informações fornecidas pelos pilotos do Porto de Leixões nas reuniões realizadas no âmbito do "*Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal Petroleiro do Porto de Leixões*", IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, as condições mais problemáticas para os navios tanque amarrados no Posto "A", ocorrem para ondulação proveniente do quadrante de Oeste e níveis de maré elevados, próximos da preia-mar ou com ela coincidentes. As condições de operacionalidade do Posto "A" e as causas prováveis da sua inoperacionalidade são discutidas, em pormenor, nas secções 5.7 e 5.8, respectivamente.

O *layout* de amarração mais usual para a classe dos navios de maior porte que com maior frequência acostam no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões encontra-se esquematizado na Figura 6.41. Este *layout* é ligeiramente assimétrico e composto por oito cabos de amarração duplos, nomeadamente, dois lançantes de popa duplos (CA1 e CA2), dois traveses duplos (CA3 e CA6), duas regeiras duplas (CA4 e CA5) e dois lançantes de proa duplos (CA7 e CA8).

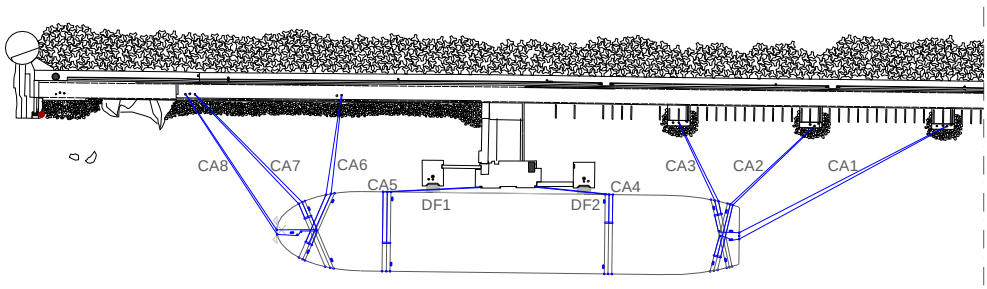


Figura 6.41 – *Layout* de amarração usado pelos navios de maior porte que com mais frequência acostam no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões.

No caso particular do Posto "A", e de acordo com OCIMF, 2008, o uso de lançantes de proa e de popa poderá ser justificado pela existência de um ambiente direccional no local (acções importantes com a direcção do movimento de avanço do navio, que podem resultar da agitação marítima que difracta em torno da cabeça do quebramar Norte), ou pelas próprias características da estrutura de acostagem, nomeadamente a localização dos pontos de amarração disponíveis.

Pese embora o referido, justifica-se o estudo em modelo físico de um *layout* de amarração alternativo para os navios de maior porte que utilizam o Posto "A". Esse *layout*, tendo por base as recomendações da OCIMF, 2008, deve procurar assegurar uma distribuição de esforços pelos elementos do sistema de amarração mais favorável. O *layout* de amarração considerado no presente estudo é aproximadamente simétrico e encontra-se esquematizado na Figura 6.42.

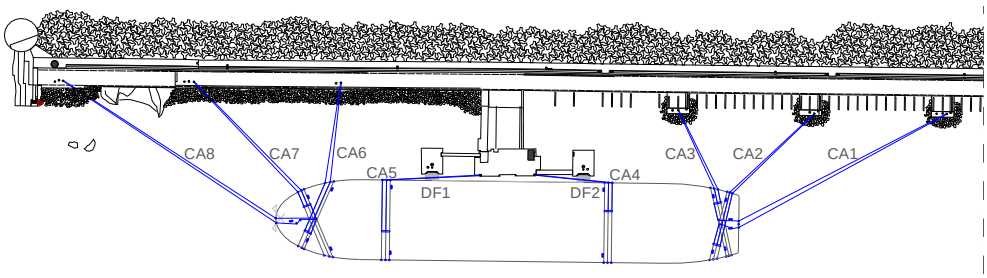


Figura 6.42 – *Layout* de amarração simétrico usado nos testes em modelo físico.

No caso do Posto "A", esse *layout* de amarração alternativo pode ser implementado facilmente, uma vez que existe um ponto de amarração localizado junto à extremidade do quebramar Norte de Leixões, que pode ser utilizado para a amarração dos cabos com a designação "CA8", Figura 6.43.

Figura 6.43 – Ganchos de amarração situados junto à extremidade do quebramar Norte de Leixões [Maio de 2009].

Nesta secção da dissertação analisa-se, comparativamente, o comportamento de um navio petroleiro amarrado no Posto "A" para dois *layouts* de amarração distintos: o primeiro corresponde ao *layout* de amarração correntemente mais usado (assimétrico) e o segundo a um *layout* de amarração alternativo (simétrico), que tira partido do ponto de amarração situado próximo da cabeça do quebramar Norte de Leixões. Esta análise tem por base resultados da primeira fase do estudo, em que foi utilizado um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente.

Condições de teste

O estudo comparativo dos dois *layouts* de amarração referidos foi efectuado com base na análise do comportamento de um navio petroleiro amarrado no Posto "A", para diferentes estados de agitação de vante, em relação ao navio. O esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas encontra-se esquematizado na Figura 6.2. Como já se referiu anteriormente, nesta fase recorreu-se a um modelo simplificado do Posto "A", em que os fundos foram considerados horizontais e à cota de -16 m (ZHL).

Nesses testes foram reproduzidos estados de agitação irregular de crista longa, caracterizados por uma altura de onda significativa de 2.0 m e pelos seguintes períodos de onda de pico: 8, 10, 12 e 14 s (valores de protótipo). Os vários estados de agitação marítima foram definidos com base no espectro de JONSWAP, tendo sido considerado um factor de forma igual a 3.3. Com o objectivo de caracterizar convenientemente esses estados de agitação, todos os testes foram realizados com cerca de 600 ondas. A sequência temporal das ondas geradas foi igual nos estados de agitação com o mesmo período de onda de pico.

Em todos os testes realizados a profundidade da água junto ao cais foi considerada igual a 20 m, o que corresponde, sensivelmente, ao nível máximo de uma preia-mar de águas vivas. O modelo físico do navio petroleiro encontrava-se calibrado para a condição de carga máxima, Quadro 6.1.

Os cabos utilizados na amarração do modelo físico do navio reproduziam as características de cabos de amarração de aço, com extremidades de fibras sintéticas (polietileno), e com uma força mínima de rotura de 640 kN. As duas defensas instaladas no Posto "A" são do tipo pneumático e apresentam uma capacidade de absorção de energia de 1300 kJ para uma deformação nominal de 55 %. O coeficiente de atrito, μ, entre o casco do navio (modelo) e o dispositivo que simula a defensa estava compreendido entre 0.11 e 0.13.

O Quadro 6.3 apresenta as características dos cabos de amarração e das defensas para os dois *layouts* de amarração estudados, quer no protótipo, quer no modelo físico. A rigidez dos elementos do sistema de amarração foi verificada antes e depois da fase de testes. As forças iniciais (pré-tensão) em todos os cabos de amarração do navio foram fixadas entre 100 e 120 kN (aproximadamente 10 a 12 t). Antes do início de um novo teste, essas forças de pré-tensão foram verificadas.

As séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração foram medidas com recurso a dez transdutores de força. Os movimentos do navio amarrado, segundo os seus seis graus de liberdade, foram medidos pelo sistema *Qualisys – Motion Capture System*.

Forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração

As forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas foram analisadas com recurso a uma rotina de cálculo automático, desenvolvida em *MatLab* e apresentada na secção 4.6.3. As forças em qualquer um desses elementos referem-se ao zero absoluto do instrumento de medição, e não ao nível de pré-tensão aplicado (forças aplicadas na condição de repouso). Assim, por exemplo, a força máxima num cabo de amarração do navio resulta da soma da força inicial nesse elemento (pré-tensão) com a força máxima registada durante o teste acima desse nível inicial (nível de referência).

As forças nos cabos de amarração apresentadas nesta secção referem-se às forças estimadas para cada um dos cabos individuais usados na amarração do navio no protótipo. Recorda-se que no modelo, os cabos de amarração do mesmo grupo foram reproduzidos por apenas um cabo, com características equivalentes às desse conjunto.

A Figura 6.44 compara as forças máximas (em valores de protótipo) medidas em cada um dos cabos de amarração (CA) e das defensas (DF), para os *layouts* de amarração assimétrico (ASS) e simétrico (SIM),

Figuras 6.41 e 6.42, respectivamente. O comportamento do navio amarrado foi estudado sob acção de ondas irregulares de crista longa, caracterizadas por uma altura de onda significativa de 2.0 m e por diferentes períodos de onda de pico, para um nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas (+4.0 m ZHL). As forças mínimas de rotura dos cabos de amarração utilizados (MBL) e as forças máximas de reacção das defensas, para uma deformação de 55%, são também apresentadas na figura.

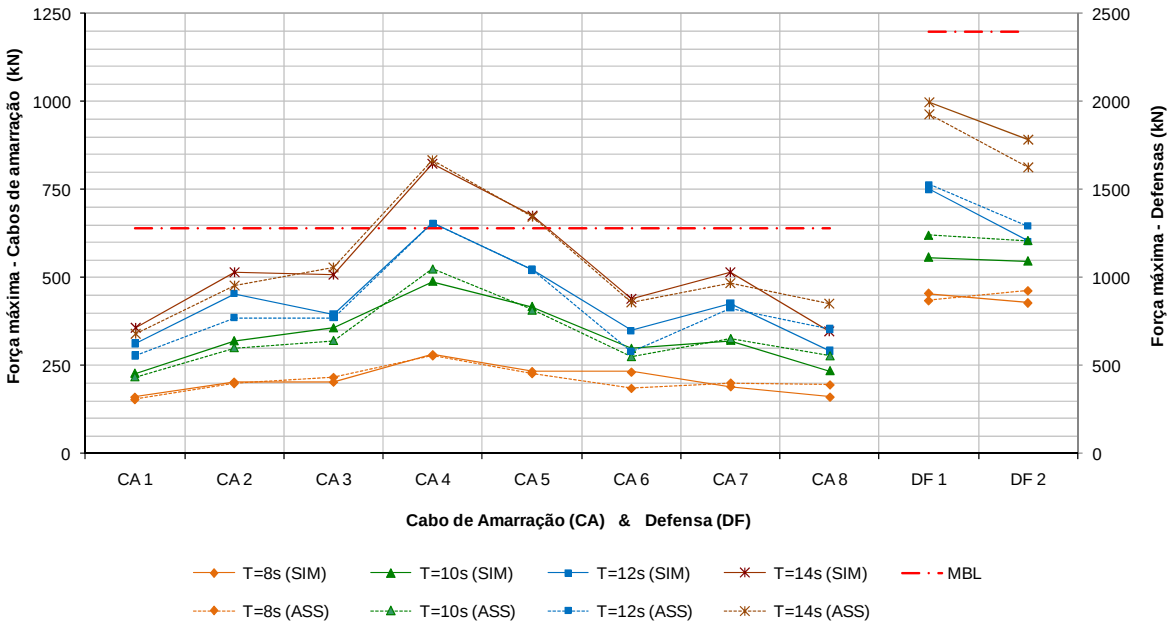


Figura 6.44 – Forças máximas aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, para agitação irregular com H_S=2.0 m e vários períodos de pico. Nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas (d=20 m).

As forças máximas registadas nos elementos do sistema de amarração são, em geral, semelhantes nos dois *layouts* de amarração testados. No entanto, observam-se algumas diferenças nas forças máximas aplicadas nos cabos de amarração 7 e 8 (lançantes de proa) e no cabo de amarração 6 (través de proa). No *layout* assimétrico, o CA8 apresenta menor comprimento e, portanto, uma maior rigidez, Quadros 6.2 e 6.3. É esse aumento de rigidez do CA8 que permite compreender a ocorrência de forças máximas mais elevadas neste cabo nos ensaios efectuados para o *layout* assimétrico, qualquer que seja o período de onda de pico considerado.

Uma vez que os cabos CA7 e CA8 apresentam uma orientação semelhante no *layout* de amarração assimétrico, Figura 6.41, observa-se, para esta condição de teste, uma ligeira redução das forças máximas no CA7, comparativamente aos testes com o *layout* de amarração simétrico. Essa redução é mais evidente nos testes realizados com os períodos de onda de pico de 12 e 14 s.

A modificação do ponto de amarração do CA8 no cais, quando se passa do *layout* simétrico para o assimétrico, tem ainda repercussões ao nível da restrição dos movimentos do navio para as direcções transversal e longitudinal. No *layout* assimétrico, o ângulo do CA8 com a direcção perpendicular ao cais é menor. Este facto, conjuntamente com o aumento da rigidez do cabo devido à redução do seu comprimento, contribui para o aumento da rigidez transversal do navio à proa e explica a redução das forças máximas no CA6 nos testes realizados com o *layout* de amarração assimétrico.

O efeito da redução do ângulo do CA8 com a perpendicular ao cais, desfavorável ao nível da restrição dos movimentos do navio na direcção longitudinal é, de certa forma, compensado por um aumento da

rigidez deste cabo de amarrado devido à diminuição do seu comprimento. Isto permite explicar a razão pela qual as forças máximas no CA4 não são significativamente mais elevadas nos testes efectuados com o *layout* de amarração assimétrico.

De um modo geral, nos testes realizados com o navio amarrado com o *layout* assimétrico, verificou-se uma ligeira redução das forças máximas nos lançantes de popa (CA1 e CA2). Para esse *layout* de amarração, as forças máximas no través de popa (CA3) são mais elevadas nos testes realizados com ondas com um período de pico de 8 e 14 s, mas inferiores nos períodos intermédios.

As regeiras do navio (CA4 e CA5), tal como era esperado, foram os cabos de amarração com as forças máximas mais elevadas. Estes resultados devem-se, quer ao facto de estes cabos serem os mais curtos em qualquer um dos dois *layouts* de amarração estudados (e, portanto, os mais rígidos), quer à sua orientação no alinhamento da direcção de propagação da agitação marítima. Assim, de acordo com os resultados dos testes em modelo físico reduzido, as regeiras seriam os primeiros cabos de amarração do navio a partir, o que está de acordo com a experiência da equipa que habitualmente é responsável pela amarração de navios no Posto "A".

A análise da Figura 6.44 mostra ainda que, para os períodos de onda intermédios, as forças máximas nas defensas são inferiores nos testes realizados com o esquema de amarração simétrico. No entanto, o esquema de amarração assimétrico é o que conduz a forças máximas mais baixas quando o período de pico da agitação é de 14 s. Para qualquer uma das condições testadas, as forças máximas nas defensas instaladas são inferiores às forças de reacção máximas admissíveis.

As forças médias do décimo superior, $F_{1/10}$, e as forças significativas, aplicadas nos diferentes elementos do sistema de amarração do navio, e para os *layouts* de amarração assimétrico (ASS) e simétrico (SIM), são apresentadas nas Figuras 6.45 e 6.46, respectivamente. Estes resultados são também apresentados em valores de protótipo.

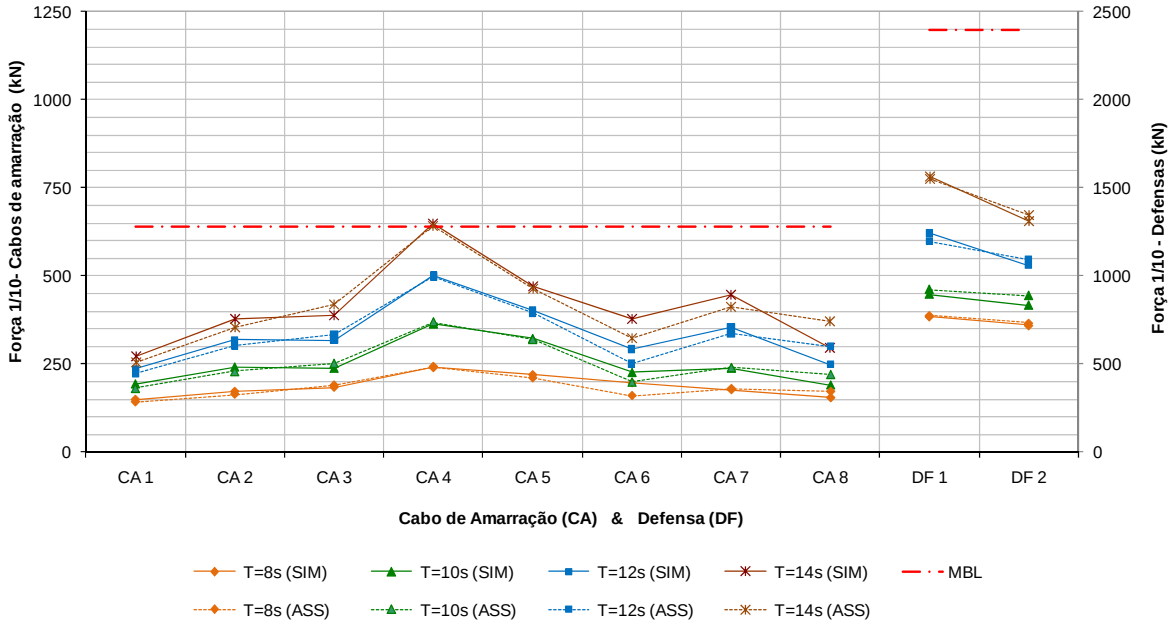


Figura 6.45 – Forças $F_{1/10}$ aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, para agitação irregular com H_S=2.0 m e vários períodos de pico. Nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas (d=20 m).

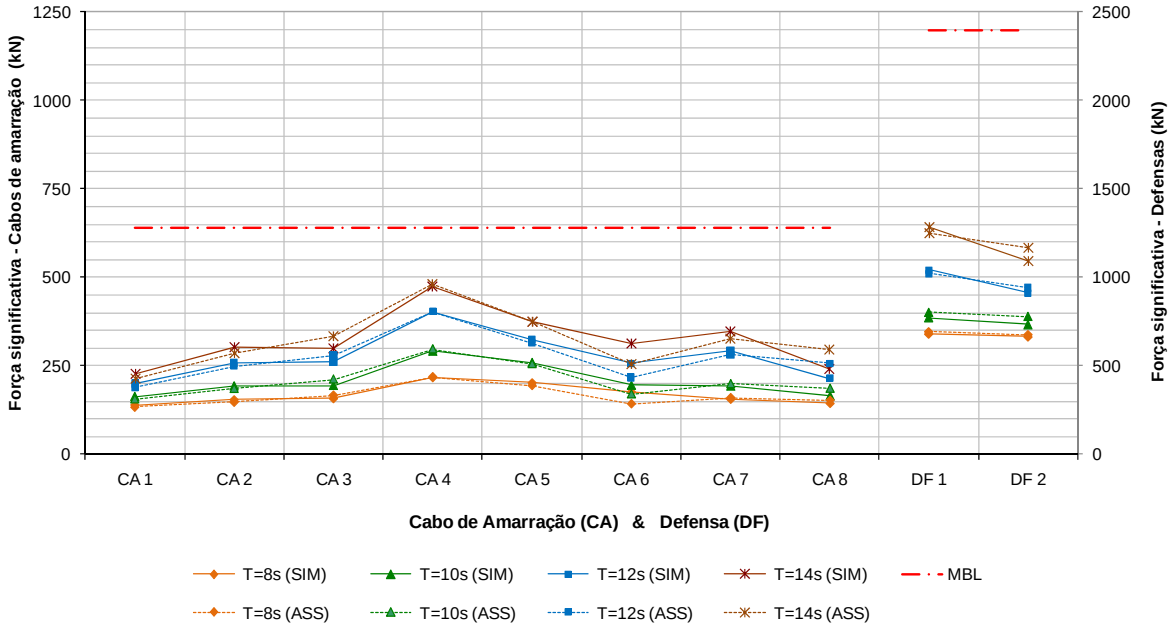


Figura 6.46 – Forças significativas aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, para agitação irregular com H_S=2.0 m e diferentes períodos de pico. Nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas.

A análise comparativa dos resultados apresentados nessas figuras para os dois *layouts* de amarração estudados, permite, de um modo geral, tecer as considerações já anteriormente apresentadas aquando da análise das forças máximas aplicadas nos cabos de amarração.

Importa ainda referir que, no que concerne às forças $F_{1/10}$ e significativas nas defensas, se verifica uma maior proximidade entre os resultados obtidos com o *layout* de amarração assimétrico e simétrico. Por outro lado, as forças aplicadas no través de popa (CA3) são sempre maiores nos testes realizados com o *layout* assimétrico.

Os resultados apresentados nas Figuras 6.45 e 6.46 mostram também que as forças $F_{1/10}$ e significativas nas regeiras (i.e. cabos mais esforçados) são muito próximas nos dois *layouts* de amarração estudados. A Figura 6.47 apresenta as forças médias aplicadas nos diferentes elementos do sistema de amarração do navio.

Da análise das figuras apresentadas pode também concluir-se que, qualquer que seja a categoria de esforços considerada, ou o *layout* utilizado na amarração do navio, as forças aplicadas na regeira de popa (CA4) são sempre superiores às aplicadas na regeira de proa (CA5). Este cabo de amarração duplo é aquele que se opõe, de forma mais eficiente, ao movimento de avanço do navio com o sentido da proa para a popa (i.e. com o sentido de propagação da agitação marítima), por apresentar uma orientação muito próxima da direcção desse movimento. Para os estados de agitação de maior período de onda de pico, as forças aplicadas na defensa mais próxima da proa do navio (DF1) são maiores do que as aplicadas na DF2.

Importa ainda referir que, em termos práticos, e das diferentes categorias de esforços considerados na análise, a mais importante é, sem dúvida, a força máxima registada em cada elemento do sistema de amarração. Com efeito, é este parâmetro que determina a eventual rotura do elemento em causa ou, alternativamente, a folga de segurança existente.

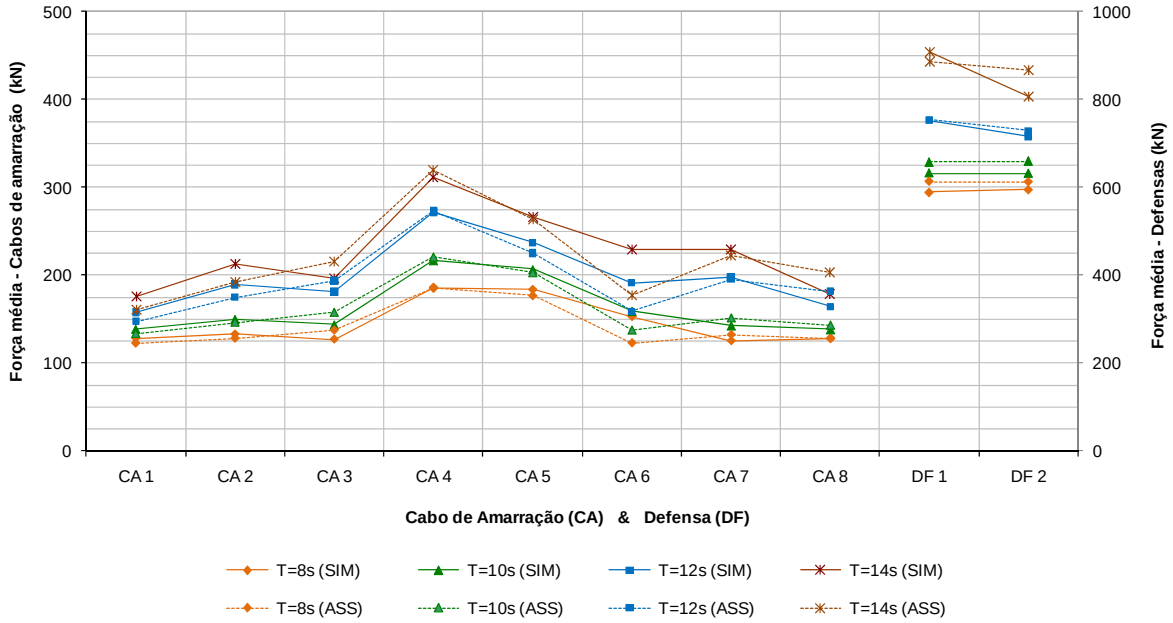


Figura 6.47 – Forças médias aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, para agitação irregular com H_S=2.0 m e vários períodos de pico. Nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas (d=20 m).

Movimentos do navio amarrado

Na análise dos movimentos do navio amarrado foi dada especial atenção aos que, de acordo com Bruun, 1983, são mais importantes para a segurança e para a eficiência das operações portuárias que têm lugar num terminal de petroleiros. Esses movimentos são o avanço, a deriva e a guinada, ou seja, os movimentos do petroleiro no plano horizontal, Figura 3.15. Destes movimentos, a guinada será, provavelmente, o menos condicionante, pois os braços de (des)carga estão instalados na zona central do Posto "A", enquanto as válvulas de (des)carga do petroleiro se situam, usualmente, a meio-navio.

A Figura 6.48 compara a amplitude significativa dos movimentos do navio no plano horizontal, para o *layout* de amarração assimétrico e simétrico. Essa amplitude representa a média do terço superior das amplitudes pico-a-pico dos movimentos do navio.

Uma análise comparativa das amplitudes significativas dos diferentes movimentos do navio amarrado, para os dois *layouts* de amarração estudados, mostra que as diferenças são pequenas, à semelhança do que tinha sido observado anteriormente, quando se analisavam as forças nos elementos do sistema de amarração.

A utilização do *layout* de amarração simétrico conduz a uma ligeira redução da amplitude significativa do movimento de deriva, qualquer que seja o período de onda de pico considerado. Pode também ser observado, para esse *layout*, um aumento da amplitude significativa do movimento de guinada, em particular para o período de onda de pico de 14 s. Esse aumento de cerca de 20% da amplitude da guinada pode estar relacionado com as elevadas forças máximas registadas nas duas defensas, nos testes realizados com o *layout* simétrico e com ondas com um período de pico de 14 s, Figura 6.44, embora, nesse aspecto em particular, as diferenças entre os dois *layouts* estudados, percam significado quando são analisadas as forças médias do décimo superior ou as forças significativas, Figuras 6.45 e 6.46, respectivamente. Esse aumento da amplitude da oscilação de guinada não pode, certamente, ser dissociado do importante aumento das forças no través de proa (CA6), quando se utiliza o *layout* de amarração simétrico, qualquer que seja o período de onda ou a categoria de força estimada para esse cabo de amarração.

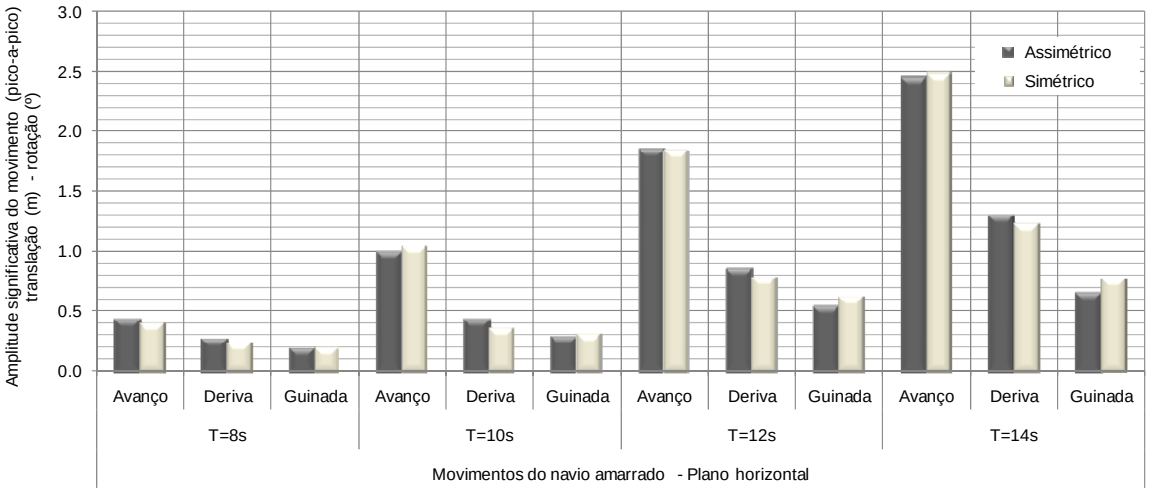


Figura 6.48 – Amplitudes significativas dos movimentos do navio amarrado no plano horizontal, para os *layouts* de amarração assimétrico e simétrico. Testes efectuados com agitação irregular, com H_S=2.0 m e diferentes períodos de pico, para o nível de água correspondente a uma preia-mar de águas vivas (d=20 m)

Para as condições de teste analisadas, as modificações introduzidas no *layout* de amarração do navio têm pouca influência na amplitude dos movimentos de avanço, bem como nos movimentos do navio no plano vertical. Os resultados obtidos para estes últimos modos de oscilação não são apresentados nesta secção.

Nos testes realizados na primeira fase do estudo em modelo físico, a direcção de propagação das ondas geradas era colinear com o eixo longitudinal central do navio (ondas de vante), Figura 6.2. Este facto pode explicar o motivo pelo qual as oscilações de avanço apresentam amplitudes significativas mais elevadas do que as restantes oscilações do navio amarrado, Figura 6.48. Pese embora o referido, foram registadas oscilações de deriva e de guinada de amplitude significativa durante esses testes, sem que existisse qualquer solicitação externa relevante a actuar segundo essas direcções. As causas que podem justificar estes resultados parecem estar relacionadas com a 'assimetria' do *layout* usado na amarração do navio.

Quando o navio amarrado se movimenta longitudinalmente, no sentido da proa para a popa (ou seja, no sentido de propagação da agitação incidente), os lançantes de proa, o través de proa e a regeira de popa, tendem a puxar o navio contra as defensas, por efeito da componente transversal das forças que são aplicadas nesses cabos de amarração. Nestas condições, a defensa de proa será a mais solicitada. A reacção elástica das defensas tenderá, numa fase posterior, a afastar o navio do paramento frontal do cais, originando, desse modo, os movimentos de deriva e de guinada, que podem ter uma amplitude considerável. Neste aspecto em particular, convém ainda fazer referência à elevada reflectividade das defensas instaladas no Posto "A", que são, como já foi referido anteriormente, do tipo pneumático. Quando o navio amarrado se movimenta longitudinalmente, no sentido da popa para a proa, os vários eventos processam-se de modo idêntico ao descrito, mas, desta vez, com os lançantes de popa, o través de popa e a regeira de proa a puxarem o navio contra as defensas.

Tendo em conta a situação exposta, é de esperar que o *layout* de amarração assimétrico, Figura 6.41, conduza a movimentos de deriva e de guinada de maior amplitude do que o *layout* simétrico, Figura 6.42. O Quadro 6.26 apresenta os quocientes entre as amplitudes significativas dos movimentos de deriva e de guinada, e a amplitude significativa do movimento de avanço do navio, para os *layouts* de amarração estudados.

Quadro 6.26 – Quocientes deriva/avanço e guinada/avanço para os *layouts* de amarração assimétrico e simétrico.

Período de onda de pico (s)	Quociente	*Layout* de amarração	
		Assimétrico	Simétrico
8	Deriva/Avanço (m/m)	62%	61%
	Guinada/Avanço (º/m)	44%	50%
10	Deriva/Avanço (m/m)	43%	35%
	Guinada/Avanço (º/m)	29%	30%
12	Deriva/Avanço (m/m)	46%	43%
	Guinada/Avanço (º/m)	29%	34%
14	Deriva/Avanço (m/m)	53%	49%
	Guinada/Avanço (º/m)	26%	32%

O Quadro 6.26 mostra que o *layout* de amarração assimétrico é o que conduz aos maiores quocientes deriva/avanço, tal como previsto. No entanto, os maiores quocientes guinada/avanço ocorrem quando se considera o *layout* de amarração simétrico. Nesta análise é importante ter presente que as diferenças entre os dois *layouts* de amarração são pequenas, pois apenas diferem no posicionamento de um cabo de amarração duplo (CA8). A assimetria é, portanto, fraca.

Considerações finais

Na primeira fase do estudo foi construído e ensaiado um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente. Por esse motivo, as conclusões apresentadas com base na análise dos resultados experimentais obtidos devem ser encaradas com alguma reserva, especialmente se extrapoladas para o protótipo.

De facto, os problemas de operacionalidade que por vezes se fazem sentir no Posto "A" resultam, não apenas da agitação marítima que, por difracção, contorna a cabeça do quebramar Norte de Leixões, chegando à zona de acostagem do navio com uma energia ainda considerável, mas também de outros fenómenos físicos que podem ter lugar na vizinhança deste posto de acostagem (secção 5.8), e que não puderam ser convenientemente reproduzidos no modelo físico simplificado.

Com o intuito de obter resultados mais representativos, na segunda fase do estudo experimental, foi construído e testado um modelo mais completo e realista do Posto "A" e da sua área envolvente. Esse modelo incluiu, por exemplo, o quebramar Norte de Leixões e do molhe Sul. Os resultados da segunda fase do estudo são apresentados na secção 6.3.

Conclusões

O comportamento de um navio do tipo petroleiro amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões foi estudado com base em resultados obtidos com um modelo físico simplificado desse posto de acostagem e da sua envolvente. As repercussões da substituição do *layout* de amarração assimétrico (actualmente o mais frequentemente usado) por um *layout* simétrico, no comportamento do navio amarrado, foram analisadas e discutidas. Nessa análise consideraram-se, quer as forças nos elementos do sistema de amarração, quer os movimentos do navio no plano horizontal.

Os resultados apresentados mostraram que a substituição do *layout* de amarração assimétrico por um *layout* simétrico tem uma influência pouco significativa no comportamento do navio amarrado, quer em termos das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração, quer no que diz respeitos às amplitudes dos movimentos do navio. Com efeito, as forças de amarração do navio e a amplitude dos

seus movimentos estão intimamente relacionadas. Os dois *layouts* de amarração estudados diferiram, apenas, no posicionamento de um cabo de amarração duplo - o primeiro lançante de proa.

Importa salientar que, da utilização do *layout* de amarração assimétrico, resultam forças máximas nas defensas mais baixas para o estado de agitação marítima de maior período de onda de pico, bem como uma distribuição mais uniforme das forças aplicadas nos lançantes de proa do navio, e uma pequena redução das forças aplicadas nos lançantes de popa, qualquer que seja o período de onda de pico ou a categoria de força considerada.

No que diz respeito aos movimentos do navio, verificou-se que a utilização do *layout* de amarração simétrico conduz a uma pequena redução da amplitude significativa do movimento de deriva, mas a um aumento da amplitude significativa do movimento de guinada. Para as condições analisadas, as modificações introduzidas no *layout* de amarração do navio têm pouca influência na amplitude dos movimentos de avanço, bem como nos movimentos do navio no plano vertical.

As regeiras foram os cabos de amarração do navio mais solicitados nas duas situações de amarração estudadas. Por esse motivo, seriam os primeiros cabos a partir. Estes resultados estão de acordo com a experiência da equipa que habitualmente é responsável pela amarração de petroleiros no Posto "A" (informação transmitida oralmente).

Nesta primeira fase do estudo, o navio amarrado foi testado sob a acção de agitação marítima de vante. Por esse motivo, o modo de avanço é o que apresenta as oscilações de maior amplitude. No entanto, nos modos de deriva e de guinada, foram também registadas oscilações de amplitude apreciável. Estes resultados foram explicados pelo efeito de acoplamento, entre os modos de oscilação do navio, que é introduzido pelo seu sistema de amarração.

6.2.8.3. Folga sob a quilha do navio e profundidade de água junto ao cais

Introdução

A folga disponível abaixo da quilha do navio é, frequentemente, um factor condicionante para muitos terminais portuários. Nesses terminais é necessário realizar regularmente operações de manutenção dos fundos de serviço nas bacias de aproximação e de acostagem, através de dragagem, de modo a ser possível receber os navios de maior calado. Num dado terminal, a folga sob a quilha do navio depende também das dimensões desse navio, do seu estado de carga e do nível de maré.

Com efeito, a folga sob a quilha condiciona, de uma forma significativa, a resposta do navio amarrado, PIANC, 1995, e, como se depreende do parágrafo anterior, varia durante o período de tempo em que o navio permanece amarrado no cais. Com a redução desse parâmetro, ocorre um importante aumento da inércia adicionada do navio, relativamente aos valores de águas profundas, que se traduz num aumento generalizado dos seus períodos naturais de oscilação. Importa referir que a importância desse aumento depende da proporção entre a inércia adicionada e a própria inércia do navio (i.e. no ar), para o modo de oscilação em causa (ver secção 3.7.4.4).

Nesta secção são apresentados os resultados de testes realizados com o intuito de analisar a influência da folga sob a quilha do navio e da profundidade de água junto ao cais, no comportamento de navios amarrados. Para tal foi estudado o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, quando submetido a agitação irregular de vante, para duas profundidades de água. São analisadas, quer as forças nos elementos do sistema de amarração, quer os movimentos do navio amarrado. Nesta análise dá-se especial destaque aos movimentos do navio com mais influência nas condições de operacionalidade de um terminal de petroleiros.

Condições de teste

O estudo da influência da folga abaixo da quilha do navio e da profundidade de água junto ao cais, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", foi efectuado a partir da análise da sua resposta, quando sujeito à acção de agitação marítima irregular, para duas profundidades distintas de água junto ao cais, d. A essas profundidades correspondiam os níveis de água que procuravam reproduzir o nível máximo de uma preia-mar de águas vivas (d =20 m) e o nível médio da água do mar (d=18 m).

Os testes foram realizados com estados de agitação marítima irregular de crista longa, caracterizados por uma altura de onda significativa de 2.0 m e pelos seguintes períodos de onda de pico: 8, 10, 12 e 14 s (valores de protótipo). Os diferentes estados de agitação foram definidos com base no espectro de JONSWAP, para um factor de forma igual a 3.3. Com o objectivo de caracterizar convenientemente esses estados de agitação, todos os testes foram realizados com sensivelmente 600 ondas. A sequência temporal de ondas geradas foi igual nos estados de agitação com o mesmo período de onda de pico.

O esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas encontra-se esquematizado na Figura 6.2. Como já foi referido anteriormente, nesta fase recorreu-se a um modelo físico simplificado do Posto "A", em que os fundos foram considerados horizontais e à cota de -16 m (ZHL). O modelo físico do navio petroleiro encontrava-se calibrado para a condição de carga máxima, Quadro 6.1, e amarrado à estrutura de acostagem com o *layout* de amarração simétrico, Figura 6.4. O Quadro 6.3 apresenta as características dos cabos de amarração e das defensas utilizadas no estudo em modelo físico. A rigidez desses elementos foi verificada antes e depois da fase de testes.

O coeficiente de atrito, μ, entre o casco do petroleiro (modelo) e os dispositivos que simulam as defensas estava compreendido entre 0.11 e 0.13. A força inicial (pré-tensão) em todos os cabos de amarração do navio foi fixada entre 100 e 120 kN (aproximadamente 10 a 12 t).

Forças nos elementos do sistema de amarração

As forças máximas aplicadas nos elementos do sistema de amarração, para as duas profundidades de água estudadas, são apresentadas na Figura 6.49, em valores de protótipo. Esses resultados referem-se a testes realizados com o navio submetido à acção de ondas irregulares de crista longa, com uma altura significativa de 2.0 m e diferentes períodos de onda de pico. As forças mínimas de rotura dos cabos de amarração utilizados (MBL) e as forças máximas de reacção das defensas, para uma deformação de 55%, são também apresentadas na figura.

As forças máximas aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas são claramente mais elevadas nos testes realizados para a profundidade de água correspondente ao nível médio do mar, especialmente nos testes em que foram reproduzidos os estados de agitação marítima de maior período de onda de pico. Importa referir que nas condições em que os testes foram realizados, a redução da profundidade de água junto ao cais de 20 para 18 m, origina uma importante diminuição da folga abaixo da quilha do navio (33.4%), que passa de cerca de 5.9 m (para o nível da preia-mar de águas vivas) para cerca de 3.9 m (para o nível médio da água do mar). As repercussões desta modificação no comportamento hidrodinâmico do navio amarrado são discutidas no final da presente secção.

As regeiras são os cabos de amarração que apresentam as forças máximas mais elevadas. De acordo com os resultados apresentados na Figura 6.49, esses cabos podem partir para condições de agitação marítima (na vizinhança do Posto "A") caracterizadas por uma altura de onda significativa de 2.0 m, e por períodos de onda de pico iguais ou superiores a 12 s, quando se considera uma profundidade de água junto ao cais igual a 18 m (o nível médio da água do mar). A regeira de popa (CA4) é o cabo de amarração que se opõe mais eficazmente ao movimento de avanço com o sentido da propagação da agitação marítima e o que apresenta as forças máximas mais elevadas.

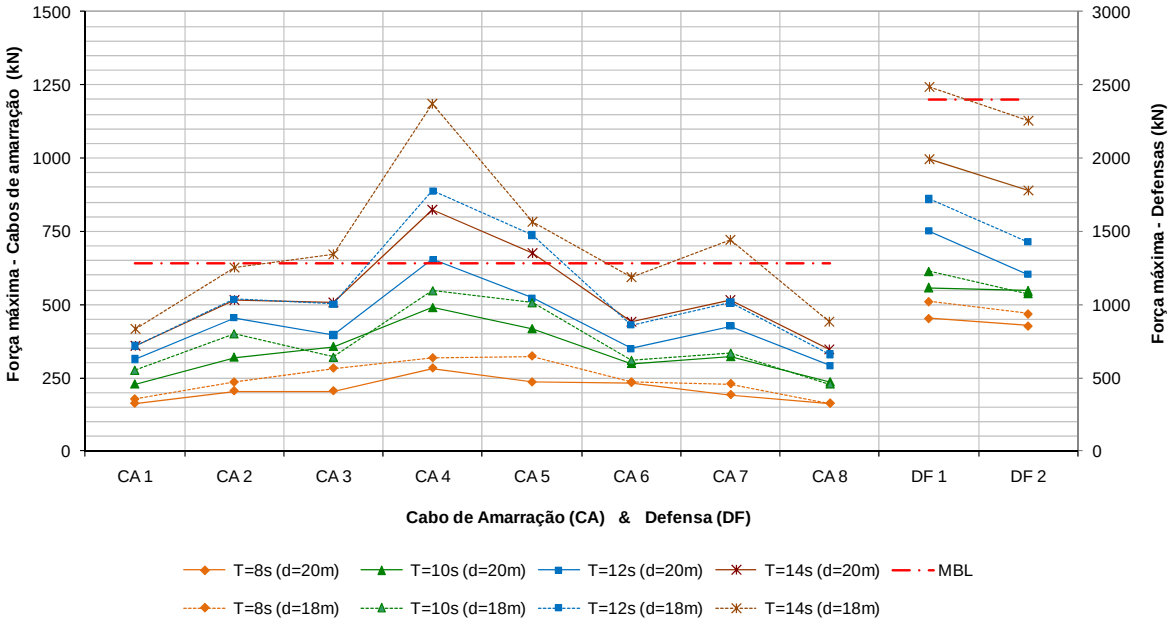


Figura 6.49 – Forças máximas aplicadas nos cabos de amarração (CA) e nas defensas (DF) para as duas profundidades de água estudadas: preia-mar de águas vivas (d=20 m) e nível médio da água do mar (d=18 m).

Para as duas profundidades de água consideradas, a defensa mais próxima da proa do navio (DF1) é sempre a mais solicitada. Nos testes realizados para uma profundidade de água junto ao cais de 18 m, a força máxima admissível nessa defensa é excedida quando o período de pico da agitação incidente é igual a 14 s.

A Figura 6.50 apresenta, para as várias condições de teste, as forças médias, significativas e médias do décimo superior, nos elementos do sistema de amarração do navio. A análise desta figura permite tecer algumas das considerações já apresentada anteriormente. Como os testes analisados foram realizados com o navio amarrado com o *layout* simétrico, é possível constatar, mais uma vez, que a magnitude das forças aplicadas nos dois lançantes de proa do navio (CA7 e CA8) é, na maior parte dos casos, substancialmente diferente.

Movimentos do navio amarrado

As amplitudes significativas dos movimentos do navio amarrado no plano horizontal, que resultam da análise dos testes realizados para as duas profundidades de água estudadas, são apresentadas na Figura 6.51. Como já foi referido anteriormente, o petroleiro, amarrado no cais com o *layout* de amarração simétrico, foi testado sob acção de ondas irregulares de crista longa, com uma altura significativa de 2.0 m e diferentes períodos de onda de pico.

Os resultados apresentados mostram que a redução da folga sob a quilha do navio, por efeito de uma diminuição da profundidade de água junto ao cais, conduz a um expressivo aumento das amplitudes significativas dos movimentos do navio amarrado no plano horizontal, qualquer que seja o período de onda de pico analisado. Os movimentos de grande amplitude observados para a profundidade de água correspondente ao nível médio da água do mar estão, evidentemente, associados às forças de elevada magnitude registadas nos elementos do sistema de amarração, Figuras 6.49 e 6.50, para essa condição de teste. Por exemplo, a amplitude dos movimentos de avanço do navio relaciona-se com a magnitude das forças a que as regeiras são submetidas durante os testes.

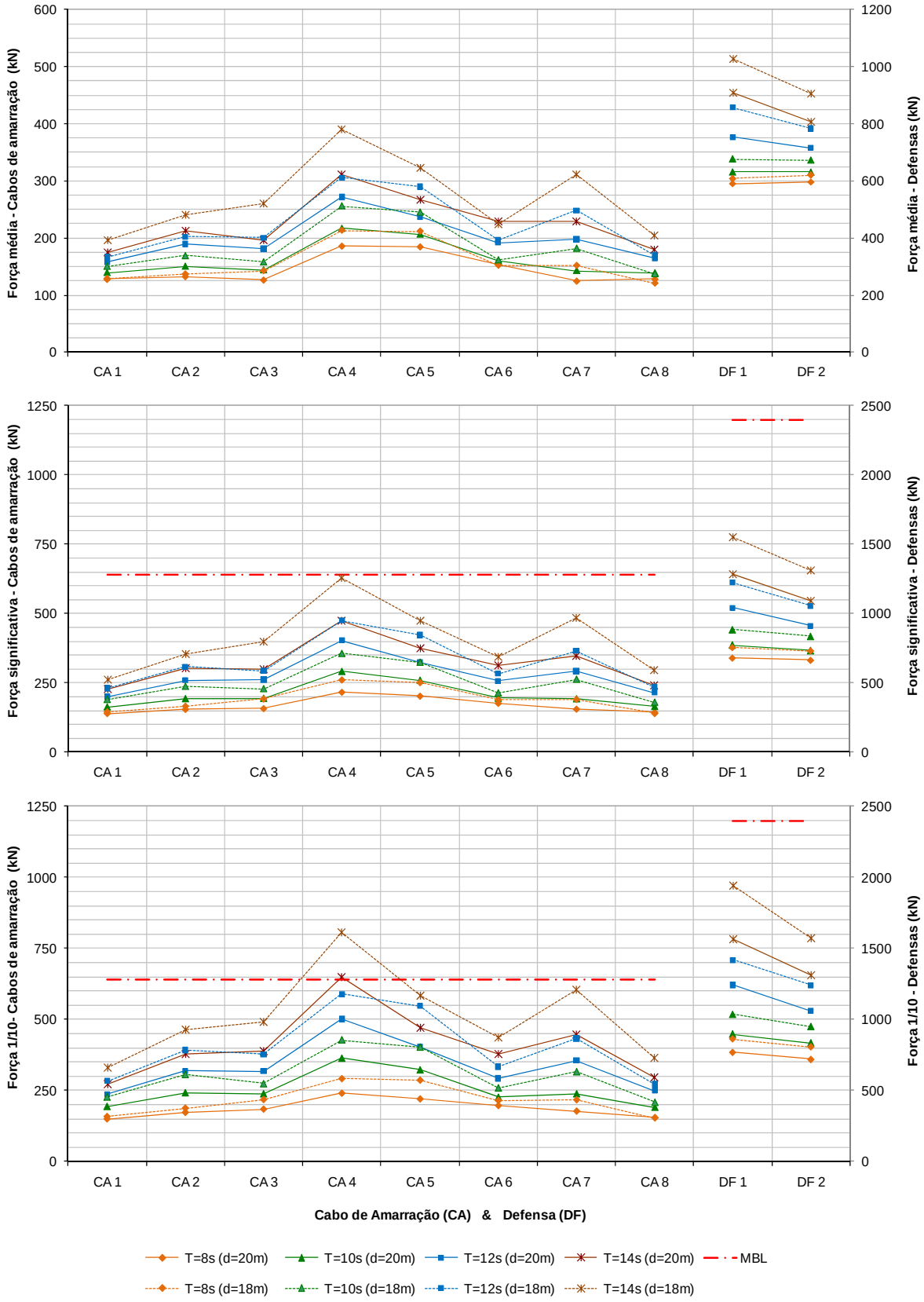


Figura 6.50 – Forças aplicadas nos cabos de amarração (CA) e nas defensas (DF) para as duas profundidades de água estudadas: preia-mar de águas vivas (d=20 m) e nível médio da água do mar (d=18 m). Forças médias (superior), forças significativas (meio) e forças médias do décimo superior (inferior).

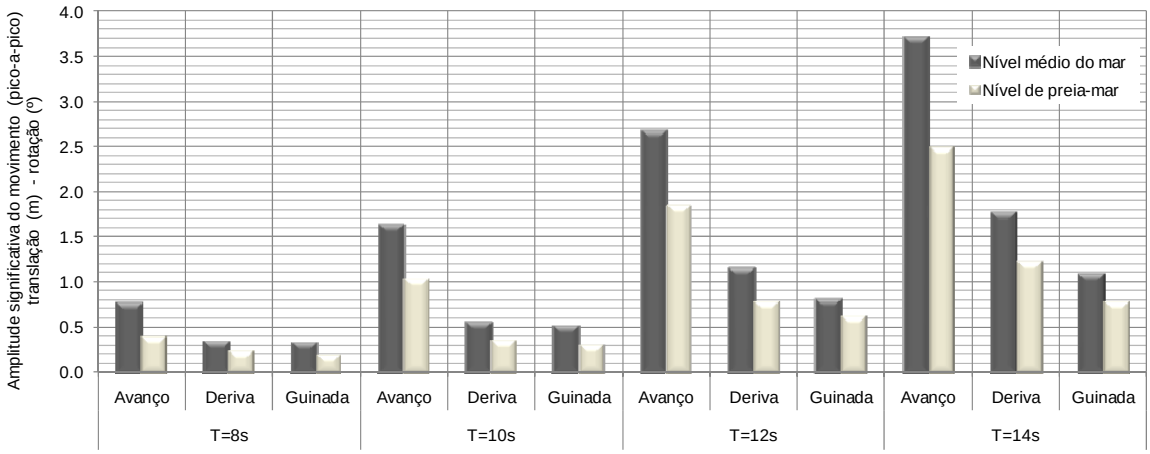


Figura 6.51 – Amplitude significativa dos movimentos do navio amarrado no plano horizontal para as duas profundidades de água estudadas: preia-mar de águas vivas (d=20m) e nível médio da água do mar (d=18m).

Considerações finais

Como se referiu na secção 6.2.8.2, as condições operacionais e de segurança do Posto "A" podem ser influenciadas por vários factores e fenómenos físicos (c.f. secção 5.8). Alguns desses fenómenos não foram reproduzidos de forma conveniente no modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente, construído para esta primeira fase do estudo. Por esse motivo, as conclusões retiradas com base na análise dos resultados experimentais devem ser encaradas com alguma reserva, especialmente se forem extrapoladas para o protótipo.

No intradorso do quebramar Norte do Porto de Leixões, perto da extremidade desta estrutura, existem alguns afloramentos rochosos, assim como material resultante dos estragos provocados por algumas tempestades violentas no quebramar principal (previamente à construção do quebramar submerso no início da década de 80), que aí se foi acumulando. A Figura 6.52 mostra a cabeça do quebramar Norte de Leixões para um nível de água próximo de uma baixa-mar de águas vivas, evidenciando a zona referida (sotamar da estrutura) e o quebramar submerso de protecção à cabeça do quebramar principal (barlamar). No modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente não foi reproduzida nenhuma dessas estruturas.

Figura 6.52 – Cabeça do quebramar Norte do Porto de Leixões.

Os afloramentos rochosos e o material acumulado no intradorso do quebramar podem constituir um obstáculo à normal propagação da agitação marítima, especialmente para os níveis de maré mais baixos, influenciando as características das ondas que chegam à zona do Posto "A". Este facto pode, em certa medida, justificar o porquê de os pilotos do Porto de Leixões, durante as reuniões realizadas no âmbito do "*Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal Petroleiro do Porto de Leixões*", IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, afirmarem que as condições mais problemáticas, para as condições de segurança e de operacionalidade do Posto "A", ocorrem, usualmente, para níveis de maré elevados, próximos da preia-mar ou com ela coincidentes. Existem, no entanto, outras causas que podem explicar a maior probabilidade de ocorrência de problemas nesse posto de acostagem para os níveis de água mais elevados. A existência de zonas de elevada permeabilidade ao longo do quebramar Norte, e em particular no trecho adjacente ao Posto "A", é uma delas (secção 5.8).

No modelo construído para a segunda fase do estudo foi reproduzido o quebramar Norte de Leixões, incluindo as áreas assinaladas na Figura 6.52. Por outro lado, em alguns testes procurou-se simular o efeito da passagem de água através desse quebramar no comportamento de um petroleiro amarrado no Posto "A" (secção 6.3). Nessa fase do estudo foram ainda determinados os níveis de agitação na zona abrigada pelo quebramar Norte para diversas condições de agitação marítima e profundidades de água. Os resultados da análise da difracção são apresentados e discutidos na secção 6.3.9.3.

A alteração da profundidade de água junto ao Posto "A", por efeito da variação do nível de maré, tem também repercussões no comportamento hidrodinâmico de um navio aí amarrado. Com efeito, a redução da folga sob a quilha do navio deverá resultar num aumento da sua inércia adicionada e dos factores de amortecimento[4] da sua resposta. Como se já se referiu anteriormente, o aumento da inércia adicionada do navio tem como consequência um aumento generalizado dos seus períodos naturais de oscilação, em particular, da arfagem, do cabeceio, da deriva e da guinada. As repercussões da redução da folga sob a quilha do navio fazem-se sentir com menos intensidade segundo os modos de avanço e de balanço, uma vez que para estes modos oscilações, a inércia adicionada do navio representa apenas uma pequena percentagem do seu deslocamento, PIANC, 1995.

De acordo com o que foi exposto, seria lícito esperar que a diminuição da profundidade de água junto ao Posto "A" desse origem a uma redução (ligeira) da resposta do navio segundo o modo de avanço. A redução da amplitude dos movimentos de deriva e de guinada deveria ser um pouco mais significativa, uma vez que é expectável que segundo estes modos de oscilação ocorram aumentos mais expressivos da inércia adicionada do navio e dos seus factores de amortecimento. Os resultados apresentados nesta secção contrariam, no entanto, essa realidade e mostram que com a redução da profundidade de água, a amplitude dos movimentos do navio no plano horizontal é mais elevada. Importa ainda acrescentar que nas condições em que os testes foram realizados, os movimentos de avanço do navio podem dar origem a movimentos de deriva e de guinada de amplitude considerável, devido às características do sistema de amarração (c.f secção 6.2.8.2).

Depois de discutida a influência da folga sob a quilha do navio na sua inércia adicionada e nos factores de amortecimento das suas oscilações, importa analisar as repercussões da redução da profundidade de água nas condições de agitação marítima reproduzidas na instalação experimental. Nos vários testes realizados, a altura de onda significativa incidente no modelo foi controlada através do ajuste do ganho

[4] Os movimentos de um navio, por exemplo, devido à acção da agitação marítima, dão origem a escoamentos de água que, por conveniência, são divididos em duas componentes: uma proporcional à aceleração e outra à velocidade do navio. A primeira origina forças de inércia adicionada, e procura representar a massa de água acelerada pelo movimento do navio que se move conjuntamente com este, enquanto a segunda representa o amortecimento da resposta do navio devido à transferência de energia para as ondas que são originadas pelos seus movimentos, PIANC, 1995.

do sistema de geração de ondas. No entanto, os estados de agitação irregular são constituídos por uma componente de curto período e por outra de longo período (ou infra-gravítica). Na prática isto significa que mesmo mantendo a altura de onda significativa (total) constante, como aconteceu nos testes analisados nesta secção, a proporção entre essas duas componentes poderá modificar-se, por exemplo, com a alteração da profundidade de água ou do período de onda de pico.

De facto, na secção 6.2.6.2 concluiu-se que os espectros de variância estimados a partir de resultados de testes em que foram reproduzidos estados de agitação marítima caracterizados pela mesma altura de onda significativa, forma espectral e período de onda de pico, porém considerando profundidades de água distintas, podiam apresentar níveis de energia nas frequências da banda infra-gravítica muito diferentes. Por exemplo, a redução da profundidade de água de 20 para 18 m (valores de protótipo) resultou num aumento da energia associada a essa banda de frequências da ordem dos 15 a 30%.

Com efeito, quando as ondas de curto período (ou primárias) se encontram em águas pouco profundas, de acordo com a teoria de Longuet-Higgins e Stewart, 1964, a amplitude das ondas de longo período ligadas deverá variar com d^{-2} (assumindo fundos horizontais), em que d representa a profundidade de água. Uma vez que os navios amarrados são particularmente sensíveis à energia presente nas baixas-frequências do espectro, o aumento significativo da amplitude dos movimentos horizontais do navio (Figura 6.51), e das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração (Figura 6.49), que foi observado com a diminuição da profundidade de água na envolvente ao cais, deve resultar do aumento do conteúdo energético das frequências da banda infra-gravítica dos estados de agitação reproduzidos no modelo físico.

Conclusões

Esta secção foi centrada na análise da influência da folga sob a quilha do navio e da profundidade de água, no comportamento de um navio amarrado ao Posto "A", para diferentes estados de agitação marítima. Foram estudadas duas profundidades de água junto ao cais: 18 m, que corresponde ao nível médio da água do mar; e 20 m, associada ao nível máximo da água numa preia-mar de águas vivas.

Os resultados apresentados mostraram que a profundidade de água junto ao cais e, consequentemente, a folga sob a quilha do navio, condicionam de forma significativa a resposta de um navio amarrado. Da passagem de uma profundidade de água de 20 para 18 m resultou um importante aumento, quer das forças nos elementos do sistema de amarração, quer das amplitudes significativas dos movimentos do navio no plano horizontal. Esse agravamento do comportamento do navio amarrado tende a tornar-se mais evidente com o aumento do período de onda de pico.

Embora a redução da folga sob a quilha tenha como consequência o aumento da inércia adicionada do navio e dos factores de amortecimento da sua resposta, o aumento da energia nas frequências da banda infra-gravítica dos espectros da agitação marítima com a redução da profundidade de água, permite explicar os resultados experimentais obtidos.

Em termos da distribuição das forças pelos elementos do sistema de amarração mantêm-se válidas as considerações tecidas anteriormente, aquando da análise comparativa dos dois *layout* de amarração estudados na secção 6.2.8.2.

6.2.8.4. Aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio

Introdução

As situações de inoperacionalidade em portos marítimos estão, com frequência, relacionadas com a movimentação excessiva dos navios amarrados (com a eventual rotura de alguns cabos de amarração) induzida pela agitação marítima. Assim, a redução da amplitude desses movimentos é essencial para o

aumento da eficiência das operações de carga e descarga do navio, a redução dos custos operacionais associados, assim como para a minimização dos riscos de segurança e ambientais, sobretudo quando se trata da movimentação de cargas consideradas perigosas.

A construção de novas obras portuárias de protecção contra a agitação marítima (e.g. quebramares), ou a adaptação das estruturas existentes, constituem alternativas de intervenção que visam a redução dos problemas de inoperacionalidade causados, essencialmente, pela acção das ondas. Não menosprezando a importância dessas estruturas portuárias, pode valer a pena considerar e estudar soluções alternativas, que podem ter custos mais baixos e ser igualmente eficientes na minimização dos problemas referidos.

A aplicação de pré-tensão (ou o aumento das forças de pré-tensão) nos cabos de amarração do navio pode constituir uma dessas alternativas. Por exemplo, a utilização de forças de pré-tensão elevadas nos traveses do navio permite que este, por efeito das acções do ambiente marítimo-portuário, mantenha o contacto com as defensas durante mais tempo, o que possibilita que as forças de atrito desenvolvida na interface do navio com as defensas possam contribuir, de uma forma mais efectiva, para a redução da amplitude dos movimentos do navio amarrado, Bruun, 1989. Os movimentos do navio e as forças nos elementos do sistema de amarração podem ainda ser reduzidos se as frequências naturais de oscilação do navio amarrado, devido à modificação das forças de pré-tensão, forem alteradas e se afastarem das frequências ressonantes do porto ou das frequências das ondas infra-gravíticas características do local em estudo. Estes assuntos foram abordados com mais pormenor na secção 3.7.4.3.

Esta secção apresenta os resultados de testes realizados com o objectivo de analisar a influência de um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. A análise efectuada incide sobre as repercussões dessa intervenção, quer na amplitude dos movimentos do navio amarrado, quer na grandeza das forças aplicadas nos vários elementos do sistema de amarração.

Condições de teste

O estudo da influência do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" foi efectuado com base num modelo físico simplificado desse posto de acostagem e da sua área envolvente, Figura 6.1. O *layout* de implantação do modelo físico no tanque de ondas encontra-se esquematizado na Figura 6.2.

Os testes foram realizados com o modelo do navio petroleiro de 105 000 t de peso bruto calibrado para a condição de carregamento máximo e amarrado à estrutura de acostagem de acordo com o *layout* de amarração esquematizado na Figura 6.3. Este *layout* de amarração é ligeiramente assimétrico e o mais frequentemente usado pelos navios petroleiros de maior porte que demandam a Leixões. Neste estudo considerou-se que os cabos de amarração do navio tinham uma força mínima de rotura de 640 kN e que o coeficiente de atrito entre o costado do navio e as defensas era baixo ($0.11<\mu<0.13$), Quadro 6.5. As características dos cabos de amarração e das defensas reproduzidos no estudo em modelo físico são apresentadas no Quadro 6.3.

Os testes experimentais foram realizados com agitação irregular de crista longa, com alturas de onda significativas de 1.5 e 2.0 m, e com os seguintes períodos de onda de pico: 10, 12, 14, 16 e 18 s. Esses estados de agitação foram definidos com base no espectro de JONSWAP, tendo sido considerado um factor de forma igual a 3.3. A sequência temporal de ondas incidentes no modelo foi igual nos estados de agitação marítima com o mesmo período de onda de pico. A duração dos testes foi a equivalente à geração de 600 ondas.

O programa de testes compreendeu dois níveis de água: preia-mar de águas vivas (correspondente a uma profundidade de água, d, igual a 20 m) e nível médio da água do mar (d=18 m). Para analisar o

efeito de um aumento da pré-tensão nos traveses foram consideradas duas situações distintas: condição de pré-tensão normal, que corresponde a forças iniciais em todos os cabos de amarração da ordem de 100 a 120 kN; e condição de pré-tensão extra, na qual, partindo da condição normal, a força inicial nos traveses do navio foi aumentada para um valor compreendido entre 245 e 265 kN.

Resultados

No trabalho realizado, a resposta do navio amarrado foi estudada para diferentes condições de agitação marítima. A Figura 6.53 compara as amplitudes dos vários movimentos do navio amarrado (valores pico-a-pico) para as duas condições de pré-tensão estudadas. Os resultados apresentados referem-se a testes efectuados com agitação irregular, caracterizada por um período de onda de pico igual a 16 s e uma altura de onda significativa de 1.5 m, considerando uma profundidade de água junto ao cais igual a 20 m. Para cada um dos seis movimentos do navio são apresentadas as amplitudes máximas (Máx), as médias do décimo superior (1/10), as significativas (Sign) e as médias (Méd). Importa referir que a contagem das oscilações do navio foi realizada com base na técnica dos zeros descendentes, tomando como referência a posição de repouso do navio amarrado.

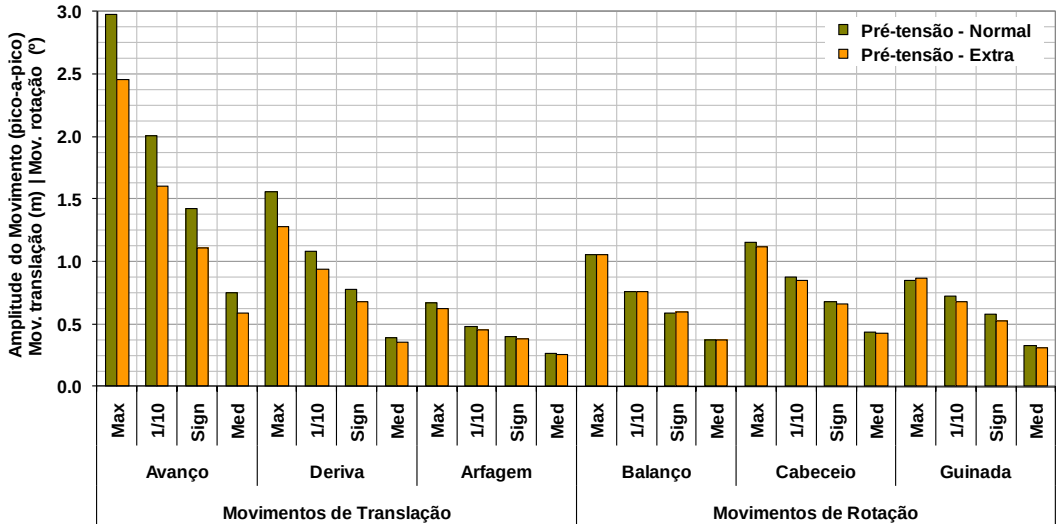


Figura 6.53 – Influência de um aumento da pré-tensão nos traveses na amplitude dos movimentos do navio amarrado (no protótipo), segundo cada um dos seis graus de liberdade.

Verifica-se que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses é apenas eficaz na redução da amplitude dos movimentos de avanço e de deriva, Figura 6.53. Estes movimentos, juntamente com os de guinada, são os que mais condicionam a segurança e a eficiência das operações realizadas num terminal de petroleiros. A influência da pré-tensão nos movimentos do navio no plano vertical é muito ligeira.

Os resultados obtidos devem estar relacionados com o facto de um aumento da pré-tensão nos traveses favorecer o contacto do navio com as defensas, permitindo deste modo tirar maior partido das forças de atrito desenvolvidas nessa interface para a redução da amplitude dos movimentos de avanço. Como a ocorrência de movimentos de avanço de elevada amplitude pode dar origem a movimentos de deriva também de amplitude considerável (devido ao sistema de amarração), a diminuição da amplitude dos primeiros contribuiu para a redução dos segundos.

Deste modo, no Quadro 6.27 apenas são apresentadas as amplitudes significativas dos movimentos de avanço e de deriva para a condição de pré-tensão normal, assim como a redução dessas amplitudes, em percentagem, quando a grandeza das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio é aumentada. A amplitude significativa de um dado movimento do navio é definida como a média do terço superior das amplitudes desse movimento.

Quadro 6.27 – Influência de um aumento das forças de pré-tensão nos traveses na amplitude significativa dos movimentos de avanço e de deriva do navio.

Amplitude significativa do movimento de avanço (m)											
H_S (m)	d (m)	Período de pico da agitação marítima (s)									
		10		12		14		16		18	
		Ampl.	%	*Ampl.*	%	*Ampl.*	%	*Ampl.*	%	*Ampl.*	%
2.0	18	1.64	-32	2.46	-4	3.19	-5	3.76	-7	4.66	-3
	20	0.97	-40	1.88	-37	2.39	-25	3.43	-23	3.64	-14
1.5	18	0.65	-41	1.27	-22	1.66	-16	1.72	-17	2.34	-16
	20	(-)	(-)	0.71	-29	1.00	-25	1.43	-22	1.74	-21
Amplitude significativa do movimento de deriva (m)											
H_S (m)	d (m)	Período de pico da agitação marítima (s)									
		10		12		14		16		18	
		Ampl.	%	*Ampl.*	%	*Ampl.*	%	*Ampl.*	%	*Ampl.*	%
2.0	18	0.58	-14	1.15	5	1.73	-1	1.80	-2	2.09	-9
	20	0.42	-23	0.86	-20	1.26	-14	1.85	-19	1.78	-12
1.5	18	0.32	-28	0.61	-1	0.87	-4	0.91	-3	1.07	-5
	20	(-)	(-)	0.38	-16	0.61	-16	0.78	-13	0.88	-13

Os resultados apresentados mostram que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses é particularmente eficaz na redução da amplitude dos movimentos de avanço. Para a profundidade de água associada a uma preia-mar de águas de vivas (d=20 m), as reduções da amplitude significativa desse movimento situaram-se, em geral, entre 20 e 40%, com as reduções mais importantes a serem observadas nos testes realizados para os estados de agitação marítima com os períodos de onda de pico mais baixos.

A amplitude dos movimentos do navio amarrado é significativamente maior quando se considera a profundidade de água correspondente ao nível médio da água do mar, possivelmente devido à redução da profundidade de água e à consequente influência dessa redução nos níveis de energia infra-gravítica associados aos estados de agitação marítima reproduzidos. Por outro lado, a redução da amplitude dos movimentos de avanço do navio, devido ao aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, é menor para a profundidade de água de 18 m, particularmente para as condições de agitação marítima mais energéticas. Com efeito, para alturas de onda significativas de 2.0 m e períodos de onda de pico superiores a 10 s, a influência do aumento da pré-tensão nos movimentos do navio segundo o modo de avanço é praticamente desprezável. Estes resultados podem, de certa forma, ser explicados pelo facto de o navio amarrado ressaltar com mais frequência das defensas quando é testado para as condições de agitação mais energéticas, estando menos tempo em contacto com elas.

Os movimentos do navio segundo o modo de deriva são menos influenciados pelo aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses. Contudo, podem ser obtidas reduções da amplitude significativa desse movimento entre 12 e 23% para uma profundidade de água junto ao cais igual a 20 m. Quando o

nível médio da água do mar é considerado, a redução da amplitude significativa dos movimentos de deriva é insignificante para os estados de agitação com um período de pico superior a 10 s.

As forças máximas nos elementos do sistema de amarração foram também analisadas. Os resultados obtidos mostram que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses conduz a um aumento das forças máximas nesses cabos de amarração e nas defensas. No entanto, observou-se uma redução das forças máximas nos restantes cabos (particularmente nas regeiras) nas situações em que a agitação marítima induzia movimentos de amplitude pequena a moderada no navio amarrado. Este resultado tem importância pelo facto de as regeiras, devido à sua orientação e comprimento, serem os cabos de amarração com as forças máximas mais elevadas (ver secções 6.2.8.2 e 6.2.8.3) e, consequentemente, os primeiros a partir. A redução das forças máximas nas regeiras deverá estar associada à importante redução dos movimentos de avanço do navio.

Nos testes realizados para as condições de agitação marítima mais energéticas, e especialmente para a profundidade de água de 18 m, as forças máximas nos elementos do sistema de amarração do navio aumentaram, ou mantiveram-se sensivelmente constantes, quando foi considerada a condição de pré-tensão extra.

Simulação numérica do comportamento de um navio amarrado no Posto "A"

No âmbito do projecto 'DOLPHIN', os resultados do presente trabalho experimental foram comparados com os resultados de simulações numéricas do comportamento de um navio amarrado no Posto "A". Para o efeito foi usado o pacote numérico MOORNAV, implementado no LNEC, tendo os resultados sido apresentados em Rosa Santos *et al.*, 2009b. Esse pacote numérico foi descrito, sucintamente, na secção 3.5.3.

Tal como na primeira fase do estudo experimental, considerou-se que o navio estava amarrado numa situação exposta, com o *layout* esquematizado na Figura 6.2, sem qualquer estrutura reflectora na sua proximidade. A simulação numérica foi realizada para condições de teste idênticas às já apresentadas na presente secção. No cálculo das forças exercidas pela agitação no casco do navio foi considerada a componente linear que resulta do problema da difracção e as forças de deriva de variação lenta.

Apesar de terem sido detectadas algumas discrepâncias entre os resultados experimentais e numéricos, as simulações efectuadas mostraram uma evolução da amplitude significativa das oscilações do navio, com o período de onda de pico dos estados de agitação, idêntica à que foi obtida no estudo em modelo físico, quer para a condição de pré-tensão normal, quer para a condição de pré-tensão extra. De facto, os resultados numéricos mostraram também a eficácia do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses na redução dos movimentos do navio, especialmente segundo os modos de avanço e deriva.

As discrepâncias referidas devem resultar do facto de a duração das simulações ser mais pequena no estudo numérico do que no experimental, e da utilização de um espectro empírico na caracterização dos estados de agitação marítima reproduzidos na instalação experimental em vez das séries temporais de elevação da superfície livre da água efectivamente medidas.

Considerações finais

A aplicação de forças de pré-tensão nos cabos de amarração pode, em teoria, influenciar a resposta de um navio amarrado de duas formas diferentes: através do aumento das forças de atrito desenvolvidas entre o casco do navio e a superfície frontal das defensas, e pela modificação dos períodos naturais de oscilação do navio no plano horizontal.

Nesta secção foram apenas analisadas as vantagens decorrentes de um aumento das forças de atrito desenvolvidas na interface das defensas com o navio, por efeito de um aumento das forças de pré-

tensão aplicadas nos traveses. A eficácia desta solução é maior nos casos em que se procura solucionar problemas de operacionalidade que estão associados à ressonância da massa de água contida numa bacia portuária. De facto, através da selecção criteriosa das características elásticas dos elementos do sistema de amarração e das forças de pré-tensão a aplicar nos cabos de amarração, é possível afastar as frequências naturais de oscilação do navio no plano horizontal, da gama de frequências ressonantes da bacia portuária onde o terminal em estudo se insere, mas também das frequências infra-gravíticas de maior energia do espectro de agitação marítima incidente.

Quando as defensas instaladas no cais apresentam superfícies com um coeficiente de atrito elevado, para as mesmas forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração, as forças de atrito originadas na interface do casco do navio com as defensas são maiores. A influência da utilização de defensas de atrito elevado, em combinação com um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", é analisada nas secções 6.2.8.5 e 6.3.10.2.

Conclusões

Os resultados do estudo em modelo físico mostraram que através do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio se podem conseguir reduções importantes da amplitude significativa dos movimentos de avanço, sobretudo para os períodos de onda de pico mais baixos e para a maior profundidade de água junto ao cais (preia-mar). As reduções da amplitude dos movimentos de deriva foram menos significativas.

As forças aplicadas nas regeiras durante os testes podem também ser reduzidas através do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, quando as acções actuantes no navio o fazem experimentar movimentos com amplitudes pequenas a moderadas. No entanto, para as situações analisadas, as forças máximas nos traveses são sempre mais elevadas na condição de pré-tensão extra.

Os resultados experimentais obtidos foram comparados com os de um pacote numérico de simulação do comportamento de navios amarrados, que está a ser verificado e melhorado no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN'. Os resultados numéricos eram, regra geral, consistentes com os experimentais, embora tivesse sido reconhecida a necessidade de introduzir alguns melhoramentos nesses modelos.

6.2.8.5. Forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas

Introdução

Com o objectivo de melhorar as condições operacionais e de segurança do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, foram estudadas algumas hipóteses de intervenção nesse posto de acostagem. O presente trabalho, em particular, procura analisar a influência do coeficiente de atrito na interface do casco do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado, para duas condições de pré-tensão nos cabos de amarração. A análise é realizada a partir de resultados de testes experimentais, nos quais foi utilizado um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente.

A segunda fase do estudo experimental incluiu também a realização de testes com a mesma finalidade. O segundo modelo procurou reproduzir as características do protótipo mais rigorosamente e incluiu o quebramar Norte de Leixões, o molhe Sul, o antigo quebramar Norte e parte da Praia de Matosinhos. Os resultados dessa fase são apenas apresentados na secção 6.3.10.2, que inclui também uma análise comparativa dos resultados obtidos com os dois modelos físicos.

Neste trabalho é dado especial destaque aos movimentos do navio com maior influência nas condições operacionais e de segurança num terminal para petroleiros. No entanto, os movimentos do navio no plano vertical são também analisados.

Condições de teste

Com o intuito de avaliar a influência do coeficiente de atrito, μ, no comportamento do navio amarrado, foram consideradas duas superfícies distintas de contacto da defensa com o casco do navio. A primeira resulta da utilização do dispositivo original de simulação de defensas, que apresenta uma extremidade de contacto com o navio em polietileno (defensas base). Para a simulação da segunda, a extremidade do dispositivo de simulação foi adaptada de modo a proporcionar maior atrito na interface com o casco do navio e, portanto, reproduzir condições mais próximas da realidade (defensas pneumáticas). A adaptação consistiu na aplicação de um recobrimento em borracha *de etileno-propileno-dieno* sobre a extremidade referida (defensas em EPDM). O Quadro 6.28 apresenta o ângulo e o coeficiente de atrito estático entre as duas superfícies de recobrimento das defensas e o navio, em plástico reforçado com fibra de vidro.

Quadro 6.28 – Ângulos e coeficientes de atrito para as superfícies consideradas.

Material	Ângulo de atrito (º)	μ
Originais	6.1 – 7.3	0.11 – 0.13
EPDM	24.4 – 25.7	0.45 – 0.48

A influência do coeficiente de atrito no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" foi analisada para duas condições de pré-tensão nos cabos de amarração: na condição de pré-tensão normal, as forças iniciais (situação de repouso) em todos os cabos de amarração eram da ordem dos 100 a 120 kN; enquanto na condição de pré-tensão extra, a força inicial nos traveses foi aumentada para um valor compreendido entre 245 e 265 kN, e mantiveram-se as forças nos restantes cabos de amarração no intervalo definido para a condição normal. Importa referir que estas forças de pré-tensão (valores de protótipo) se referem a cada um dos dois cabos que são lançados em cada direcção para amarrar o navio ao cais. No modelo físico, esses cabos são reproduzidos por apenas um, calibrado de forma a apresentar as características do par que representa. As forças iniciais nas defensas situavam-se entre 490 e 545 kN nos testes realizados para a condição de pré-tensão normal, e entre 705 e 750 kN nos testes realizados para a condição de pré-tensão extra.

Este estudo foi efectuado com o modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente, Figura 6.1. O *layout* de implantação do modelo físico no tanque de ondas encontra-se esquematizado na Figura 6.2. Os testes foram realizados com o modelo do navio petroleiro de 105 000 t de peso bruto calibrado para a condição de carregamento máximo (Quadro 6.1), e amarrado à estrutura de acostagem com o *layout* esquematizado na Figura 6.3. Este *layout* é ligeiramente assimétrico e corresponde ao *layout* de amarração mais frequentemente utilizado pelos navios de maior porte que usam o Posto "A", sendo composto por oito cabos de amarração duplos. O Quadro 6.3 apresenta as características dos cabos de amarração e das defensas utilizadas no estudo em modelo físico.

Os testes experimentais foram realizados com agitação irregular de crista longa, com alturas de onda significativas de 1.5 e 2.0 m, e com os seguintes períodos de onda de pico: 10, 12, 14, 16 e 18 s. Esses estados de agitação marítima foram definidos com base no espectro de JONSWAP, considerando um factor de forma igual a 3.3. A sequência temporal de ondas geradas foi igual nos estados de agitação marítima com o mesmo período de onda de pico. A duração dos testes foi a equivalente à geração de aproximadamente 600 ondas. Os testes foram realizados com uma profundidade de água junto ao cais igual a 18 m (valores de protótipo), que corresponde, sensivelmente, ao nível médio da água do mar no local.

Nota introdutória

As intervenções no sistema de amarração estudadas incluíram a modificação da superfície de contacto da defensa com o casco do navio e a alteração da condição de pré-tensão nos cabos de amarração. Esta secção visa o estabelecimento de uma metodologia para a avaliação da influência dessas intervenções no comportamento de um petroleiro amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões e, simultaneamente, a sua fundamentação.

As Figuras 6.54 e 6.55 comparam as amplitudes dos vários movimentos do navio amarrado (valores pico-a-pico), para diferentes combinações de defensas (i.e. coeficientes de atrito na interface do casco do navio com a defensa) com condições de pré-tensão nos cabos de amarração.

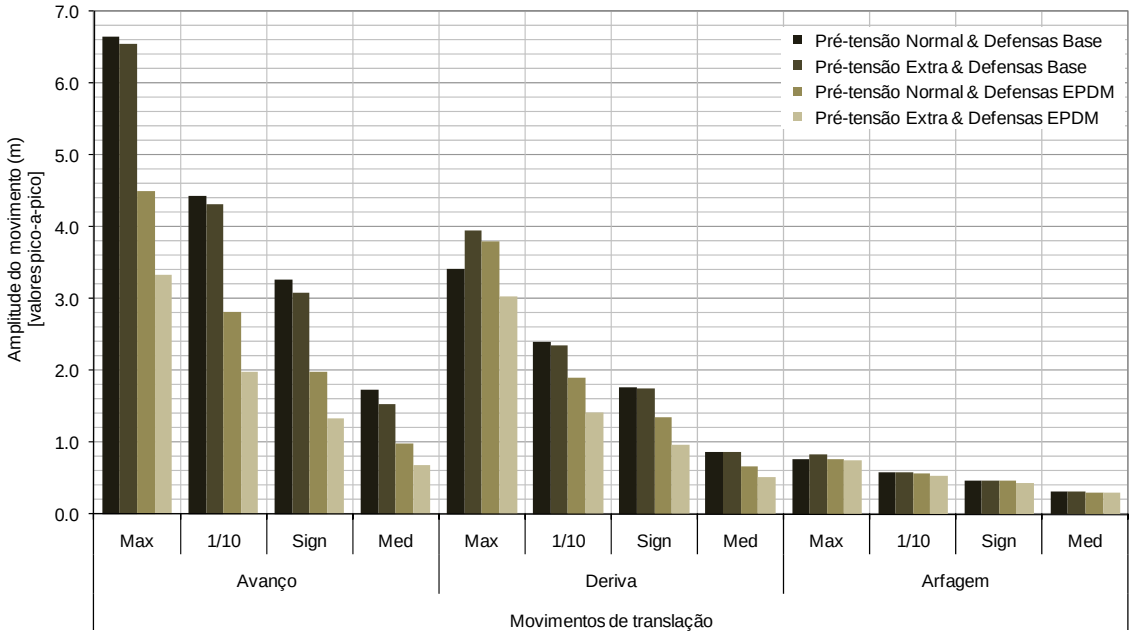


Figura 6.54 – Amplitudes dos movimentos do navio amarrado no plano horizontal (valores no protótipo), para diferentes combinações de defensas com condições de pré-tensão nos cabos de amarração.

Os resultados apresentados são relativos a testes realizados na primeira fase do estudo, com estados de agitação irregular, caracterizados por uma altura de onda significativa, H_S, de 2.0 m e um período de onda de pico, T_P, de 14 s, para uma profundidade da água junto ao cais igual a 18 m (protótipo). Para cada um dos movimentos são apresentadas as amplitudes máximas (Max), médias do décimo superior (1/10), significativas (Sign) e médias (Med). A contagem dessas oscilações foi efectuada com base na técnica dos zeros descendentes, tendo como referência a posição de repouso do navio amarrado.

As modificações introduzidas no sistema de amarração têm repercussões, essencialmente, nos modos de oscilação do navio no plano horizontal, isto é, nos movimentos de avanço, deriva e guinada. Os modos de oscilação no plano vertical são menos sensíveis à alteração das características do sistema de amarração, especialmente os modos de arfagem e de cabeceio.

Em geral, do aumento do coeficiente de atrito na interface do casco do navio com as defensas e das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, resulta uma redução da amplitude dos vários movimentos do navio, qualquer que seja a categoria de movimento analisada. Contudo, os resultados apresentados nas Figuras 6.54 e 6.55 (que servem apenas de exemplo) mostram algumas excepções, essencialmente, segundo os modos de balanço e de guinada.

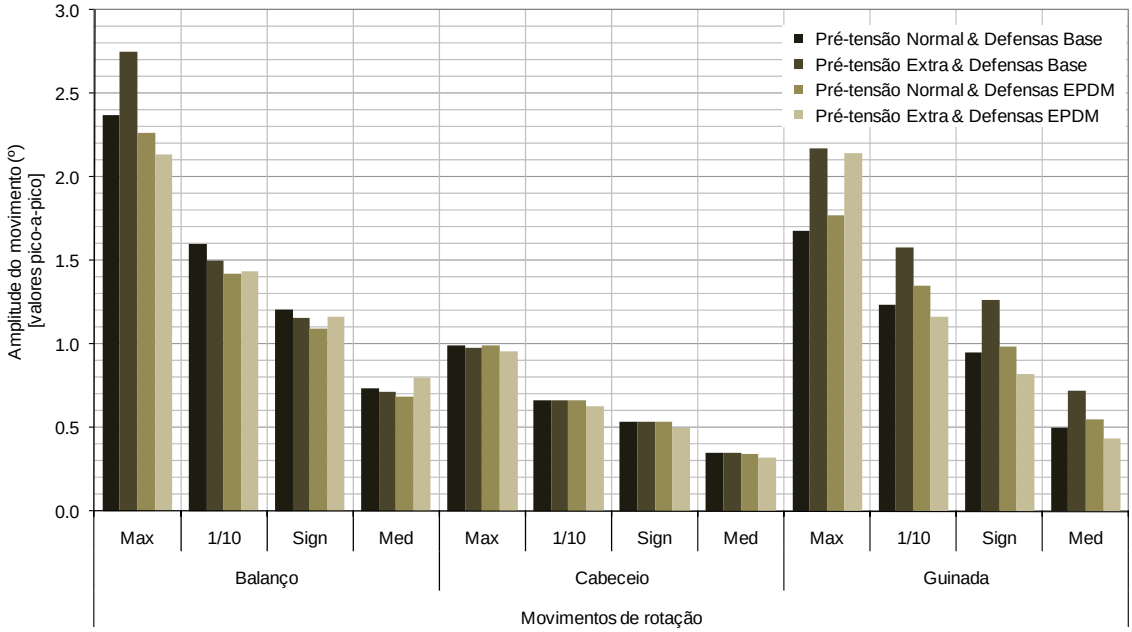


Figura 6.55 – Amplitudes dos movimentos do navio amarrado no plano vertical (valores no protótipo), para diferentes combinações de defensas com condições de pré-tensão nos cabos de amarração.

A amplitude máxima da oscilação refere-se, por definição, à máxima oscilação pico-a-pico registada, segundo um determinado modo de oscilação do navio, durante a duração do teste. Trata-se, portanto, de um parâmetro extremo, que se poderá relacionar com as condições-limite de segurança de um navio amarrado. Em condições normais de utilização, a atenção está centrada, essencialmente, na eficiência e na segurança das operações de carga e descarga do navio. Nestes casos, poderá justificar-se a adopção de um parâmetro mais representativo do comportamento do navio, no qual a importância de oscilações individuais (extremas) se possa diluir na média da amplitude das oscilações acima de uma determinada oscilação de referência.

Um parâmetro do tipo referido poderá também ser o mais adequado nas situações em que se pretende fazer uma análise comparativa da eficácia de diferentes intervenções no sistema de amarração, como é o caso do presente estudo. Assim, a análise da influência do coeficiente de atrito na interface do casco do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado, para as duas condições de pré-tensão, é realizada tendo por base a amplitude significativa das oscilações do navio amarrado (definida como a média do terço superior das amplitudes pico-a-pico dos movimentos do navio).

Importa ainda referir que a análise das séries temporais dos movimentos do navio amarrado mostrou que, em algumas situações, o parâmetro amplitude máxima da oscilação dependia, significativamente, da técnica de contagem de oscilações utilizada, ou seja, se se tratava da técnica dos zeros ascendentes ou descendentes. Esta constatação contribuiu também para a escolha efectuada.

Neste trabalho é dada uma atenção especial aos movimentos do navio que são mais importantes para a segurança e para a eficiência das operações portuárias que têm lugar num terminal para petroleiros, Bruun, 1983. Esses movimentos são o avanço, a deriva e a guinada, ou seja, os movimentos do navio no plano horizontal. Deste conjunto, a guinada é, provavelmente, o movimento menos condicionante, uma vez que os braços de (des)carga estão instalados na zona central do Posto "A" e, normalmente, as válvulas de (des)carga do navio situam-se, sensivelmente, a meio-navio. No entanto, os movimentos do navio no plano vertical são também analisados.

Movimentos do navio no plano horizontal

De seguida é analisada a influência do coeficiente de atrito na interface do navio com as defensas, e do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", segundo os modos de oscilação no plano horizontal. A Figura 6.56 compara a redução da amplitude significativa dos movimentos do navio, de três combinações de coeficientes de atrito com condições de pré-tensão nos cabos de amarração, relativamente a uma condição de referência. Nessa condição, as forças iniciais nos cabos de amarração são as correspondentes à condição de pré-tensão normal e simularam-se defensas com um baixo coeficiente de atrito na interface com o casco do navio. Os resultados são apresentados em função do período de pico da agitação marítima e para duas alturas de onda significativas, H_S.

A análise global dos resultados apresentados permite constatar que a condição que combina defensas com um coeficiente de atrito elevado com um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, é a que conduz a reduções mais expressivas das amplitudes significativas dos movimentos do navio no plano horizontal. Por outro lado, quando as defensas instaladas no cais apresentam um coeficiente de atrito baixo, o simples aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses não conduz a reduções tão significativas da amplitude desses movimentos.

Nas condições em que o estudo foi efectuado, a simples substituição das defensas-base por defensas de elevado coeficiente de atrito, foi mais eficaz na redução da amplitude significativa dos movimentos do navio, do que o aumento das forças de pré-tensão nos traveses, com defensas de baixo atrito instaladas no cais. Com efeito, o aumento das forças de pré-tensão nos traveses conduz a melhores resultados quando as defensas instaladas no cais apresentam um coeficiente de atrito elevado na interface com o casco do navio.

Nesse aspecto, e pondo de parte questões relacionadas com a reflectividade, as defensas pneumáticas instaladas no Posto "A", ao proporcionam um coeficiente de atrito muito elevado na interface com o costado do navio, são uma solução adequada quando se pretende minimizar os movimentos do navio amarrado (especialmente o avanço). Por outro lado, melhorarão a eficácia de um hipotético aumento da pré-tensão aplicada nos cabos de amarração do navio. Outras soluções comerciais (e.g. defensas do tipo cónico), com um comportamento menos reflectivo, podem ter como inconveniente a necessidade de serem instaladas em associação com painéis frontais de baixo atrito, que se destinam a minimizar os esforços de corte nestes elementos.

Dos movimentos do navio no plano horizontal, o avanço é aquele cuja amplitude é mais fortemente reduzida com as alterações operadas no sistema de amarração (em relação à condição de referência). Quando se recorre à utilização de defensas de elevado coeficiente de atrito, em combinação com um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, a redução da amplitude significativa dessas oscilações situa-se, em geral, entre 50 e 75%, com a maior redução a ocorrer para os períodos de onda de pico mais baixos.

A redução da amplitude significativa do movimento de deriva, ainda que menos expressiva do que a observada para o movimento de avanço, pode atingir cerca de 45% na condição em que as forças de atrito na interface do navio com as defensas são mais elevadas (i.e. PT-E & DF-EPDM), Figura 6.56. Os resultados obtidos para este modo de oscilação podem parecer estranhos à primeira vista, dado que essas forças de atrito devem actuar, principalmente, segundo a direcção longitudinal, quando o navio se move tangencialmente às defensas, e não quando o navio se afasta, transversalmente, do cais. No entanto, quando o navio se movimenta segundo a direcção longitudinal, as componentes transversais das forças aplicadas nos cabos de amarração puxam-no para o cais. Da acção dessas forças sobre o navio resulta a compressão das defensas.

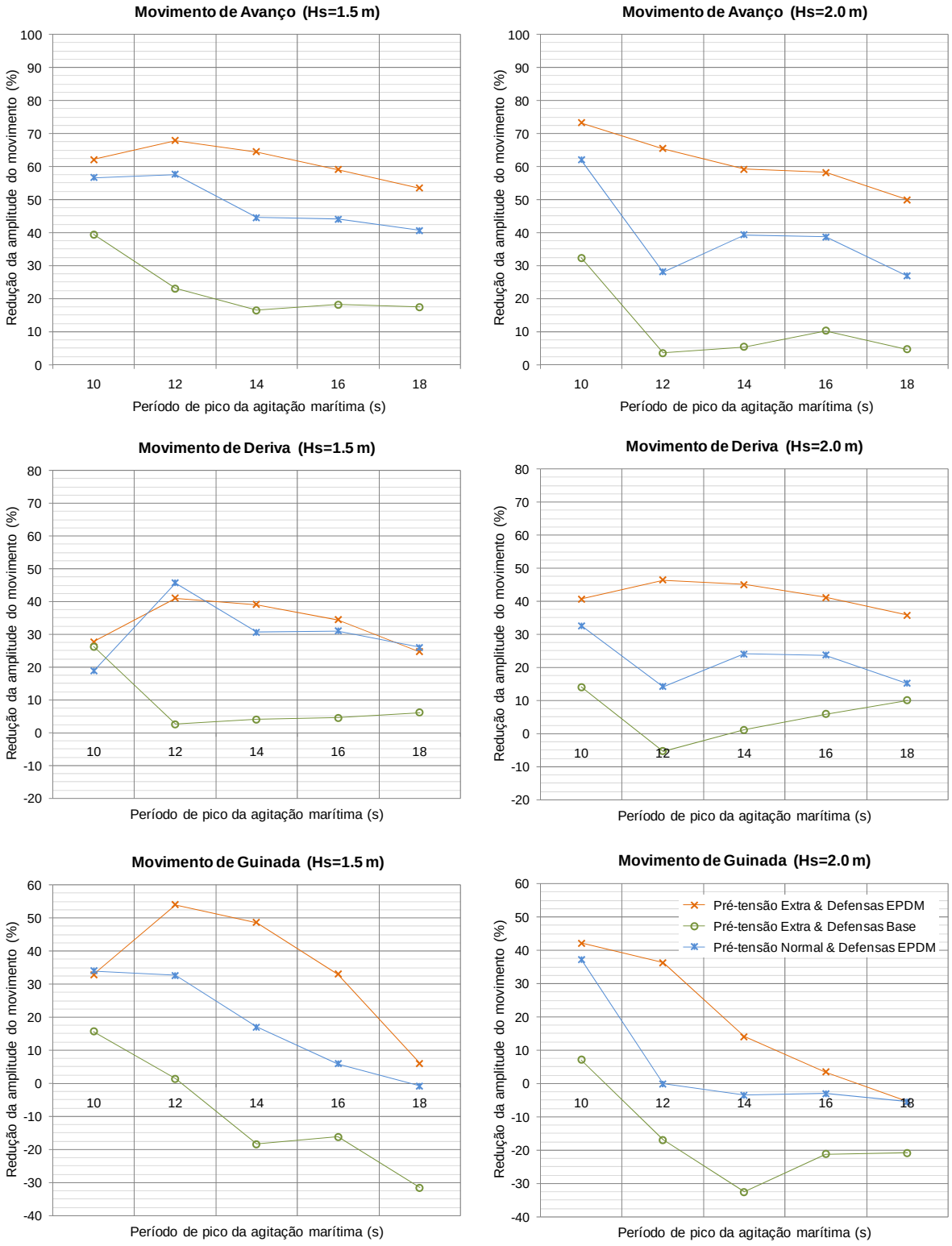


Figura 6.56 – Redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano horizontal, para diferentes intervenções no sistema de amarração e em relação a uma condição de referência.

Numa fase posterior, o navio tenderá a afastar-se do cais, por efeito da reacção elástica das defensas, que assim restituem ao navio grande parte da energia que foi absorvida durante a fase de compressão.

Deste processo podem resultar movimentos de deriva com uma amplitude mais ou menos significativa, dependendo da amplitude dos movimentos de avanço que estiveram na sua origem. Tendo em conta o referido, as importantes reduções da amplitude dos movimentos de deriva registadas devem resultar, em grande medida, da diminuição da amplitude dos movimentos de avanço, dado que é segundo esta direcção que as forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas actuam.

Regra geral, verifica-se uma tendência de decréscimo da redução da amplitude das oscilações com o aumento do período de onda de pico, qualquer que seja o modo de oscilação do navio e a modificação introduzida no sistema de amarração. Com efeito, o acompanhamento de alguns testes experimentais permitiu constatar que, com o aumento do período de onda, o tempo que o navio passa em contacto com as defensas tende a diminuir. Este comportamento do navio pode explicar a redução da eficiência das intervenções no sistema de amarração consideradas, para os períodos de onda mais elevados. No entanto, observam-se algumas excepções a essa tendência geral para o período de onda de pico de 10 s, que são mais evidentes nos modos de deriva e de guinada, nos testes efectuados para uma altura de onda significativa igual a 1.5 m. Estes resultados devem estar relacionados com as pequenas amplitudes dos movimentos experimentados pelo navio amarrado para essas condições de teste, que diminuem a margem para a sua redução, Quadro 6.29.

Quadro 6.29 – Amplitudes significativas dos movimentos de deriva e de guinada, para diferentes características do sistema de amarração. Testes com H_S = 1.5 m (valores de protótipo).

Movimento	Deriva (m)		Guinada (º)	
T_P (s)	10	12	10	12
Referência	0.322	0.632	0.234	0.442
PT-E & DF-B	0.237	0.616	0.197	0.436
PT-N & DF-EPDM	0.261	0.343	0.154	0.298
PT-E & DF-EPDM	0.232	0.373	0.157	0.203

PT-E – Condição de pré-tensão Extra;
PT-N – Condição de pré-tensão Normal;
DF-B – Defensas-base, isto é, com recobrimento em polietileno;
DF-EPDM – Defensas com recobrimento em EPDM.

Outra constatação interessante reside no facto de a redução da amplitude significativa dos movimentos de avanço e de deriva, para a condição de pré-tensão extra e para as defensas de baixo atrito, diminuir, acentuadamente, na transição do período de onda de pico de 10 para 12 s. A partir dos 12 s observa-se uma tendência de variação mais suave da redução da amplitude desses movimentos com o aumento do período de onda de pico. Este tipo de comportamento parece indicar que, a partir do momento em que as forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas são vencidas, a contribuição do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses para a redução da amplitude dos movimentos do navio se reduz consideravelmente.

Para os movimentos de guinada, os efeitos positivos associados, quer à utilização de defensas com um coeficiente de atrito elevado, quer ao aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, tendem a atenuar-se mais rapidamente com o aumento do período de pico da agitação marítima. Na situação mais extrema, ou seja, condição de pré-tensão extra e defensas de baixo atrito, para períodos de onda superiores a 10 s, pode mesmo ocorrer um agravamento dessas oscilações (em relação à condição de referência) superior a 30%. Estes resultados verificam-se, quer para alturas de onda significativas de 1.5 m, quer de 2.0 m. Quando são utilizadas defensas de atrito elevado, continua a poder observar-se

uma expressiva diminuição da redução da amplitude significativa da guinada em relação à condição de referência. No entanto, no pior dos casos, o agravamento dessa oscilação é inferior a 5%.

O agravamento das oscilações do navio, na sequência das intervenções estudadas no seu sistema de amarração, não se verifica apenas segundo o modo de guinada. De seguida analisam-se os movimentos do navio amarrado segundo os modos de oscilação no plano vertical.

Movimentos do navio no plano vertical

A influência do coeficiente de atrito na interface do casco do navio com as defensas, e do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", segundo os modos de oscilação verticais, pode ser analisada com base nos resultados apresentados na Figura 6.57. Esta figura compara a redução da amplitude significativa dos movimentos do navio, de três combinações de coeficientes de atrito com condições de pré-tensão, relativamente à condição de referência (PT-N & DF-B). Os resultados são apresentados em função do período de pico da agitação marítima e para duas alturas de onda significativas, H_S.

Os resultados apresentados mostram que, regra geral, o sistema de amarração tem pouca influência nos movimentos verticais do navio. Adicionalmente, do aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas pode resultar, tanto uma diminuição, com um aumento das amplitudes significativas dos movimentos de arfagem, balanço e cabeceio.

A condição que considera a utilização de defensas de atrito elevado em conjunto com um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses é a que apresenta, relativamente à condição de referência, as maiores reduções das amplitudes significativas dos movimentos de arfagem e de cabeceio. Essas reduções podem chegar a 16% e a 11%, no caso da arfagem e do cabeceio, respectivamente, Figura 6.57. Os resultados são menos satisfatórios para as restantes condições testadas.

Dos três movimentos do navio no plano vertical, o balanço é o mais influenciado pelas características do sistema de amarração. Este resultado era, contudo, de esperar, tendo em conta o que já foi referido na secção 6.2.7.4. Contrariamente ao observado nos restantes modos de oscilação verticais, o aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas pode conduzir a um importante aumento da amplitude significativa das oscilações de balanço, relativamente à condição de referência, Figura 6.57. Esse aumento (agravamento) é máximo para o período de 16 s, atingindo 47% para uma H_S =1.5 m e 34% para uma H_S =2.0 m. Nas condições de teste em que as forças de atrito na interface do navio com as defensas são menores, o agravamento da amplitude da oscilação de balanço, em relação à condição de referência, é menos significativo. Por exemplo, para a condição de teste que considera a utilização de defensas de baixo atrito em combinação com um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, as reduções da amplitude dessa oscilação podem atingir os 9%, enquanto os aumentos dessas amplitudes são sempre inferiores a 5%.

Importa realçar que para os períodos de onda de pico de 12 e 14 s (embora para o primeiro período de uma forma menos evidente), os resultados obtidos segundo o modo de oscilação de balanço, para as diferentes intervenções no sistema de amarração estudadas, são melhores do que os conseguidos para os restantes períodos de onda.

A Figura 6.58 apresenta a variação das amplitudes máxima e significativa da oscilação de balanço, em função do período de onda de pico da agitação, para as duas alturas de onda significativas estudadas e para as diferentes combinações de defensas com condições de pré-tensão nos cabos de amarração.

De um modo geral, observa-se uma tendência de aumento das amplitudes máxima e significativa da oscilação de balanço, com o aumento do período de onda de pico da agitação marítima, Figura 6.58. No entanto, as curvas apresentadas exibem um pico de amplitude para o período de onda de 14 s. Este

pico é mais ou menos evidente, dependendo das características dos sistemas de amarração estudados e da categoria de movimento considerada.

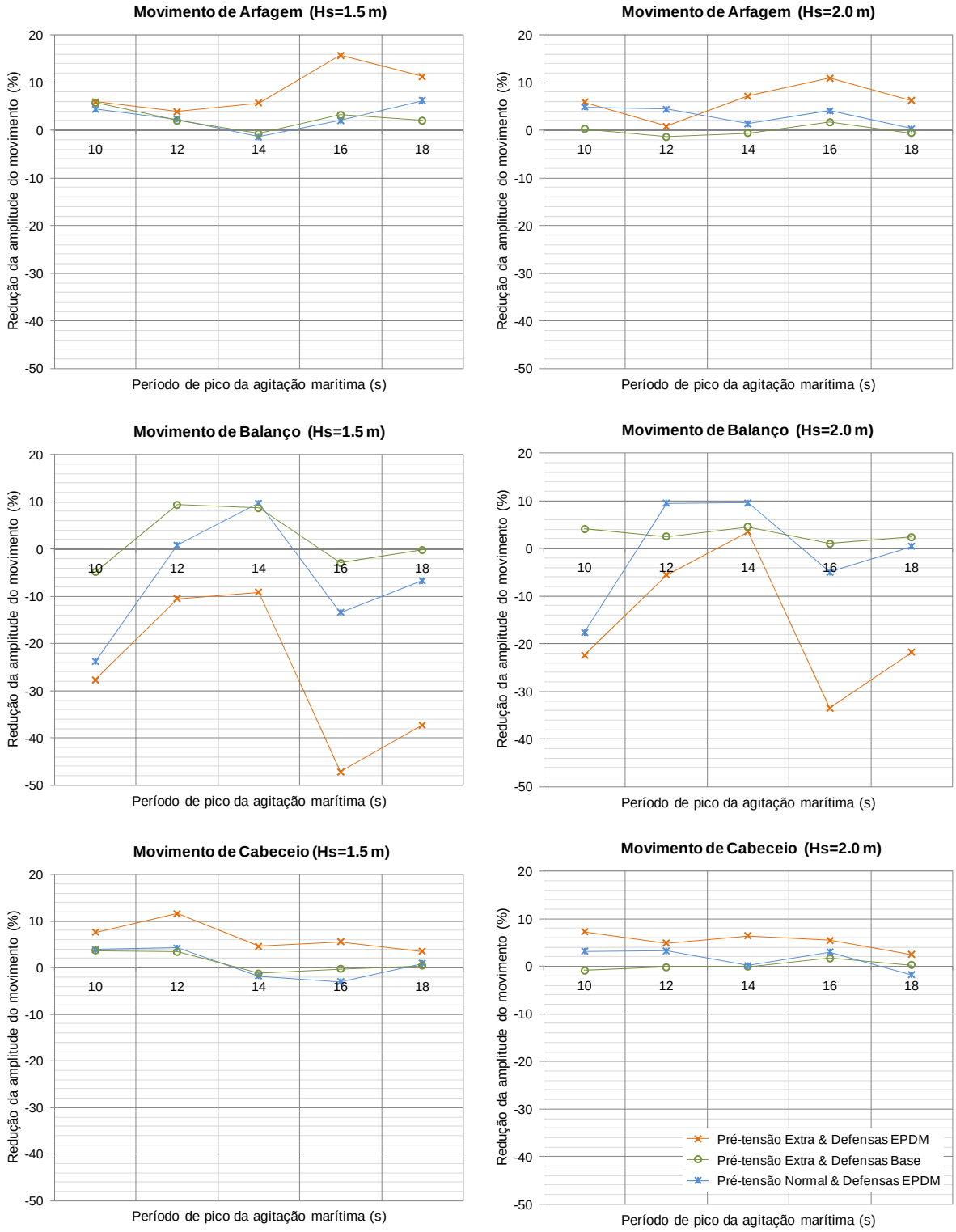


Figura 6.57 – Redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano vertical, para diferentes intervenções no sistema de amarração e em relação a uma condição de referência.

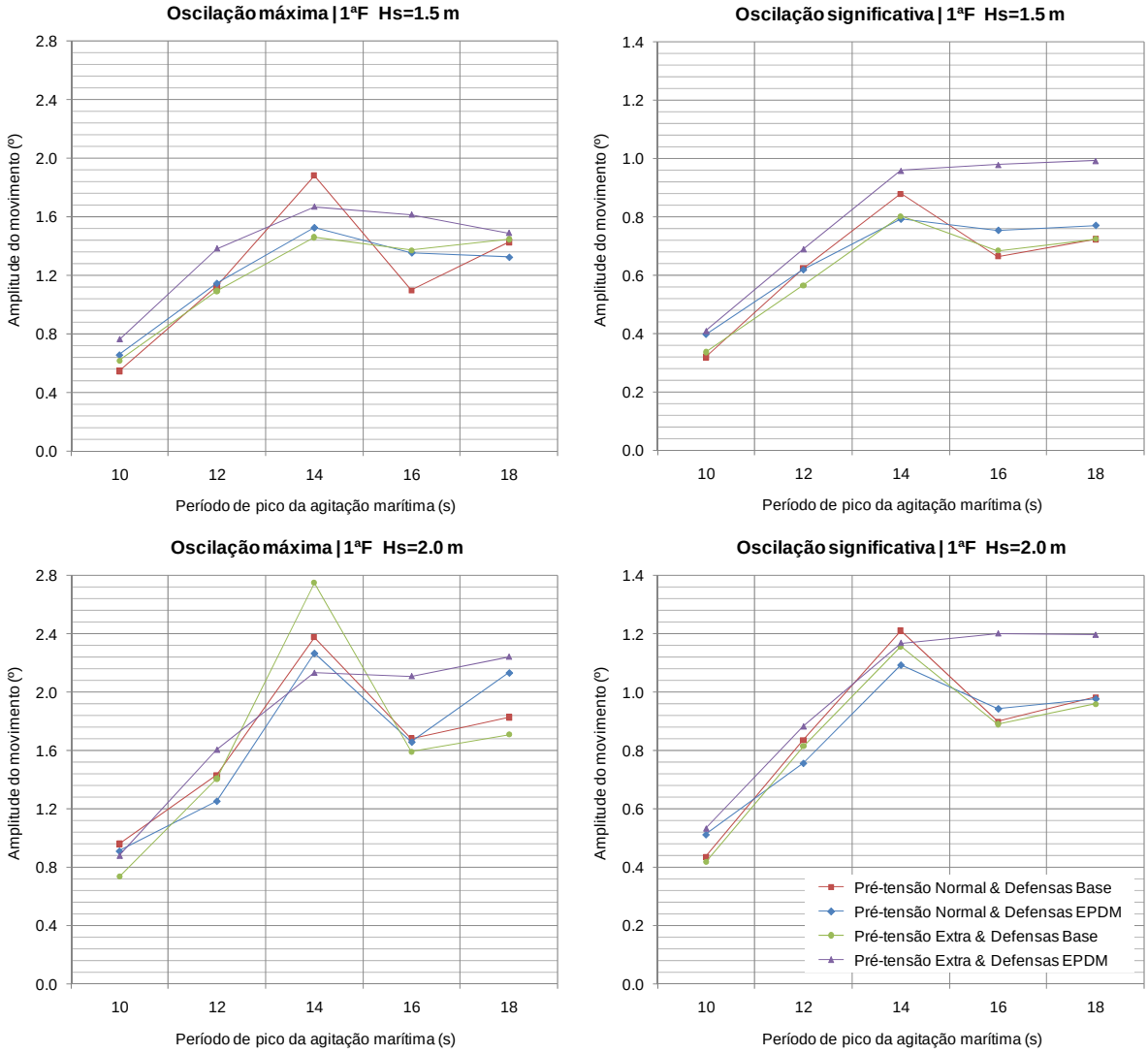


Figura 6.58 – Variação das amplitudes máxima e significativa da oscilação de balanço do navio, em função do período de pico da agitação marítima, para as alturas de onda significativas de 1.5 e 2.0 m, e para as diferentes condições de teste.

O pico de amplitude observado para o período de 14 s está associado ao período natural da oscilação de balanço do navio, que foi determinado experimentalmente para as condições de teste analisadas (secção 6.2.7.4). O Quadro 6.20 mostra que o período natural da oscilação de balanço é praticamente insensível à modificação das características do sistema de amarração, e toma o valor médio de 14 s quando a profundidade de água junto ao cais é de 18 m.

No entanto, o amortecimento da oscilação de balanço é muito influenciado pelas características do sistema de amarração, em particular pelas forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, Quadro 6.20. Para as condições analisadas, esse amortecimento é máximo para a condição "PT-E & DF-EPDM" (δ=0.426) e mínimo para a condição de referência (δ=0.276). Este aumento do amortecimento da oscilação de balanço, relativamente à condição de referência, permite explicar o comportamento mais favorável do navio, segundo este modo de oscilação, na proximidade do período de onda de pico de 14 s, Figura 6.57. Com efeito, para a condição "PT-E & DF-EPDM", o pico de amplitude observado para o período de onda de 14 s deixa de ser tão evidente, Figura 6.58. A variação da redução da amplitude da oscilação de balanço é tão mais acentuada na aproximação a esse período

ressonante do navio quanto maior é o amortecimento associado a essa oscilação, Figura 6.57. A maior influência das características do sistema de amarração na oscilação de balanço resulta do facto de, para este modo de oscilação do navio, o amortecimento por radiação ser reduzido e as forças de restituição hidrostática pouco importantes.

Uma vez que o período natural da oscilação de balanço é pouco sensível à alteração das características do sistema de amarração, e o amortecimento dessa oscilação aumenta com a grandeza das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, importa perceber o motivo pelo qual, para algumas das intervenções no sistema de amarração estudadas, se verifica um aumento da amplitude dessa oscilação, em relação à condição de referência, que assume maior expressão na condição "PT-E & DF-EPDM" e para períodos de onda afastados do período natural da oscilação de balanço, Figura 6.57. Como foi referido em 6.2.7.4, as defensas podem apresentar um comportamento ambivalente no que diz respeito à oscilação de balanço.

Neste trabalho, o navio foi submetido, apenas, à acção de agitação marítima de vante (ou de proa). Nestas condições, sem nenhuma força externa significativa a actuar segundo a direcção transversal ao navio, as forças de atrito elevadas desenvolvidas na interface com as defensas podem contribuir para que este, em contacto com as defensas durante uma parte substancial do teste experimental, e de certa forma impedido de se movimentar na direcção longitudinal, passe a apresentar oscilações de balanço de amplitude apreciável. Vencidas estas forças de atrito, o navio poderá deslizar na longitudinal e, eventualmente, por efeito desse movimento, aproximar-se ou afastar-se das defensas.

A hipótese referida explica o aumento da oscilação de balanço sem, contudo, entrar em contradição com os resultados apresentados na Figura 6.56, para os modos de oscilação de avanço e de deriva. O facto de o agravamento da amplitude dos movimentos de balanço ser menor nos testes realizados com uma altura de onda significativa de 2.0 m, condições para as quais o navio tende a perder mais vezes o contacto com as defensas, devido a maior energia dos estados de agitação gerados, permite sustentar a hipótese referida.

Considerações finais e conclusões

Nesta secção foi analisada a influência do coeficiente de atrito na interface do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, para duas condições de pré-tensão nos cabos de amarração. Essa análise foi baseada nos resultados obtidos com um modelo físico simplificado desse posto de acostagem, construído à escala geométrica 1/100. A eficácia de cada um dos sistemas de amarração estudados foi avaliada em relação a uma condição de referência, na qual as forças iniciais nos cabos de amarração são as correspondentes à condição de pré-tensão normal, e as defensas instaladas no posto de acostagem apresentavam um coeficiente de atrito baixo na interface com o casco do navio.

Os resultados apresentados mostraram que o aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas contribui, efectivamente, para a redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano horizontal. Dos movimentos analisados, o avanço é aquele cuja amplitude é mais fortemente reduzida com as alterações operadas no sistema de amarração. Para a condição "PT-E & DF-EPDM", a redução da amplitude dessas oscilações ficou compreendida entre 50 e 75%. A redução da amplitude dos movimentos de deriva é menos significativa, nunca excedendo os 45%. Para o modo de guinada foram obtidas reduções inferiores a 30%. Além disso, verificou-se que a eficácia de qualquer uma das intervenções estudadas para o sistema de amarração tendia a diminuir com o aumento do período de onda de pico.

Nas condições em que o estudo foi efectuado, a simples substituição das defensas-base por defensas de atrito elevado revelou-se mais eficaz, na redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano horizontal, do que o aumento das forças de pré-tensão nos traveses, com defensas de baixo atrito instaladas no cais. Além disso, o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses é mais eficaz quando as defensas instaladas no cais apresentam um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio.

De um modo geral, o sistema de amarração tem pouca influência nos movimentos do navio no plano vertical, sobretudo no caso da arfagem e do cabeceio. Por outro lado, o aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas pode resultar, tanto numa diminuição, como num aumento das amplitudes significativas desses movimentos. Verificou-se ainda que a componente do amortecimento da oscilação de balanço devida ao sistema de amarração do navio tem um papel de relevo na redução da amplitude dessas oscilações na proximidade do seu período de ressonância.

A segunda fase do estudo incluiu também a realização de testes com o objectivo de avaliar a influência das forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado. Para o efeito foi utilizado um modelo mais próximo da realidade. Os resultados dessa fase são apresentados na secção 6.3.10.2, a qual inclui também uma análise comparativa dos resultados obtidos com os dois modelos físicos.

6.2.9. SÍNTESE E CONSIDERAÇÕES GERAIS

Para a primeira fase do estudo experimental foi construído um modelo simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente. Esse modelo físico incluiu a reprodução da estrutura de acostagem e amarração, das características elásticas dos cabos de amarração e das defensas e, naturalmente, das propriedades estáticas e dinâmicas do navio. A profundidade de água foi considerada uniforme (fundos à cota -16 m ZHL). Os objectivos estabelecidos para esta fase consistiram na clarificação da contribuição de alguns fenómenos (identificados em estudos anteriores) para as condições operacionais e de segurança do Posto "A", na análise da eficácia de algumas soluções de intervenção propostas em estudos anteriores, bem como na apresentação de novas soluções de intervenção com base nos resultados obtidos.

No início dessa fase foi realizado um conjunto de testes preliminares com o objectivo de calibrar e de caracterizar as condições de agitação na zona de implantação do modelo físico e, simultaneamente, analisar o comportamento à reflexão da praia dissipadora instalada no tanque de ondas.

Na caracterização das condições de agitação na zona de implantação do modelo, a energia associada aos espectros de variância estimados para os estados de agitação marítima reproduzidos na instalação experimental foi dividida numa componente de curto período e numa componente infra-gravítica. Os resultados experimentais mostraram que os níveis de energia infra-gravítica aumentam com a altura de onda significativa da componente de curto período e com o período de onda de pico, e com a redução da profundidade de água no tanque de ondas.

Apesar de ter sido observada uma concentração preferencial de energia em frequências infra-gravíticas próximas das frequências naturais do tanque de ondas, concluiu-se que qualquer fenómeno ressonante que aí tenha lugar tem, forçosamente, de ter um factor de amplificação pequeno. Assim, embora não se possa afirmar, de forma categórica, que não ocorrem fenómenos de natureza ressonante no interior da instalação experimental, estes, a existirem, devem ter pouca influência nos resultados obtidos. Importa acrescentar que foram tomadas todas as medidas possíveis tendo em vista a minimização do tipo de fenómenos referidos. Por outro lado, essa distribuição não uniforme de energia pelas frequências infra-gravítica e pelas quatro sondas utilizadas pode ter outras causas, nomeadamente o desenvolvimento de um padrão parcialmente estacionário na instalação experimental devido à sobreposição das ondas de

longo período ligadas incidentes com as ondas de longo período livres radiadas da praia dissipadora, a existência de trocas de energia entre as ondas de longo período livres e os agrupamentos de ondas de curto período incidentes e vice-versa. O próprio espectro de segunda ordem que resulta das interacções onda-onda entre as componentes de curto período deve apresentar uma concentração de energia mais elevada em algumas frequências da banda infra-gravítica.

Na fase que precedeu o início de cada uma das séries de testes foram realizadas experiências tendo em vista a caracterização do comportamento dinâmico do navio livre e amarrado. A análise de algumas dessas experiências permitiu obter conclusões que serviram de base à interpretação dos resultados dos testes experimentais. Verificou-se que os períodos naturais de oscilação do navio no plano horizontal, influenciados pelas características do sistema de amarração, são relativamente elevados e superiores aos dos modos de oscilação vertical.

Durante a primeira fase do estudo em modelo físico, foi estudado, para diferentes condições de teste, o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Devido à impossibilidade de reproduzir nesse modelo simplificado o fenómeno da difracção em torno da cabeça do quebramar Norte, bem como as reflexões no talude exterior do molhe Sul e na Praia de Matosinhos, foram definidas condições de agitação marítima realistas, que tiveram em consideração a localização desse posto de acostagem, bem como os resultados de simulações numéricas da propagação de estados de agitação marítima relativamente energéticos para o interior do Porto de Leixões.

No estudo experimental foram incluídas séries de testes de natureza marcadamente prática e outras de carácter mais académico. Os resultados analisados visaram estudar a influência, no comportamento do navio amarrado, dos seguintes factores:

- reprodução do carácter irregular da agitação marítima nos estudos experimentais;
- *layout* de amarração do navio no cais;
- folga sob a quilha do navio e profundidade de água junto ao cais;
- aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio;
- forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas.

O trabalho experimental realizado permitiu realçar a importância da reprodução do carácter irregular da agitação marítima nos estudos em modelo físico em que se pretende avaliar o comportamento de navios amarrados em portos. A utilização de agitação regular conduz a uma significativa subavaliação da resposta do navio no plano horizontal. Estes resultados são tanto mais importantes quanto o facto dos movimentos horizontais serem os que mais influenciam as condições operacionais e de segurança num terminal para navios do tipo petroleiro.

A substituição do *layout* de amarração mais usual no Posto "A" (assimétrico) por um *layout* simétrico tem pouca influência no comportamento do navio amarrado, quer em termos da grandeza das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, quer no que diz respeitos às amplitudes dos seus movimentos. Importa acrescentar que os dois *layouts* estudados diferiram, apenas, no posicionamento de um cabo de amarração duplo - o primeiro lançante de proa. Pode ainda verificar-se que as forças de amarração do navio e a amplitude dos seus movimentos estão intimamente relacionadas. Além disso, os modos de oscilação do navio no plano horizontal encontram-se acoplados por influência do sistema utilizado na sua amarração no cais.

A profundidade de água junto ao cais e, portanto, a folga sob a quilha do navio, têm uma importante influência no comportamento de um navio amarrado. A passagem de uma profundidade de água de 20 para 18 m resultou num aumento significativo, quer das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio, quer das amplitudes (significativas) dos seus movimentos horizontais. Embora a

redução da folga sob a quilha resulte num aumento da inércia adicionada do navio e dos factores de amortecimento da sua resposta, o aumento da energia nas frequências da banda infra-gravítica dos espectros da agitação marítima com a redução da profundidade de água, permite explicar os resultados experimentais obtidos. Com efeito, os navios amarrados são muito sensíveis à energia presente nessas baixas-frequências do espectro.

O aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses permite que o navio esteja em contacto com as defensas durante mais tempo, possibilitando que as forças de atrito desenvolvidas nessa interface contribuam, de um modo mais efectivo, para a redução da amplitude dos seus movimentos de avanço. Devido ao efeito de acoplamento introduzido pelo sistema de amarração do navio nos seus modos de oscilação horizontais, o aumento dessas forças de pré-tensão permite, também, reduzir a amplitude dos movimentos de deriva. A redução dos movimentos do navio é maior para os períodos de onda de pico mais baixos e para a maior profundidade de água junto ao cais. As forças aplicadas nas regeiras podem também ser reduzidas através do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, quando as forças actuantes no navio o fazem experimentar movimentos com amplitudes pequenas a moderadas.

A utilização de defensas com um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio constitui uma solução alternativa para aumentar a grandeza das forças de atrito referidas. De facto, nesses casos, para as mesmas forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração, as forças de atrito desenvolvidas na interface com o navio são maiores. Os resultados experimentais obtidos mostraram que o aumento das forças de atrito nessa interface contribui, efectivamente, para a redução da amplitude significativa dos movimentos horizontais do navio, em particular do avanço. A eficiência das intervenções no sistema de amarração estudadas diminuía com o aumento do período de onda de pico. Regra geral, o sistema de amarração tem pouca influência nos movimentos do navio no plano vertical, particularmente no caso da arfagem e do cabeceio. O balanço é dos três modos de oscilação verticais aquele que é mais influenciado pelo sistema de amarração do navio. Importa frisar que a componente do amortecimento da oscilação de balanço devida ao sistema de amarração tem um papel muito importante na redução da amplitude dessas oscilações na proximidade do seu período de ressonância.

Importa acrescentar que não foram analisados os resultados de todas as condições testadas na primeira fase do estudo devido ao tamanho que a secção destinada à análise de resultados adquiriu e por falta de tempo. De seguida são indicados, como exemplo, alguns trabalhos que podem ser realizados no futuro:

- análise, sistemática, da variação da resposta do navio amarrado com o período e a altura de onda;
- estudo da influência da duração do teste e da sequência temporal das ondas geradas, nos parâmetros caracterizadores da resposta do navio amarrado e no conteúdo energético de baixa-frequência dos estados de agitação marítima reproduzidos. Definição da duração mínima dos testes experimentais;
- forma espectral e dispersão direccional utilizados na reprodução dos estados de agitação marítima;
- análise da repetibilidade dos resultados experimentais para condições de teste idênticas. Comparação da variabilidade dos parâmetros caracterizadores do comportamento do navio (e.g. amplitudes pico-a-pico) com a das condições de agitação marítima reproduzidas;
- análise da distribuição em frequência da amplitude dos movimentos do navio amarrado. Análise da adequação da distribuição de *Rayleigh* aos parâmetros caracterizadores do comportamento do navio, e se a mesma pode ser utilizada para fins estatísticos ou de projecto, na determinação das oscilações máximas esperadas num intervalo de tempo especificado, a partir das oscilações significativas;
- avaliação da inoperacionalidade potencial do terminal, para as hipóteses de intervenção testadas no modelo físico, a partir dos parâmetros caracterizadores do comportamento do navio amarrado (i.e. movimentos e forças de amarração do navio), do clima de agitação local (curto e longo períodos) e dos critérios de operacionalidade apresentados na literatura da especialidade (e.g. PIANC, 1995).

É importante ter em atenção que quando se estuda um determinado terminal portuário considerando como acção principal e única a agitação marítima, se está a excluir a influência que as outras forças do ambiente marítimo-portuário podem ter no comportamento do navio amarrado. Essas forças podem ser importantes e, em certos casos, obrigar à realização de ajustes no *layout* de amarração do navio.

Por fim, importa acrescentar que na primeira fase do estudo foi construído e testado um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente. Por esse motivo, as conclusões apresentadas com base na análise dos resultados experimentais obtidos devem ser encaradas com reserva, especialmente se extrapoladas para o protótipo.

De facto, os problemas de operacionalidade que por vezes se fazem sentir no Posto "A" resultam, não apenas da agitação marítima que, por difracção, contorna a cabeça do quebramar Norte de Leixões, e chega à zona de acostagem do petroleiro com uma energia ainda considerável, mas também de outros fenómenos físicos que podem ter lugar na vizinhança deste posto de acostagem (secção 5.8), e que não puderam ser convenientemente reproduzidos no modelo físico simplificado. Com o objectivo de obter resultados mais representativos, na segunda fase do estudo experimental, foi construído e testado um modelo mais completo do Posto "A" e da sua área envolvente. Esse modelo incluiu, por exemplo, o quebramar Norte de Leixões, o molhe Sul e a Praia de Matosinhos.

6.3. SEGUNDA FASE DO ESTUDO EM MODELO FÍSICO

6.3.1. CONDIÇÕES GERAIS

Na segunda fase do estudo foi construído no tanque de ondas do LH da FEUP um modelo físico que procurava reproduzir com maior rigor as características do protótipo, Figura 6.59. Este modelo incluiu o quebramar Norte do Porto de Leixões, o molhe Sul, o antigo quebramar Norte (estrutura centenária) e uma extensão significativa da Praia de Matosinhos (ainda que apenas de uma forma simplificada).

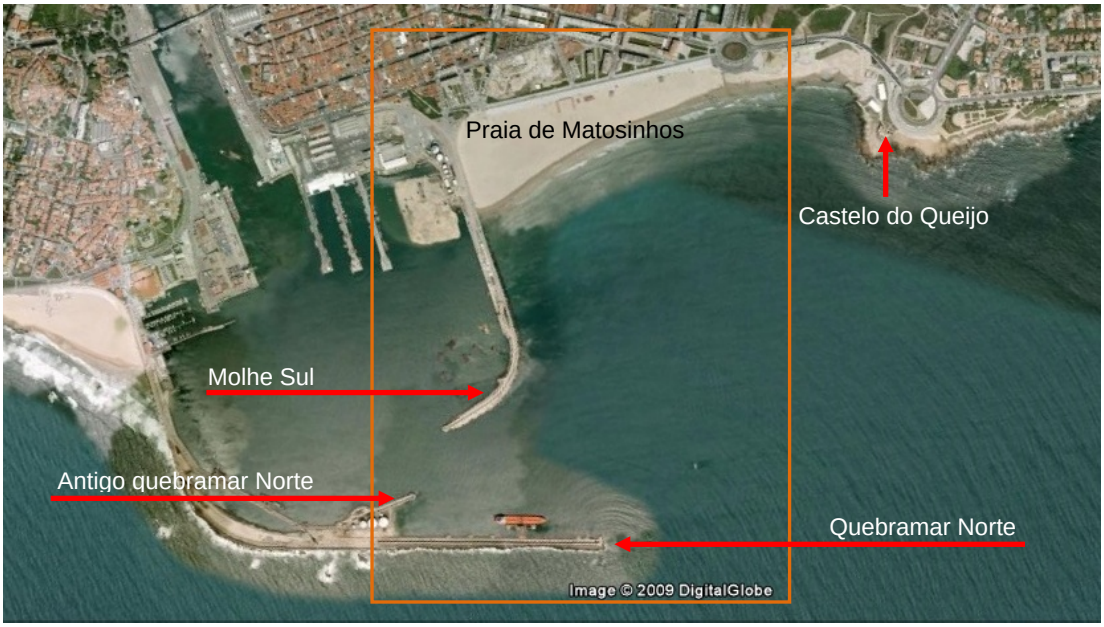


Figura 6.59 – Porto de Leixões e área envolvente, com delimitação da região reproduzida no modelo físico da 2ª fase do estudo [fonte: *Google Earth*].

No modelo da segunda fase do estudo, apenas os primeiros 150 m de desenvolvimento do quebramar Norte do Porto de Leixões foram reproduzidos com rigor. Este trecho da estrutura inclui um quebramar submerso de pré-rebentação de ondas, que foi construído entre Novembro de 1979 e Janeiro de 1982 com o objectivo de proteger a cabeça do quebramar principal, Figura 6.60.

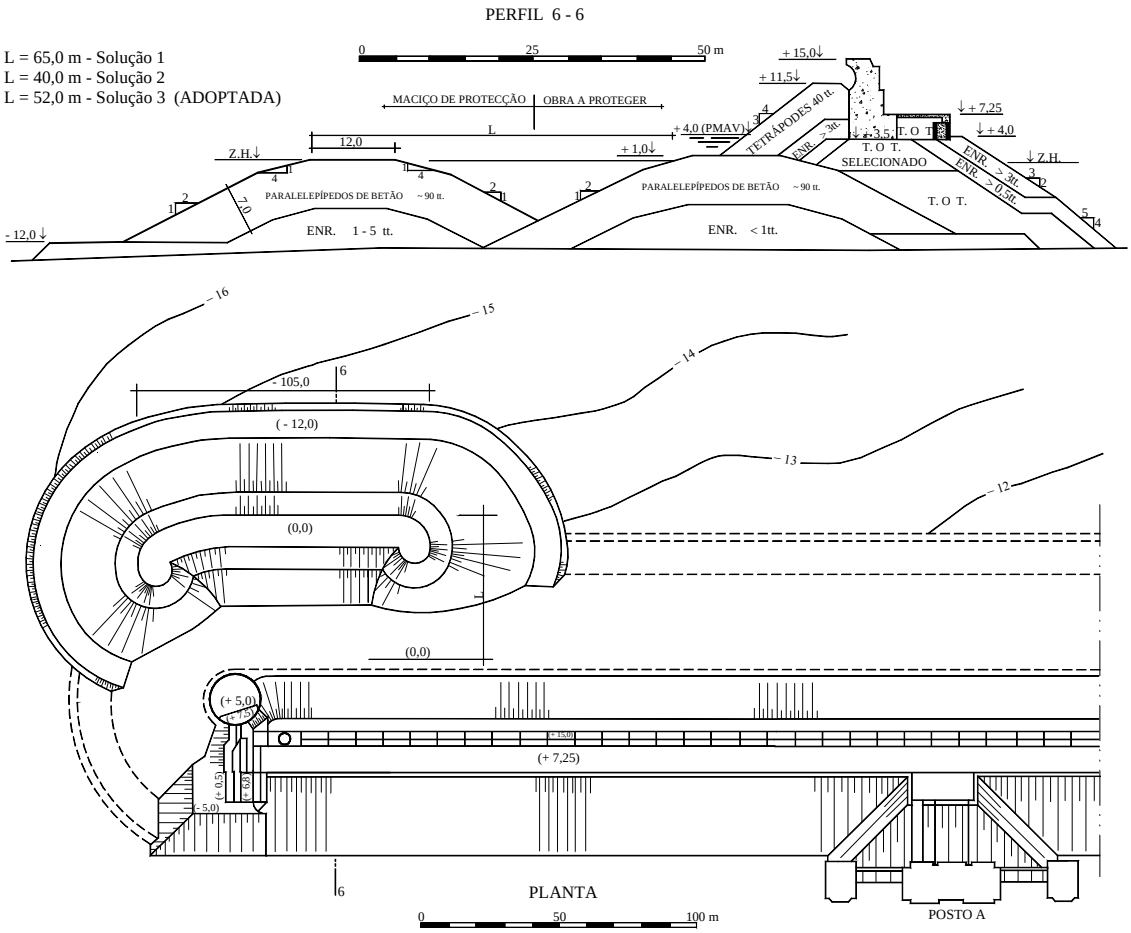


Figura 6.60 – Planta e perfil da cabeça do quebramar Norte do Porto de Leixões (Vera-Cruz e Carvalho, 1993).

Para a reprodução desse trecho foi necessário construir, à escala geométrica 1/100, vários módulos da superstrutura do quebramar Norte e os seguintes tipos de blocos: tetrápodes de 40 tf (manto exterior do quebramar Norte); blocos paralelepipédicos com arestas (estrutura do antigo quebramar submerso); blocos paralelepipédicos sem arestas (quebramar submerso construído com o objectivo de proteger a cabeça do quebramar Norte); e os blocos cúbicos de 20 e 40 tf utilizados nas operações de reparação do talude no extremo do quebramar, após o temporal de 1974. A cabeça do quebramar Norte é constituída por vários módulos de geometria complexa, que foram também reproduzidos no modelo físico, Figura 6.61.

A Figura 6.61 apresenta fotografias da construção das diferentes partes que constituem o modelo físico ensaiado na segunda fase do estudo experimental, nomeadamente da cabeça do quebramar Norte de Leixões, da "Prainha" existente entre essa estrutura e o antigo quebramar Norte (estrutura centenária), do molhe Sul, e da Praia de Matosinhos.

Figura 6.61 – Construção do modelo físico ensaiado na segunda fase do estudo: extremidade do quebramar Norte (superior, esquerda); Prainha e cabeça do antigo quebramar Norte (superior; direita); molhe Sul (meio, esquerda); Praia de Matosinhos (meio, direita); e vista frontal da cabeça do quebramar Norte (inferior).

Com a construção à escala dos primeiros 150 m de desenvolvimento do quebramar Norte de Leixões pretendia-se reproduzir no modelo físico as características reflectoras, de dissipação e de transmissão (por galgamento), do trecho da obra de protecção que mais influencia o fenómeno da difracção. Neste segundo modelo físico, a agitação marítima gerada, após difracção em torno da cabeça do quebramar Norte, atinge o modelo do navio petroleiro amarrado à estrutura de acostagem.

A grande escala geométrica usada na construção do modelo físico impossibilita que se possam retirar conclusões (quantitativas) importantes acerca da estabilidade dos blocos utilizados na materialização

da obra de protecção do Posto "A". Também os fenómenos de transmissão, quer através da estrutura, quer por galgamento da mesma, sofrem significativos efeitos de escala, que resultam de não se utilizar uma semelhança completa e da escala utilizada. Ambas as razões contribuíram para a decisão de não se reproduzir com rigor o restante desenvolvimento do quebramar Norte de Leixões (talude exterior desta estrutura).

As condições de agitação marítima na envolvente ao Posto "A" devem ser também influenciadas pelas características reflectoras da envolvente. Com o objectivo de simular no modelo o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" em condições próximas das que existem no protótipo, foi necessário reproduzir o talude interior do quebramar Norte, o molhe Sul, o antigo quebramar Norte, a Praia de Matosinhos e a designada "Prainha", localizada entre o quebramar Norte e o antigo quebramar Norte. Por limitações de espaço, apenas uma parte da Praia de Matosinhos pôde ser reproduzida no tanque de ondas. Por outro lado, de forma a evitar a ocorrência de reflexões indesejadas nas paredes laterais do tanque, a configuração dessa praia foi adaptada. A Figura 6.62 apresenta o esquema de implantação do modelo físico utilizado na segunda fase do estudo no tanque de ondas do LH da FEUP.

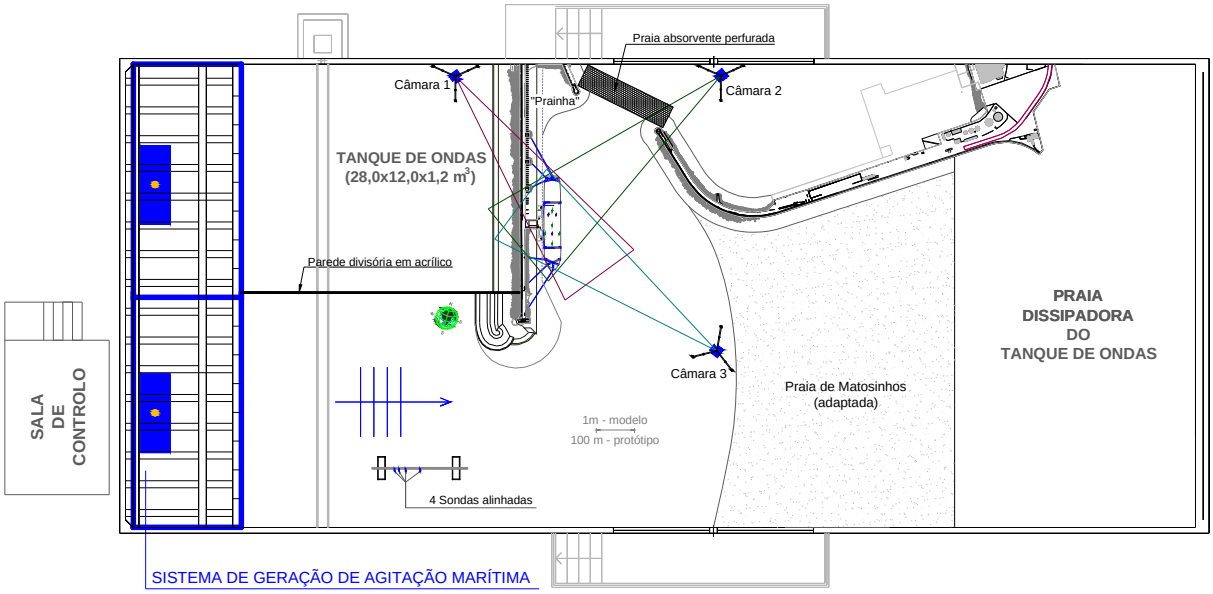


Figura 6.62 – Esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas: 2ª fase do estudo.

A análise dos registos de operacionalidade do Posto "A" permitiu concluir que este posto de acostagem se encontrava inoperacional, sobretudo, para condições de agitação marítima com rumos de Noroeste e de Oeste. No entanto, os pilotos da Barra de Leixões e os responsáveis pela exploração do Posto "A" afirmaram que, de acordo com a sua experiência pessoal, as ondas mais problemáticas para as condições operacionais do Posto "A" eram as provenientes do rumo Oeste, quando estavam associadas a períodos superiores a 11 ou 12 s, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. A agitação proveniente de Noroeste não interfere tão significativamente com a operacionalidade do Posto "A", particularmente para alturas de onda inferiores a 2 m, pois "corre" ao longo do paramento exterior do quebramar Norte, diminuindo os episódios de galgamento e penetrando mais dificilmente no interior da bacia associada a esse posto de acostagem. A ondulação de Sudoeste, embora no enfiamento da barra, é em geral curta e de pequena altura, não afectando a operacionalidade do Posto "A". Em consonância com o exposto, na segunda fase do estudo em modelo físico, considerou-se que a agitação marítima tinha uma direcção de propagação

perpendicular ao quebramar Norte de Leixões, ou seja, que era proveniente de um rumo próximo do Oeste (W-20º-S).

As condições de agitação marítima geradas no modelo físico foram medidas e controladas por quatro sondas de níveis hidrodinâmicos, posicionadas segundo um alinhamento colinear com a direcção de propagação da agitação, Figura 6.62. Os registos dessas sondas permitiram a determinação da altura de onda significativa incidente e reflectida, em cada teste (secção 6.3.9.2).

No protótipo, a agitação marítima, depois de contornar a cabeça do quebramar Norte, propaga-se para o interior do Porto de Leixões, onde é parcialmente dissipada. No modelo físico construído, por limitações de espaço, apenas foi possível reproduzir a parte mais exterior do porto, ou seja, a zona compreendida entre a cabeça do quebramar Norte e a entrada no anteporto, Figura 6.63. Com o objectivo de reproduzir o que se passa no protótipo de forma realista, instalou-se um talude perfurado no alinhamento definido pela cabeça do antigo quebramar Norte e a cabeça do molhe Sul. Com a instalação desse talude (praia) pretendia-se potenciar a dissipação da energia da agitação nessa fronteira do modelo físico, de forma a minimizar as reflexões. Os fundos na região adjacente ao quebramar Norte do Porto de Leixões foram considerados horizontais e à cota de -16 m (ZHL).

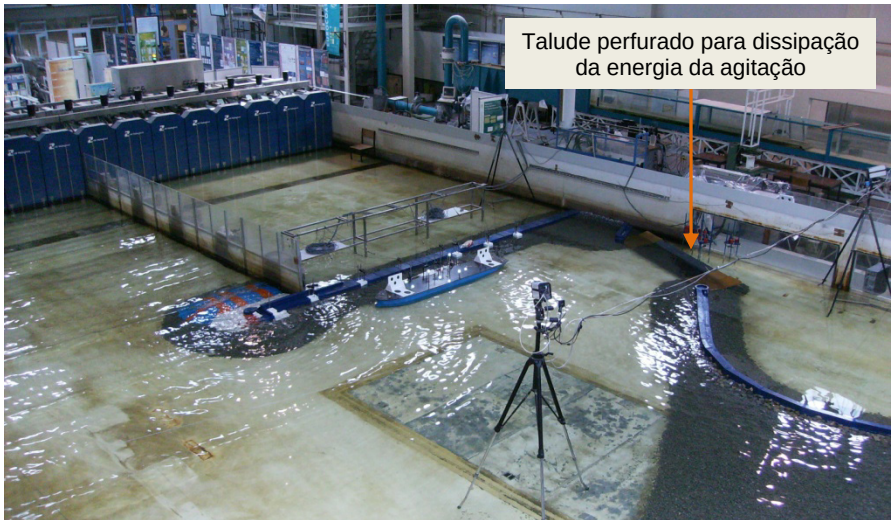


Figura 6.63 – Modelo físico testado na segunda fase do estudo.

Os testes experimentais foram efectuados para estados de agitação irregular de crista longa, definidos com base no espectro de JONSWAP, considerando um factor de forma, γ, igual a 3.3. Como se referiu anteriormente, na primeira fase do estudo foram geradas ondas com características semelhantes às que previsivelmente chegam à zona do Posto "A", após difracção em torno da cabeça do quebramar Norte de Leixões. Na segunda fase, as ondas geradas reproduziram condições de agitação semelhantes às que se fazem sentir no exterior do porto. No modelo físico, as ondas geradas propagam-se em direcção ao Posto "A", contornando a cabeça do quebramar Norte de Leixões, por difracção, e sofrendo reflexões nas várias fronteiras do domínio de ensaio.

Com o objectivo de caracterizar convenientemente os estados de agitação seleccionados para o estudo, os testes foram efectuados com um número mínimo de 1200 ondas. A sequência temporal de ondas geradas foi igual nos estados de agitação com o mesmo período de onda de pico. Nesta fase do estudo foram consideradas três profundidades de água junto ao cais: 20 m (nível máximo de uma preia-mar de águas vivas), 18 m (nível médio da água do mar) e 16 m (zero hidrográfico local).

6.3.2. Blocos Utilizados na Reprodução da Cabeça do Quebramar Norte de Leixões

Como foi referido anteriormente, na segunda fase do estudo em modelo físico pretendia-se fazer uma reprodução relativamente fiel das características do trecho do quebramar Norte de Leixões com mais influência no processo de difracção da agitação marítima. Assim, foram construídos no modelo físico à escala os primeiros 150 m de desenvolvimento dessa obra de abrigo.

Nos estudos em que são utilizados factores de escala (muito) pequenos, alguns efeitos de escala podem assumir um papel relevante nos fenómenos físicos em análise, prejudicando a qualidade dos resultados do modelo físico. No que concerne à estabilidade de quebramares, os factores de escala habitualmente utilizados situam-se entre 1/30 e 1/50, Hughes, 1993. Estes factores de escala, ainda que relativamente elevados, permitem que as secções transversais dessas obras de abrigo sejam estudadas e optimizadas em instalações experimentais de dimensões correntes. No entanto, na maior parte das situações, essas escalas inviabilizam os estudos tridimensionais de grandes áreas portuárias. Deste modo, é frequente a secção transversal das obras de abrigo ser testada a uma dada escala e a propagação da agitação para o interior do porto, ou o estudo do comportamento dos navios aí amarrados, a uma escala diferente. Por exemplo, em estudos anteriores, uma secção do quebramar Norte de Leixões adjacente ao Posto "A" foi estudada com um modelo construído à escala geométrica 1/60, no que diz respeito, quer à estabilidade dos blocos do manto exterior, quer aos volumes de galgamento da estrutura (secção 5.8). As questões relacionadas com a escolha da escala geométrica utilizada no presente trabalho foram abordadas na secção 4.3.3, enquanto os efeitos de escala são discutidos nas secções 4.3.3 e 6.4.

Embora sem se ambicionar a obtenção de conclusões (quantitativas) importantes acerca da estabilidade dos blocos utilizados na construção do quebramar Norte, ou dos volumes de galgamento dessa obra de abrigo, na segunda fase do trabalho procurou-se reproduzir, na medida do possível, as características reflectoras, de dissipação e de transmissão (por galgamento), dos primeiros 150 m do quebramar. Para tal, foram reproduzidas, à escala geométrica 1/100, as diferentes tipologias de blocos que constituem a estrutura. A Figura 6.64 mostra, a título de exemplo, alguns dos blocos (tetrápodes e paralelepipédicos) construídos, bem como um dos moldes (em silicone) utilizados na fabricação em série dos tetrápodes.

Figura 6.64 – Blocos usados na construção do quebramar Norte do Porto de Leixões reproduzidos à escala geométrica 1/100 (blocos tetrápodes e paralelepipédicos).

Com base na análise dimensional, Hughes, 1993, tece as seguintes considerações sobre os estudos em modelo físico de estruturas costeiras: o modelo deve ser geometricamente não distorcido e escalado de acordo com o critério de *Froude*, o escoamento através do manto exterior da estrutura deve apresentar características turbulentas, a rugosidade superficial dos blocos utilizados deve ser a mesma no modelo e

no protótipo e, por fim, deverá ser mantida, no modelo, a relação entre os pesos volúmicos do material de fabrico dos blocos e da água.

Das condições apresentadas, a mais problemática é a referente à necessidade de manter escoamentos de características turbulentas no manto exterior do quebramar. A satisfação deste requisito é difícil em modelos construídos à escala 1/100. A pintura dos blocos produzidos permite reduzir a rugosidade relativa destes elementos no modelo e satisfazer o requisito relacionado com a rugosidade superficial. A conservação da relação entre os pesos volúmicos do material do bloco e da água implica que,

$$\left(\frac{\gamma_a}{\gamma_w}\right)_m = \left(\frac{\gamma_a}{\gamma_w}\right)_p \tag{6.25}$$

em que γ_a e γ_w representam o peso volúmico do material do bloco e da água, respectivamente. Os índices m e p reportam-se ao modelo físico e ao protótipo, respectivamente. A Equação (6.25) é válida, apenas, nas situações em que é possível controlar o peso volúmico do material utilizado no fabrico dos blocos, caso contrário, devem ser usados outros critérios (mais aproximados) para a definição do peso dos blocos no modelo.

Os blocos utilizados na construção de obras portuárias são usualmente fabricados com betão simples, com um peso volúmico próximo de 24 kN/m^3. Nos modelos à escala é inviável utilizar betão, devido à dimensão dos moldes. Como alternativa, são usadas argamassas muito fluidas de agregados finos, para facilitar o enchimento dos moldes e conseguir peças de melhor qualidade. Nestas condições é necessário aumentar a relação água/ligante e a quantidade de ligante (i.e. cimento), pois a superfície específica do agregado é maior. Face às alterações introduzidas, o peso volúmico dessas argamassas é apenas de cerca de 20 a 21 kN/m^3, portanto claramente inferior à do betão utilizado no protótipo. No presente estudo, os blocos foram fabricados com uma argamassa constituída por agregado normal e de alta densidade, combinados de forma a obter blocos com o peso volúmico que resulta da aplicação da Equação (6.25). Após ter sido definida a proporção entre os dois tipos de agregados na mistura, o trabalho necessário à produção em série dos blocos é idêntico ao do método mais tradicional. No modelo construído à escala geométrica 1/100, o peso dos blocos tetrápodes e dos blocos paralelepipédicos era de cerca de 39.8 e 90.7 g, respectivamente.

Os blocos utilizados na reprodução da cabeça do quebramar Norte e do quebramar submerso estiveram estáveis ao longo dos vários testes efectuados. Com efeito, apenas algumas unidades (menos de dez) foram deslocadas da sua posição inicial durante a fase preliminar de testes (secção 6.3.9), tendo-se mantido estáveis durante os testes realizados com o navio amarrado no cais. Estes resultados não são de estranhar uma vez que após a construção do quebramar submerso não têm sido registados estragos na cabeça do quebramar Norte. Além disso, as condições de agitação marítima reproduzidas no modelo físico estavam mais relacionadas com os limites operacionais do Posto "A", do que com as condições-limite para o estudo da integridade da obra de protecção contra a agitação.

6.3.3. Condicionantes Espaciais à Implantação do Modelo Físico no Tanque de Ondas

No que concerne à implantação do modelo físico no tanque de ondas, destacam-se as condicionantes relacionadas com: a distância mínima entre a cabeça do quebramar Norte e a parede lateral do tanque de ondas, necessária para assegurar a correcta reprodução da difracção da agitação; o espaço necessário à implantação da Praia de Matosinhos e à reprodução da sua topo-hidrografia; e a impossibilidade de reproduzir o interior do Porto de Leixões (em particular o anteporto).

No modelo da segunda fase do estudo, as paredes laterais do tanque de ondas representam fronteiras físicas que não têm correspondência no protótipo (Figura 6.59). Em particular, a cabeça do quebramar

Norte terá de ser posicionada a uma distância da parede lateral direita do tanque de ondas (sentido de propagação da agitação) que evite que o processo de difracção da agitação marítima em torno dessa obra de abrigo, ou mais especificamente as condições de tranquilidade na área envolvente ao Posto "A", seja influenciado pela largura finita da crista da onda que passa entre os dois elementos referidos.

A distância (mínima) entre a cabeça do quebramar Norte e a parede lateral do tanque de ondas pode ser definida com base em diferentes abordagens, nas quais se inclui, obviamente, o recurso à utilização de modelos numéricos. Ainda que sem fundamentação teórica, no presente trabalho experimental, os diagramas de difracção que permitiram definir essa distância foram traçados pelo método empírico de *Iribarren*. Esta escolha deveu-se, sobretudo, à simplicidade e à facilidade de aplicação do método.

Numa área de fundos horizontais, a aplicação do método de *Iribarren* permite determinar, de forma expedita, para uma dado estado de agitação marítima, os limites da zona de alimentação, da zona de expansão e da zona de agitação. Segundo o método, este último representa o limite a partir do qual se admite que a altura de onda é nula. Na situação em análise, a atenção está centrada no limite da zona de alimentação. Considere-se uma onda de comprimento L, em propagação em direcção à costa. Sobre a planta da área portuária em estudo são representadas rectas normais à direcção de propagação da onda, distanciadas de um quarto de L e de forma a que uma dessas rectas passe pelo ponto mais avançado do obstáculo (i.e., o ponto O). Essas rectas representam as posições das cristas da onda nos instantes que correspondem a um quarto de período de onda. Pelo ponto O é traçada uma recta paralela à direcção de propagação da agitação, que define o limite da zona de expansão. Pelo ponto P, com um atraso de um quarto de comprimento de onda em relação ao ponto O, é depois traçada uma recta fazendo um ângulo de 45º com a recta limite da zona de expansão. Esta nova recta define o limite da zona de alimentação.

A Figura 6.65 apresenta o diagrama de difracção obtido pelo método de *Iribarren* para uma onda com um comprimento de 300 m (valores de protótipo). Em profundidades de 20 m, esse comprimento está associado a uma onda com um período de cerca de 22 s.

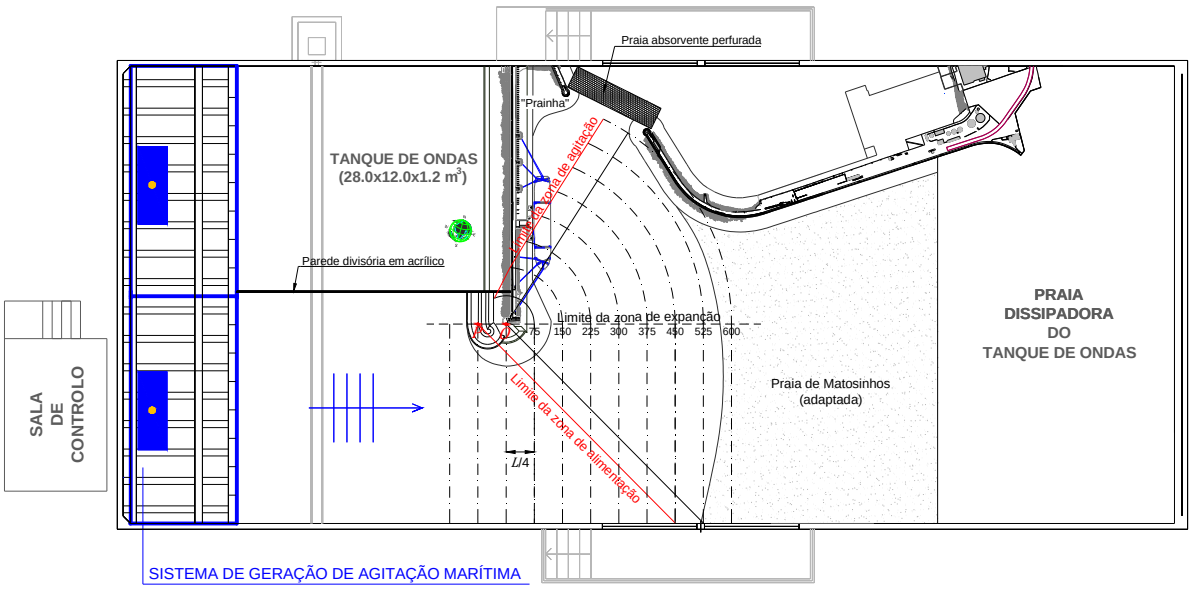


Figura 6.65 – Diagrama de difracção para uma onda com um comprimento de 300 m.

De acordo com os resultados apresentados, para a distância considerada no presente trabalho entre a parede lateral do tanque de ondas e o quebramar Norte, a influência da largura finita da crista da onda

não se deverá fazer sentir na área envolvente ao Posto "A". Da análise da Figura 6.65, e tendo também em atenção a metodologia utilizada, pode concluir-se que a distância (mínima) entre os dois elementos referidos é mais influenciada pelas dimensões da área abrigada, do que pelo comprimento de onda (ou período).

No modelo físico, por limitações de espaço, foi impossível reproduzir o interior do Porto de Leixões e, em particular, a área do anteporto. Assim, enquanto no protótipo a agitação marítima se propaga para o interior da bacia portuária, onde é parcialmente dissipada, no modelo físico, e caso não tivessem sido tomadas medidas preventivas, essa energia seria reflectida, na sua quase totalidade, pela parede lateral do tanque de ondas. De forma a reproduzir no modelo as características do protótipo de forma realista, foi instalada uma praia absorvente perfurada à entrada do anteporto, ou seja, no alinhamento definido pela cabeça do antigo quebramar Norte e a cabeça do molhe Sul, Figura 6.66.

Figura 6.66 – Praia absorvente perfurada posicionada à entrada do anteporto.

A praia absorvente foi materializada por placas perfuradas de 4 cm de espessura, fixas a uma estrutura metálica apoiada sobre material pétreo. Os orifícios dessas placas eram de geometria hexagonal, do tipo 'favo de abelha' e tinham uma dimensão máxima de 3 a 4 mm. A instalação desta praia visava o favorecimento dos processos dissipativos nessa fronteira do modelo, de forma a minimizar a reflexão da agitação. O comportamento à reflexão desta praia não foi, contudo, avaliado experimentalmente, embora seja expectável que esta dissipe, de uma forma relativamente eficaz, a energia da agitação de curto período, que chega a esta fronteira já com uma altura de onda pequena (secção 6.3.9.3).

No que diz respeito a ondas de longo período, a praia absorvente não deverá constituir uma barreira eficaz à sua propagação para o interior da zona abrigada pelo molhe Sul. Adicionalmente, a análise de alguns resultados experimentais mostrou que estas ondas podem contornar, com relativa facilidade, a cabeça do quebramar. No entanto, o movimento das partículas de água através dos orifícios da praia absorvente promove os processos de dissipação da energia da agitação incidente, permitindo também que uma parte dessa energia se propague para a área que é abrigada pelo molhe Sul, que assim poderá funcionar como uma espécie de 'câmara de dissipação'. Por último, é importante ter em consideração que as perturbações de longo período em análise resultam, directa ou indirectamente, de ondas de longo período ligadas, que estão associadas a agrupamentos de ondas primárias, que variam no tempo. Por outro lado, é conhecida a ineficiência dos sistemas tradicionais de dissipação (do tipo passivo) para este tipo de ondas.

Como se referiu anteriormente, na segunda fase do estudo, apenas uma parte da Praia de Matosinhos pôde ser reproduzida no modelo físico. No que concerne ao comportamento de navios amarrados, a importância dessa praia reside na sua proximidade e posicionamento relativamente ao Posto "A" do Porto de Leixões, Figura 6.59. Com efeito, na secção 3.2.2 foram discutidos os processos físicos que conduzem à reflexão e à geração de energia de baixa-frequência em praias. Com base em resultados

experimentais e em medições no protótipo, vários autores concluíram que mesmo em praias com uma inclinação muito suave há reflexão e/ou geração de energia infra-gravítica.

Na sequência do que foi referido, os níveis de energia nas frequências da banda infra-gravítica na área envolvente ao Posto "A" podem ter uma contribuição importante da Praia de Matosinhos. Com efeito, podem chegar à área envolvente ao Posto "A" ondas de longo período (livres) resultantes do processo de difracção dos agrupamentos de ondas de curto período, ondas de longo período livres reflectidas ou radiadas pela Praia de Matosinhos, ondas de longo período (ainda) ligadas aos agrupamentos de ondas de curto período que se propagam em direcção ao anteporto e, por fim, ondas de longo período livres que difractam (directamente) em torno da cabeça do quebramar Norte.

De acordo com o exposto, o ideal seria, obviamente, a reprodução integral da Praia de Matosinhos no modelo, possivelmente até ao Castelo do Queijo. No entanto, a Figura 6.67 mostra, claramente, que as dimensões do tanque de ondas da FEUP tornam essa reprodução integral impossível de realizar. O levantamento da Praia de Matosinhos que foi sobreposto ao esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas data de 11 de Junho de 2008, estando as cotas referidas ao zero hidrográfico local.

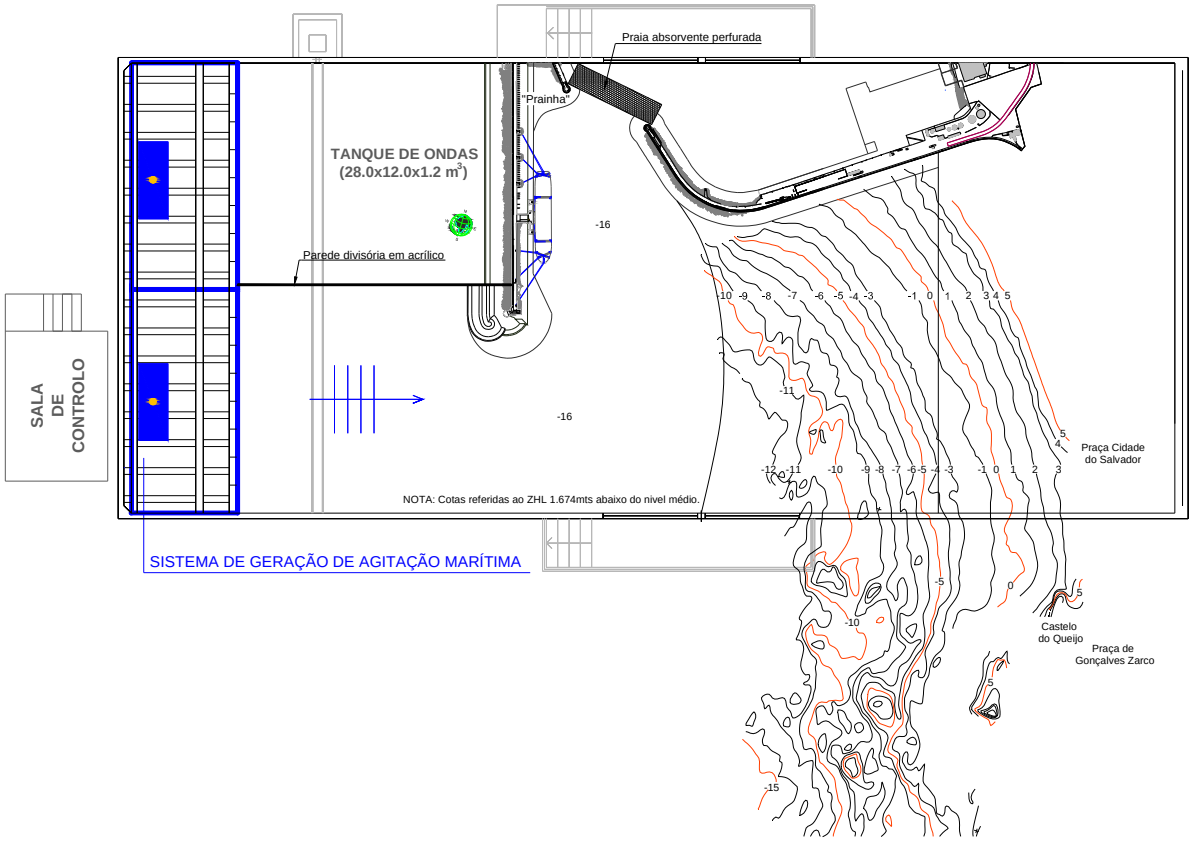


Figura 6.67 – Batimetria recente da Praia de Matosinhos (11 Junho de 2008) sobreposta ao esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas (segunda fase do estudo).

Por outro lado, foi necessário adaptar a configuração do trecho da Praia de Matosinhos a reproduzir no modelo físico da segunda fase do estudo, de forma a evitar a ocorrência de reflexões indesejadas nas paredes laterais do tanque de ondas. De facto, face às características topo-hidrográficas desta praia, a agitação reflectida tenderia a ser direccionada para a parede lateral do tanque, Figura 6.67. Assim, e na medida do possível, esta praia foi instalada perpendicularmente à direcção de propagação da agitação

marítima incidente, Figura 6.62. Outra das simplificações introduzidas no modelo construído para a segunda fase do estudo foi a consideração de fundos horizontais, à cota -16 ZHL, na área envolvente ao Posto "A" e na zona de aproximação ao Porto de Leixões. Esta opção visou a simplificação do modelo físico, numa perspectiva de minimização dos recursos necessários à sua construção no tanque de ondas. Assim, tornou-se necessário aumentar para 4% a inclinação transversal média da Praia de Matosinhos, de forma a fazer a concordância com a zona de fundos horizontais do modelo. A utilização de brita na materialização do perfil da praia, para evitar a alteração da sua topo-hidrografia no decorrer dos testes, potencia a dissipação de energia durante a propagação da agitação até à costa e permite, de certa forma, compensar (parcialmente) a sua maior inclinação.

No modelo físico construído para a segunda fase do trabalho, a Praia de Matosinhos (adaptada) tem a função de reproduzir as características do protótipo, ainda que de uma forma simplificada, e, ao mesmo tempo, de promover a dissipação da energia incidente, reduzindo a componente da agitação reflectida em direcção ao sistema de geração, um pouco à semelhança da praia dissipadora utilizada na primeira fase do estudo.

6.3.4. Generalidades sobre o Modelo Físico. Molhe Sul e Antigo Quebramar Norte

Na secção anterior foram abordadas algumas das principais condicionantes associadas à construção do modelo físico da segunda fase do estudo no tanque de ondas. Importa ainda acrescentar que devido aos estragos causados, na extremidade do quebramar Norte de Leixões, por vários temporais ocorridos na década de setenta, ou seja, no período que antecedeu a construção do quebramar submerso de pré-rebentação de ondas, e aos sucessivos trabalhos de reparação desses estragos, é difícil caracterizar com precisão a condição actual desse trecho da obra, particularmente abaixo da linha de água. No anexo H é feito um apanhado dos principais trabalhos de reparação dessa obra de abrigo portuário, que por três vezes esteve numa situação de quase rotura (apenas a extremidade Sul). As principais modificações do projecto original do quebramar são também descritas tendo como base os documentos disponíveis. Para a reprodução da batimetria dos fundos na área envolvente à cabeça do quebramar Norte foi utilizado um levantamento hidrográfico de Julho de 2008, que incluiu o Posto "A", o muro cortina e a testa do quebramar. Tendo em atenção a história desta obra, a configuração dos fundos nas áreas referidas deve resultar, em parte, dos materiais deslocados da estrutura principal do quebramar durante os temporais referidos.

Os elementos solicitados à Administração dos Portos do Douro e Leixões, SA, aquando da preparação da segunda fase do estudo, e que foram usados na reprodução do Posto "A" e da sua área envolvente no tanque de ondas, são também apresentados no anexo H. Esses elementos incluem peças desenhadas do projecto de execução de várias estruturas do porto, peças desenhadas das intervenções de reparação do extremo Sul do quebramar Norte e levantamentos topo-hidrográficos da área em estudo. É também feita uma caracterização de algumas áreas do Terminal de Petroleiros de Leixões com relevância para o presente estudo a partir de elementos fotográficos recentes (Maio de 2009).

As condições de tranquilidade na zona do Posto "A" são influenciadas, em maior ou menor grau, pelas características reflectoras da sua envolvente. Com o intuito de aproximar o modelo físico da realidade, foram reproduzidas no tanque de ondas os seguintes elementos: o talude interior do quebramar Norte do Porto de Leixões, o talude exterior do molhe Sul, o antigo quebramar Norte, a Praia de Matosinhos e a designada "Prainha".

O talude interior do quebramar Norte é constituído, quase exclusivamente, por blocos de enrocamento, que foram reproduzidos no modelo por material pétreo britado. Apenas no trecho mais extremo desse talude, e como forma de evitar a ocorrência frequente de danos em resultado dos intensos galgamentos

que essa parte da obra sofria antes da construção do quebramar submerso, foram utilizados blocos de betão de 20 tf. Estes blocos foram também reproduzidos no modelo, Figura 6.68 – esquerda.

Figura 6.68 – Talude interior do quebramar Norte (esquerda); extremidade Sul desse quebramar, ainda em fase de construção (modelo), evidenciando os módulos de geometria complexa da cabeça da estrutura (direita).

A cabeça do quebramar Norte é constituída por vários módulos de geometria complexa (anexo H). Esses módulos incluem um maciço cilíndrico de betão e outro em degraus betonados "*in situ*", que foram também reproduzidos no modelo, Figura 6.68 – direita. O talude exterior do molhe Sul foi construído com base na geometria constante nas peças desenhadas do projecto, no entanto, sobre as camadas mais interiores em enrocamento, foram instalados "micro-cubos" de granito, que procuram reproduzir, ainda que de uma forma aproximada, os blocos de betão de 45 tf que materializam o manto exterior dessa estrutura, Figura 6.61. A superstrutura e a cabeça do molhe Sul e do antigo quebramar de Norte estão, também, conforme os elementos de projecto. A "Prainha" foi reproduzida a partir de um levantamento hidrográfico existente, Figura 6.61.

6.3.5. Estados de Agitação Marítima

Na preparação da segunda fase do estudo foi equacionada a viabilidade de reproduzir no modelo físico estados de agitação marítima característicos da costa Oeste portuguesa e, em particular, da envolvente do Porto de Leixões. Esses estados de agitação seriam utilizados como alternativa aos espectros de variância semi-empíricos considerados na primeira fase do estudo (e.g. *Jonswap*, *Pierson-Moskowitz*). Se por um lado se desconhece a existência de registos de agitação marítima medidos na envolvente próxima do Porto de Leixões (e.g. à entrada do porto, junto ao Posto "A", ou numa posição frontal à Praia de Matosinhos), a bóia ondógrafo instalada ao largo de Leixões possui um vasto conjunto de dados que poderia ser utilizado para os fins pretendidos.

Os resultados de trabalhos anteriores de caracterização espectral da agitação marítima na costa Oeste portuguesa poderiam também ser usados na definição dos estados de agitação a reproduzir no estudo. Este tipo de abordagem permitiria eliminar a necessidade de seleccionar espectros representativos das condições de agitação ao largo tendo em vista o estudo do comportamento de um navio amarrado no Posto "A". Por exemplo, o trabalho desenvolvido por Pires Silva, 1988, embora baseado em séries de observações da elevação da superfície livre da água medidas ao largo da Figueira da Foz, e visando a definição dos estados de agitação a utilizar nos testes em modelo físico e numérico de dispositivos de extracção de energia das ondas por coluna de água oscilante, poderia ser utilizado com o objectivo de definir, de uma forma sistemática, as condições de agitação a considerar na segunda fase do estudo. Importa ainda acrescentar que no trabalho supra-mencionado se definiu, através de uma aproximação

empírica, um conjunto integrado de procedimentos que permitem especificar a representação analítica de um espectro de variância da agitação marítima, através de uma altura de onda significativa e de um período de onda equivalente. Este período é definido como o quociente entre os momentos espectrais de ordem 0 e de ordem -1.

No que concerne a registos de agitação marítima medidos ao largo do porto, convém referir que desde Outubro de 1981 até ao momento, a bóia ondógrafo de Leixões teve três localizações. Actualmente essa bóia encontra-se instalada num local em que a profundidade de água é de cerca de 83 m (i.e. águas profundas), Coelho, 2005. O trabalho desenvolvido por Pires Silva, 1988, baseou-se também em dados de agitação marítima medidos em águas profundas.

Importa, no entanto, frisar que o comportamento de navios amarrados em portos é significativamente influenciado pela energia associada às frequências da banda infra-gravítica do espectro de variância da agitação marítima (e.g. Ligteringen e Moes, 2001; Moes, 2004; van der Molen *et al.*, 2006; Sakakibara e Kubo, 2008a; entre outros). Essa energia de baixa-frequência pode estar associada a fenómenos de índole meteorológica e sísmica, ou resultar de interacções onda-onda. Apesar de as oscilações de longo período em portos poderem ter origens diversas, é frequente essas oscilações resultarem das interacções não-lineares entre as componentes de curto período da agitação marítima, Kofoed-Hansen *et al.*, 2005, especialmente durante as condições de agitação mais energéticas.

A agitação marítima sofre vários fenómenos na sua propagação até a costa, nomeadamente: refracção, difracção, empolamento, dissipação de energia por atrito nos fundos, reflexão, entre outros. Os processos não-lineares responsáveis pelo aumento da energia nas frequências da banda infra-gravítica do espectro ocorrem, essencialmente, em águas pouco profundas (ver secção 3.2.2). Essas perturbações de longo período podem propagar-se ligadas aos agrupamentos de ondas de curto período, ou como ondas livres. A geração de ondas de longo período livres está geralmente associada à rebentação dos agrupamentos de ondas de curto período, permitindo a libertação das ondas de longo período ligadas, ao processo de forçamento no ponto de rebentação desses agrupamentos de ondas, e à libertação das ondas de longo período ligadas nas transições bruscas da profundidade de água ou no processo de difracção das ondas de curto período em torno de obstáculos (e.g. quebramares), PIANC, 1995. Deste modo, os registos de agitação marítima medidos por bóias ondógrafo instaladas em água profundas não podem dar uma indicação correcta dos níveis de energia infra-gravítica em profundidades de água mais pequenas, por exemplo, à entrada de portos.

No entanto, caso fosse possível reproduzir no interior da instalação experimental a batimetria de toda a área envolvente ao Porto de Leixões (incluindo o local de instalação da bóia ondógrafo), a reprodução, na fronteira do sistema de geração, dos estados de agitação marítima medidos ao largo permitiria que, na propagação da agitação até à costa e na sua posterior interacção com as estruturas costeiras e praias, a transferência de energia das altas para as baixas-frequências do espectro tivesse lugar pelos processos não-lineares já mencionados. Ou seja, a calibração do espectro incidente junto ao sistema de geração permitiria que os níveis de energia infra-gravítica fossem ajustados nesse local. Durante a propagação desses estados de agitação marítima na instalação experimental, tal como no protótipo, a influência da modificação da profundidade de água e da alteração dos padrões de agrupamento de ondas far-se-ia sentir ao nível da distribuição espectral de energia. O que foi referido seria igualmente válido para a interacção destes estados de agitação marítima com as estruturas costeiras e praias (não considerando os efeitos de escala). Deste modo, os níveis de energia infra-gravítica no modelo físico (e.g. à entrada do porto) seriam, previsivelmente, muito próximos dos do protótipo.

No presente estudo este tipo de abordagem é inexequível, não apenas pelo facto de a bóia ondógrafo mais próxima do Porto de Leixões estar instalada num local com uma profundidade de água muito

elevada (cerca de 83 m), mas também porque à escala geométrica 1/100 a instalação experimental apenas permite a reprodução parcial do porto e da sua envolvente mais próxima. Por outro lado, como foi referido na secção 6.3.3, na segunda fase do estudo os fundos foram considerados horizontais (cota -16 ZHL) na área envolvente ao Posto "A" e na zona de aproximação ao porto, de forma a minimizar os recursos necessários à construção do modelo físico no tanque de ondas. Com efeito, nesta fase do estudo, apenas a Praia de Matosinhos foi parcialmente reproduzida na instalação experimental.

Fica assim claro que para tirar o devido partido da utilização de registos de agitação marítima medidos em águas profundas, seria necessário fazer a propagação dos estados de agitação seleccionados até à costa ou, pelo menos, até à profundidade que no protótipo corresponde à localização do sistema de geração de ondas no modelo físico (ou seja, sensivelmente até 600 m a barlamar do quebramar Norte de Leixões), por aplicação de modelos numéricos relativamente complexos. No entanto, uma vez que no modelo da segunda fase do estudo os fundos foram considerados horizontais, seria necessário fazer a propagação desses estados de agitação até ao Posto "A". Com base nos resultados desse estudo, o sistema de geração de ondas seria calibrado de forma a garantir que as condições de agitação na área envolvente ao Posto "A" e, em particular, os níveis de energia associados às baixas-frequências, eram idênticos aos estimados pelo modelo numérico para o protótipo.

Importa acrescentar que a transferência de energia das altas para as baixas-frequências do espectro está relacionada com processos físicos não-lineares, alguns dos quais não se encontram ainda completamente caracterizados ou são desconhecidos, apesar dos desenvolvimentos mais recentes. Nestas circunstâncias, o ideal seria existirem medições (no protótipo) das condições de agitação em locais suficientemente próximos do Posto "A" (e.g. à entrada do porto, junto ao Posto "A", próximo da Praia de Matosinhos). Como já foi referido anteriormente, desconhece-se a existência desse tipo de dados.

Em estudos anteriores foram utilizados modelos numéricos de propagação da agitação marítima para o interior do Porto de Leixões. Em CEHIDRO-IST, 2004, por exemplo, foi usado o modelo STWAVE: S*teady-State Spectral Wave Model*, que permite fazer a caracterização espectral da agitação marítima na sua propagação do largo para a costa. No entanto, apenas algumas das funcionalidades desse modelo numérico foram utilizadas, tendo-se optado pela simulação da propagação de espectros semi-empíricos, caracterizados por um T_P e uma H_S, em vez de espectros medidos pela bóia de Leixões. Importa ainda referir que o modelo STWAVE foi utilizado para fazer a propagação da agitação do largo até próximo da costa (~ profundidades de 30 m). A caracterização da agitação na envolvente e no interior do porto foi feita com o modelo REF-DIF1, que apenas permite fazer a propagação de ondas monocromáticas em profundidades de água intermédias. O SWAN é também um modelo baseado numa abordagem da fase média (*phase averaged approach*[5]) e poderia constituir uma alternativa à utilização do STWAVE.

De acordo com Demirbilek *et al.*, 2007, os modelos de propagação de ondas do tipo espectral utilizados mais frequentemente não incluem, geralmente, as interacções não-lineares entre ondas em águas pouco profundas. Assim, pode concluir-se que a utilização de resultados intermédios de simulações numéricas já realizadas, ou a realização de novas simulações com os mesmos modelos, não deveria produzir os resultados pretendidos.

O CGWAVE é um modelo numérico de elementos finitos utilizado frequentemente na previsão das condições de tranquilidade (ondas de curto período) no interior de bacias portuárias, e na identificação dos períodos de ressonância e dos factores de amplificação das oscilações de longo período em portos. Este modelo, embora seja capaz de descrever a maioria dos processos de transformação linear da onda,

[5] Os modelos numéricos baseados numa abordagem da fase média consideram que as propriedades da onda variam lentamente à escala de um comprimento de onda. Nestes modelos, a superfície livre irregular do mar é descrita por uma função de densidade espectral de energia.

não inclui, actualmente, os processos físicos relacionados com as interacções não-lineares entre ondas responsáveis pela geração de ondas infra-gravíticas, Demirbilek *et al.*, 2007. Consequentemente, este modelo não tem a capacidade de prever, *per se*, a quantidade de energia de longo período no interior de uma bacia portuária, quando faz a propagação de um espectro de agitação marítima medido ao largo. Esta limitação pode ser ultrapassada, em certa medida, especificando na fronteira oceânica (aberta) do modelo, o conteúdo energético estimado para a componente de baixa-frequência (por outros modelos). Demirbilek *et al.*, 2007, descreve uma aplicação que permite, através da utilização de um modelo não-linear do tipo *Boussinesq*, determinar essa componente infra-gravítica, que é depois propagada para o interior do porto pelo modelo CGWAVE. Essa aplicação permite, assim, determinar a transformação do espectro da agitação marítima desde o limite de águas profundas do modelo de *Boussinesq*[6] até à fronteira computacional do modelo CGWAVE.

O módulo de *Boussinesq* do modelo numérico MIKE21 permite simular as interacções não-lineares entre as diferentes componentes de curto período de um estado de agitação marítima. Essas interacções desempenham um papel importante no forçamento das ondas infra-gravíticas que, por sua vez, podem originar, por exemplo, oscilações de longo período (eventualmente ressonantes) nas bacias portuárias, e causar problemas aos navios amarrados no seu interior. Com efeito, mesmo nas situações em que os estados de agitação marítima especificados na fronteira oceânica (i.e. exterior) do modelo não contêm energia (significativa) de baixa-frequência, durante a propagação desses estados de agitação, do largo para a costa, irá ocorrer geração de energia infra-gravítica pelos mecanismos não-lineares referidos, Gierlevsen *et al.*, 2001. Esse módulo, que opera no domínio do tempo, permite simular a propagação de ondas de curto período e de ondas de longo período livres e ligadas, desde águas relativamente profundas (limite de validade dos modelos do tipo *Boussinesq*) até águas de pequena profundidade, reproduzindo os principais fenómenos que afectam a propagação da agitação marítima. Os limites de aplicação do modelo foram estendidos até à *surfzone* pela introdução do fenómeno de rebentação e de uma linha de costa móvel (Sørensen *et al.*, 2004; Kofoed-Hansen *et al.*, 2005). A libertação da energia que está associada às ondas de longo período ligadas tem lugar durante os processos de transformação dos agrupamentos de ondas de curto período, especialmente no empolamento, difracção e rebentação. Numa aplicação do modelo ao Porto de Sines em 2001, o fenómeno da rebentação não pôde ainda ser simulado, razão pela qual os níveis de energia infra-gravítica no interior do porto foram subestimados, Gierlevsen *et al.*, 2001. Mais recentemente, a comparação de resultados de simulações numéricas com medições realizadas em dois portos (no protótipo) mostrou que este modelo do tipo *Boussinesq* é capaz de prever razoavelmente bem as oscilações de longo período no interior de bacias portuárias, Kofoed-Hansen *et al.*, 2005.

O módulo *Surf Beat – the depth averaged non-linear shallow water flow model* do modelo *Delft3D* (*WL|Delft Hydraulics*) permite, também, simular a propagação de ondas de longo período livres e ligadas (forçadas pelas tensões de radiação) para o interior de um porto. A energia das ondas de longo período ligadas aumenta à medida que os agrupamentos de ondas de curto período se propagam em águas de profundidade progressivamente menor, sendo libertada, por exemplo, aquando da rebentação das ondas de curto período, passando então a propagar-se na forma de ondas de longo período livres. Os resultados da aplicação desse modelo a um caso de estudo (o *Tomakomai Port*) eram consistentes com as medições realizadas no protótipo, van der Molen *et al.*, 2004 e 2006. De facto, após a calibração do modelo numérico com resultados de medições no protótipo, foi possível prever razoavelmente bem a propagação das ondas infra-gravíticas para o interior do porto e, em particular, as frequências naturais de oscilação da bacia portuária e os respectivos factores de amplificação, quer nos modos de oscilação

[6] Os modelos do tipo *Boussinesq* são válidos em profundidades de água inferiores a meio comprimento de onda (ao largo).

mais baixos, quer nos mais elevados. Importa acrescentar que o objectivo último desses trabalhos era a simulação do comportamento de um navio amarrado no interior do porto, situação para a qual existiam resultados de medições no protótipo dos movimentos de avanço do navio. Assim, após a determinação das condições de agitação (componente infra-gravítica) no interior da bacia portuária, foi simulado o comportamento do navio amarrado. Tal como anteriormente, os resultados das simulações numéricas eram consistentes com os resultados medidos no protótipo.

No seguimento do que foi referido, pode concluir-se que apenas as versões mais recentes de alguns modelos numéricos permitem simular, de uma forma conveniente, os processos físicos não-lineares que estão associados à transferência de energia das altas para as baixas-frequências do espectro da agitação marítima, em águas pouco profundas. Importa ainda acrescentar que, no que concerne à geração de energia infra-gravítica no processo de rebentação dos agrupamentos de ondas de curto período, tem sido feita muita investigação recentemente (Okihiro *et al.*, 1992; Masselink, 1995; Ruessink, 1998; Baldock *et al.*, 2000; Baldock e Huntley, 2002; Battjes *et al.*, 2004; Baldock *et al.*, 2004; Baldock, 2006; entre outros). Esses trabalhos parecem indicar a existência de dois mecanismos principais de geração de energia de baixa-frequência: um por forçamento no ponto de rebentação, devido à variação temporal da altura de onda incidente (componente de curto período); o outro está relacionado com a libertação e a posterior reflexão das ondas de longo período ligadas nas estruturas costeiras e praias. Enquanto o primeiro deverá dominar durante condições de agitação marítima energéticas e em praias com um perfil transversal muito inclinado, presume-se que o segundo seja preponderante em presença de condições ambientais mais calmas e na interacção da agitação com praias de talude suave (Baldock e Huntley, 2002; Battjes *et al.*, 2004). Uma vez que a energia de baixa-frequência radiada pelas praias pode, em algumas circunstâncias, propagar-se para o interior de portos situados na sua proximidade, é importante que os modelos de propagação da agitação marítima tenham também a capacidade de simular os mecanismos anteriormente referidos. Baldock e Huntley, 2002, referem que, regra geral, os modelos existentes não permitem a separação dos diferentes processos de geração de energia infra-gravítica.

Na segunda fase do estudo em modelo físico, assim como na fase anterior, apenas foram reproduzidos estados de agitação marítima definidos através de espectros semi-empíricos. No entanto, importa frisar que nessas duas fases foram considerados estados de agitação marítima realistas, e que os parâmetros caracterizadores dos espectros utilizados (H_S e T_P) foram definidos com base em resultados de estudos de caracterização do clima de agitação ao largo de Leixões. Na reprodução desses estados de agitação, o *set-down* teórico foi corrigido na fronteira do sistema de geração de ondas. A opção tomada nesta fase do estudo é sustentada pelo facto de não estarem disponíveis registos de agitação marítima para a área envolvente (próxima) ao Posto "A", e pela impossibilidade de reproduzir na instalação experimental a batimetria da área de aproximação ao porto, incluindo o local onde os registos de agitação disponíveis foram medidos. Por outro lado, e no que concerne à utilização de modelos numéricos, na data em que a segunda fase de testes foi iniciada, não existiam alternativas válidas para fazer a propagação da agitação marítima do largo até às profundidades de água pretendidas.

Com efeito, e face às limitações aqui apresentadas, concluiu-se que a simples reprodução, pelo sistema de geração (posicionado a uma profundidade que no protótipo corresponderia à cota -16 m ZHL), de estados de agitação marítima medidos ao largo de Leixões (à cota -83 m ZHL), pouco acrescentaria em relação à opção de utilizar espectros semi-empíricos e uma compensação teórica de *set-down*. Com esta opção não se está a reproduzir no modelo, exactamente, a realidade física, apenas algo próximo. Não pretendendo, de forma alguma, menosprezar os resultados obtidos com o modelo físico testado, importa frisar que o presente trabalho de investigação visa, não apenas a reprodução das características do protótipo, mas também a obtenção de resultados que possam ser utilizados no desenvolvimento, validação e calibração de modelos numéricos. Por outro lado, nesta fase do trabalho, deu-se uma atenção

especial à análise comparativa da eficácia de algumas alternativas de intervenção no Posto "A" e na sua área envolvente. No que diz respeito a essa análise, os testes em modelo físico foram efectuados nas mesmas condições.

A possibilidade de reproduzir, de uma forma mais rigorosa, os níveis de energia infra-gravítica na área envolvente ao Posto "A", deverá voltar a ser equacionada numa fase posterior do estudo. Para tal será necessário dispor de medições das condições de agitação marítima na envolvente próxima desse posto de acostagem, ou utilizar modelos numéricos para fazer a propagação de estados de agitação medidos ao largo para profundidades de água mais reduzidas. A esse respeito importa salientar a intenção de, no âmbito de uma parceria estabelecida entre o IHRH-FEUP e a *Section of Ports and Waterways* da *Technical University of Delft, Netherlands*, para o estudo do comportamento de navios amarrados em portos, utilizar o módulo *Surf Beat* do modelo numérico *Delft3D* para simular a propagação de estados de agitação medidos ao largo para o interior do Porto de Leixões (incluindo a geração e a propagação de ondas de longo período livres e ligadas). Como já se referiu anteriormente, esse módulo foi usado com sucesso por van der Molen *et al.*, 2004 e 2006, para simular a propagação da agitação marítima para o interior do *Tomakomai Port, Japan.* O modelo foi calibrado com resultados de medições das condições de agitação (incluindo energia na banda infra-gravítica) em três locais distintos: ao largo, à entrada do porto e no interior da bacia portuária.

No seguimento do que foi exposto, foi novamente realçada a relação de complementaridade que pode ser estabelecida entre a modelação física, os modelos numéricos e as medições realizadas no protótipo. Por exemplo, se no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN' vier a ser possível registar os movimentos de navios amarrados no Posto "A" do Terminal de Petroleiros, terá todo o interesse a reprodução, pelos modelos físicos e numéricos, das condições de agitação que lhes deram origem, assim como do estado de carga e das condições de amarração desses petroleiros, no momento em que essas medições foram efectuadas. Os resultados obtidos permitiriam determinar com que rigor os modelos físicos e numéricos avaliam o comportamento do navio amarrado.

6.3.6. Verificação da Distribuição de Massas do Modelo do Navio Petroleiro

Nas duas fases do estudo, o comportamento do navio petroleiro amarrado foi estudado para a condição de carregamento máximo. Apesar do modelo do navio ter sido calibrado na primeira fase do estudo, no período que antecedeu o início da segunda fase de testes, foi necessário proceder à verificação das suas características estáticas e dinâmicas. O Quadro 6.1 apresenta as principais características do navio para a condição de carga estudada, quer no protótipo, quer no modelo físico construído à escala geométrica 1/100. A metodologia de calibração e de verificação da distribuição de massas do modelo foi descrita na secção 4.3.5.

As experiências de inclinação transversal e de verificação da distribuição de massas do modelo foram realizadas em condições de águas profundas (profundidade de água no tanque de ondas igual a 0.45 m) e inicialmente paradas, com o modelo afastado das fronteiras reflectoras existentes. Os resultados das várias experiências são apresentados no anexo D.2.

O Quadro 6.30 sintetiza os resultados das quatro experiências de inclinação transversal do navio. Em cada uma dessas experiências, a altura metacêntrica transversal do modelo, $\overline{GM}_t$, foi determinada com base na Equação (4.20), considerando a massa do modelo igual a 119.72 kg e um b de 0.605 m. Os resultados apresentados mostram que a altura metacêntrica do modelo está muito próxima do valor de referência (0.0583 m). Importa também acrescentar que estes resultados são idênticos aos que foram obtidos na primeira fase de testes (Quadro 6.6).

Quadro 6.30 – Síntese dos resultados das experiências de inclinação transversal do navio (valores no modelo).

Exp. (#)	Altura metacêntrica transversal – $\overline{GM_t}$ (m)	
	Bombordo	Estibordo
1	0.0590	0.0587
2	0.0581	0.0584
Média	0.0586	0.0586
Erro	+0.4%	+0.4%

A experiência de verificação da distribuição transversal de massas do modelo foi repetida duas vezes. Recorda-se que esta experiência permite determinar o período natural do modo de oscilação de balanço, T_R, que é depois comparado com um valor de referência, definido tendo por base as características do navio no protótipo. Tal como na primeira fase do estudo, com base nos resultados destas experiências, foi também caracterizado o amortecimento das oscilações de balanço do navio em condições de águas profundas, ou seja, determinou-se o decréscimo logarítmico associado a esse modo de oscilação, δ, e o valor da constante λ.

O Quadro 6.31 sintetiza os resultados das experiências de verificação da distribuição transversal de massas do navio. As condições em que estas experiências foram efectuadas, assim como a análise dos resultados obtidos, são idênticos aos descritos na secção 6.2.4.

Quadro 6.31 – Síntese dos resultados das experiências de verificação da distribuição transversal de massas do navio (valores no modelo).

Experiência	T_R (s)	δ (-)	λ (s^{-1})
B1	1.245	0.103	0.0825
B2	1.247	0.105	0.0840
Média	1.246	0.104	0.0833
Erro (%)	-0.3	- -	- -

Uma análise comparativa dos resultados das experiências de verificação da distribuição transversal de massas do modelo do navio nas duas fases do estudo, Quadros 6.7 e 6.31, mostra que o período natural do modo de oscilação de balanço e os parâmetros caracterizadores do amortecimento dessas oscilações tomam valores ligeiramente maiores na primeira fase do estudo. Importa também acrescentar que na segunda fase do estudo, o valor de T_R está mais próximo do valor de referência (1.25 s). As condições em que estas experiências foram realizadas nas duas fases do estudo podem explicar as diferenças entre os resultados obtidos. De facto, na secção 4.3.5.4 foi referido que o momento de inércia adicionado para a oscilação de balanço em fase com a aceleração angular dessa oscilação, A_{44}, podia ser desprezado em condições de águas profundas. Foi com base nesse pressuposto que o valor de referência do período natural da oscilação de balanço foi estimado. Adicionalmente, a Equação (4.21) mostra que o período natural dessa oscilação varia na razão directa com o valor de A_{44}.

Como foi referido na secção 6.2.4, considerou-se que as experiências de verificação das propriedades estáticas e dinâmicas (oscilatórias) do navio são efectuadas em condições de águas profundas quando o quociente entre a profundidade de água e o calado do navio é superior a dois, embora seja preferível que este seja da ordem de três. Enquanto na primeira fase do estudo as experiências foram realizadas

com uma profundidade de água no tanque de ondas igual a 35 cm (~2.5 vezes o calado do navio), na segunda fase, essa profundidade passou para 45 cm (~3.2 vezes o calado do navio). No seguimento do que foi exposto anteriormente, poderá concluir-se que o momento de inércia adicionado A_{44}, ainda que pequeno nas duas fases do estudo, deverá tomar valores ligeiramente maiores nas condições em que as experiências foram efectuadas na primeira fase. Essa diferença tem repercussões ao nível do período natural da oscilação de balanço. O aumento da profundidade de água no tanque tem ainda influência nos parâmetros que caracterizam o amortecimento associado ao modo de oscilação de balanço do navio, tornando-os mais pequenos. Importa, todavia, acrescentar que as diferenças entre os resultados obtidos para as duas profundidades de água são pequenas. No entanto, sempre que as condições o permitam, as experiências de calibração e de verificação das propriedades estáticas e dinâmicas do modelo devem ser realizadas em profundidades de água iguais ou superiores a três vezes o calado do navio.

6.3.7. Elementos do Sistema de Amarração do Navio

As principais características dos cabos de amarração disponíveis a bordo do navio *KORNATI* são apresentadas nos Quadros 6.32 e 6.33, e foram fornecidas pelo comandante do navio durante uma visita a bordo. Esses quadros apresentam o diâmetro (ϕ), o material, o comprimento (L) e a força mínima de rotura (MBL), para os diferentes tipos de cabos disponíveis, em função da sua localização no convés do navio. Os cabos de amarração de aço galvanizado são do tipo 6×36 WS+IWRC, i.e., são constituídos por 6 cordões de 36 arames cada e possuem alma independente em cabo de aço. As extremidades de amarração, de poliamida, são constituídas por 8 cordões.

Quadro 6.32 – Características dos cabos de amarração mistos no protótipo (navio *KORNATI*).

Localização	nº	Cabo de amarração				Extremidade de amarração			
		ϕ (mm)	Material	L (m)	MBL (t)	ϕ (mm)	Material	L (m)	MBL (t)
Castelo de proa	4	36	Aço Galvanizado	220	92.3	88	Poliamida (*Nylon*)	11	131
Convés principal - proa	2								
Convés principal - popa	2								
Castelo de popa	4								

Quadro 6.33 – Características dos cabos de amarração de fibras sintéticas no protótipo (navio *KORNATI*).

Localização	nº	Cabo de amarração			
		ϕ (mm)	Material	L (m)	MBL (t)
Castelo de proa	4	68	*estalon/polyester*	220	83.7
Convés principal - proa	2		*estalon/polyester*		83.7
Convés principal - popa	2		*polymix*		115.2
Castelo de popa	4		*estalon/polyester*		83.7

As características dos cabos de amarração a bordo do navio diferem das que foram consideradas na primeira fase do estudo experimental. Como se referiu anteriormente, nessa fase foram reproduzidas as relações constitutivas (i.e. as curvas de força-alongamento) dos cabos de amarração que constam de Santos, 2005 e 2006. Estes estudos foram realizados para um navio com um deslocamento idêntico ao do navio *KORNATI*.

As curvas de força-alongamento dos cabos de amarração do navio *KORNATI* não são, no entanto, conhecidas, por não estarem disponíveis a bordo. Os certificados de conformidade desses cabos só contêm a informação que foi apresentada nos quadros anteriores. Os contactos com as empresas que fabricaram esses cabos não produziram resultados satisfatórios.

Nestas circunstâncias, optou-se pela utilização de curvas de força-deformação genéricas, apresentadas na bibliografia da especialidade (OCIMF, 2008). Uma vez que as características elásticas dos cabos de amarração se alteram com o uso (especialmente se forem fabricados com materiais sintéticos), foram utilizadas as características de cabos já usados. As características dos cabos de amarração variam, obviamente, de fabricante para fabricante, mas essas diferenças não devem ser muito significativas.

A Figura 6.69 apresenta as características do cabo de aço 6×36 IWRC e do cabo de poliamida (*Nylon*) que foram usados como referência na definição das relações constitutivas dos cabos de amarração do navio *KORNATI*. Considerou-se que o cabo de aço apresentava um comportamento linear até à rotura.

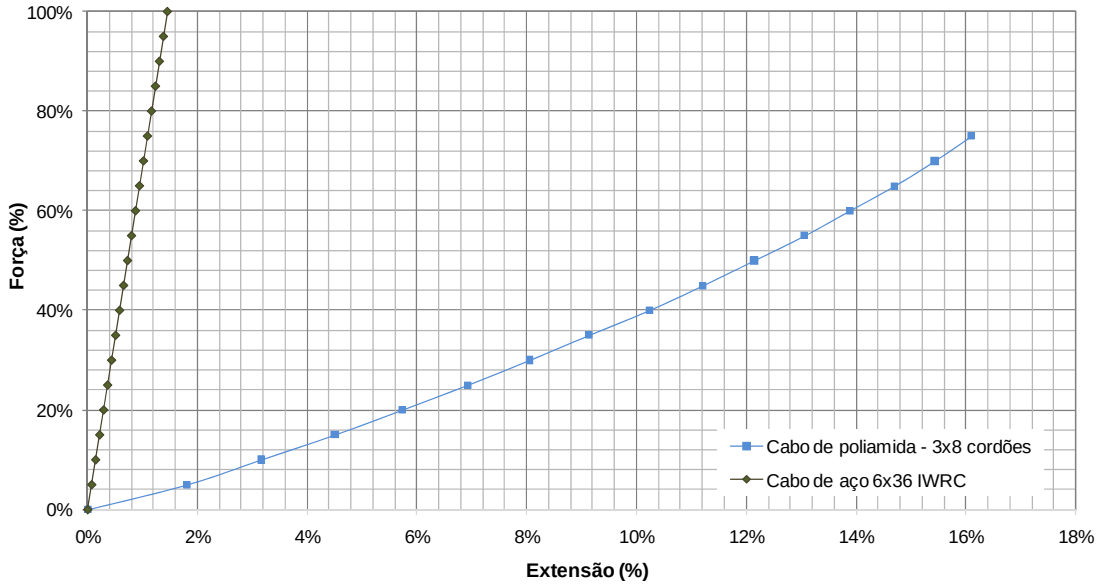


Figura 6.69 – Características elásticas do cabo de aço 6x36 IWRC e do cabo de poliamida, adaptado de OCIMF, 2008.

Todos os cabos de amarração mistos apresentam extremidades de amarração (cabo de poliamida) com um comprimento não deformado igual a 11 m, Quadro 6.32. O comprimento não deformado do cabo de aço (cabo principal) foi calculado subtraindo ao comprimento total do cabo de amarração (Quadro 6.2) o comprimento da respectiva extremidade de amarração.

Para uma determinada força aplicada, o alongamento de um cabo de amarração misto resulta da soma parcelar do alongamento do cabo principal, de aço, com o alongamento da extremidade de amarração. Importa ainda referir que a normalização internacional (e.g. OCIMF, 2008) impõe que as extremidades de amarração de poliamida tenham uma força mínima de rotura 37% superior à do cabo principal. Deste modo, a rotura do cabo de aço ocorre quando a força aplicada na extremidade de amarração se situa, em geral, um pouco acima dos 70%.

A Figura 6.70 apresenta as características dos cabos de amarração a bordo do navio *KORNATI*. Essas características foram determinadas através da metodologia apresentada anteriormente e referem-se a cabos de amarração duplos, ou seja, ao conjunto dos dois cabos que são lançados em cada direcção

para amarrar o navio no cais. Pode verificar-se que estes cabos de amarração apresentam uma força mínima de rotura mais elevada do que os usados na primeira fase do estudo. Adicionalmente, a relação força-alongamento está, neste caso, mais próxima de uma relação linear.

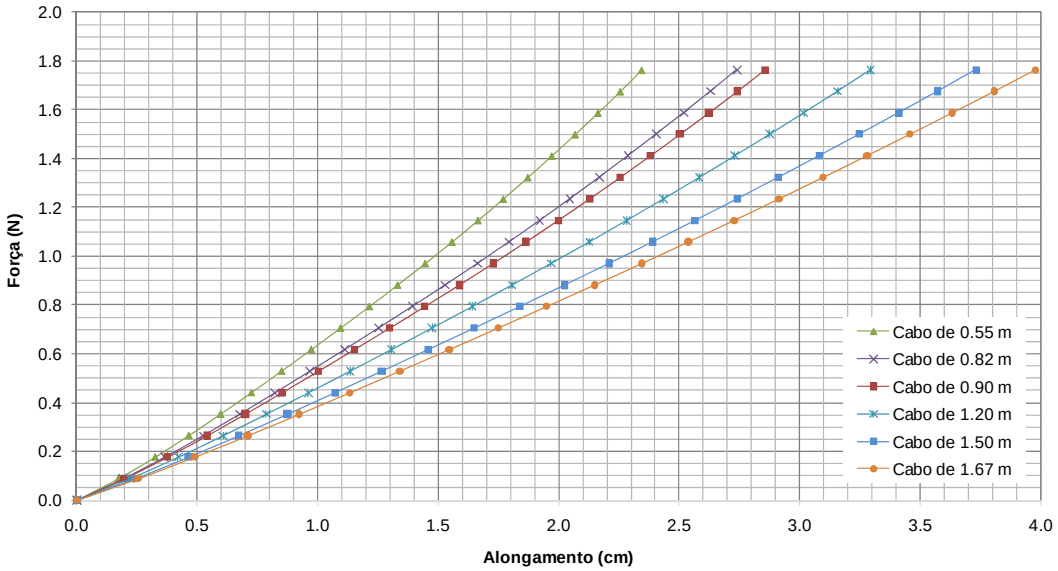


Figura 6.70 – Características elásticas determinadas para os cabos de amarração duplos existentes a bordo do navio petroleiro *KORNATI.*

Na segunda fase do estudo em modelo físico foram realizados testes, quer com os cabos utilizados na primeira fase, quer com os cabos cujas características elásticas são apresentadas na Figura 6.70. Nesta fase foram consideradas as curvas de força-deformação das defensas apresentadas na Figura 6.9, que correspondem às das defensas efectivamente instaladas no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões.

Os oito cabos de amarração duplos utilizados na amarração do navio, e as duas defensas pneumáticas instaladas no cais, foram reproduzidos no modelo físico por fio de *kevlar* (material muito rígido) e por uma associação de molas helicoidais de precisão. A rigidez do correspondente transdutor de força foi também considerada na simulação das características de elasticidade desses elementos do sistema de amarração.

Na primeira fase do estudo, o comportamento não-linear das curvas de força-deformação dos cabos de amarração e das defensas foi linearizado. A metodologia utilizada baseou-se na consideração de uma rigidez equivalente, Equação (6.1), e pressupõe que uma curva de força-deformação, depois de ter sido linearizada, tenha associada uma energia de deformação até à rotura do elemento em análise igual à da curva de força-deformação real (não-linear).

Na segunda fase do estudo, considerou-se, como alternativa, uma aproximação bilinear a essas curvas de força-deformação. A determinação da rigidez das molas helicoidais utilizadas na reprodução das características elásticas do sistema de amarração do navio foi efectuada com base na metodologia que se apresenta de seguida.

Considere-se uma curva de força-deformação genérica de um elemento do sistema de amarração, com uma deformação-limite igual a $\Delta l_{máx}$ e uma força mínima de rotura igual a $F_{máx}$. A energia necessária para levar esse elemento até à rotura é dada por,

$$E_{máx} = \int_0^{\Delta l_{máx}} F(\Delta l).d\Delta l \tag{6.26}$$

em que $F(\Delta l)$ representa uma função contínua que descreve, com suficiente aproximação, a variação da força, F, aplicada no elemento do sistema de amarração do navio, em função da deformação Δl desse elemento.

Definam-se duas hipotéticas condições de carga, que não têm necessariamente que pertencer à curva de força-deformação do elemento do sistema de amarração: (F_1, Δl_1,) e (F_2, $\Delta l_{máx}$). Num diagrama força-deformação, essas condições de carga permitem definir dois troços lineares: o primeiro a passar pela origem e pelo ponto de coordenadas (F_1, Δl_1), e o segundo por esse ponto e pelo ponto de coordenadas (F_2, $\Delta l_{máx}$). O resultado da integração da curva bilinear definida, em ordem à deformação do elemento e até à deformação $\Delta l_{máx}$, deverá ser igual a $E_{máx}$.

O declive de cada um dos troços da curva bilinear (que aqui representa uma rigidez) é dado por,

$$K_1 = \frac{F_1}{\Delta l_1} \quad e \quad K_2 = \frac{F_2 - F_1}{\Delta l_{máx} - \Delta l_1}. \tag{6.27}$$

Como foi referido na secção 4.3.6.2, na prática, essa aproximação, por troços, à curva real de força-deformação, pode ser conseguida através de uma associação em série de duas molas helicoidais, na qual pelo menos uma das molas tem o seu alongamento condicionado. Assim, a rigidez do primeiro troço é reproduzida pelo transdutor de força e pelas duas molas, enquanto a rigidez do segundo é reproduzida apenas pelo transdutor de força e por uma das duas molas utilizadas, uma vez que a outra tem o seu alongamento limitado.

A rigidez das molas helicoidais a utilizar na reprodução da curva de força-deformação do elemento do sistema de amarração é dada por,

$$K_{m,2} = \frac{1}{\frac{1}{K_2} - \frac{1}{K_{TF}}} \quad e \quad K_{m,1} = \frac{1}{\frac{1}{K_1} - \frac{1}{K_{TF}} - \frac{1}{K_{m,2}}} \tag{6.28}$$

em que K_{TF}, $K_{m,1}$, $K_{m,2}$ representam a rigidez do transdutor de força, da mola M1 (com alongamento condicionado) e da mola M2, respectivamente.

O alongamento máximo da mola M1 é dado por,

$$\Delta l_{máx,m1} = \frac{F_1}{K_{m,1}}. \tag{6.29}$$

A definição das duas condições de carga consideradas pode ser condicionada pelas características das molas disponíveis. A metodologia apresentada refere-se a uma aproximação bilinear a uma curva de força-deformação não-linear de um elemento do sistema de amarração, mas poderia ser estendida a n troços, fazendo variar o número de molas de alongamento condicionado.

Como já se referiu anteriormente, os cabos de amarração apresentados na Figura 6.70 apresentam uma relação força-alongamento aproximadamente linear. Esta característica permite justificar a reprodução das suas características elásticas no modelo físico através de uma aproximação linear à curva de força-deformação (i.e. por consideração de uma rigidez equivalente), em alternativa à metodologia bilinear apresentada anteriormente. No entanto, as curvas de força-deformação das defensas instaladas no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões têm um comportamento marcadamente não-linear, Figura 6.9, justificando-se, portanto, a utilização da aproximação bilinear.

O Quadro 6.34 apresenta os resultados de uma aproximação bilinear à curva de força-deformação das defensas, em que $\Delta l_{máx,m1}$ representa o alongamento máximo que a mola M1 pode experimentar. Neste caso particular, a rigidez do transdutor de força era muito próxima da rigidez do segundo troço recto da curva bilinear (Quadro 6.36). Este facto tornou possível dispensar a utilização da segunda mola, pelo que apenas foi utilizada a de alongamento condicionado.

Quadro 6.34 – Resultados da aproximação bilinear à curva de força-deformação das defensas.

Defensa	Transdutor de força		Mola	
	nº	K_{TF} (N/mm)	$K_{m,1}$ (N/mm)	$\Delta l_{máx,m1}$ (mm)
DF1	9	0.2147	0.07534	7.7
DF2	10	0.2187	0.07486	7.8

Posteriormente foram seleccionadas as molas helicoidais de precisão que, em conjunto com o respectivo transdutor de força, permitem fornecer a elasticidade pretendida a cada um dos elementos do sistema de amarração do navio. As características elásticas de cada um desses elementos foram confirmadas, por calibração, antes e depois desta fase de testes em modelo físico.

As Figuras 6.71 e 6.72 apresentam, para cada elemento do sistema de amarração, a curva de força-deformação não-linear e equivalente (i.e. com igual energia de deformação até à rotura), e os pares de valores força-deformação que resultam dos procedimentos de verificação das características elásticas do conjunto 'transdutor de força-associação de molas helicoidais'. Os resultados apresentados referem-se a cabos de amarração duplos e estão em valores de modelo físico. Apesar de as figuras apresentadas só mostrarem resultados até ao limite de deformação desses elementos (sensivelmente), a verificação estendeu-se até ao limite do transdutor de força. Esses resultados são apresentados apenas no anexo C, juntamente com os resultados de um ajuste linear, pelo método dos mínimos quadrados, aos pares de valores força-alongamento resultantes das verificações efectuadas.

A rigidez equivalente de cada um dos cabos de amarração, determinada com base na Equação (6.1), e a rigidez medida nos testes de verificação das características elásticas de cada conjunto 'transdutor de força-associação de molas', são apresentadas no Quadro 6.35.

Quadro 6.35 – Características dos cabos de amarração (CA).

Cabo de Amarração		Rigidez			
Designação	ID	Modelo (N/mm)		Diferença (%)	Protótipo (kN/m)
		equivalente	medida		
Lançante de popa	CA1 (ASS & SIM)	0.04437	0.04467	0.7	457.82
Lançante de popa	CA2 (ASS & SIM)	0.05742	0.05835	1.6	598.11
Través de popa	CA3 (ASS & SIM)	0.06820	0.06796	-0.4	696.59
Regeira de popa	CA4 (ASS & SIM)	0.06820	0.06803	-0.2	697.31
Regeira de proa	CA5 (ASS & SIM)	0.05913	0.05963	0.8	611.21
Través de proa	CA6 (ASS & SIM)	0.05913	0.05955	0.7	610.40
Lançante de proa	CA7 (ASS & SIM)	0.05742	0.05693	-0.9	583.53
Lançante de proa	CA8 (ASS)	0.04986	0.05059	1.5	518.55
Lançante de proa	CA8 (SIM)	0.04185	0.04198	0.3	430.28

ASS – *layout* de amarração assimétrico
SIM – *layout* de amarração simétrico

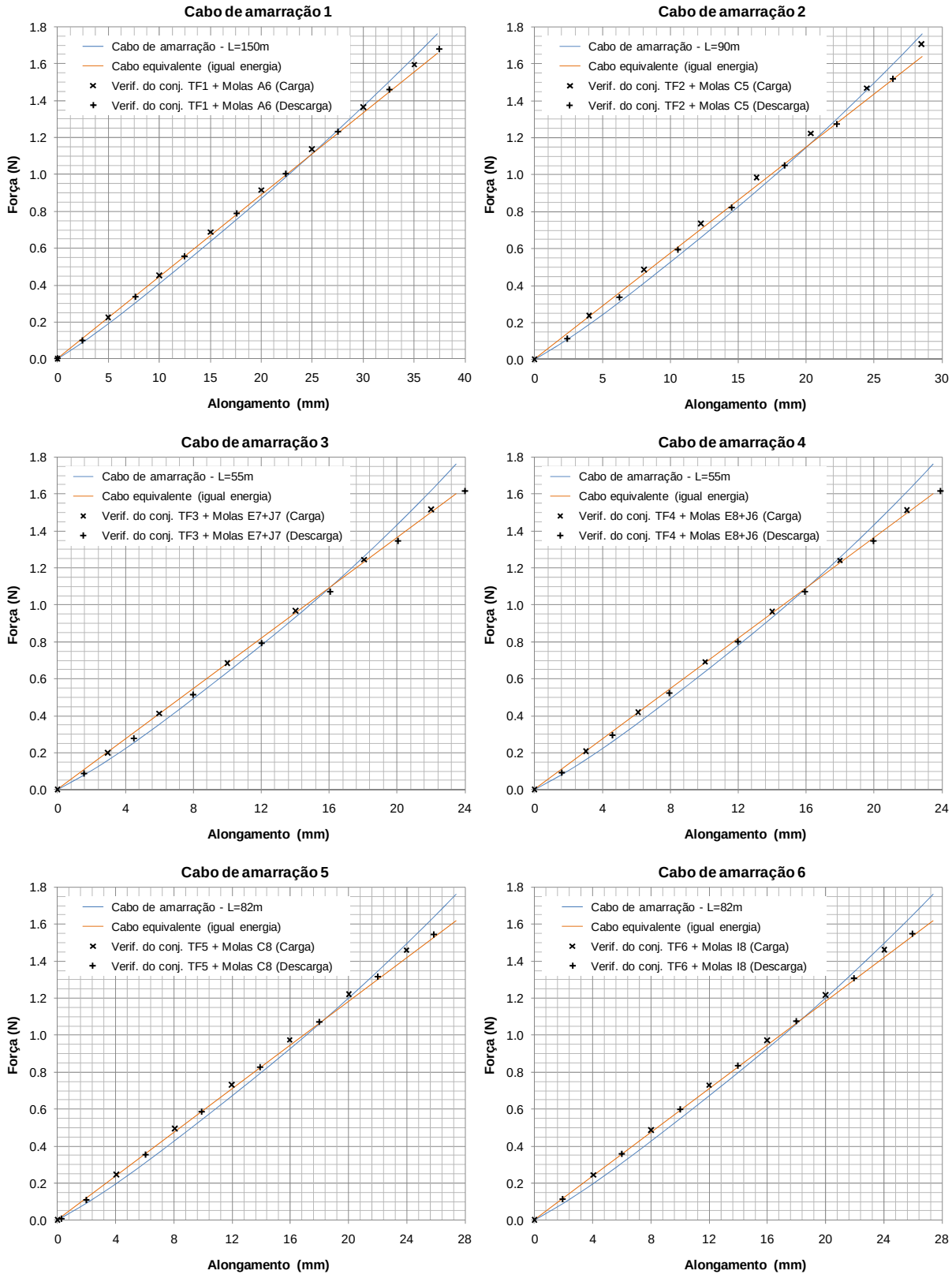


Figura 6.71 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração. Cabos de amarração 1 a 6 do navio *KORNATI*.

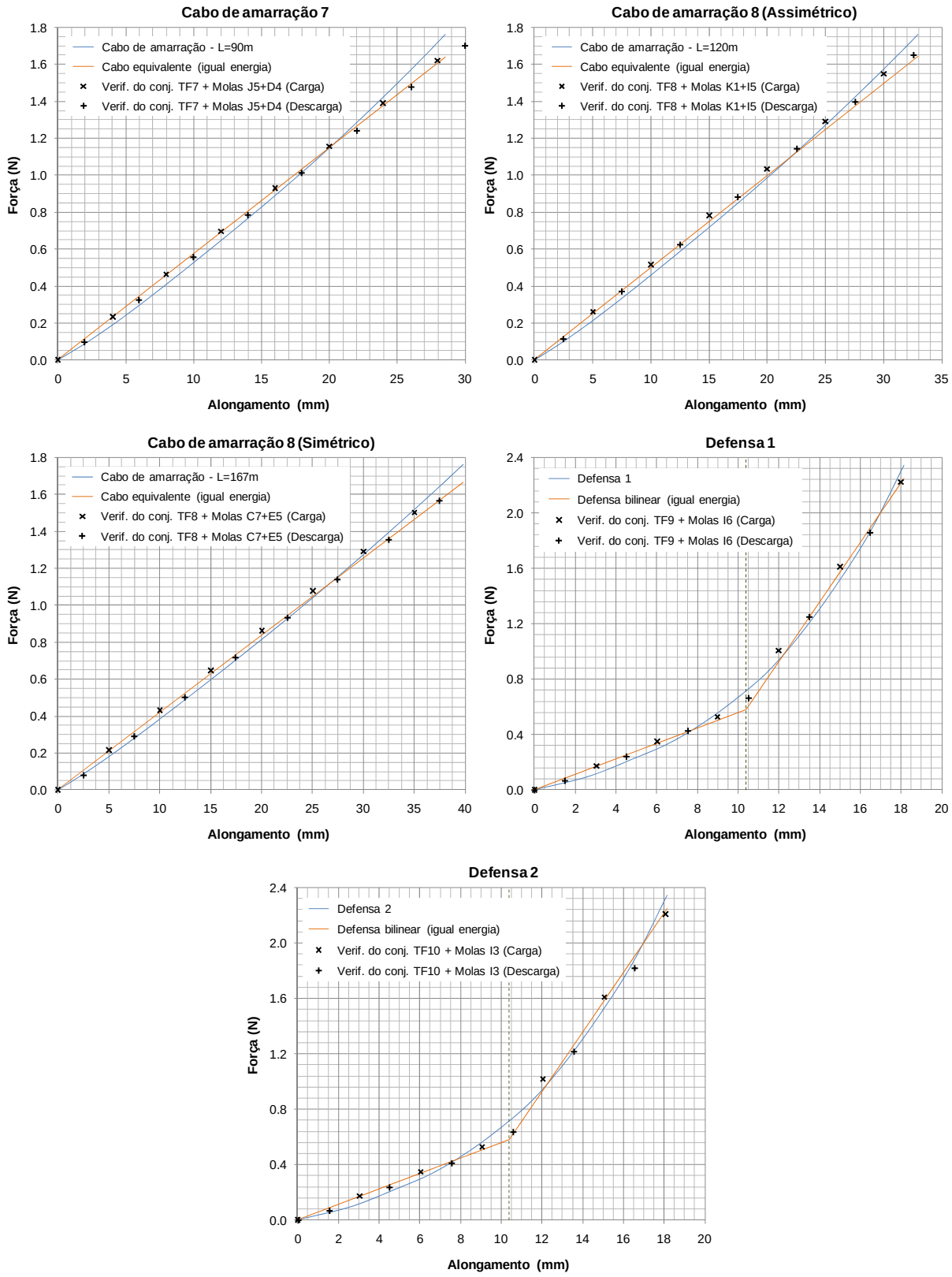


Figura 6.72 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração. Cabos de amarração 7 e 8 do navio *KORNATI*, e defensas 1 e 2 (aproximação bilinear).

No Quadro 6.35, os valores da rigidez equivalente e da rigidez medida, são apresentados em valores no protótipo e no modelo à escala geométrica 1/100, para os dois *layouts* de amarração considerados nesta fase do estudo. Estes valores referem-se à rigidez conjunta dos dois cabos que são lançados em cada direcção para amarrar o navio ao cais.

O Quadro 6.36 apresenta os resultados da aproximação bilinear à curva de força-deformação das defensas. Estas defensas são utilizadas com o *layout* de amarração assimétrico e simétrico.

Quadro 6.36 – Características das defensas (DF).

Defensa (ID)	Rigidez								
	Modelo Físico						Protótipo		
	Equivalente			Medida					
	K_1 (N/mm)	K_2 (N/mm)	Δl_1 (mm)	K_1 (N/mm)	K_2 (N/mm)	Δl_1 (mm)	K_1 (kN/m)	K_2 (kN/m)	Δl_1 (m)
DF1	0.05577	0.21548	10.4	0.05732	0.20943	10.2	587.53	2146.66	1.02
DF2	0.05577	0.21548	10.4	0.05622	0.20630	10.3	576.26	2114.58	1.03

Como já se referiu, apenas na segunda fase do estudo em modelo físico foi possível simular cabos de amarração com características próximas dos usados na amarração do navio *KORNATI* no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Por outro lado, as características não-lineares da curva de força-deformação das defensas instaladas nesse posto apenas foram reproduzidas de uma forma conveniente nessa fase do estudo. No entanto, na segunda fase do estudo, foram também realizados testes com os cabos de amarração e as defensas usados na primeira fase. Com esta opção pretendia-se, em primeiro lugar, obter resultados que pudessem ser comparados com os da primeira fase do estudo, ou seja, em que o navio estivesse amarrado ao cais com sistemas de amarração com características idênticas. Em segundo lugar, como os cabos disponíveis no navio apresentam maior resistência, rigidez e capacidade de absorção de energia do que os cabos usados na primeira fase do estudo, pretendia-se ainda avaliar as repercussões da utilização desses cabos no comportamento de um navio amarrado no Posto "A".

O Quadro 6.37 apresenta a combinação de molas helicoidais usada para reproduzir as características elásticas dos elementos do sistema de amarração, bem como o respectivo peso, quer no modelo físico, quer em valores de protótipo.

No decorrer de um estudo experimental é mais fácil modificar as condições de agitação marítima, ou a profundidade de água, do que as características do sistema de amarração do navio. Assim, é fundamental definir clara e convenientemente as características dos sistemas de amarração a testar, e proceder à sua calibração no início do estudo, Davies *et al.*, 2001.

6.3.8. Generalidades e Procedimentos de Teste

Os procedimentos de teste seguidos na segunda fase do estudo foram idênticos aos adoptados na fase anterior (secção 6.2.5). Importa, portanto, fazer apenas uma breve referência às alterações introduzidas nessa metodologia. Como na segunda fase as sondas de controlo das condições de agitação marítima incidente estavam mais próximas do sistema de geração, o atraso entre o início da aquisição de dados e o arranque do sistema de geração de agitação passou de cerca de 6 a 10 s para cerca de 4 a 6 s. Este intervalo representa o tempo necessário para que as ondas geradas cheguem à primeira sonda de níveis hidrodinâmicos.

Quadro 6.37 – Combinação de molas utilizada para reproduzir as características elásticas dos elementos do sistema de amarração e respectivo peso no modelo e em valores de protótipo.

Cabo de Amarração & Defensa		Combinação de Molas	Peso no Modelo		Peso no Protótipo	
Designação	TF		(g)	(N)	(kN)	(t)
Lançante de popa	1	A6	1.98	0.019	19.93	2.03
Lançante de popa	2	C5	1.36	0.013	13.66	1.39
Través de popa	3	E7+J7	1.13	0.011	11.37	1.16
Regeira de popa	4	E8+J6	1.21	0.012	12.15	1.24
Regeira de proa	5	C8	1.35	0.013	13.52	1.38
Través de proa	6	I8	0.83	0.008	8.36	0.85
Lançante de proa	7	J5+D4	1.58	0.015	15.84	1.61
Lançante de proa (ASS)	8	K1+I5	2.61	0.026	26.22	2.67
Lançante de proa (SIM)	8	C7+E5	2.30	0.023	23.11	2.36
Defensa de proa	9	I6	1.77	0.017	17.81	1.82
Defensa de popa	10	I3	1.80	0.018	18.09	1.84

ASS – *layout* de amarração assimétrico
SIM – layout de amarração simétrico
TF – Transdutor de força

Por outro lado, enquanto na primeira fase do estudo foram geradas sequências aleatória de ondas com um comprimento total de 4096 pulsos (2^{12}), na segunda fase utilizaram-se sequências com 8192 pulsos (2^{13}). Além disso, nesta última fase do estudo, a duração dos testes é a que resulta da consideração do tempo de ciclo mais um incremento de 10%, de modo a registar o comportamento do navio amarrado, em resposta aos diferentes agrupamentos de ondas presentes na sequência aleatória reproduzida, numa situação de equilíbrio dinâmico.

Num número significativo de testes da segunda fase do estudo, as defensas instaladas na estrutura de acostagem apresentavam um recobrimento superficial de elevado atrito, em borracha EPDM. Nestas condições torna-se necessário verificar regularmente o desgaste dessa superfície e se as extremidades de contacto da defensa com o navio estão bem atarraxadas.

Com a modificação das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração, ou do nível de água no interior da instalação experimental, a posição de equilíbrio do navio relativamente ao cais altera-se. Este movimento (longitudinal) do navio, ainda que pequeno, pode ter consequências ao nível da repartição dos esforços pelos elementos do sistema de amarração e influenciar a resposta do navio. Presume-se, portanto, que o registo da posição que o navio ocupa, inicialmente, em relação ao cais tenha também interesse para as simulações numéricas do comportamento do navio amarrado previstas no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN'.

Na primeira fase do estudo procedeu-se apenas à anotação de informação de carácter qualitativo sobre a movimentação do modelo do navio quando as condições de teste eram modificadas. Na segunda fase optou-se pela instalação de uma régua sobre o convés do modelo, com a sua posição central a 1.26 m da popa do navio (valores no modelo). A posição do navio em relação à estrutura de acostagem foi registada fotograficamente no início e no fim de cada uma das séries de testes. A Figura 6.73 mostra, como exemplo, que o navio se desloca, longitudinalmente, cerca de 4 cm (no sentido da proa), quando se passa da condição de pré-tensão normal para a condição de pré-tensão extra. Importa acrescentar que parte desse deslocamento resulta de se ter optado por manter as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração dentro dos limites referidos na secção 6.2.3.

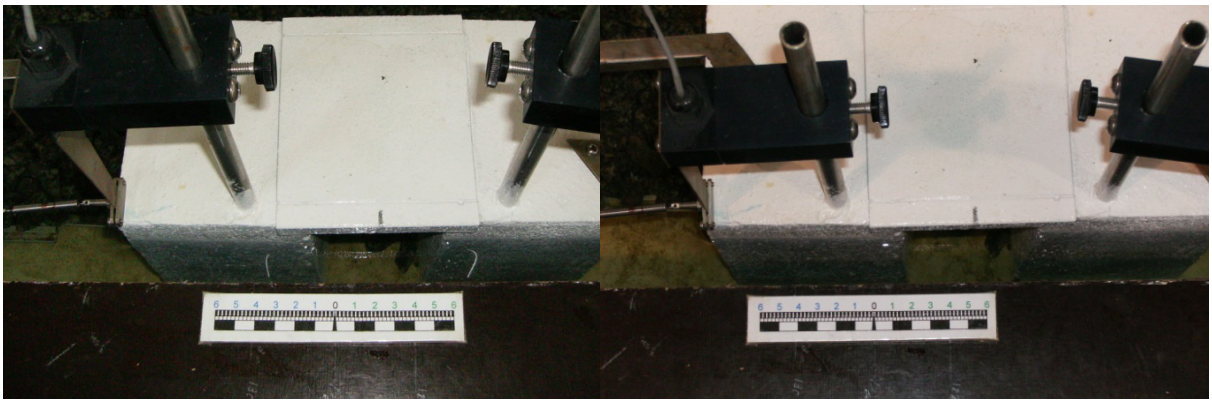


Figura 6.73 – Posição do navio em relação ao cais. Série de testes realizada para: condição de pré-tensão normal – PS05, esquerda; condição de pré-tensão extra – PS07, direita.

Na segunda fase do estudo experimental, e previamente à amarração do navio no cais, foram também anotadas as voltagens iniciais registadas pelos transdutores de força afectos às duas defensas.

6.3.9. Análise Preliminar das Condições de Agitação

6.3.9.1. Introdução

Após a construção do modelo físico da área portuária em estudo no interior do tanque de ondas, foi realizado um conjunto de testes preliminares, que visaram, quer a calibração das condições de agitação marítima, quer a caracterização dos níveis de agitação em vários pontos do domínio de ensaio, e em particular na região abrigada pelo quebramar Norte de Leixões. Estes testes foram realizados com o cais de acostagem do Posto "A" livre, Figura 6.74.

Figura 6.74 – Testes preliminares: determinação das condições de agitação marítima junto à estrutura de acostagem do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões.

Nos testes preliminares foram utilizadas nove sondas do tipo resistivo: quatro para a determinação da altura de onda significativa incidente (i.e. análise da reflexão) e as restantes para a caracterização dos níveis de agitação em cinco pontos do domínio de ensaio. Destas sondas, três foram instaladas junto ao Posto "A", na área habitualmente ocupada pelo navio petroleiro depois de amarrado (à proa, a meio-navio e à popa). A Figura 6.75 apresenta o esquema de implantação do modelo no tanque de ondas, evidenciando o local de instalação das sondas e o seu número de identificação.

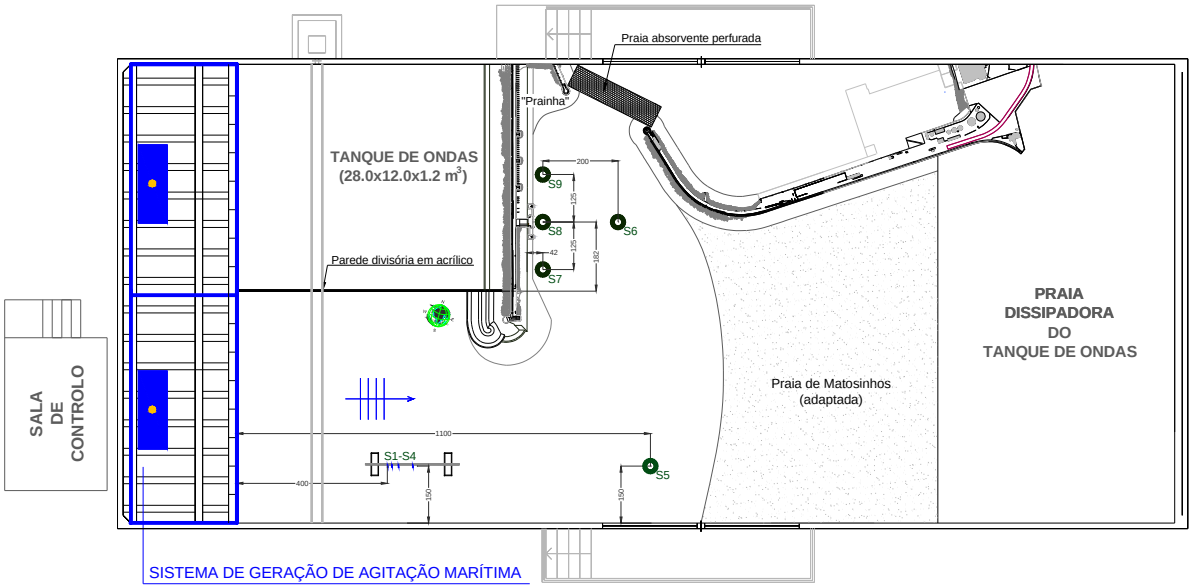


Figura 6.75 – Esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas com indicação do local de instalação das sondas de níveis hidrodinâmicos.

Na generalidade dos testes realizados foram reproduzidos estados de agitação irregular, caracterizados por períodos de onda de pico entre 10 e 20 s, e pelas alturas de onda significativas de 3.0, 4.5 e 6.0 m. Foram consideradas três profundidades de água, d, distintas na área adjacente ao Posto "A". Essas profundidades de água correspondem, sensivelmente, a uma preia-mar de águas vivas (d=20 m), ao nível médio da água do mar (d=18 m) e ao nível do zero hidrográfico local (d=16 m). O Quadro 6.38 apresenta os estados de agitação marítima irregular considerados na segunda fase do estudo, bem como as condições em que estes foram reproduzidos. Os valores indicados referem-se ao protótipo.

Com a redução da profundidade de água no interior do tanque de ondas alguns estados de agitação marítima deixaram de poder ser reproduzidos correctamente na instalação experimental. Note-se, por exemplo, que não foram estudados os estados de agitação com uma altura de onda significativa igual a 6.0 m para a profundidade de água de 16 m. Com efeito, mesmo para um valor de d igual a 18 m, a reprodução desses estados de agitação tornou necessário o aumento do ganho do sistema de geração, de forma a compensar a redução de energia no local de instalação das sondas, em consequência da pré-rebentação das ondas de maior altura, Quadro 6.38. A instabilidade e a consequente rebentação das ondas de maior altura resulta, em alguns casos, da interacção entre ondas, podendo ocorrer a alguns metros de distância do sistema de geração.

A Figura 6.76 apresenta graficamente os estados de agitação testados na segunda fase do estudo, juntamente com as condições-limite da instalação experimental, para as três profundidades de água consideradas. Como se referiu na secção 4.4.3.1, essas condições-limite resultam, quer de critérios de rebentação da onda gerada, quer das características de desempenho do sistema de geração. Os estados

de agitação são representados na figura com base na altura de onda máxima, definida como 1.75 H_S, e no período de onda de pico. Os valores apresentados referem-se ao modelo físico.

Quadro 6.38 – Estados de agitação marítima reproduzidos na 2ª fase do estudo.

T_P (s)	Profundidade de água (m)							
	20			18			16	
	3.0	4.5	6.0	3.0	4.5	6.0	3.0	4.5
10	X	X		X	¤		X	□
12	X	X	¤	X	X		X	X
14	X	X	X	X	X	□	X	X
16	X	X	X	X	X	□	X	X
18	X	X	X	X	X	□	X	X
20	X	X	X	X	X	▼	X	X

¤ – Teste ligeiramente forçado

□ – Teste forçado

▼ – Problemas devido à utilização da compensação de *set-down* e do sistema de absorção activa de reflexões

Para qualquer uma das profundidades de água consideradas no estudo, os estados de agitação marítima seleccionados (condições de teste) encontram-se relativamente afastados das condições-limite que são impostas pelas características de desempenho do sistema de geração de ondas usado, Figura 6.76. Isto é válido, quer nos casos em que não se recorre ao sistema de absorção activa de reflexões, quer quando esse sistema é utilizado (admitindo um coeficiente de reflexão de 20%). Pese embora o referido, uma das condições de teste não pôde ser reproduzida no modelo físico devido às limitações do sistema de geração, Quadro 6.38. Com efeito, a utilização da compensação de *set-down* pode aumentar, de forma significativa, a amplitude do movimento das pás desse sistema, especialmente nas situações em que se procuram reproduzir estados de agitação caracterizados por um período e uma altura de onda elevados, em profundidades de água (relativamente) reduzidas. Este efeito não está contabilizado nas curvas de desempenho do sistema de geração apresentadas nos gráficos da Figura 6.76.

Pondo de parte a situação particular anteriormente apresentada, no presente estudo são os critérios de rebentação da onda que mais condicionam a reprodução no tanque de ondas dos estados de agitação marítima seleccionados. De facto, pode observar-se que para uma profundidade de água de 0.16 m, os estados de agitação com uma altura de onda significativa de 0.06 m (6 m em valores de protótipo) se encontram acima do limite $0.6d$, Figura 6.76 – superior, não tendo por isso sido reproduzidos no estudo (c.f. Quadro 6.38). A Figura 6.76 – meio mostra que para a profundidade de 0.18 m, esses estados de agitação se posicionam entre os limites $0.5d$ e $0.6d$. Como já foi referido anteriormente, neste caso foi necessário aumentar o factor de ganho do sistema de geração de forma a garantir a altura de onda significativa pretendida no local de medição. Estes resultados mostram que na prática poderá ser mais conveniente adoptar como referência o critério de rebentação mais conservativo ($0.5d$).

O critério de rebentação imposto pelo período de onda condiciona, apenas, a (correcta) reprodução dos estados de agitação de mais baixo período. Da análise da informação apresentada na Figura 6.76 e no Quadro 6.38, concluiu-se que é conveniente que as condições de teste se situem abaixo do critério de rebentação $L/10$.

Na segunda fase do estudo foram também realizados alguns testes preliminares com ondas regulares (um por cada período de onda).

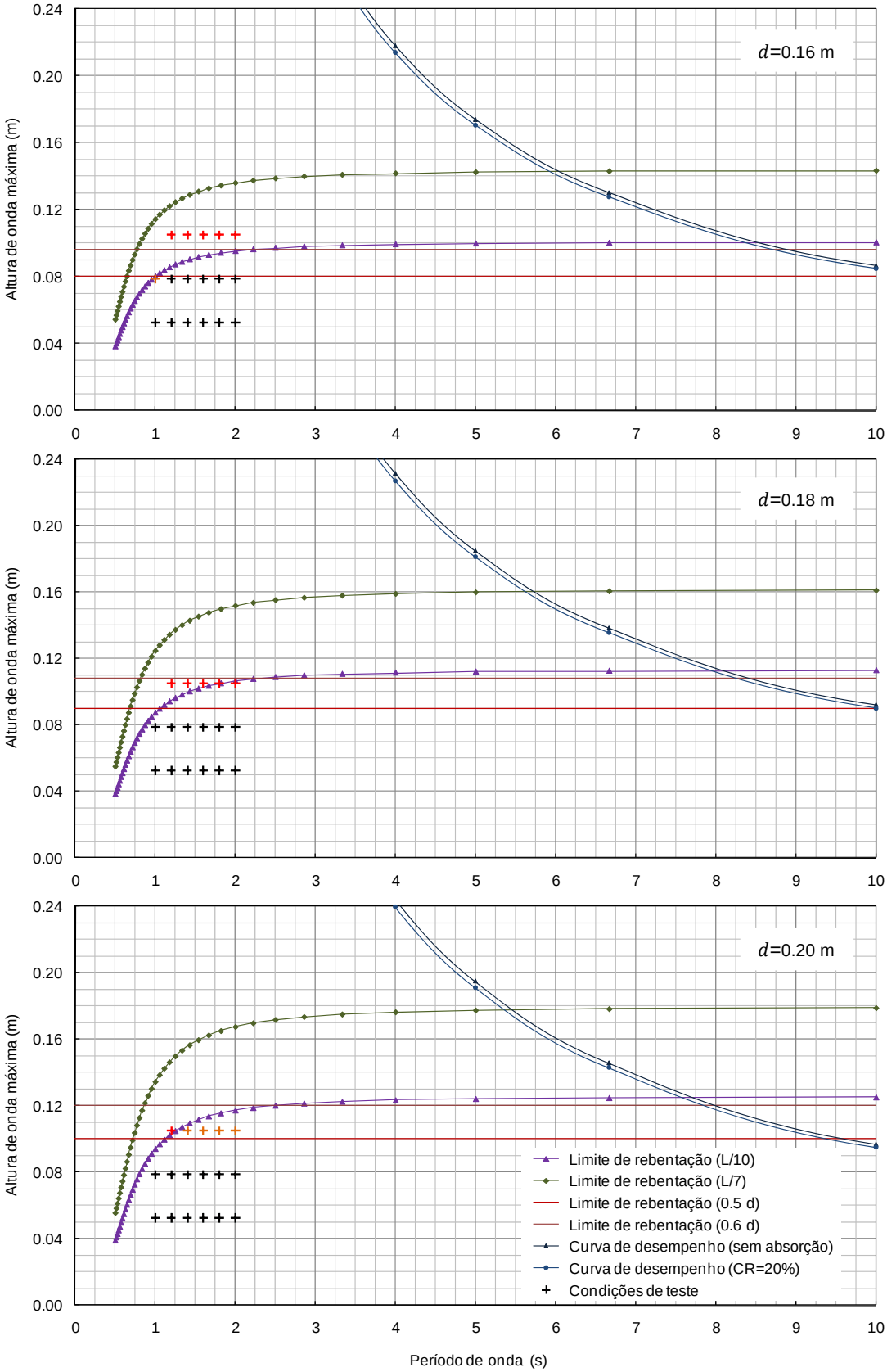


Figura 6.76 – Estados de agitação marítima *versus* condições-limite da instalação experimental, para as profundidades de água de 0.16 m (superior), 0.18 m (meio) e 0.20 m (inferior).

6.3.9.2. Análise da reflexão e calibração dos estados de agitação marítima

Um dos objectivos dos testes preliminares efectuados após a instalação do modelo físico no tanque de ondas era a calibração das condições de agitação marítima. A análise das condições de reflexão, e a posterior determinação dos estados de agitação marítima incidentes, foi realizada a partir dos registos de elevação da superfície livre da água medidos por quatro sondas (sondas S1 a S4), posicionadas na proximidade do sistema de geração de ondas, Figura 6.75. Os espaçamentos entre essas quatro sondas foram definidos de forma a que o correspondente intervalo de frequências válidas abrangesse, para cada uma das condições de teste, pelo menos, as frequências-limite $0.5f_P$ e $2.2f_P$, em que f_P representa a frequência de pico do estado de agitação marítima em análise (secção 4.4.4.5).

A Figura 6.77 apresenta os espectros de variância estimados, individualmente, para as sondas S1 a S4 e o espectro incidente que resulta da análise das condições de reflexão com base nos registos dessas quatro sondas. Os testes analisados foram realizados na segunda fase do estudo, para as profundidades de água, d, de 18 e 20 m, tendo sido reproduzidos estados de agitação caracterizados por períodos de onda de pico de 12 e 16 s, e uma altura de onda significativa de cerca de 3.0 m (valores de protótipo). Em cada um dos gráficos são também indicadas as frequências de pico, e as frequências-limite que correspondem a metade dessa frequência e ao seu dobro. Os espectros referentes às sondas S1 a S4 foram estimados para uma janela de dados ($NFFT$) de 512 pontos, enquanto a análise da reflexão foi realizada para valores de $NFFT$ de 512 e 1024 pontos. Essa figura permite também a comparação dos espectros estimados com o espectro de JONSWAP (semi-empírico) que foi especificado no sistema de geração.

Pode concluir-se que os espectros de variância apresentados na Figura 6.77, assim como os espectros relativos a outras condições de teste (Figura 6.79), reproduzem com suficiente aproximação as formas espectrais especificadas no sistema de geração de ondas. Os resultados apresentados mostram também a incapacidade de a rotina de análise da reflexão utilizada lidar com a energia presente nas frequências da banda infra-gravítica desses espectros. De facto, nos espectros estimados com base nos registos das sondas S1 a S4 pode observar-se que essas frequências têm uma densidade de energia não desprezável, Figura 6.77 – esquerda. Contudo, os espectros de agitação incidente que resultam da análise da reflexão apresentam densidades de energia iguais a zero fora do intervalo de frequências válidas[7], Figura 6.77 – direita. De facto, o espaçamento entre as sondas S1 a S4 foi definido de forma a englobar apenas os limites espectrais referentes à componente de curto período. Por outro lado, a separação das ondas de longo período incidentes no modelo físico daquelas que são reflectidas ou radiadas por este, e que se propagam em direcção ao sistema de geração, é mais complexa, requerendo a utilização de métodos de análise específicos (secção 4.4.4.5). Assim, tendo em conta o que foi referido, as densidades de energia estimadas para as frequências da banda infra-gravítica através da rotina de análise da reflexão devem ser interpretadas com cuidado.

A Figura 6.78 apresenta, para os dois estados de agitação analisados na Figura 6.77, os espectros de variância estimados para as sondas S1 a S4 considerando uma janela de dados de 512 pontos e uma escala vertical logarítmica (base 10). Nos dois testes os estados de agitação marítima irregular foram reproduzidos com base numa forma espectral de JONSWAP, considerando um factor de forma igual a 3.3. O espectro semi-empírico que serviu de base a cada um dos testes é também indicado no gráfico, juntamente com a frequência de pico e as frequências-limite: $0.5f_P$ e $2.0f_P$.

[7] O espaçamento entre as quatro sondas destinadas à análise das condições de reflexão no modelo foi definido para um intervalo amplo de condições de teste. Assim, na maior parte dos casos, as frequências-limite $0.5f_P$ e $2.2f_P$, referentes a um determinado estado de agitação marítima, não coincidem com os limites do intervalo de frequências válidas que a rotina de análise da reflexão considera, embora estejam, obviamente, contidas nesse intervalo.

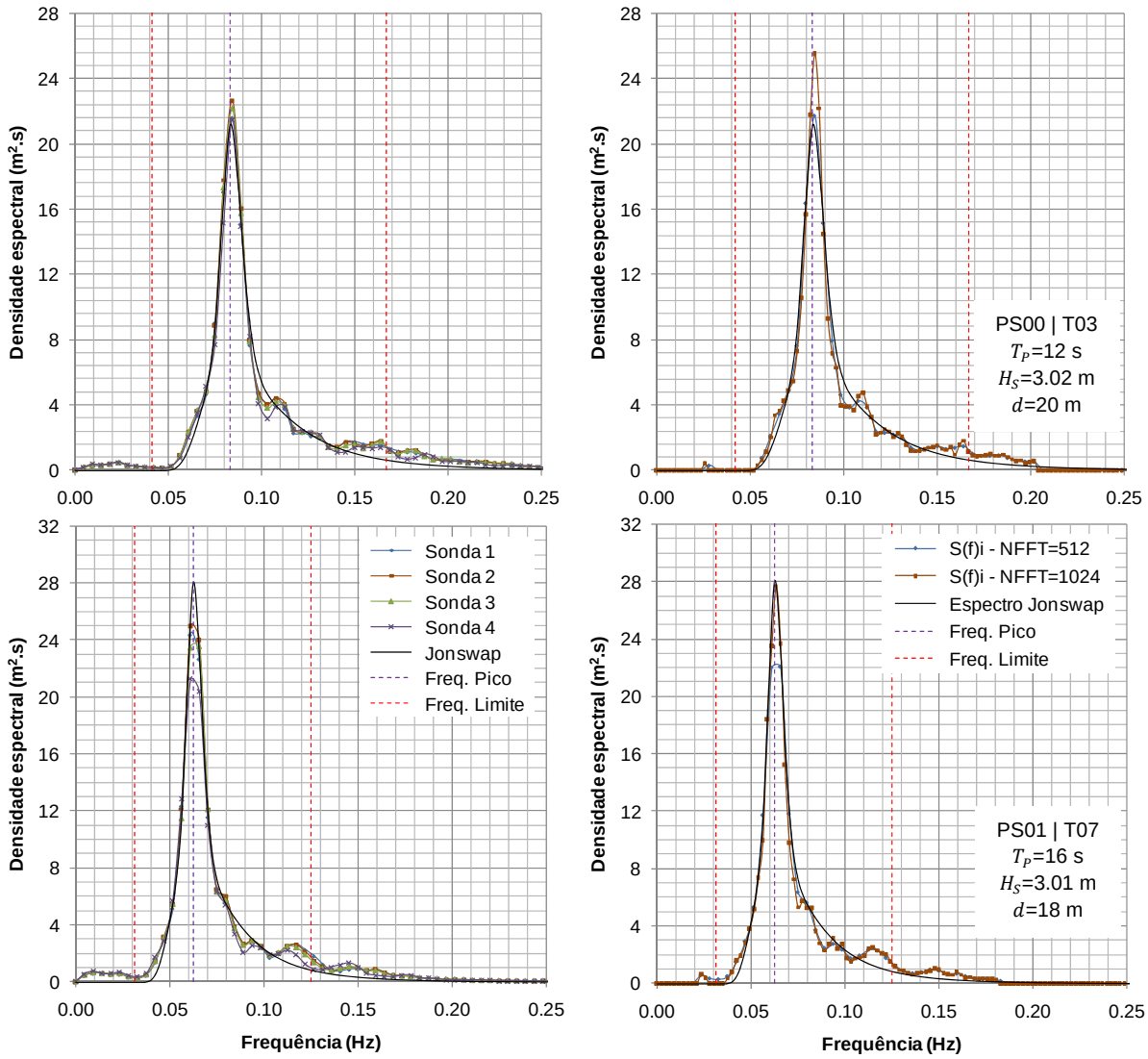


Figura 6.77 – Espectros de variância estimados para as sondas S1 a S4 (esquerda). Espectros incidentes que resultam da análise das condições de reflexão com base nos registos das sondas S1 a S4 (direita).

A Figura 6.78 mostra que na vizinhança da frequência de pico, os espectros da variância estimados para cada uma das quatro sondas utilizadas no estudo são muito próximos do espectro de JONSWAP (1ª ordem) especificado no sistema de geração. No entanto, em frequências próximas do limite $2.0f_P$ podem observar-se algumas diferenças importantes entre os espectros estimados para essas sondas e o espectro pedido. Esta discordância não é, contudo, de estranhar, uma vez que o espectro especificado no sistema de geração, e que serve aqui como termo de comparação, é apenas de primeira ordem.

Nas frequências da banda infra-gravítica (f<0.04-0.05 Hz), o espectro pedido apresenta densidades de energia nulas (ou muito pequenas). No entanto, nos espectros estimados com base nos resultados do modelo físico, essas frequências apresentam densidades de energia não desprezáveis. Essa energia resulta, quer das ondas de longo período ligadas, quer das ondas de longo período livres reflectidas ou radiadas pela praia instalada no tanque de ondas. Embora o sistema de geração de ondas utilize uma função de transferência das pás de primeira ordem, a geração de componentes sub-harmónicas livres (parasitas) foi minimizada devido à introdução de uma compensação de segunda ordem (ou de *set-down*). A análise comparativa dos espectros 'medidos' no modelo com os especificados no sistema de geração de ondas é realizada, de uma forma mais completa, na secção 6.2.6.3.

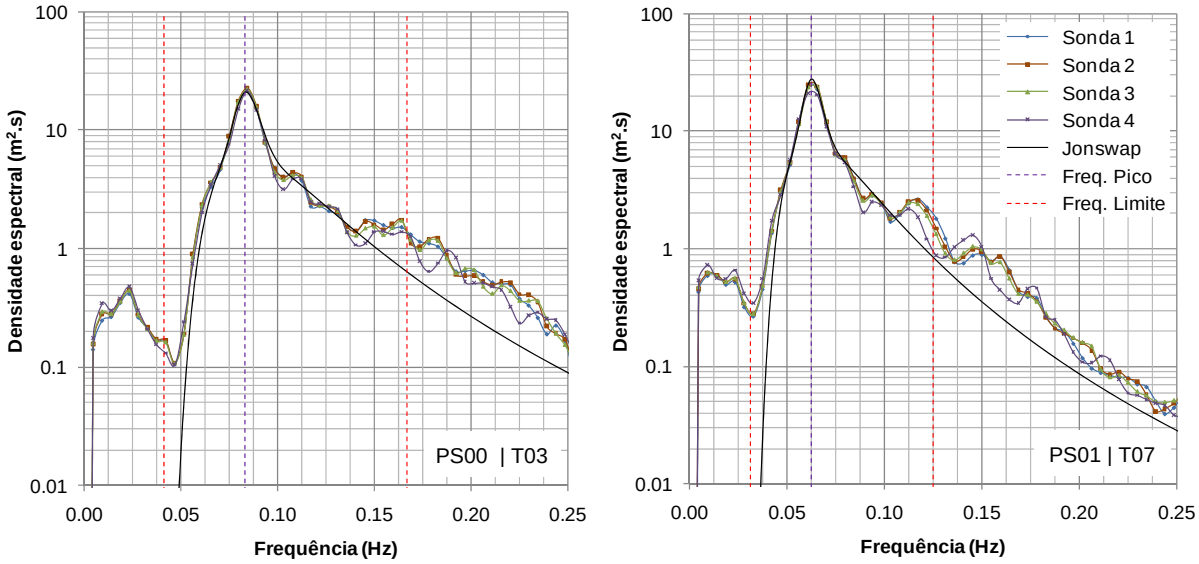


Figura 6.78 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água (valores de protótipo). Testes realizados com estados de agitação irregular caracterizados por: T_P=12 s, H_S=3.02 m e d=20 m (esquerda); e T_P=16 s, H_S=3.01 m e d=18 m (direita).

Os resultados da aplicação da rotina de análise da reflexão utilizada no estudo são os espectros de variância da agitação incidente e reflectida, e o coeficiente de reflexão no intervalo de frequências válidas (secção 4.4.4.5). É ainda determinado o coeficiente de reflexão global, que traduz o quociente entre a altura de onda significativa reflectida e incidente.

A Figura 6.79 apresenta, como exemplo, os resultados da análise da reflexão de testes realizados na segunda fase do estudo, em que foram reproduzidos seis estados de agitação marítima distintos, que procuram ser representativos das diferentes condições de teste estudadas. Para cada um desses estados de agitação são representados: o espectro de variância da agitação incidente, $S(f)_i$, e o coeficiente de reflexão, CR, que resultam de análises realizadas com base em diferentes tamanhos da janela de dados ($NFFT$). Em cada um dos gráficos apresentados são indicadas as frequências de pico, e as frequências-limite que correspondem a metade dessa frequência e ao seu dobro. A Figura 6.79 permite também a comparação dos espectros estimados para cada uma dessas condições de teste com a forma espectral de JONSWAP especificada no sistema de geração de ondas. Por fim, são ainda indicadas as condições em que os vários testes foram realizados, nomeadamente: a referência do teste, o período de onda de pico, a altura de onda significativa incidente e a profundidade de água junto ao cais.

Como seria de esperar, a Figura 6.79 mostra que o aumento do tamanho da janela de dados conduz a um aumento da resolução em frequência da curva que traduz a variação do coeficiente de reflexão em função da frequência. Conclusões semelhantes a estes poderiam ser retiradas a respeito dos espectros de variância da agitação incidente. À maior resolução corresponde também uma maior irregularidade das diferentes estimativas. Com base na análise efectuada, a opção que considera blocos de dados com um tamanho de 512 pontos parece ser a que apresenta o melhor compromisso entre as condicionantes em jogo (c.f. secção 4.4.4.5). Importa acrescentar que os resultados obtidos em frequências afastadas da frequência de pico (f_P) devem ser interpretados com alguma atenção, uma vez que estão associados a densidades de energia muito baixas. Como referência, podem considerar-se críticas as frequências para as quais a densidade espectral estimada é inferior a aproximadamente 10% do valor associado à f_P. De facto, a Figura 6.79 mostra coeficientes de reflexão consideravelmente elevados em frequências cuja densidade de energia é muito baixa. Esses resultados podem não ser representativos da realidade e perdem importância quando se considera o coeficiente de reflexão global.

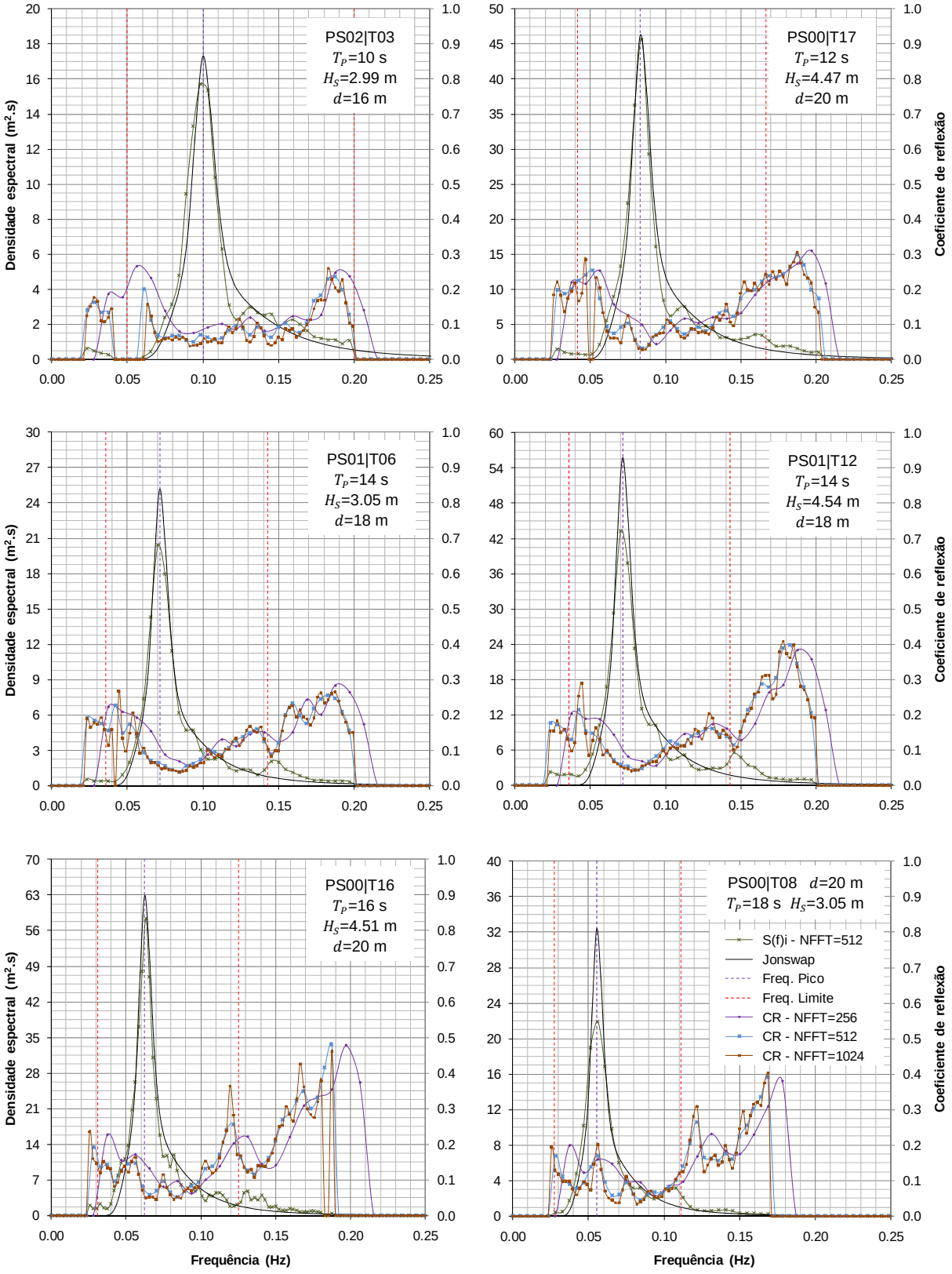


Figura 6.79 – Influência da largura da janela de dados nos resultados da análise da reflexão. Espectros de variância da agitação incidente e variação do coeficiente de reflexão em função da frequência, para seis condições de teste distintas.

Apesar das diferenças observadas na configuração das curvas que traduzem a variação do coeficiente de reflexão com a frequência, as alturas de onda significativas incidentes, $H_{S,i}$, e o coeficiente de reflexão global, CR, mantêm-se relativamente estáveis nas análises realizadas para diferentes tamanhos da janela de dados, Quadro 6.39.

Quadro 6.39 – Altura de onda significativa incidente e coeficiente de reflexão para análises realizadas com base em janelas de dados de diferentes tamanhos ($NFFT$).

Teste (Ref[a])	d (m)	T_P (s)	H_S (m)	$NFFT$							
				256		512		1024		2048	
				$H_{S,i}$ (m)	CR	$H_{S,i}$ (m)	CR	$H_{S,i}$ (m)	CR	$H_{S,i}$ (m)	CR
PS02|T03	16	10	3.0	2.96	0.11	2.99	0.08	2.98	0.07	3.02	0.07
PS00|T17	20	12	4.5	4.44	0.12	4.49	0.10	4.47	0.10	4.51	0.10
PS01|T06	18	14	3.0	3.02	0.11	3.06	0.10	3.08	0.09	3.05	0.09
PS01|T12	18	14	4.5	4.49	0.13	4.55	0.11	4.58	0.11	4.53	0.11
PS00|T16	20	16	4.5	4.51	0. 14	4.52	0.12	4.49	0.12	4.55	0.11
PS00|T08	20	18	3.0	3.06	0.14	3.04	0.12	3.06	0.12	3.08	0.11

O Quadro 6.39 mostra que o coeficiente de reflexão global é relativamente baixo ($0.14<CR<0.07$) e que apresenta uma tendência de aumento com o período de onda de pico. Importa ainda acrescentar que este coeficiente de reflexão não se refere a uma estrutura em particular mas, de certa forma, ao modelo físico no seu conjunto (Praia de Matosinhos, cabeça do quebramar Norte).

6.3.9.3. Análise das condições de tranquilidade na área abrigada pelo quebramar Norte de Leixões

Com base nos registos de elevação da superfície livre da água medidos pelas nove sondas utilizadas nos testes preliminares (secção 6.3.9.1), é possível fazer uma caracterização dos níveis de agitação na zona abrigada pelo quebramar Norte de Leixões e, em particular, na área adjacente ao Posto "A". A análise da difracção da agitação em torno da cabeça do quebramar permite aferir o grau de abrigo desse posto de acostagem para as várias condições de teste, isto é, para as diferentes alturas e períodos de onda, e níveis de maré. No final, os resultados obtidos são comparados, na medida do possível, com os resultados de simulações numéricas realizadas no âmbito de um estudo anterior sobre as condições operacionais do Posto "A", IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. As principais conclusões desse estudo foram já apresentadas sumariamente no capítulo 5.

Das condições de teste apresentadas no Quadro 6.38, apenas as caracterizadas por alturas de onda significativas de 3.0 e 4.5 m foram consideradas nesta análise, por terem sido reproduzidas no modelo para as três profundidades de água (níveis de maré). Embora se tenham considerado alturas de onda superiores a 4.5 m, quer na fase de testes preliminares, quer nas simulações numéricas referidas anteriormente, o seu interesse é limitado, pois não é expectável que o navio se encontre amarrado no Posto "A" durante as condições ambientais mais energéticas. Com efeito, nos testes efectuados para alturas de onda significativas de 4.5 m e períodos de onda de pico elevados, verificou-se que o navio experimentava movimentos de amplitude elevada e, nas situações mais críticas, superior aos limites vulgarmente apresentados na bibliografia da especialidade. Adicionalmente, para a profundidade de 18 m, só foi possível reproduzir no tanque de ondas os estados de agitação com uma altura de onda significativa de 6.0 m aumentado o factor de ganho do sistema de geração.

Os testes realizados para um período de onda de pico de 20 s não foram também considerados na análise. Nos espectros de variância estimados para as sondas S1 a S4 a partir dos resultados desses

testes é possível observar, de uma forma clara, um pico secundário em frequências superiores à de pico (aproximadamente o dobro da frequência de pico). Como exemplo, a Figura 6.80 apresenta os espectros estimados individualmente para as sondas S1 a S4 e o espectro incidente que resulta de uma análise das condições de reflexão com base nos registos dessas mesmas sondas. O teste analisado foi realizado na segunda fase do estudo, para uma profundidade de água de 20 m (no protótipo), tendo sido reproduzido um estado de agitação marítima caracterizado por um período de onda de pico de 20 s e uma altura de onda significativa de 3.0 m. Em cada um dos gráficos são também indicadas as frequências de pico, e as frequências-limite que correspondem a metade dessa frequência e ao seu dobro. Os espectros de variância referentes às sondas S1 a S4 foram estimados para uma largura da janela de dados ($NFFT$) de 512 pontos, enquanto a análise da reflexão foi efectuada para valores de $NFFT$ de 512 e 1024 pontos. A Figura 6.80 permite ainda a comparação dos espectros estimados com o espectro de JONSWAP especificado no sistema de geração.

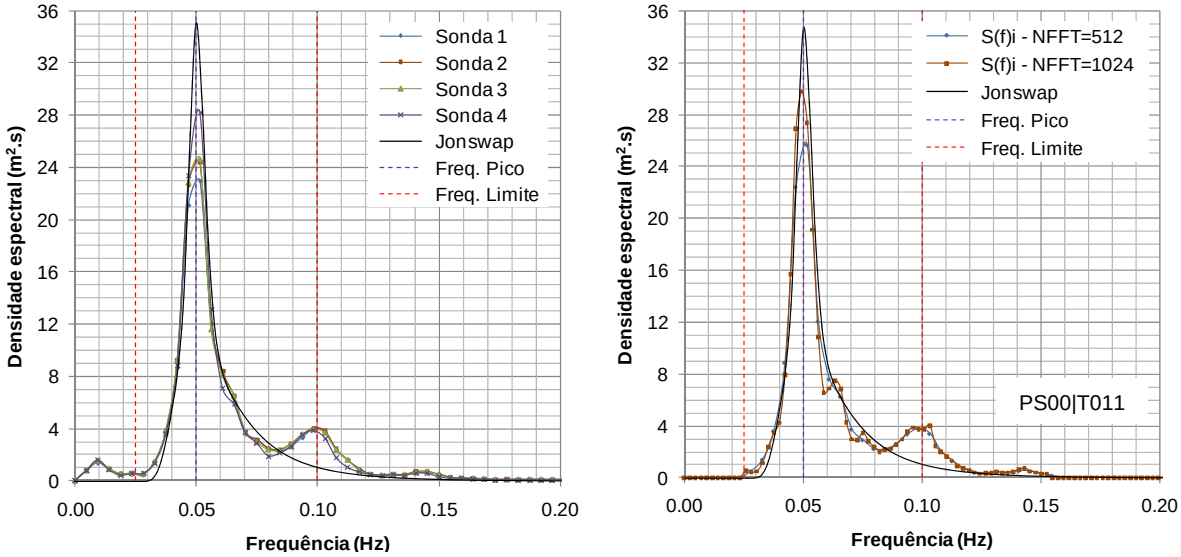


Figura 6.80 – Espectros de variância estimados para as sondas S1 a S4 (esquerda). Espectros incidentes que resultam da análise das condições de reflexão com base nos registos das sondas S1 a S4 (direita).

Embora possam existir outras causas que expliquem o seu aparecimento (e aumento de importância com o período de onda), supõe-se que o pico secundário resulte da influência da cabeça do quebramar Norte (que inclui um quebramar submerso) nas condições de agitação. Essa perturbação deverá depois propagar-se em direcção no local de instalação das sondas. Constata-se também que essa potencial influência do quebramar (reflexão) não é eliminada quando se efectua uma análise das condições de reflexão com base nos registos das quatro sondas utilizadas no estudo, Figura 6.80 – direita. A Figura 6.80 evidencia, também, a incapacidade da rotina de análise de reflexão lidar com a energia presente nas frequências da banda de infra-gravítica. Com base nos resultados apresentados na secção 6.3.9.2 pode concluir-se que esse pico secundário é significativamente menos importante nos testes realizados para períodos de onda de pico de 18 s, deixando mesmo de existir para períodos de onda inferiores a esse valor. Importa ainda acrescentar que o período de onda de 20 s é elevado e relativamente pouco frequente.

Numa primeira fase, a caracterização dos níveis de agitação no modelo é efectuada com base na altura de onda significativa total, determinada a partir do momento espectral de ordem zero dos espectros de variância estimados para cada uma das sondas usadas no estudo. Esse momento espectral foi calculado

para o intervalo de frequências de zero a infinito. Numa fase posterior, a análise é efectuada, de uma forma independente, para as componentes de curto e de longo períodos, à semelhança do que foi feito na secção 6.2.6.2. Em qualquer uma dessas fases, a análise foi baseada em espectros de variância estimados para uma janela de dados de 512 pontos, à qual corresponde uma largura da banda espectral de 0.004688 Hz.

O local de instalação das sondas de níveis hidrodinâmicos no modelo encontra-se esquematizado na Figura 6.75. Das nove sondas utilizadas no estudo, quatro estavam destinadas à determinação da altura de onda significativa incidente, H_S, ou seja, à análise da reflexão. O Quadro 6.40 apresenta a altura de onda significativa incidente em cada um dos testes analisados, juntamente com a respectiva referência.

Quadro 6.40 – Altura de onda significativa incidente e referência dos testes analisados.

T_P (s)	10		12		14		16		18	
d (m)	H_S (m)	Ref[a]	H_S (m)	Ref[a]	H_S (m)	Ref[a]	H_S (m)	Ref[a]	H_S (m)	Ref[a]
20	3.02	S00T02	3.02	S00T03	2.99	S00T04	3.02	S00T06	3.05	S00T08
	4.54	S00T13	4.47	S00T17	4.53	S00T15	4.51	S00T16	4.54	S00T19
18	2.97	S01T02	3.03	S01T03	3.05	S01T06	3.01	S01T07	2.99	S01T08
	4.45	S01T09	4.49	S01T11	4.54	S01T12	4.50	S01T13	4.50	S01T14
16	2.99	S02T03	3.03	S02T05	3.03	S02T07	3.04	S02T08	3.01	S02T09
	4.48	S02T17	4.47	S02T15	4.46	S02T14	4.54	S02T11	4.47	S02T10

Apesar de se conhecer a altura de onda significativa incidente nos testes analisados (Quadro 6.40), a caracterização dos níveis de agitação nos diferentes pontos do domínio de ensaio é feita tendo como referência a altura de onda significativa média, estimada com base nos registos das sondas S1 a S4. Uma vez que não é possível aplicar a rotina de análise da reflexão usada no presente estudo na banda de frequências infra-gravíticas (secção 4.4.4.5), a opção tomada tem como objectivo assegurar que a análise da difracção é feita de forma coerente, quer quando se considera a altura de onda significativa total, quer quando se faz a separação das componentes de curto e longo períodos. Os registos de elevação da superfície livre da água medidos pelas restantes sondas permitem fazer a caracterização dos níveis de agitação em cinco pontos do domínio de ensaio: quatro na zona abrigada pelo quebramar Norte de Leixões (S6 a S9) e um numa posição frontal à Praia de Matosinhos[8] (S5).

O Quadro 6.41 apresenta a altura de onda significativa total, $H_{S,cp+lp}$, e o respectivo índice de agitação, γ_{cp+lp}, nos locais de instalação das sondas, para as profundidades de água consideradas. Nos testes analisados foram reproduzidos estados de agitação marítima caracterizados por uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m e pelos seguintes períodos de onda de pico: 10, 12, 14, 16 e 18 s.

No contexto da presente análise, o índice de agitação representa o quociente entre a altura de onda significativa estimada (total) para um determinado ponto do modelo e a altura de onda significativa média (total) estimada com base nos registos das sondas S1 a S4, ou seja,

$$\gamma_{cp+lp}^{Si} = \frac{H_{S,cp+lp}^{Si}}{H_{S,cp+lp}^{S1-S4}} \tag{6.30}$$

em que γ_{cp+lp}^{Si} representa o índice de agitação na posição ocupada pela sonda i, $H_{S,cp+lp}^{Si}$ a altura de onda significativa estimada com base nos registos medidos pela sonda S_i e $H_{S,cp+lp}^{S1-S4}$ a média das alturas de onda significativas estimadas para as sondas S1 a S4.

[8] A topo-hidrografia da Praia de Matosinhos foi adaptada no modelo físico testado na segunda fase do estudo.

Quadro 6.41 – Altura de onda significativa (total) e índice de agitação em diferentes locais do modelo físico. Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m.

d (m)	T_P (s)	10		12		14		16		18	
	Sonda	$H_{S,cp+lp}$ (m)	γ_{cp+lp} (-)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	γ_{cp+lp} (-)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	γ_{cp+lp} (-)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	γ_{cp+lp} (-)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	γ_{cp+lp} (-)
20	S1-S4	3.14	1.000	3.14	1.000	3.08	1.000	3.12	1.000	3.15	1.000
	S5	3.21	1.022	3.52	1.121	3.59	1.164	3.54	1.134	3.43	1.091
	S6	0.71	0.226	0.74	0.236	0.76	0.248	0.78	0.251	0.78	0.249
	S7	0.56	0.178	0.63	0.199	0.68	0.220	0.74	0.237	0.79	0.252
	S8	0.38	0.120	0.53	0.168	0.58	0.188	0.66	0.212	0.66	0.209
	S9	0.33	0.106	0.42	0.135	0.48	0.157	0.60	0.191	0.63	0.200
18	S1-S4	3.14	1.000	3.17	1.000	3.15	1.000	3.12	1.000	3.09	1.000
	S5	3.18	1.011	3.49	1.101	3.54	1.124	3.46	1.110	3.38	1.093
	S6	0.63	0.199	0.69	0.218	0.70	0.222	0.74	0.236	0.74	0.241
	S7	0.51	0.163	0.57	0.181	0.65	0.207	0.69	0.222	0.74	0.240
	S8	0.30	0.096	0.42	0.132	0.51	0.163	0.60	0.191	0.62	0.202
	S9	0.27	0.087	0.37	0.117	0.42	0.134	0.49	0.158	0.55	0.176
16	S1-S4	3.18	1.000	3.16	1.000	3.13	1.000	3.14	1.000	3.14	1.000
	S5	3.34	1.052	3.27	1.036	3.52	1.124	3.51	1.118	3.51	1.120
	S6	0.56	0.176	0.63	0.198	0.66	0.212	0.71	0.226	0.74	0.235
	S7	0.48	0.152	0.53	0.167	0.61	0.194	0.64	0.204	0.69	0.220
	S8	0.31	0.098	0.38	0.122	0.48	0.153	0.53	0.170	0.59	0.188
	S9	0.26	0.082	0.32	0.101	0.39	0.126	0.46	0.146	0.53	0.168

Como a altura de onda significativa estimada com base nos registos individuais de cada uma das sondas inclui uma componente incidente e outra reflectida, o valor médio de $H_{S,cp+lp}$ para as sondas S1 a S4 é ligeiramente diferente do valor da altura de onda significativa incidente, obtida através de uma análise da reflexão baseada nos registos medidos por essas sondas (c.f. Quadros 6.40 e 6.41).

O Quadro 6.41 mostra que a altura de onda significativa na sonda posicionada em frente à Praia de Matosinhos (S5) é superior ao valor médio de $H_{S,cp+lp}$ para as sondas S1 a S4. Com efeito, para os períodos de onda considerados, o índice de agitação associado a essa sonda toma valores entre 1.01 e 1.16. O aumento de energia registado nesse local deverá estar relacionado, pelo menos parcialmente, com a proximidade dessa sonda a uma fronteira reflectora (praia). Numa fase posterior são referidas outras causas que podem também estar na origem dos resultados obtidos. Para a zona abrigada pelo quebramar de Leixões, a Figura 6.81 apresenta, graficamente, a variação do índice de agitação com o período de onda de pico, o local de instalação da sonda e a profundidade de água.

De uma forma geral, a sonda instalada no local mais exposto (S6) é a que apresenta os índices de agitação mais elevados (Quadro 6.41 e Figura 6.81). Para as sondas posicionadas na área adjacente ao Posto "A", o índice de agitação aumenta, progressivamente, com a aproximação à cabeça da estrutura de protecção contra a agitação. Esta tendência pode ser observada para as três profundidades de água estudadas.

A Figura 6.81 mostra também que, na zona abrigada pelo quebramar Norte, o aumento do período de onda de pico dá origem a um aumento dos índices de agitação nos locais de instalação das sondas, qualquer que seja a profundidade de água considerada. Esse aumento do índice de agitação é maior nas sondas posicionadas na faixa adjacente ao Posto "A" (S7 a S9). No caso da sonda S6, a variação desse índice com o período de onda é menor, embora aumente com a redução da profundidade de

água. Com efeito, para uma profundidade de 16 m, a curva de variação do índice de agitação da sonda S6 assemelha-se à das sondas instaladas junto ao Posto "A". Em suma, estes resultados mostram um maior aumento do grau de abrigo no local da sonda S6, com a redução da profundidade de água, para os períodos de onda mais baixos. Enquanto para as sondas S7-S9 o aumento do período de onda de 10 para 18 s resulta num aumento do índice de agitação entre 41 e 109%, para a sonda S6, esse aumento situa-se apenas entre 10 e 34%.

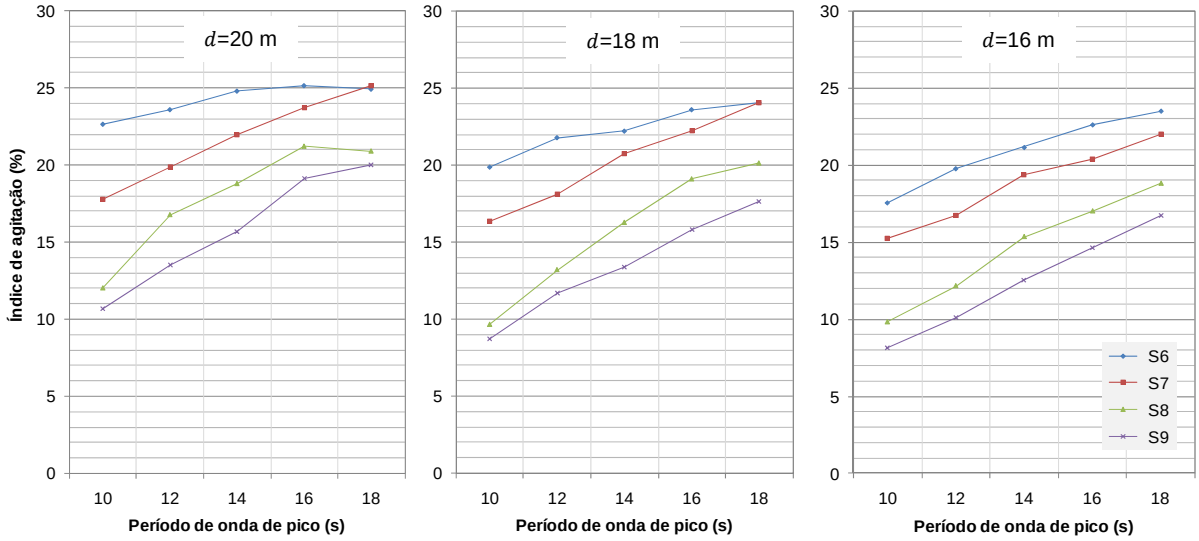


Figura 6.81 – Índice de agitação (relativo à altura de onda significativa total) em função do local de instalação das sondas e do período de onda de pico, para as três profundidades de água estudadas: d=20 m (esquerda), d=18 m (centro) e d=16 m (direita). Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m.

No que concerne à influência do nível de maré nas condições de tranquilidade na zona abrigada pelo quebramar Norte, observa-se uma diminuição do índice de agitação com a redução da profundidade de água. Com efeito, para as sondas S7 a S9, a transição de uma preia-mar de águas vivas (d=20 m) para o nível de água associado ao zero hidrográfico (d=16 m), resulta numa redução dos índices de agitação de 10 a 28%. Essa redução da profundidade de água tem menor impacto nos índices de agitação no local de instalação da sonda S6, que apenas sofrem reduções entre 6 e 22%. O Quadro 6.42 apresenta, sumariamente, os intervalos de variação dos índices de agitação em função da profundidade da água e do local de instalação das sondas.

Quadro 6.42 – Intervalos de variação dos índices de agitação.

Sonda	Profundidade de água (m)		
	20	18	16
S6	0.23 - 0.25	0.20 - 0.24	0.18 - 0.24
S7	0.18 - 0.25	0.16 - 0.24	0.15 - 0.22
S8	0.12 - 0.21	0.10 - 0.20	0.10 - 0.19
S9	0.11 - 0.20	0.09 - 0.18	0.08 - 0.17

Os resultados apresentados no Quadro 6.41, referentes a testes efectuados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m, mostram que para períodos de ondas de pico entre 10 e 18 s, a altura de onda significativa (total) no local de instalação da sonda S8 (que corresponde, sensivelmente, ao

centro geométrico da área em planta ocupada por um navio amarrado no Posto "A") varia entre 0.38 e 0.66 m, quando a profundidade de água é de 20 m. Com a redução da profundidade de água para 16 m, essa altura de onda passa para valores entre 0.31 e 0.59 m.

A análise conjunta dos Quadros 6.41 e 6.42 permite concluir que os níveis de agitação na vizinhança do Posto "A", são mais influenciados pelo período de pico dos estados de agitação marítima reproduzidos no modelo, do que pelo nível de maré (profundidade de água). A diminuição do índice de agitação nos locais de instalação das sondas S7 a S9 com a redução da profundidade de água deverá resultar, em parte, da forma tronco-cónica da cabeça do quebramar de Leixões, cujo diâmetro exterior no plano de água aumenta com a redução da profundidade. Os afloramentos rochosos e o material acumulado no intradorso do quebramar Norte, junto à cabeça (Figura 6.52), constituem um obstáculo à propagação da agitação, sobretudo para os níveis de maré mais baixos, influenciando as características das ondas que chegam à zona do Posto "A". Como foi referido anteriormente, estas características do protótipo foram reproduzidas no modelo físico.

As tendências de variação dos níveis de agitação na zona abrigada pelo quebramar de Leixões com o período de onda, o afastamento em relação à cabeça desta obra portuária e a profundidade de água, estão em conformidade com o que era expectável.

No que diz respeito à influência da profundidade de água nas condições de tranquilidade na bacia de acostagem do Posto "A", importa acrescentar que os resultados experimentais obtidos são consistentes com as conclusões apresentadas em CEHIDRO-IST, 2004. Com efeito, os resultados das simulações numéricas efectuadas no âmbito desse trabalho mostraram que os níveis de agitação na envolvente ao Posto "A" eram muito semelhantes para os três níveis de maré estudados (secção 5.8). No entanto, no que concerne a níveis de agitação, é referido que nas simulações realizadas para ondas provenientes do rumo W-20º-S (idêntico ao considerado no estudo experimental), com um período de 18 s e uma altura de 10 m, a altura de onda esperada na zona do Posto "A", mais precisamente na área ocupada pela proa do navio, é apenas ligeiramente superior a 1 m.

Os resultados obtidos nos testes preliminares da segunda fase do estudo em modelo físico mostram que, para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m e um período de onda de pico de 18 s, a altura de onda na vizinhança do Posto "A" pode ser da ordem de 0.60 a 0.80 m (o valor mais elevado refere-se à posição ocupada pela proa de um navio amarrado no cais, ou seja, ao local da sonda S7). Nos testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 4.5 m (anexo G), a altura de onda nessa área do porto é de cerca de 1 m. Em suma, no modelo físico são observadas alturas de onda na zona do Posto "A" da mesma ordem de grandeza das previstas pelas simulações numéricas referidas, mas para alturas de onda incidentes inferiores.

Tendo por base o que foi referido, o modelo utilizado em CEHIDRO-IST, 2004, parece subestimar os níveis de agitação (total) na vizinhança do Posto "A". Os resultados obtidos com o modelo físico estão assim mais próximos dos que são apresentados em IHRH-FEUP, 2004b (secção 5.8). Este assunto é abordado novamente após a caracterização dos níveis de agitação na zona abrigada pelo quebramar, de forma separada, para as componentes de curto e de longo períodos.

Na interpretação dos resultados experimentais é, muitas vezes, conveniente dividir a energia associada aos estados de agitação marítima reproduzidos na instalação experimental, numa componente de curto período e numa componente de longo período (ou infra-gravítica). De facto, essas componentes têm comportamentos distintos no modelo físico, o que justifica a sua separação.

Neste estudo, tal como na secção 6.2.6.2, optou-se pela utilização de uma frequência de separação das componentes de curto e de longo períodos variável, que é função do período de pico dos estados de

agitação marítima gerados. O Quadro 6.9 apresenta essas frequências de separação para os diferentes períodos de onda considerados. As alturas de onda significativas das componentes infra-gravítica e de curto período foram determinadas a partir dos respectivos momentos espectrais de ordem zero, com base nas Equações (6.2) e (6.3), respectivamente. A altura de onda significativa associada ao estado de agitação em análise (total) pode ser determinada através da Equação (6.4).

O Quadro 6.43 apresenta a altura de onda significativa de curto período, $H_{S,cp}$, e o respectivo índice de agitação, Y_{cp}, nos locais de instalação das sondas, para as três profundidades de água consideradas no estudo (valores de protótipo). Nos testes analisados foram reproduzidos estados de agitação marítima caracterizados por uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m e pelos seguintes períodos de onda de pico: 10, 12, 14, 16 e 18 s. A altura de onda significativa incidente em cada um dos testes analisados, que resulta da análise das condições de reflexão no modelo, é apresentada no Quadro 6.40.

Quadro 6.43 – Altura de onda significativa de curto período e índice de agitação em diferentes locais do modelo físico. Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m.

d (m)	T_P (s)	10		12		14		16		18	
	Sonda	$H_{S,cp}$ (m)	Y_{cp} (-)	$H_{S,cp}$ (m)	Y_{cp} (-)	$H_{S,cp}$ (m)	Y_{cp} (-)	$H_{S,cp}$ (m)	Y_{cp} (-)	$H_{S,cp}$ (m)	Y_{cp} (-)
20	S1-S4	3.12	1.000	3.12	1.000	3.04	1.000	3.08	1.000	3.09	1.000
	S5	3.19	1.020	3.48	1.117	3.53	1.159	3.46	1.124	3.34	1.079
	S6	0.69	0.221	0.71	0.229	0.73	0.240	0.74	0.240	0.72	0.233
	S7	0.53	0.169	0.59	0.188	0.63	0.206	0.68	0.221	0.73	0.235
	S8	0.34	0.108	0.48	0.155	0.53	0.173	0.60	0.194	0.57	0.186
	S9	0.28	0.089	0.36	0.115	0.39	0.129	0.49	0.159	0.50	0.160
18	S1-S4	3.12	1.000	3.13	1.000	3.11	1.000	3.08	1.000	3.03	1.000
	S5	3.14	1.009	3.42	1.093	3.46	1.112	3.36	1.091	3.26	1.075
	S6	0.60	0.193	0.66	0.209	0.66	0.212	0.69	0.223	0.68	0.223
	S7	0.48	0.153	0.52	0.168	0.59	0.188	0.63	0.204	0.67	0.221
	S8	0.25	0.082	0.36	0.114	0.44	0.143	0.53	0.171	0.54	0.177
	S9	0.21	0.067	0.29	0.091	0.31	0.101	0.36	0.116	0.39	0.129
16	S1-S4	3.14	1.000	3.11	1.000	3.07	1.000	3.08	1.000	3.04	1.000
	S5	3.29	1.049	3.18	1.021	3.41	1.109	3.36	1.092	3.33	1.096
	S6	0.53	0.168	0.58	0.187	0.61	0.198	0.65	0.211	0.65	0.214
	S7	0.42	0.135	0.46	0.148	0.51	0.167	0.55	0.179	0.59	0.194
	S8	0.24	0.077	0.30	0.095	0.38	0.125	0.45	0.146	0.48	0.159
	S9	0.18	0.057	0.21	0.067	0.26	0.085	0.30	0.099	0.34	0.111

De um modo geral, os resultados apresentados no Quadro 6.43 mostram tendências de variação dos níveis de agitação na zona abrigada pelo quebramar, com o período de onda, o afastamento à cabeça da obra de abrigo e a profundidade de água, muito semelhantes às observadas anteriormente, quando se consideraram, conjuntamente, as componentes de curto e de longo períodos dos estados de agitação.

A análise conjunta dos resultados apresentados nos Quadros 6.41 e 6.43 mostra que os valores de Y_{cp+lp} e de Y_{cp} são relativamente próximos para a posição da sonda S5. No entanto, na zona abrigada pelo quebramar, é possível observar um progressivo afastamento dos valores que esses índices tomam com o aumento da distância à cabeça dessa obra de abrigo. Para facilitar a comparação desses resultados, o Quadro 6.44 apresenta, em valores percentuais, a redução do índice de agitação em resultado da não consideração da componente infra-gravítica.

Quadro 6.44 – Redução percentual do índice de agitação que resulta da não consideração da componente infra-gravítica.

d (m)	Sonda (#)	Período de onda de pico (s)				
		10	12	14	16	18
20	S5	0.2%	0.3%	0.4%	0.9%	1.1%
	S6	2.3%	2.9%	3.4%	4.7%	6.5%
	S7	4.9%	5.6%	6.3%	6.8%	6.6%
	S8	10.2%	7.3%	7.8%	8.4%	11.2%
	S9	16.0%	15.0%	17.7%	16.6%	19.9%
18	S5	0.2%	0.7%	1.1%	1.7%	1.7%
	S6	2.8%	3.9%	4.8%	5.5%	7.2%
	S7	6.1%	7.6%	9.2%	8.2%	7.9%
	S8	15.4%	14.1%	12.3%	10.4%	12.0%
	S9	23.4%	21.8%	24.6%	26.7%	27.1%
16	S5	0.3%	1.4%	1.4%	2.3%	2.1%
	S6	4.3%	5.3%	6.4%	6.9%	8.9%
	S7	11.1%	11.5%	13.7%	12.4%	11.9%
	S8	21.1%	21.7%	18.5%	14.1%	15.3%
	S9	30.8%	33.6%	32.6%	32.4%	34.0%

O Quadro 6.44 mostra, de uma forma clara, que o índice de agitação de curto período diminui mais rapidamente do que o índice de agitação total, com a redução da profundidade de água e com o afastamento à cabeça do quebramar. Com base nestes resultados é possível concluir que as ondas de curto período sofrem maior atenuação do que as de longo período, na sua propagação para o interior do porto, qualquer que seja a profundidade de água e o período de onda considerado. Por exemplo, para uma profundidade de água de 16 m e um período de onda de 16 s, no local de instalação da sonda S9, a altura de onda significativa total é de 0.46 m (Quadro 6.41), mas a altura de onda significativa associada à componente de curto período é de apenas 0.30 m (Quadro 6.43).

No que diz respeito à comparação dos resultados do modelo físico com os resultados das simulações numéricas realizadas para o caso de estudo em análise, importa acrescentar que, mesmo considerando apenas a componente de curto período dos estados de agitação medidos no modelo físico, as alturas de onda previstas pelo modelo numérico utilizado em CEHIDRO-IST, 2004, para a bacia de acostagem do Posto "A" continuam a ser inferiores às observadas no modelo físico, nos locais ocupados pelas sondas S7 a S9. Com efeito, para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m, os resultados apresentados no Quadro 6.43 mostram que para o período de onda de pico de 18 s, a altura de onda significativa de curto período na vizinhança do Posto "A" (S7 a S9) varia entre 0.50 e 0.73 m quando a profundidade de água é de 20 m, e entre 0.39 e 0.67 m quando essa profundidade passa para 18 m (i.e. o nível médio da água do mar).

Nos testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 4.5 m (anexo G), a altura de onda significativa na vizinhança do Posto "A" varia entre 0.67 e 1.04 m para uma profundidade de 20 m, e entre 0.54 e 0.95 m para uma profundidade de 18 m. Os resultados experimentais estão, portanto, mais próximos dos que são apresentados em IHRH-FEUP, 2004b. No entanto, em termos absolutos, importa ainda acrescentar que as alturas de onda significativas de curto período medidas no modelo físico na envolvente ao Posto "A", embora da mesma ordem de grandeza, são menores do que as previstas pelo estudo anteriormente referido.

O Quadro 6.45 apresenta a altura de onda significativa associada à componente infra-gravítica, $H_{S,lp}$, e o respectivo índice de agitação, Υ_{lp}, nos locais de instalação das sondas e para as diferentes condições de teste.

Quadro 6.45 – Altura de onda significativa de longo período e índice de agitação em diferentes locais do modelo físico. Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m.

d (m)	T_P (s)	10		12		14		16		18	
	Sonda	$H_{S,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)	$H_{S,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)	$H_{S,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)	$H_{S,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)	$H_{S,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)
20	S1-S4	0.34	1.000	0.42	1.000	0.48	1.000	0.52	1.000	0.58	1.000
	S5	0.39	1.145	0.55	1.301	0.65	1.354	0.75	1.434	0.80	1.387
	S6	0.17	0.499	0.20	0.478	0.23	0.477	0.27	0.517	0.31	0.535
	S7	0.18	0.535	0.22	0.524	0.26	0.538	0.29	0.564	0.31	0.545
	S8	0.17	0.498	0.21	0.496	0.24	0.500	0.28	0.547	0.32	0.558
	S9	0.18	0.538	0.23	0.545	0.28	0.591	0.34	0.653	0.39	0.675
18	S1-S4	0.40	1.000	0.47	1.000	0.51	1.000	0.51	1.000	0.61	1.000
	S5	0.45	1.144	0.66	1.409	0.76	1.506	0.85	1.665	0.90	1.474
	S6	0.16	0.416	0.21	0.460	0.24	0.473	0.27	0.523	0.31	0.505
	S7	0.19	0.470	0.23	0.501	0.29	0.574	0.29	0.578	0.32	0.524
	S8	0.16	0.416	0.22	0.473	0.26	0.508	0.28	0.548	0.32	0.516
	S9	0.18	0.449	0.23	0.503	0.28	0.558	0.34	0.671	0.38	0.624
16	S1-S4	0.51	1.000	0.56	1.000	0.62	1.000	0.62	1.000	0.76	1.000
	S5	0.59	1.164	0.79	1.415	0.90	1.455	1.01	1.623	1.11	1.446
	S6	0.18	0.359	0.23	0.406	0.26	0.427	0.29	0.467	0.35	0.451
	S7	0.23	0.454	0.26	0.464	0.32	0.523	0.33	0.529	0.36	0.470
	S8	0.20	0.384	0.24	0.439	0.29	0.467	0.29	0.463	0.34	0.440
	S9	0.19	0.372	0.24	0.432	0.30	0.477	0.34	0.553	0.40	0.528

Os resultados apresentados no Quadro 6.45 mostram que o índice de agitação na posição ocupada pela sonda S5 (instalada em frente à Praia de Matosinhos) é sempre superior à unidade e aumenta com o período de onda de pico. Na análise dos resultados referentes à componente de curto período, ou à altura de onda significativa total, foram retiradas conclusões semelhantes. O que importa salientar são os valores elevados que o índice de agitação toma quando se considera apenas a componente de longo período. De facto, para os períodos de onda de pico mais elevados, esse índice pode ultrapassar o valor de 1.5. Estes resultados parecem indicar, por um lado, que uma quantidade não desprezável da energia de longo período que incide na Praia de Matosinhos é reflectida (i.e, não é dissipada). Aliás, como se referiu na secção 6.2.6.3, mesmo em praias com uma inclinação muito suave, ocorre reflexão e/ou radiação de energia infra-gravítica, Battjes *et al.*, 2004. Por outro lado, apenas uma parte da energia infra-gravítica medida pela sonda S5 parece chegar ao local de instalação das sondas S1 a S4. Neste tipo de análise não pode, contudo, ser descuidada a possibilidade de se instalarem no tanque de ondas padrões parcialmente estacionários, devido à sobreposição das ondas de longo período livres e ligadas (Baldock *et al.*, 2000, Baldock e Huntley, 2002), e a ocorrência de trocas de energia entre as ondas de longo período livres e os agrupamentos de ondas de curto período (Battjes *et al.*, 2004).

Em linha com os resultados obtidos no modelo físico, Goda, 2000, refere que na proximidade de uma estrutura reflectora, a altura de onda (significativa), que resulta da sobreposição de ondas incidentes e reflectidas, apresenta flutuações, devido aos sistemas de ondas estacionárias instalados na proximidade dessa estrutura. Essas variações espaciais da altura de onda tendem, no entanto, a convergir para um

valor assimptótico com o afastamento à estrutura reflectora, sendo praticamente desprezáveis para distâncias superiores a um comprimento de onda. A importância dessas flutuações está directamente relacionada com a grandeza do coeficiente de reflexão da estrutura. Para quase todas as frequências da banda infra-gravítica do espectro da agitação incidente (comprimentos de onda elevados), a sonda S5 está a uma distância inferior a um comprimento de onda da praia instalada no tanque de ondas, que para esse intervalo de frequências é, como já foi referido, pouco eficiente.

É ainda possível que parte da energia reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos se propague em direcção à zona abrigada pelo quebramar Norte, não regressando à zona de geração. A difracção das ondas reflectidas ou radiadas nessa praia, associada a uma transferência de energia para a envolvente ao Posto "A", deve também ter um papel não desprezável no processo. No entanto, tendo em atenção a posição ocupada pela sonda S5, Figura 6.75, apenas uma pequena fracção da energia que aí é registada deverá sofrer os fenómenos referidos. É expectável que o sistema de absorção activa de reflexões tenha a capacidade de reduzir a importância das flutuações da altura de onda referidas por Goda, 2000, na zona frontal ao sistema de geração.

Para facilitar a interpretação dos resultados do Quadro 6.45, a Figura 6.82 apresenta os espectros de variância estimados a partir dos registos de elevação da superfície livre da água medidos pelas sondas S1 a S5, dando especial destaque às frequências da banda infra-gravítica. Estes resultados referem-se a testes realizados para uma profundidade de água de 20 m, nos quais foram reproduzidos estados de agitação caracterizados por uma altura de onda significativa de 3.0 m, e períodos de onda de pico de 12 e 14 s (valores de protótipo). As estimativas espectrais foram obtidas para uma janela de dados de 1024 pontos, à qual corresponde uma largura da banda espectral de 0.002344 Hz.

A Figura 6.82 mostra que na posição da sonda S5, a energia associada, quer às frequências da banda infra-gravítica, quer às frequências próximas da frequência de pico, é significativamente superior à medida pelas sondas S1 a S4. A análise da Figura 6.82 – esquerda permite constatar que a configuração do espectro de energia estimado para a sonda S5 apenas se distancia dos associados às sondas S1 a S4 nas frequências mais baixas da banda infra-gravítica. Estes resultados parecem indicar que a praia instalada no tanque de ondas tem a capacidade de dissipar, de uma forma relativamente eficiente, a energia presente em frequências superiores a um dado valor de referência, ou que a geração de energia de longo período (livre) ocorre, preferencialmente, num intervalo específico de frequências. Para ser possível retirar conclusões definitivas sobre esta matéria seria necessário aprofundar a análise ou, pelo menos, estendê-la a mais condições de teste. No presente trabalho de investigação essa análise não foi realizada. A problemática da reflexão e/ou radiação da energia infra-gravítica em praias é abordada, de uma forma mais detalhada, nas secções 3.2.2 e 6.2.6.3.

Na zona abrigada pelo quebramar Norte de Leixões, os índices de agitação associados à componente infra-gravítica dos espectros de variância são sempre inferiores à unidade, Quadro 6.45. No entanto, esses índices são claramente superiores aos calculados anteriormente, quando a análise incidiu sobre a componente de curto período, ou sobre a altura de onda significativa total.

A Figura 6.83 mostra a variação dos índices de agitação associados à componente de curto período, Υ_{cp}, e à componente de longo período, Υ_{lp}, com a profundidade de água, o período de onda de pico e o local de instalação da sonda. Pode observar-se que a ordem de grandeza dos índices associados a essas duas componentes é diferente, Figura 6.83. Enquanto no caso da componente de curto período o valor de Υ_{cp} nunca ultrapassa os 24%, na maioria das situações estudadas, o valor de Υ_{lp} encontra-se acima de 40%.

Para as profundidades de água habituais à entrada de portos marítimos, a altura das ondas de longo período ligadas (ou *set-down*) é proporcional ao quadrado da altura das ondas de curto período (ou

ondas primárias), PIANC, 1995. Estas perturbações de longo período, como o próprio nome indica, propagam-se ligadas aos agrupamentos de ondas de curto período. Devido às condições de abrigo proporcionadas pelo quebramar Norte, os resultados apresentados na Figura 6.83 e no Quadro 6.43 mostram que a altura de onda significativa associada à componente de curto período diminui, de forma significativa, com o afastamento à cabeça dessa estrutura. Com efeito, o respectivo índice de agitação atinge valores entre 6 e 24% nas posições ocupadas pelas sondas S6 a S9. Tendo por base o referido, seria lícito pensar que os efeitos associados ao *set-down* diminuíram, ainda mais rapidamente, com a propagação da agitação de curto período para o interior do porto. No entanto, os índices de agitação calculados, apenas, com base na componente de longo período contrariam essa hipótese pois, como já se referiu, são superiores aos associados à componente de curto período, Figura 6.83. É óbvio que a energia de longo período medida na área abrigada pelo quebramar não pode estar em equilíbrio (ou ligada) com os agrupamentos de ondas primárias, que perdem grande parte da sua energia durante o processo de difracção.

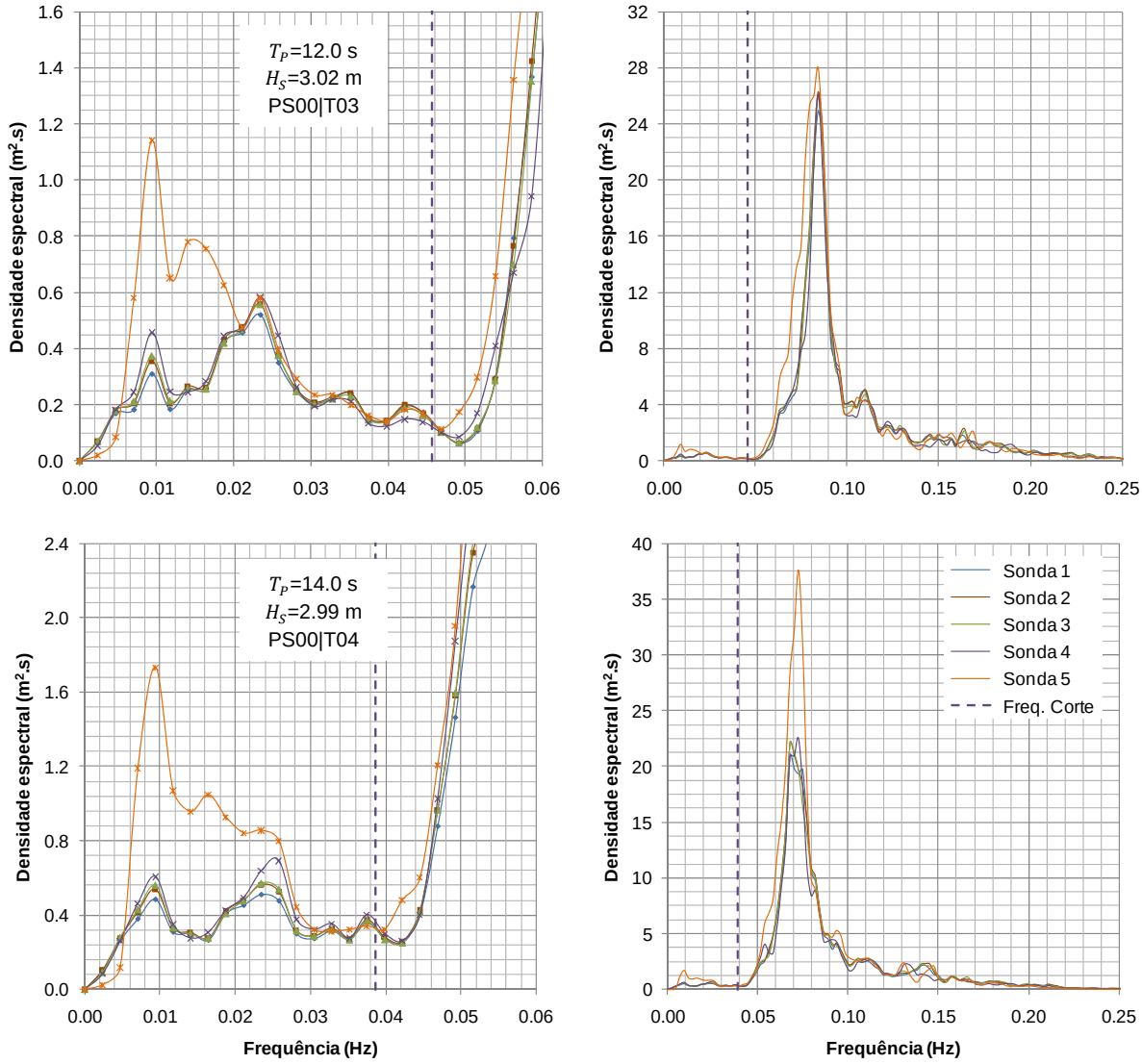


Figura 6.82 – Espectros de variância estimados para as sondas S1 a S5: frequências da banda infra-gravítica (esquerda), espectro de variância global (direita). Testes realizados para uma profundidade de água de 20 m.

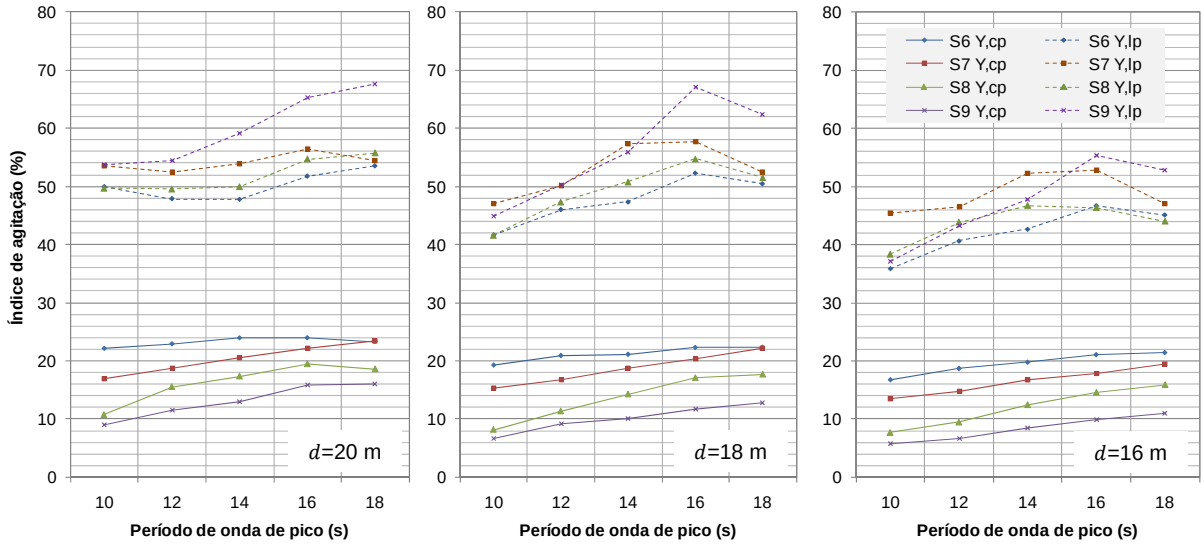


Figura 6.83 – Índices de agitação associados às componentes de curto e de longo períodos em função do local de instalação das sondas e do período de onda de pico, para as três profundidades de água: d=20 m (esquerda), d=18 m (centro) e d=16 m (direita). Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m.

Importa acrescentar que os resultados obtidos no modelo físico não são inovadores, na medida em que Bowers, 1977, demonstrou, teoricamente e com base em resultados experimentais, que o fenómeno da difracção permite que uma parte substancial da energia associada às ondas de longo período ligadas (incidentes) se liberte. Após o processo, essas perturbações de longo período passam a comportar-se como ondas livres, deixando, portanto, de se propagar à velocidade do grupo. Estas ondas, com uma frequência idêntica à do *set-down*, têm comprimentos de onda elevados, pelo que a redução da sua amplitude na propagação para o interior do porto é mais lenta. Na área abrigada pelo quebramar Norte, juntamente com os agrupamentos de ondas de curto período, continuam a propagar-se ondas de longo período ligadas, mas de amplitude muito pequena (desprezável), devido à importante redução da altura das ondas de curto período.

Sem pretender retirar importância ao que foi exposto, importa ainda acrescentar que a energia de longo período (livre) reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos pode também propagar-se em direcção ao Posto "A". Considerações idênticas podem também ser tecidas a respeito da influência do talude exterior do molhe Sul de Leixões nos níveis de agitação na envolvente a esse posto de acostagem. A ocorrência de fenómenos ressonantes na instalação experimental, sem correspondência directa com a realidade, é um assunto que também deve ser tido em linha de conta. Assim, conclui-se que os níveis de energia nas frequências da banda infra-gravítica dos espectros estimados com base nos registos das sondas instaladas na zona abrigada pelo quebramar, não resultam apenas de uma única contribuição. O mesmo pode ser estendido, em parte, à sonda S5, situada em frente à Praia de Matosinhos.

O Quadro 6.46 apresenta o quociente entre as alturas de onda significativas de longo período e de curto período, em função do local de instalação das sondas, da profundidade de água e do período de onda de pico. Os testes foram realizados para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m.

O quociente entre as duas componentes em análise aumenta com o afastamento à cabeça do quebramar Norte de Leixões (como foi referido anteriormente), com a redução da profundidade de água e com o aumento do período de onda de pico. Assim, na área abrigada pelo quebramar, a importante redução de energia observada na banda de frequências gravíticas contrasta com a aparente facilidade com que o *set-down* contorna a cabeça da estrutura. Estes resultados mostram a razão pela qual a altura de onda significativa total diminui mais lentamente com o afastamento à cabeça do quebramar Norte do que a

altura de onda referente à componente de curto período, Quadros 6.41 e 6.43. A Figura 6.84 apresenta, graficamente, os resultados do Quadro 6.46, para os períodos de onda de pico de 12, 14 e 16 s.

Quadro 6.46 – Quociente entre as alturas de onda significativas de longo e de curto períodos, para diferentes condições de teste (valores percentuais).

T_P (s)	10			12			14			16			18		
d (m)	20	18	16	20	18	16	20	18	16	20	18	16	20	18	16
S1-S4	11.0	12.7	16.3	13.5	14.9	17.9	15.7	16.2	20.2	16.9	16.5	20.2	18.6	20.2	25.2
S5	12.3	14.4	18.0	15.7	19.2	24.8	18.3	22.0	26.5	21.6	25.2	30.0	23.9	27.7	33.2
S6	24.7	27.3	34.7	28.2	32.7	38.9	31.2	36.3	43.5	36.4	38.8	44.8	42.7	45.6	53.0
S7	34.6	39.0	54.5	37.6	44.4	56.3	41.0	49.5	63.1	43.1	46.7	59.8	43.1	47.8	60.9
S8	50.4	64.9	80.5	43.0	62.0	82.6	45.2	57.7	75.3	47.5	52.8	64.0	55.9	58.6	69.6
S9	65.8	85.5	106.8	64.0	82.0	115.9	71.5	89.7	113.5	69.2	95.4	112.9	78.4	97.9	120

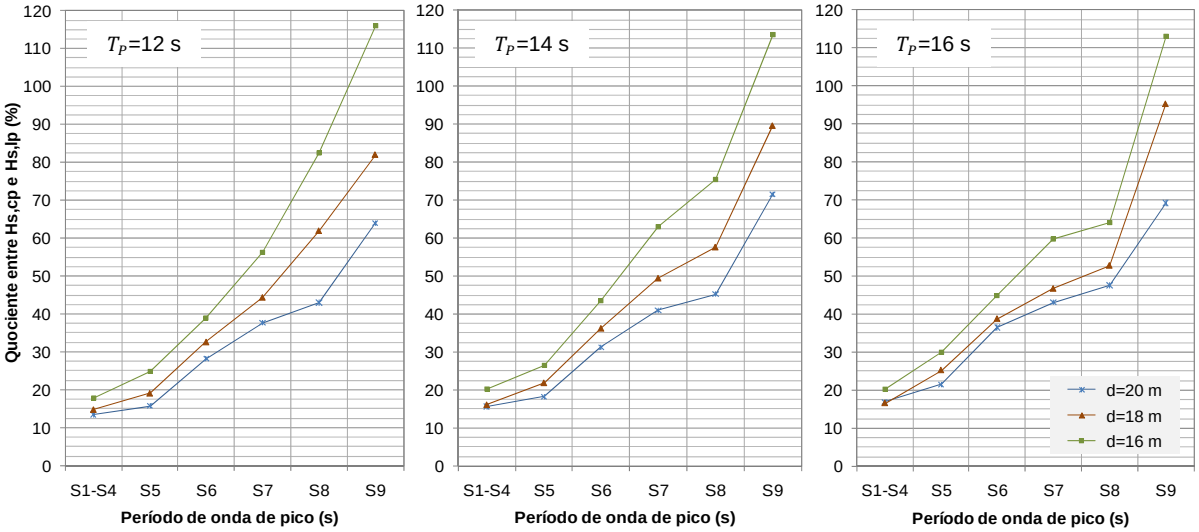


Figura 6.84 – Quociente entre as alturas de onda significativas de longo e de curto períodos, em função do local de instalação das sondas e da profundidade de água, para os períodos de onda de pico de 12, 14 e 16 s.

De facto, as ondas de longo de período (livres ou resultantes da difracção das ondas de longo período ligadas) contornam com aparente facilidade as obras de protecção contra a agitação marítima, sendo relativamente insensíveis ao seu comprimento. Deste modo, o aumento da dimensão dessas obras para além do que é requerido pela necessidade de proporcionar as condições de tranquilidade pretendidas na zona abrigada pela estrutura (ondas de curto período) é não só caro, mas também pouco eficaz.

Nas posições mais interiores da área de sombra do quebramar Norte, o quociente entre a altura de onda significativa de longo e de curto períodos, pode tomar valores muito elevados, por vezes superiores à unidade (100%), Figura 6.84. Importa frisar que o aumento expressivo desse quociente com a redução da profundidade de água e o aumento do período de onda de pico resulta, essencialmente, do facto de a altura de onda significativa associada à componente infra-gravítica do espectro incidente aumentar, de forma considerável, no mesmo sentido. Ou seja, nos espectros medidos pelas sondas S1 a S4, verifica-se um aumento significativo da energia de longo período com a redução da profundidade de água e o aumento do período de onda, em testes realizados com a mesma altura de onda significativa incidente (total). Com efeito, a Figura 6.83 mostra uma tendência (ligeira) de redução do índice de agitação da

componente de longo período com a diminuição da profundidade de água, à semelhança do que se observa com a componente de curto período. Também com o aumento do período de onda de pico, os dois índices de agitação variam no mesmo sentido.

Os resultados dos testes realizados com estados de agitação marítima caracterizados por uma altura de onda significativa incidente de 4.5 m são apresentados no anexo G. As conclusões que resultam da sua análise são muito semelhantes às que foram retiradas a partir dos resultados dos testes realizados com uma altura de onda de 3.0 m.

A análise atenta dos resultados apresentados na Figura 6.83 (ou no Quadro 6.45) mostra que o índice de agitação calculado para a componente de longo período, ao invés de diminuir com o aumento da distância à cabeça do quebramar, como se observou anteriormente para a componente de curto período (Quadro 6.43 e Figura 6.83) ou para o conjunto das componentes de curto e longo períodos (Quadro 6.41), tende, em alguns casos, a ser mais elevado na sonda S9 do que na S8 e, por vezes, que na sonda S7. Estas situações ocorrem com menos frequência com a redução da profundidade de água. Um dos argumentos que pode ser utilizado na justificação destes resultados é, mais uma vez, a proximidade da sonda S9 a uma estrutura reflectora – a Prainha, Figura 6.75. Convém referir que as diferenças entre as alturas de onda de longo período medidas por essas sondas são pequenas na maior parte dos casos.

Com base nos resultados de testes efectuados na primeira fase do estudo, na secção 6.2.6.3 foram analisadas, de uma forma um tanto ou quanto exaustiva, as condições de ressonância no interior da instalação experimental. As condições em que esses testes foram efectuados tornaram possível tecer algumas considerações sobre a possibilidade de ocorrência de fenómenos de natureza ressonante no tanque de ondas. Nessa secção concluiu-se que, apesar da concentração preferencial de energia em frequências próximas das frequências naturais do tanque de ondas, qualquer fenómeno ressonante que aí tenha lugar, teria, forçosamente, de ter um factor de amplificação baixo. Referiu-se, também, que a existência de uma distribuição não uniforme de energia nas frequências da banda infra-gravítica podia ter uma origem não ressonante. Importa ainda acrescentar que nessa fase, e dentro do praticável, foram tomadas todas as medidas possíveis, tendo em vista a minimização da probabilidade de ocorrência de fenómenos de índole ressonante, tendo-se destacado a importância do uso de um sistema de absorção activa de reflexões integrado no sistema de geração de ondas.

Os processos físicos relacionados com a reflexão ou a radiação da energia de baixa-frequência pelas estruturas costeiras (incluindo as praias) são relativamente complexos (secção 6.2.6.3). Por outro lado, o controlo dos níveis de energia associados a essa banda de frequências do espectro (infra-gravítica) no interior das instalações experimentais continua a merecer uma atenção muito especial por parte de várias instituições de investigação. Com efeito, face à reduzida eficiência dos sistemas de dissipação tradicionais, apenas os sistemas de absorção activa de reflexões parecem ser capazes de minimizar os problemas decorrentes de uma eventual amplificação irrealista da energia infra-gravítica no interior da instalação experimental.

O modelo construído para a segunda fase do estudo é mais próximo da realidade e, ao mesmo tempo, mais complexo do que o modelo testado da primeira fase. Assim, a análise realizada na secção 6.2.6.3 não foi repetida para as condições de teste da segunda fase do estudo. No entanto, são tecidas algumas considerações sobre a possibilidade de a massa de água contida no interior do tanque de ondas entrar em ressonância e sobre a importância desses fenómenos.

Em primeiro lugar, importa frisar que na segunda fase do estudo foram tomadas várias medidas tendo em vista a minimização da importância do tipo de fenómenos em análise. Tal como na primeira fase, os testes foram realizados com o sistema de absorção activa de reflexões ligado. Apesar das limitações que este tipo de equipamentos ainda tem actualmente, a sua utilização permite assegurar que parte da

energia de longo período reflectida pela Praia de Matosinhos é absorvida pelo sistema de geração de ondas, reduzindo a possibilidade de as perturbações de longo período serem amplificadas segundo a direcção longitudinal.

Como é do conhecimento geral, a amplificação de perturbações de longo período numa bacia fechada implica a persistência da acção excitante, cuja frequência se deverá manter constante ou, pelo menos, não se alterar de forma significativa ao longo do tempo. O método utilizado na reprodução dos estados de agitação marítima assegura que, desde que a duração do teste seja longa, os diferentes padrões de agrupamentos de ondas ocorrem durante o teste. Com a modificação do padrão de agrupamento de ondas de curto período no decorrer do teste, a frequência da perturbação de longo período associada, também se deverá modificar, reduzindo a probabilidade de ocorrência de ressonância. Se a entrada de energia no sistema for interrompida, a resposta ressonante da instalação experimental deverá decair exponencialmente no tempo, devido aos processos dissipativos existentes.

Ainda segundo a direcção longitudinal, a Praia de Matosinhos (adaptada), instalada na extremidade do tanque de ondas oposta à do sistema de geração e com uma inclinação de cerca de 4%, tem um perfil mais suave do que a praia dissipadora usada na primeira fase do estudo (inclinação de cerca de 14%). Embora estes sistemas de dissipação sejam pouco eficientes para ondas longas, o desempenho da praia utilizada na segunda fase deverá ser superior ao da praia da primeira fase. Importa acrescentar que na segunda fase, o aspecto-chave não era a construção de um sistema de dissipação eficiente nessa área da instalação experimental, mas a reprodução das características de uma praia que existe na realidade, respeitando as condicionantes impostas pelas dimensões do tanque de ondas.

As simplificações introduzidas no modelo físico da segunda fase do estudo, em particular no que diz respeito à consideração de fundos horizontais à cota -16 ZHL, ditaram a construção de uma praia com uma inclinação superior à real. A utilização de brita na materialização do perfil da praia, para evitar a alteração da sua topo-hidrografia no decorrer dos vários testes, potencia as perdas de energia durante a propagação das ondas sobre esse perfil e, de certa forma, permite compensar parcialmente a sua maior inclinação.

Uma característica distintiva do modelo testado na segunda fase é a tridimensionalidade dos estados de agitação no interior da instalação experimental, mesmo quando são reproduzidos estados de agitação de crista longa. Essa tridimensionalidade resulta, essencialmente, do fenómeno da difracção em torno da cabeça do quebramar Norte e da reflexão da agitação nas várias fronteiras do domínio de ensaio. Os resultados obtidos com o modelo físico, em linha com os trabalhos de outros autores, mostraram que as ondas de longo período conseguem contornar, com relativa facilidade, a cabeça da estrutura de protecção contra a agitação marítima. Assim, enquanto a agitação de curto período chega à zona da Prainha e da praia absorvente perfurada instalada à entrada do anteporto (Figura 6.75) com uma altura de onda significativa muito pequena, sendo ainda submetida a processos dissipativos adicionais nesses elementos, as ondas de longo período, não só experimentam uma menor redução de energia na sua propagação até essa área, como ainda são (parcialmente) reflectidas por essas estruturas. No entanto, importa acrescentar que os orifícios da praia absorvente perfurada, embora promovam a dissipação parcial da energia que incide nesse elemento, permitem também que uma parte significativa da energia associada às perturbações de longo período se propague para a região abrigada pelo molhe Sul. Essa área deverá funcionar como uma espécie de câmara de dissipação (Figura 6.63).

Admitindo que a praia absorvente e a câmara de dissipação cumprem, pelo menos parcialmente, a sua função, uma vez que a Prainha e o molhe Sul foram reproduzidos de acordo com as características do protótipo, segundo a direcção transversal do tanque de ondas, o ponto crítico encontra-se na parede lateral oposta a estes elementos, que não têm qualquer correspondência com a realidade. Com efeito,

essa fronteira do domínio de ensaio não deverá constituir um problema para as ondas de curto período, na medida em que estas são significativamente atenuadas durante a sua propagação em direcção ao enraizamento do quebramar Norte. Além disso, nesta fronteira encontram-se duas praias que permitem uma dissipação adicional de energia. No entanto, é incorrecto considerar que não existe reflexão de energia de longo período nessas praias. Essa energia, que já foi dissipada na propagação até à zona da Prainha é reflectida (sofrendo nova atenuação) e propaga-se em sentido contrário. Nesse movimento sobre uma difracção adicional, quer na direcção da Praia de Matosinhos, quer na direcção do sistema de geração (Figura 6.75), perdendo energia. No entanto, parte da energia é reflectida na parede lateral do tanque de ondas. A importância dessa componente reflectida é de difícil determinação.

Admitindo que essa parede lateral do tanque de ondas tem um papel importante nos níveis de agitação na área do Posto "A", depreende-se da observação conjunta de uma imagem aérea da envolvente a esse posto de acostagem (Figura 6.59) e do esquema de implantação do modelo físico no tanque de ondas (Figura 6.62), que na segunda fase do estudo pouco mais poderia ser feito para minimizar esse problema, na hipótese de se pretender simular a difracção em torno da cabeça do quebramar Norte, como foi o caso. Aliás, como os sistemas de absorção do tipo passivo são pouco eficazes para as ondas de longo período, mesmo que a instalação experimental fosse mais larga e permitisse a instalação de uma praia lateral, ou de um de um sistema de dissipação do tipo progressivo (e.g. formado por uma associação de placas verticais perfuradas, Jamieson e Mansard, 1987), não se poderia afirmar, de uma forma categórica, que não ocorreria reflexão de energia de longo período nessa fronteira.

Tendo em conta que na vizinhança do Posto "A" os níveis de energia na banda infra-gravítica têm contribuições, quer da componente de longo período que difracta em torno da cabeça do quebramar, quer da energia reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos e pelo talude exterior do molhe Sul, os índices de agitação determinados para a componente de longo período nas sondas S6 a S9 não são exageradamente elevados. O Quadro 6.45 mostra que, para a generalidade das condições de teste, nas posições ocupadas pelas sondas S6 a S9, a altura de onda significativa da componente infra-gravítica é cerca de metade do valor calculado para as sondas S1 a S4 (incidente).

Como exemplo, a Figura 6.85 compara a banda infra-gravítica de espectros estimados com base em resultados das duas fases do estudo, para condições de teste idênticas. Estes resultados são referentes a testes realizados para uma profundidade de água de 20 m, nos quais foram reproduzidos estados de agitação caracterizados por uma altura de onda significativa de 3.0 m, e períodos de onda de pico de 12 e 14 s (valores de protótipo). As estimativas espectrais foram obtidas para uma janela de dados de 512 pontos, à qual corresponde uma largura da banda espectral de 0.004688 Hz.

Para as mesmas condições de teste, os níveis de energia na banda infra-gravítica registados na primeira fase do estudo foram mais elevados, Figura 6.85. Estes resultados podem ser explicados, em parte, pelo facto de a praia dissipadora construída na primeira fase do estudo ter maior inclinação do que a Praia de Matosinhos reproduzida na segunda fase. Por outro lado, nas duas fases do estudo, as quatro sondas foram instaladas em locais distintos, sendo que na segunda fase estas estavam mais próximas do sistema de geração. A cabeça do quebramar Norte, reproduzida na segunda fase do estudo, por um lado evita que parte da energia reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos atinja à zona de geração, por outro, reflecte quase imediatamente a agitação gerada. Nos gráficos apresentados é ainda indicada a altura de onda significativa média da componente de longo período, $\overline{H}_{S,lp}$.

O molhe Sul pode desempenhar um papel importante no que concerne à ocorrência de fenómenos de índole ressonante na envolvente do Posto "A". Com efeito, considerando a massa de água delimitada pelo quebramar Norte, pelo molhe Norte do anteporto e pela extremidade do molhe Sul, como uma cunha triangular, obtém-se um período fundamental de ressonância da massa de água em cunha de

133 s, que é compatível com a existência de uma zona nodal no Posto "A" (Morais e Abecasis, 1978; IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005). Esse período de ressonância foi calculado considerando uma profundidade de água de 16.5 m, com base em,

$$T_{ress} = 1.308 \times \frac{2l}{\sqrt{gd}} \tag{6.31}$$

em que T_{ress} representa o período de ressonância da massa de água em cunha, l o comprimento da cunha triangular (650 m) e g a aceleração da gravidade. Para uma profundidade de água de 20 m (condições em que os testes analisados na secção 6.3.10.2 foram realizados), esse período passa para 119.5 s. No entanto, podem também ocorrer situações de reflexão pura não ressonante para uma gama de períodos mais larga, causadas pelo canto entre as duas estruturas de protecção.

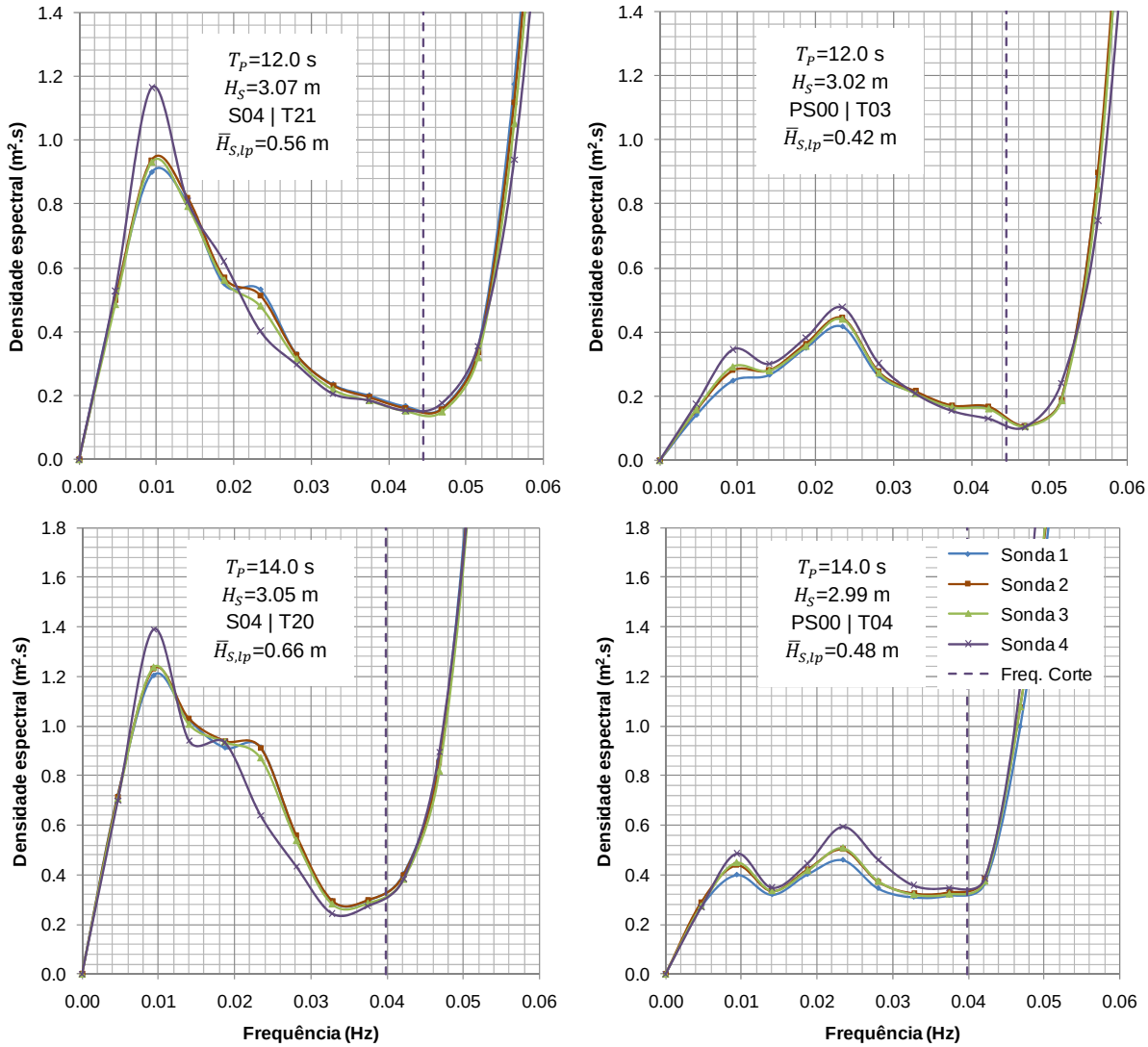


Figura 6.85 – Espectros de variância estimados para as sondas S1 a S4: frequências da banda infra-gravítica. Testes realizados na primeira (esquerda) e segunda (direita) fases do estudo.

Os resultados obtidos por aplicação da Equação (6.31) são consistentes com os resultados de um estudo numérico das condições de ressonância no interior do Porto de Leixões (IHRH-FEUP, 2007).

Esse estudo prevê que para uma profundidade de água na zona do Posto "A" de 18 m (nível médio da água do mar), ondas longas com um período de 120 s originem uma linha nodal na vizinhança deste posto de acostagem, ligeiramente deslocada no sentido da proa do navio (c.f. Figura 5.27).

A análise dos espectros de variância estimados a partir das séries temporais dos movimentos do navio amarrado mostra que, para algumas das condições de teste estudadas na segunda fase, segundo o modo de avanço, o período de pico dessas estimativas está muito próximo dos 120 s. Numa profundidade de água de 20 m, uma onda com um período de 120 s apresenta um comprimento de cerca de 1680 m (no protótipo). Como exemplo, a Figura 6.86 apresenta espectros de variância estimados para os modos de oscilação do navio amarrado no plano horizontal. Estes resultados referem-se a testes realizados com o intuito de investigar a influência das forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" (secção 6.3.10.2). As estimativas espectrais foram obtidas para uma janela de 2048 pontos, à qual corresponde uma largura da banda espectral de 0.001172 Hz. Nos gráficos apresentados são também indicadas as condições em que os testes foram realizados, nomeadamente: a referência do teste, as características da interface do navio com as defensas (PT refere-se à condição de pré-tensão aplicada nos cabos de amarração e DF ao tipo de defensas instaladas no cais), o período de onda de pico e a altura de onda significativa incidente. Nesses testes o navio encontrava-se amarrado ao cais com o *layout* assimétrico.

Os períodos de pico associados aos espectros de variância representados graficamente na Figura 6.86 são apresentados no Quadro 6.47. Pode concluir-se que segundo os modos de oscilação horizontais, o navio amarrado tende a responder em frequências inferiores às frequências características da agitação marítima (componente de curto período). Conclusões semelhantes foram obtidas a partir da análise de resultados de testes realizados durante a primeira fase do estudo (secção 6.2.8.1).

Quadro 6.47 – Períodos de pico associados à resposta do navio amarrado no plano horizontal.

Refª do Teste	Condição de pré-tensão	Tipo de defensa	Condições de agitação		Período de pico do espectro (s)		
			T_P (s)	H_S (m)	Avanço	Deriva	Guinada
PS1 | T04	PT-Base	DF-Base	12	3.03	121.90	85.33	56.89
PS2 | T04	PT-Base	DF-EPDM	14	3.01	121.90	77.58	77.58
PS3 | T04	PT-Extra	DF-EPDM	16	2.96	121.90	77.58	77.58
PS4 | T05	PT-Extra	DF-Base	14	3.00	121.90	77.58	77.58

O que importa salientar nos resultados apresentados na Figura 6.86 e no Quadro 6.47 é o facto de, segundo o modo de avanço, o período de pico da resposta do navio amarrado ser muito diferente do período natural previsto para esse modo de oscilação (secção 6.2.7.3). No entanto, importa referir que os períodos naturais apresentados no Quadro 6.18 foram determinados para uma profundidade de água de 18 m, com o modelo físico da primeira fase do estudo. Nesse modelo, o navio não estava próximo de nenhuma fronteira reflectora. Na segunda fase, tal como no protótipo, a estrutura de acostagem do Posto "A" é adjacente ao intradorso do quebramar Norte. Apesar de as condições serem diferentes, é pouco provável que o período natural da oscilação de avanço tenha passado de aproximadamente 70 s para cerca de 120 s. De facto, o que a Figura 6.86 parece indicar é que, nos testes analisados, segundo o modo de avanço, o navio responde em duas frequências distintas: a mais baixa está associada a um período de cerca de 122 s e, possivelmente, à entrada em ressonância da massa de água em cunha entre os dois quebramares; a segunda, é um pouco mais elevada, tem um período associado de cerca de 80 s (i.e. idêntico ao período de pico dos espectros de variância estimados para o modo de deriva) e pode corresponder ao período natural de oscilação do modo de avanço nas condições em que os testes da segunda fase foram efectuados. Apesar da atenção que este assunto possa merecer, particularmente no

que concerne à compreensão do comportamento de navios amarrados no interior de portos, no âmbito do presente trabalho de investigação, não foi explorado em pormenor.

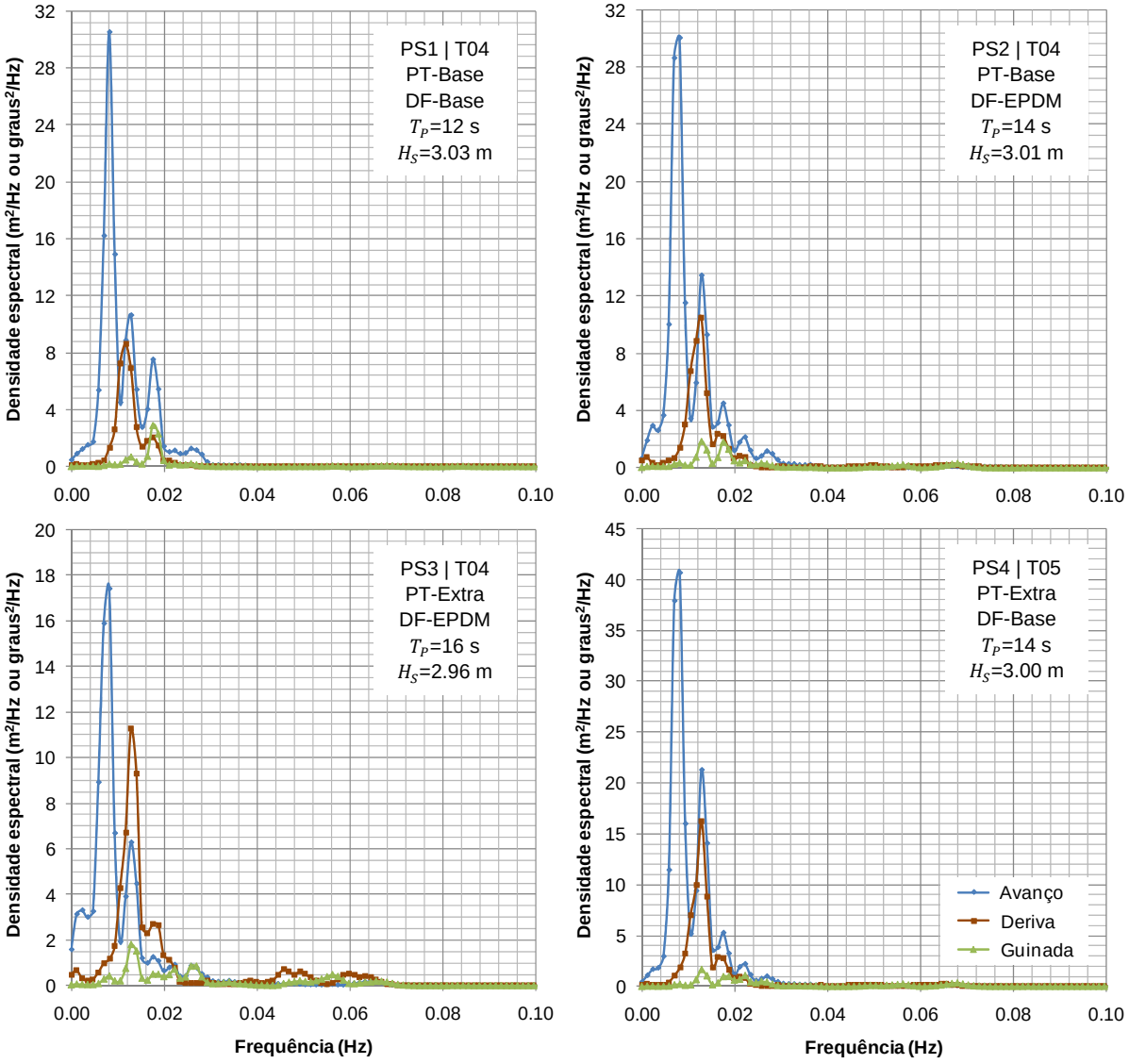


Figura 6.86 – Espectros de variância estimados com base nas séries temporais dos movimentos de avanço, deriva e guinada do navio amarrado. Testes realizados na segunda fase do estudo.

Tendo por base as considerações tecidas anteriormente, e em sumário, é lícito concluir que nos testes efectuados na segunda fase do estudo em modelo físico, os níveis de energia infra-gravítica na área envolvente ao Posto "A", que resultam directa ou indirectamente das ondas longo período ligadas, podem ser (ligeiramente) mais elevados do que os reais. A confirmar-se esta hipótese, os resultados da segunda fase do estudo, no que diz respeito ao comportamento do navio amarrado, seriam, portanto, conservativos. No entanto, qualquer análise crítica desses resultados não pode deixar de ter em atenção que, na natureza, a energia presente nas frequências da banda infra-gravítica dos espectros de variância pode ter origens muito variadas. Com efeito, e sem entrar em muito detalhe, na zona costeira podem coexistir ondas de longo período ligadas, batimentos (*surf beats*), ondas de longo período que resultam da difracção do *set-down*, ondas *edge* e ondas de longo período livres originadas por fenómenos de

índole meteorológicos ou mesmo sísmica. Os níveis de energia na gama das baixas-frequências estão, portanto, relacionados com as condições locais do ambiente marítimo-portuário, a topo-hidrografia da envolvente à área em estudo e as características das estruturas costeiras aí existentes. Algumas das contribuições referidas não foram reproduzidas no modelo, ou a sua importância é apenas considerada por defeito. Por outro lado, os trabalhos que procuraram fazer uma caracterização das ondas de longo período em Leixões, ainda que com um número de registos relativamente pequeno, mostraram que as alturas destas ondas, em algumas situações, podem ser elevadas (c.f. Figuras 5.11 e 5.12, e Quadro 5.6).

Assim, apenas com medições locais dos estados de agitação marítima e a posterior determinação da componente associada à energia infra-gravítica (por exemplo, à entrada do porto, junto ao Posto "A" e em frente à Praia de Matosinhos), se poderia aferir, com rigor, se existe, efectivamente, mais energia nessa gama de frequências no modelo físico e qual o factor de segurança associado aos resultados obtidos. Como alternativa poder-se-ia equacionar a utilização de um modelo numérico de propagação dos estados de agitação marítima do largo para a costa. Esse modelo teria, forçosamente, de ter a capacidade de simular de forma conveniente todos os processos físicos não-lineares que contribuem para o importante aumento da energia infra-gravítica com a redução da profundidade e a aproximação à costa. Importa acrescentar que todos os testes foram realizados nas mesmas condições, pelo que esta discussão não retira validade às conclusões obtidas a partir dos resultados experimentais. Além disso, nos processos de verificação e de desenvolvimento de modelos numéricos, não é fundamental que os resultados experimentais tenham sido obtidos com um modelo físico que reproduz, exactamente, um determinado caso de estudo. O importante é que as condições em que esses testes foram efectuados estejam bem documentadas e sejam, obviamente, realistas.

Ficou assim realçada a importância de dispor de medições (no protótipo) das condições de agitação marítima na envolvente próxima do Posto "A", nas situações em que se pretende aferir com rigor o comportamento de navios aí amarrados. Na eventualidade de essas medições revelarem a existência de mais energia no local do que aquela que resulta apenas da consideração do *set-down* teórico no modelo físico, é possível adicionar mais energia à banda das baixas-frequências dos espectros de agitação especificados no sistema de geração de ondas. Caso se verifique o contrário, é muito difícil dissipar a energia infra-gravítica que está em excesso no interior do tanque de ondas, dada a reduzida eficiência dos sistemas de dissipação passivos.

Por fim, no que concerne aos níveis de agitação na zona abrigada pelo quebramar Norte de Leixões, a comparação dos resultados do modelo físico com os resultados de simulações numéricas realizadas no âmbito do estudo IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, revelou diferenças importantes. Importa referir que tanto os modelos numéricos como o modelo físico testado na segunda fase são uma representação simplificada da realidade do protótipo.

6.3.10. SITUAÇÕES ESTUDADAS

6.3.10.1. Introdução

No início da segunda fase do estudo experimental foi realizado um conjunto de testes preliminares com o objectivo de calibrar as condições de agitação marítima no modelo físico, e de caracterizar os níveis de tranquilidade (agitação) em vários pontos do domínio de ensaio (secção 6.3.9). Os testes efectuados posteriormente visaram a análise do comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões para dezassete condições de teste distintas. A dimensão de cada uma das séries de testes foi variável. Entre séries, as condições de teste variaram desde pequenas alterações

efectuadas ao nível das características do sistema de amarração do navio, até intervenções de maior expressão, por exemplo, na configuração da cabeça do quebramar Norte de Leixões.

Enquanto a primeira fase do estudo visou a análise comparativa de algumas alternativas de intervenção no Posto "A", para um número relativamente elevado de condições de agitação marítima e com base num modelo físico simplificado, na segunda fase do trabalho construiu-se um modelo mais completo e realista da área em estudo, e foram testadas também várias alternativas de intervenção nesse posto, mas para um número mais reduzido de condições de agitação.

A segunda fase do estudo experimental tinha como objectivo fazer uma análise crítica da influência de alguns fenómenos físicos nos problemas operacionais do Posto "A" (os que requeriam um estudo com um modelo tridimensional), o estudo de alternativas de intervenção nesse posto com um modelo físico mais próximo da realidade e uma análise comparativa dos resultados obtidos com os da primeira fase do estudo. Assim, e em relação aos dois primeiros objectivos, começam por ser destacadas as séries de testes efectuadas com o objectivo de analisar a difracção da agitação marítima em torno da cabeça do quebramar Norte e a sua influência nas condições de tranquilidade na envolvente do Posto "A" (secção 6.3.9.3), e as duas séries de testes que visaram o estudo das repercussões da alteração da configuração da cabeça do quebramar Norte no comportamento de um navio amarrado no Posto "A". As variantes consideradas incluíram as seguintes intervenções: o prolongamento de um muro cortina transversal ao alinhamento do quebramar Norte, numa extensão de aproximadamente 28.5 m e com o coroamento sensivelmente à cota +11.50 m, Figura 6.87 – esquerda; e a construção de um maciço com a forma de uma elipse (em planta), com diâmetros exteriores aproximados de 38 e 45 m ao nível do topo e de 55 e 60 m ao nível da base, utilizando blocos de betão dispostos de uma forma muito irregular, Figura 6.87 – direita.

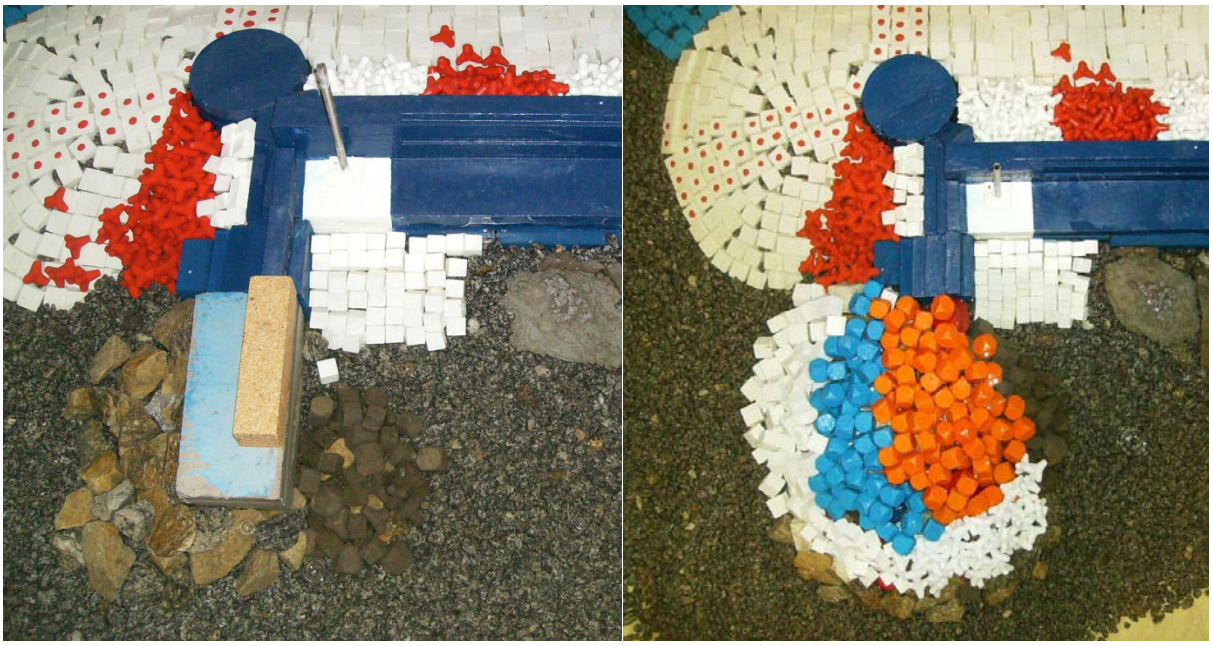


Figura 6.87 – Alterações da configuração da cabeça do quebramar Norte de Leixões: prolongamento de um muro cortina transversal (esquerda); construção de um maciço em forma de elipse com blocos de betão (direita).

A transmissão através do quebramar Norte de Leixões foi uma das causas apontadas para os problemas de operacionalidade do Posto "A", IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. Esta hipótese é suportada pela análise da evolução da batimetria, ao longo do tempo, na área envolvente a esse posto de acostagem e

por afirmações proferidas pelos profissionais responsáveis pela operação do Terminal de Petroleiros. A influência da passagem de água através da estrutura do quebramar no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" apenas poderia ser estudada com um modelo verdadeiramente tridimensional.

Dado tratar-se de um quebramar de taludes construído sobre um antigo quebramar submerso, torna-se difícil avaliar qual a permeabilidade actual desta obra de protecção. Contudo a presença de blocos com cerca de 90 tf no manto exterior da antiga estrutura submersa leva a concluir que o quebramar poderá, de facto, ser permeável a sedimentos e, eventualmente, a correntes de água localizadas. Por outro lado, num modelo físico construído à escala geométrica 1/100 de acordo com o critério de semelhança de *Froude* é difícil reproduzir correctamente o fenómeno da transmissão. Com efeito, para essa escala, os efeitos de escala viscosos, apesar de não serem, normalmente, um problema nas camadas exteriores do quebramar, adquirem importância nas camadas mais interiores e no núcleo da estrutura, através dos quais o escoamento deixa de ter características turbulentas, como no protótipo. Estes motivos pesaram na opção pela não reprodução das características de transmissão (por galgamento e através da estrutura) do quebramar Norte de Leixões no modelo físico construído para a segunda fase do estudo.

No entanto, o plano de trabalhos da segunda fase do estudo contemplou uma série de testes em que se procurou reproduzir o fenómeno da transmissão de energia através da estrutura do quebramar. Para tal foram instalados dois canais nessa estrutura durante a fase de construção do modelo físico: um à popa do navio, sensivelmente no local onde se supõe que a estrutura seja mais permeável, e o outro à proa, Figura 6.88. Como na segunda fase do estudo apenas se reproduziu, rigorosamente, o trecho extremo do quebramar (cerca de 150 m), nesta série de testes foi necessário improvisar uma superstrutura para a restante extensão da estrutura, de forma a evitar a ocorrência de transmissão por galgamento. Estes testes visaram apenas a avaliação qualitativa da influência da transmissão através do quebramar Norte no comportamento de um navio amarrado no Posto "A".

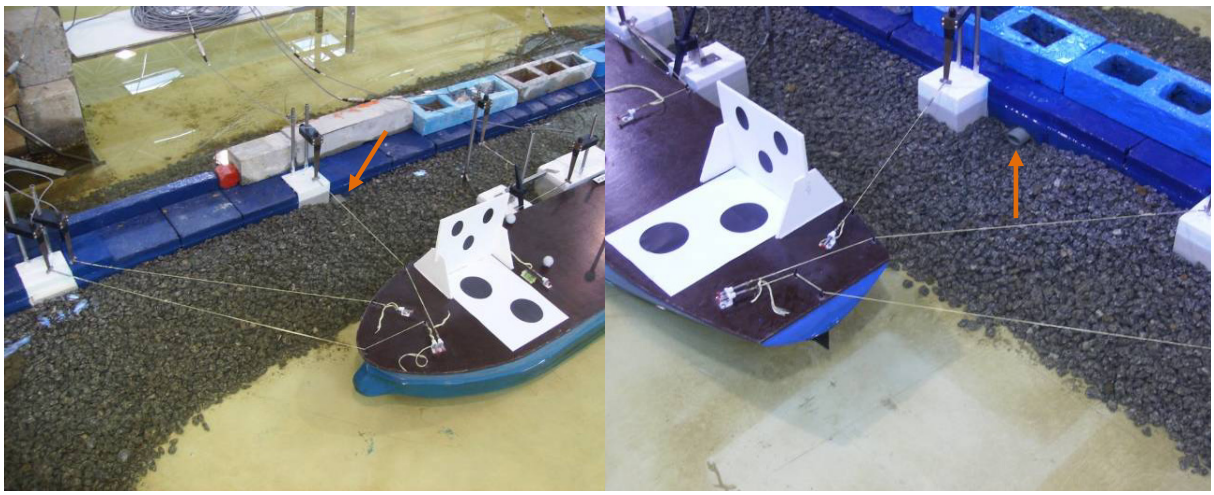


Figura 6.88 – Simulação da passagem de jactos de água através da estrutura do quebramar Norte de Leixões. Localização no modelo do ponto de passagem do jacto de água à proa (esquerda) e à popa do navio (direita).

Do plano de trabalhos da segunda fase do estudo destaca-se, também, a realização de testes para três profundidades de água (nível máximo de uma preia-mar de águas vivas, nível médio da água do mar e zero hidrográfico), enquanto na fase anterior apenas tinham sido consideradas duas profundidades, os testes exploratórios com ondas regulares de longo período, e os testes que visaram o estudo da resposta do navio para um *layout* de amarração que resulta do *layout* usual, mas ao qual foram retirados um lançante de proa e outro de popa (ambos cabos duplos no protótipo), Figura 6.89.

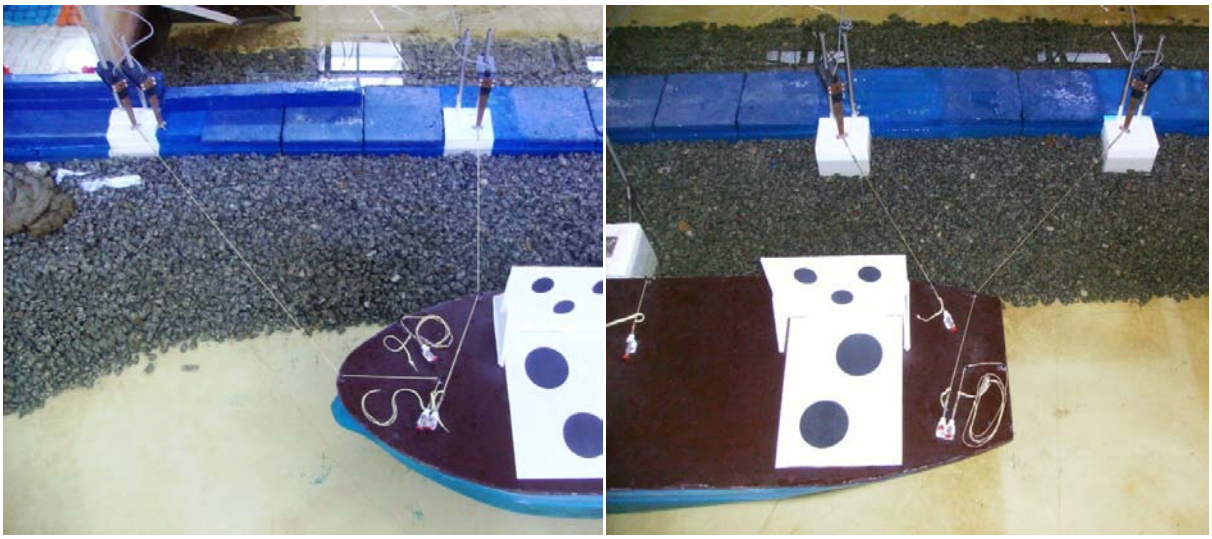


Figura 6.89 – Alteração do *layout* de amarração do navio por eliminação de um lançante de proa e outro de popa (cabos duplos): vista da proa, esquerda; vista da popa, direita.

O Quadro 6.48 resume as condições de teste estudadas na segunda fase do trabalho. Para cada uma das séries de testes consideradas são especificados: a profundidade de água junto ao cais, o *layout* usado na amarração do navio, o tipo de superfície de contacto da defensas com o navio, as características de elasticidade dos cabos de amarração e das defensas, a condições de pré-tensão aplicada nos cabos de amarração e algumas notas referentes a aspectos particulares dessas séries de testes.

Quadro 6.48 – Síntese das condições de teste estudadas na segunda fase do estudo em modelo físico.

Série	d (m)	*Layout*	Defensas	Cabos	Pré-tensão	Notas adicionais
PS01	20	Ass	Base	Cabos da 1ª fase do estudo	Base	
PS02	20	Ass	EPDM		Base	Comparação dos resultados obtidos com os da primeira fase do estudo em modelo físico
PS03	20	Ass	EPDM		Extra	
PS04	20	Ass	Base		Extra	
PS05	20	Ass	EPDM	Cabos de amarração preparados para a 2ª fase do estudo (mais rígidos) e defensas bilineares	Base	
PS06	20	Ass	EPDM		Base	Prolongamento do muro cortina na cabeça do quebramar
PS07	20	Ass	EPDM		Extra	
PS08	20	Sim	EPDM		Base	
PS09	18	Ass	EPDM		Base	
PS10	16	Ass	EPDM		Base	
PS11	20	Ass	EPDM		Base	Comprimento da sequência aleatória: 10, 11, 12, 13, 14 e 15
PS12	20	Ass	EPDM		Base	Construção de maciço com blocos na cabeça do quebramar
PS13	20	Ass	EPDM		Base	Transmissão através da estrutura do quebramar (popa e proa)
PS14	20	Ass	EPDM		Base	*Layout* de amarração assimétrico, mas sem CA1 e CA7
PS15	20	Ass	EPDM		Base	Testes exploratórios com ondas regulares de longo período
PS16	20	Ass	EPDM		Base	Testes comparativos: *HR WaveData* e *HR DAQ*
PS17	20	Ass	EPDM		Base	Ondas de crista curta e longa, espectro de *Jonswap* com γ de 1 e 6, testes comparativos entre o *HR WaveData* e o *HR DAQ*

As séries de testes PS01 a PS04 foram realizadas com o objectivo de permitir uma análise comparativa e crítica dos resultados obtidos na segunda fase do estudo com os fase anterior. Com efeito, apesar de já se conhecerem as principais características dos cabos existentes a bordo do navio *KORNATI*, nessas

quatro séries, o modelo do navio foi amarrado com os cabos de amarração preparados para a primeira fase do estudo. Com base nos resultados obtidos nesses testes, na secção 6.3.10.2, é feita à análise da influência de um aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas na resposta de um navio amarrado no Posto "A".

Na segunda fase do estudo foi também analisada a influência do comprimento da sequência aleatória de ondas no comportamento de um navio amarrado, e realizados alguns testes (poucos) com estados de agitação de crista curta e com estados de agitação de crista longa caracterizados por diferentes larguras de pico. Por fim, importa ainda acrescentar que alguns dos testes realizados na segunda fase do estudo visaram a comparação do desempenho de dois sistemas de aquisição distintos: o *HR WaveData v2.13* e o *HR DAQ v2.5r3*.

Os resultados de algumas séries de testes da segunda fase do estudo não foram analisados na presente dissertação, por falta de tempo e pela dimensão que o capítulo de análise de resultados adquiriu. É lícito questionar se não seria expectável que tal acontecesse aquando da preparação do plano de testes da segunda fase do estudo. Com efeito, por se tratar da segunda fase do estudo, já se tinha uma ideia clara da quantidade de informação que é registada em cada teste individual, fruto do elevado número de instrumentos de medição utilizados e dos diferentes tipos de análises que podem ser realizados com os dados medidos. Contudo, após se terem dispendido cerca de seis semanas nos trabalhos de construção do modelo físico, na instalação de cabos e nas operações de montagem e de calibração dos sistemas de medição, seria um desperdício de tempo e de recursos não rentabilizar ao máximo as restantes quatro a cinco semanas, procurando reproduzir novas condições de teste e obter respostas para questões que não puderam ser respondidas durante a primeira fase de testes, com o modelo simplificado.

Pese embora o que foi referido, algumas condições de teste com interesse para o presente estudo não foram incluídas no plano de trabalhos da segunda fase. Dessas condições de teste podem destacar-se as seguintes:

- testes com o modelo do navio calibrado para outras condições de carga (e.g. em lastro). A condição de carga do navio tem implicações em muitos parâmetros que condicionam o seu comportamento (períodos naturais de oscilação, massa adicionada, factores de amortecimento, entre outros), assim como na grandeza das solicitações do ambiente marítimo-portuário que sobre ele actuam (vento, correntes, agitação). De facto, a condição de carga mais condicionante em cada caso concreto nem sempre é fácil de determinar;
- acção do vento sobre o navio. No caso de estudo analisado, a acção do vento não foi incluída entre os factores que mais influenciavam as condições de operacionalidade e de segurança. No entanto, teria interesse reproduzir o efeito dessa acção no modelo físico (componente estática), por exemplo com o navio em lastro, para duas situações: o navio é empurrado contra as defensas (efeito favorável semelhante ao da aplicação de pré-tensão) e o navio é afastado do cais. Nos dois casos referidos as forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração seriam corrigidas (secção 3.2.3);
- utilização de guinchos de tensão constante (e.g. traveses) e estudo do seu efeito no comportamento do navio amarrado;
- desenvolvimento, teste e avaliação do desempenho de sistemas de controlo automático das forças aplicadas nos cabos de amarração do navio e do seu comportamento (secção 3.7.6);
- reprodução no modelo físico da rotura dos cabos de amarração do navio. Utilização de mecanismos do tipo fusível que permitam que, a partir de uma determinada força aplicada, o cabo parta e deixe de amarrar o navio ao cais. Análise directa do efeito (imediato) da rotura dos cabos de amarração;
- avaliação da eficácia de outras alterações da configuração da cabeça do quebramar Norte e estudo da influência do prolongamento desse quebramar no comportamento de um navio amarrado;

- reprodução de estados de agitação marítima típicos da costa Oeste portuguesa, com calibração dos níveis de energia infra-gravítica na envolvente próxima ao Posto do "A", eventualmente associados a situações problemáticas, para as quais estivessem disponíveis registos dos movimentos de navios amarrados nesse posto de acostagem (no protótipo);
- análise da influência da utilização de cabos de amarração do navio mais flexíveis (apenas de fibras sintéticas) na amplitude dos seus movimentos e nos esforços de amarração: implicações ao nível da eficiência das operações no cais e da segurança;
- realização de séries de testes (sistemáticas) com estados de agitação marítima de crista curta;
- estudo de outros *layouts* de amarração do navio e de outras direcções da agitação incidente;
- desenvolvimento de modelos físicos de defensas de baixa reflectividade e análise da sua influência no comportamento de um navio amarrado.

6.3.10.2. Forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas

Introdução

Nesta secção é analisada a influência do coeficiente de atrito na interface do casco do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado, para duas condições de pré-tensão. A análise é efectuada com base em resultados de testes experimentais do comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, realizados na segunda fase do estudo.

Faz-se referência ao facto de na primeira fase do estudo em modelo físico terem sido realizados testes com o mesmo objectivo. Os resultados obtidos foram apresentados e analisados na secção 6.2.8.5. O modelo físico construído para a segunda fase do estudo procurou reproduzir as características da área em estudo (protótipo) de uma forma mais rigorosa e completa.

Dos objectivos estabelecidos para a segunda fase destacam-se: o estudo de alternativas de intervenção no Posto "A" com um modelo físico mais próximo da realidade, tendo em vista a melhoria das suas condições operacionais e de segurança; e a análise comparativa e crítica dos resultados obtidos nesta fase com os resultados da primeira fase do estudo. Esta secção procura ir de encontro a esses dois objectivos, no que diz respeito ao estudo da influência de um aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado.

No trabalho realizado foi dado especial destaque aos movimentos do navio com maior influência nas condições de operacionalidade e de segurança num terminal para navios do tipo petroleiro. No entanto, os movimentos do navio no plano vertical são também analisados.

Condições de teste

Para o estudo da influência do coeficiente de atrito, μ, no comportamento do navio depois de amarrado foram consideradas duas superfícies distintas de contacto das defensas com o navio. O Quadro 6.28 apresenta o ângulo e o coeficiente de atrito (estático) entre as superfícies de recobrimento das defensas e o casco do navio, em plástico reforçado com fibra de vidro.

Tal como na primeira fase do estudo, o comportamento do navio amarrado no Posto "A" foi analisado para duas condições de pré-tensão: na condição de pré-tensão normal as forças iniciais (situação de repouso) em todos os cabos de amarração eram da ordem dos 100 a 120 kN; enquanto na condição de pré-tensão extra a força inicial nos traveses foi aumentada para um valor compreendido entre 245 e 265 kN, tendo-se mantido as forças nos restantes cabos no intervalo definido para a condição normal. As forças iniciais nas defensas situavam-se entre 490 e 545 kN nos testes efectuados para a condição de pré-tensão normal, e entre 705 e 750 kN nos testes realizados para a condição de pré-tensão extra.

O estudo foi efectuado com um modelo físico mais completo do Posto "A" e da sua área envolvente (Figuras 6.59 e 6.63). O *layout* de implantação desse modelo no tanque de ondas está esquematizado na Figura 6.62. Os testes foram efectuados com o modelo do navio petroleiro de 105 000 t de peso bruto calibrado para a condição de carga máxima, e amarrado ao posto de acostagem de acordo com o *layout* de amarração esquematizado na Figura 6.3. Este *layout* é ligeiramente assimétrico e corresponde ao *layout* mais frequentemente utilizado na amarração dos navios de maior porte no Posto "A", sendo composto por oito cabos de amarração duplos.

Como se referiu na secção 6.3.7, na segunda fase do estudo experimental já se conheciam as principais características dos cabos de amarração disponíveis a bordo do navio *KORNATI*. No entanto, de forma a ser possível fazer uma análise comparativa dos resultados obtidos com os dois modelos físicos, nos testes analisados nesta secção foram utilizados os cabos de amarração considerados na primeira fase do estudo. As características elásticas das defensas foram simuladas através da consideração de uma rigidez equivalente, tal como na primeira fase do estudo. O Quadro 6.3 resume as características dos cabos de amarração e das defensas utilizados.

Os testes em modelo físico foram realizados com agitação irregular de crista longa, com uma altura de onda significativa de 3.0 m e com os seguintes períodos de onda de pico: 10, 12, 14, 16, 18 e 20 s. Esses estados de agitação marítima foram definidos com base na forma espectral de JONSWAP, tendo sido considerado um factor de forma igual a 3.3. As ondas geradas procuravam reproduzir condições de agitação semelhantes às que se fazem sentir no exterior do Porto de Leixões. A sequência temporal de ondas geradas foi igual nos estados de agitação com o mesmo período de onda de pico. A duração dos testes foi a correspondente à geração de cerca de 1200 ondas. Os testes foram realizados para uma profundidade de água junto ao cais igual a 20 m (protótipo), que corresponde, sensivelmente, ao nível máximo de uma preia-mar de águas vivas.

Movimentos do navio no plano horizontal

Nesta secção é feita a análise da influência do coeficiente de atrito na interface do casco do navio com as defensas, e do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", segundo os modos de oscilação horizontais e com base nos resultados da segunda fase do estudo experimental. A Figura 6.90 compara a redução da amplitude significativa dos movimentos do navio, de três combinações de coeficientes de atrito com forças de pré-tensão nos cabos de amarração, relativamente a uma condição de referência. Tal como na primeira fase, nessa condição, as forças iniciais nos cabos de amarração são as correspondentes à condição de pré-tensão normal e foram simuladas defensas com um baixo coeficiente de atrito na interface com o navio. Os resultados são apresentados em função do período de pico da agitação marítima e para uma altura de onda significativa de 3.0 m (no exterior do porto).

A análise geral dos resultados obtidos com o segundo modelo físico (mais próximo da realidade física) permite tecer algumas das considerações apresentadas aquando da análise dos resultados da primeira fase do estudo (c.f. secção 6.2.8.5). Com efeito, a utilização de defensas com um coeficiente de atrito elevado, em combinação com um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, conduz a importantes reduções das amplitudes significativas dos movimentos horizontais do navio. Segundo o modo de avanço, essa redução situa-se, em geral, entre 55 e 75%, e diminui com o aumento do período de onda de pico. Para o movimento de deriva, a redução é menos significativa, podendo, no entanto, chegar a 45% para os períodos de onda mais elevados. Segundo o modo de guinada, os resultados obtidos são menos satisfatórios, com a redução da amplitude dessas oscilações a situar-se abaixo dos 30%.

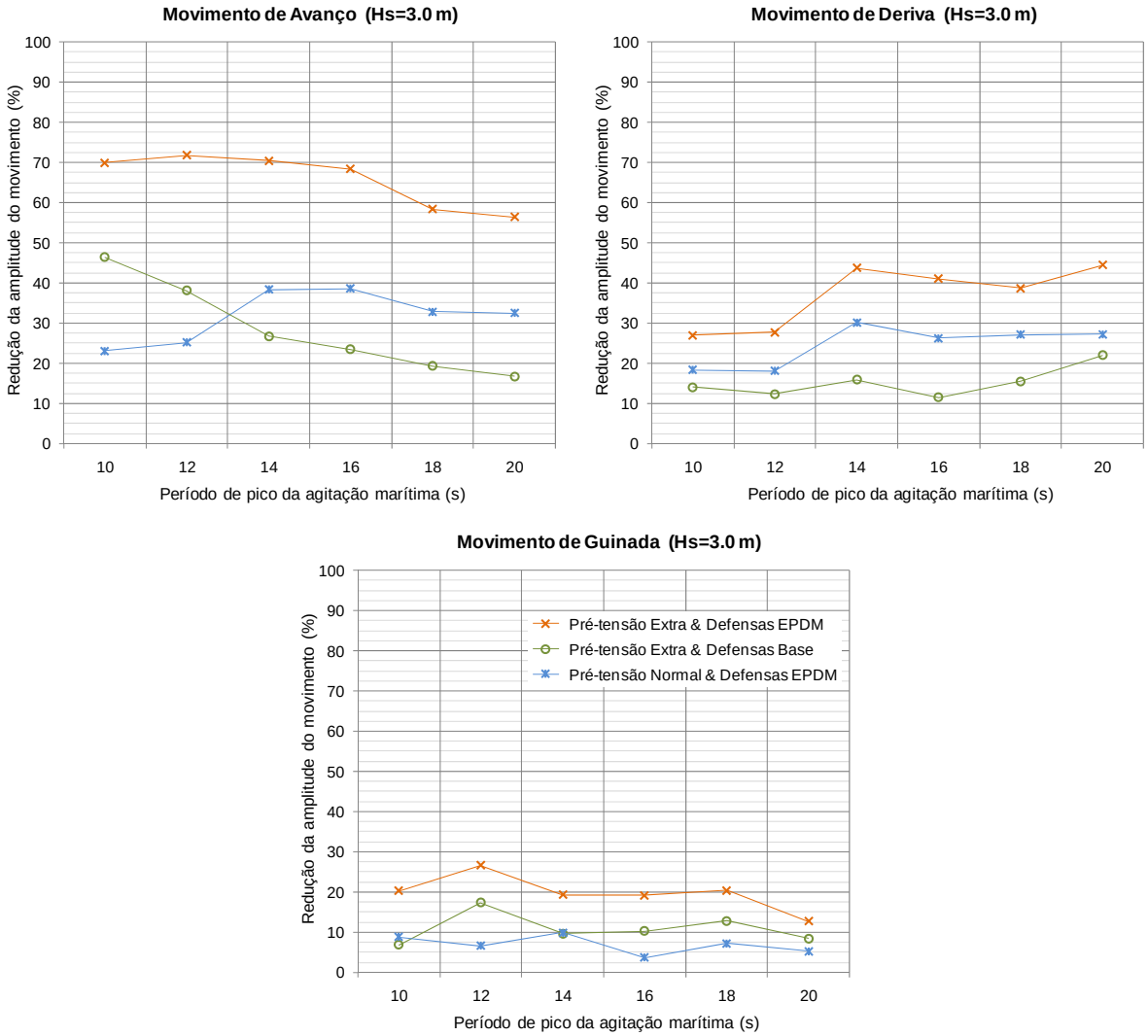


Figura 6.90 – Redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano horizontal, para diferentes intervenções no sistema de amarração e em relação a uma condição de referência.

No entanto, uma análise mais pormenorizada dos resultados apresentados na Figura 6.90 permite constatar algumas diferenças relativamente à primeira fase do estudo em modelo físico. Segundo o modo de avanço, e para períodos de onda de pico até 12 s, observam-se melhores resultados com a condição de pré-tensão extra e defensas-base, do que com a condição de pré-tensão normal e defensas em EPDM. A partir desse período de onda, a situação inverte-se e os resultados passam a estar de acordo com os obtidos na primeira fase do estudo. Para o modo de deriva, observa-se uma tendência generalizada para os resultados das intervenções no sistema de amarração melhorarem com o aumento do período de pico da agitação.

Apesar de as duas fases do estudo terem sido realizadas com o modelo do navio amarrado ao cais com sistemas de amarração de características semelhantes, e calibrado para a mesma condição de carga, as características da agitação na envolvente ao Posto "A" alteraram-se substancialmente. Enquanto na primeira fase o modelo foi testado sob a acção de ondas de crista longa de vante (com uma direcção de propagação colinear com o eixo longitudinal central do navio), na segunda fase, as características da agitação na zona do cais são o resultado da difracção da agitação em torno da cabeça do quebramar

Norte de Leixões, e de reflexões no talude exterior do molhe Sul, na Praia de Matosinhos e noutras fronteiras do domínio de ensaio.

Assim, na primeira fase do estudo, uma vez que não havia nenhuma acção externa importante a actuar segundo a direcção transversal ao navio, admitiu-se que uma parcela significativa da sua oscilação de deriva resultaria do sistema de amarração utilizado e do acoplamento que este introduz nos modos de oscilação horizontais do navio. Ou seja, face a movimentos longitudinais de grande amplitude, quando o navio se deslocava no sentido da popa (sentido negativo do movimento de avanço), os lançantes de proa e a regeira da popa puxavam o navio contra as defensas, por efeito da componente transversal das forças aplicadas nesses cabos de amarração. A reacção elástica das defensas tendia a afastar o navio do cais, originando oscilações de deriva e, eventualmente, de guinada, ambas de amplitude considerável. Quando o navio se deslocava no sentido da proa ocorria um processo idêntico, mas desta vez com os lançantes de popa e a regeira de proa a puxarem o navio contra as defensas. Nesta descrição simplista ficou claro que as forças de atrito desenvolvidas na interface com as defensas têm um papel importante no comportamento do navio amarrado, uma vez que este está em contacto com as defensas durante uma parte substancial do tempo. Como foi referido, na movimentação do navio, os próprios cabos de amarração puxam o navio na direcção do cais.

Nas condições testadas na segunda fase do estudo, o comportamento do navio amarrado poderá diferir do descrito no parágrafo anterior. Como já se referiu, nesse modelo físico, as condições de agitação na envolvente ao Posto "A" eram substancialmente diferentes das ensaiadas na primeira fase do estudo. As reflexões nas fronteiras do domínio de ensaio, assim como a proximidade do cais a uma fronteira reflectora (intradorso do quebramar Norte), podem dar origem a importantes solicitações externas, que actuam no modelo do navio segundo uma direcção que é aproximadamente perpendicular ao seu eixo longitudinal central. Isto significa que o navio amarrado pode experimentar importantes oscilações de deriva sem que estas estejam, forçosamente, associadas a oscilações de avanço de elevada amplitude.

Essas oscilações de deriva originam o afastamento transversal do navio em relação ao cais, reduzindo as forças aplicadas nas defensas. Assim, para oscilações de elevada amplitude, o navio poderá perder, momentaneamente, o contacto com as defensas. Nessas condições, as forças de atrito na interface do navio com as defensas diminuem, ou deixam mesmo de existir. Com esta importante força de oposição ao movimento de avanço reduzida, ou mesmo suprimida, o navio amarrado fica mais susceptível de experimentar movimentos nessa direcção. Assim se explica que para períodos de onda de pico baixos, e contrariamente ao observado nos resultados da primeira fase do estudo, o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses (que favorecem o contacto do casco do navio com as defensas) conduza a melhores resultados do que a utilização de defensas com um coeficiente de atrito elevado.

Os resultados apresentados no Quadro 6.49 corroboram as explicações dadas anteriormente. De facto, na segunda fase do estudo, para movimentos de avanço da mesma ordem de grandeza dos verificados na primeira fase, os quocientes deriva-avanço são mais elevados. Para a condição de pré-tensão extra e defensas em EPDM, esses quocientes podem ser superiores a 100%, o que significa que a amplitude das oscilações de deriva é superior à amplitude das oscilações de avanço. Importa também referir que uma das causas que está na origem dos elevados quocientes deriva-avanço, nas duas fases do estudo, é a elevada reflectividade das defensas instaladas na estrutura de acostagem.

De um modo geral, a substituição das defensas-base por defensas de atrito elevado mostrou ser mais eficaz na redução da amplitude dos movimentos do navio no plano horizontal, do que o aumento das forças de pré-tensão nos traveses, com defensas de baixo atrito instaladas no cais. As diferenças mais significativas ocorreram segundo o modo de oscilação de deriva.

Quadro 6.49 – Amplitude significativa das oscilações de avanço, $A_{avanço}$, e quociente deriva-avanço, D/A, para diferentes combinações de defensas e forças de pré-tensão nos cabos de amarração.

Fase do estudo	T_P (s)	Referência		PT-E & DF-B		PT-N & DF-EPDM		PT-E & DF-EPDM	
		$A_{avanço}$ (m)	D/A (%)	$A_{avanço}$ (m)	D/A (%)	$A_{avanço}$ (m)	D/A (%)	$A_{avanço}$ (m)	D/A (%)
1ª Fase (H_S=1.5 m)	10	0.642	50	0.389	61	0.279	94	0.243	96
	12	1.301	49	1.001	62	0.552	62	0.418	89
	14	1.640	52	1.369	60	0.909	65	0.583	90
	16	1.727	53	1.412	62	0.966	65	0.707	85
	18	2.312	46	1.909	52	1.371	57	1.076	74
1ª Fase (H_S=2.0 m)	10	1.619	35	1.096	45	0.615	62	0.434	78
	12	2.488	47	2.398	51	1.790	56	0.859	73
	14	3.260	54	3.083	57	1.977	68	1.329	73
	16	3.852	48	3.454	50	2.362	60	1.608	68
	18	4.681	45	4.462	42	3.421	52	2.342	58
2ª Fase (H_S=3.0 m)	10	0.795	62	0.426	100	0.612	66	0.239	152
	12	1.382	55	0.856	77	1.035	60	0.389	140
	14	2.192	56	1.607	64	1.350	64	0.648	107
	16	3.160	51	2.419	59	1.940	61	1.001	95
	18	3.485	65	2.810	68	2.340	70	1.451	95
	20	4.057	69	3.375	64	2.740	74	1.767	88

Até ao momento analisaram-se as repercussões das diferentes intervenções no sistema de amarração em relação a uma condição de referência. Essa condição era a que apresentava, de um modo geral, os piores resultados, ou seja, a condição para a qual os movimentos do navio amarrado eram de maior amplitude. Importa também analisar a eficiência do tipo de intervenções estudadas nesta secção na redução da amplitude dos movimentos de um navio amarrado no Posto "A", na sua condição actual. Como as defensas instaladas nesse posto de acostagem são do tipo pneumático, a interface do navio com as defensas é borracha-aço. O coeficiente de atrito entre esses dois materiais é 0.5 (Quadro 4.10) e, portanto, idêntico ao das defensas de atrito elevado (DF-EPDM) consideradas neste estudo, Quadro 6.28.

A amplitude significativa das oscilações de avanço e de deriva, para os quatro sistemas de amarração estudados e em função do período de pico da agitação marítima, é apresentada nas Figuras 6.91 e 6.92, respectivamente. Essas figuras apresentam ainda a redução da amplitude significativa dessas oscilações (em percentagem) que resulta do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, quando se reproduzem defensas de baixo atrito no modelo físico, e quando essas defensas têm um coeficiente de atrito equivalente ao das defensas pneumáticas instaladas no Posto "A".

O aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, na condição em que se reproduzem as defensas instaladas no Posto "A", conduz a uma importante redução da amplitude significativa das oscilações de avanço. Essa redução é de cerca de 60% para os períodos de onda de pico mais baixos e de quase 40% para os períodos de onda maiores, Figura 6.91. Os resultados apresentados permitem ainda concluir que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses é mais eficaz quando as defensas instaladas no cais possuem um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio. Nessas condições, a redução da amplitude dos movimentos de avanço é cerca de 20% superior à registada quando se simulam defensas de baixo atrito.

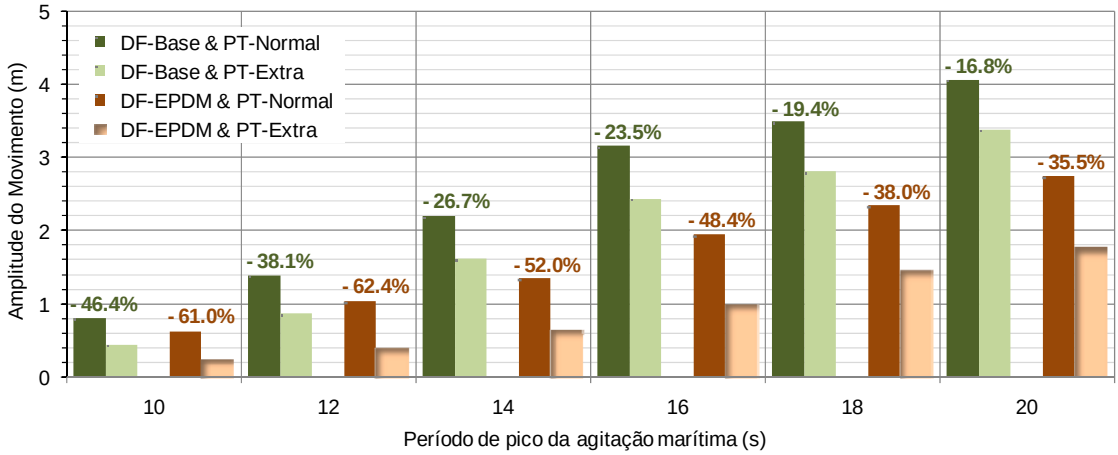


Figura 6.91 – Amplitude significativa das oscilações de avanço, para diferentes características do sistema de amarração, em função do período de pico da agitação marítima.

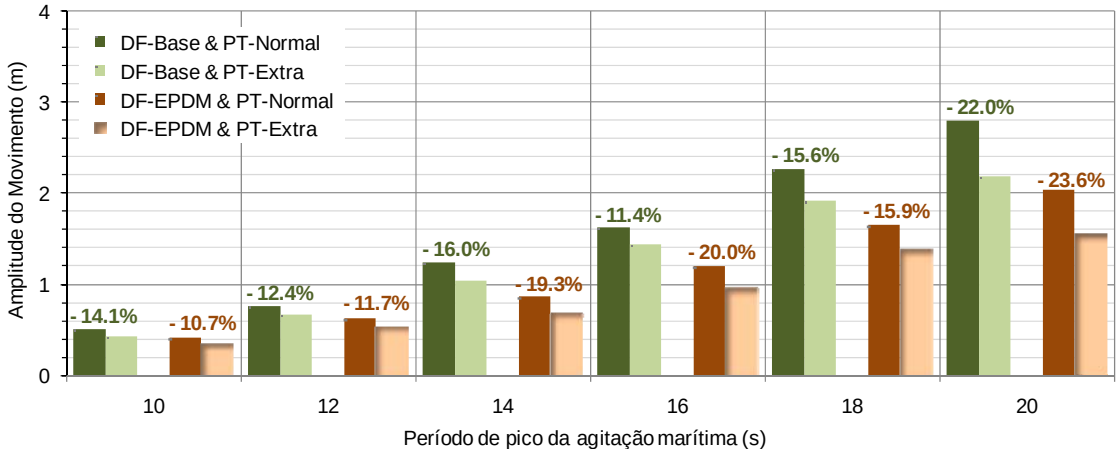


Figura 6.92 – Amplitude significativa das oscilações de deriva, para diferentes características do sistema de amarração, em função do período de pico da agitação marítima.

A redução da amplitude significativa das oscilações de deriva é menor, variando, em geral, entre 10 e 25%, Figura 6.92. Neste caso a eficácia do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses é menos condicionada pelo coeficiente de atrito na interface do navio com as defensas.

O aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração e a utilização de defensas com um coeficiente de atrito elevado, ainda que vantajosos no que diz respeito à redução da amplitude dos movimentos do navio, obrigam a que o controlo das condições de amarração seja efectuado de forma mais cuidada e rigorosa. Esse controlo regular visa o ajuste das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração face a eventuais alterações das condições do ambiente marítimo-portuário (e.g. alteração da direcção do vento, variação do nível de água e do estado de carga do navio), de forma a evitar o sobre-tensionamento, e a eventual rotura, dos elementos do sistema de amarração.

Movimentos do navio no plano vertical

De seguida é analisada a influência das forças de atrito na interface do casco do navio com as defensas no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", segundo os modos de oscilação verticais. A Figura 6.93 compara a redução da amplitude significativa dos movimentos verticais do navio, de três

combinações de defensas com forças de pré-tensão nos cabos de amarração, em relação à condição de referência (PT-N & DF-B). Os resultados são apresentados em função do período de pico da agitação marítima e para uma altura de onda significativa de 3.0 m.

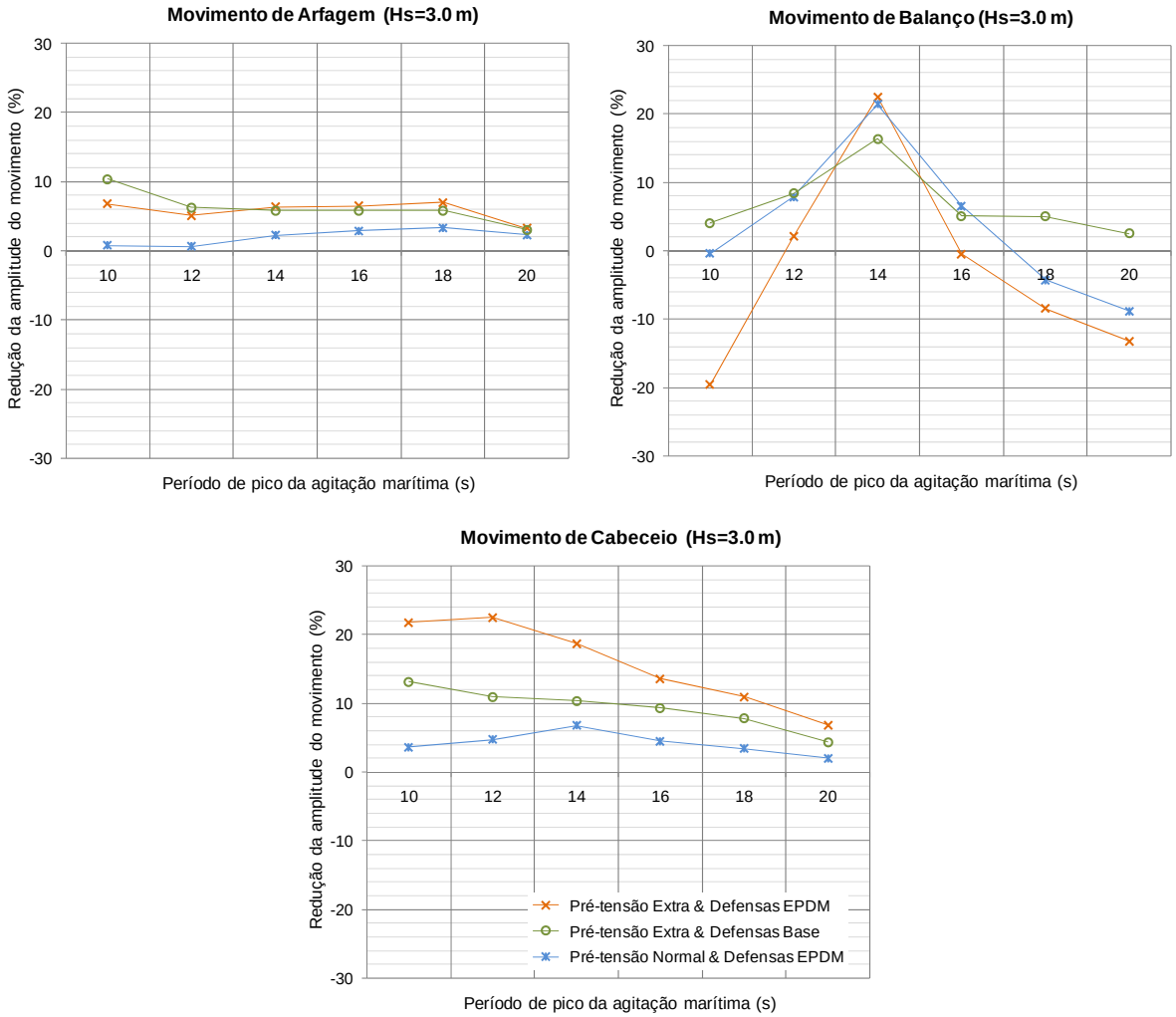


Figura 6.93 – Redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano vertical, para diferentes intervenções no sistema de amarração e em relação a uma condição de referência.

De um modo geral, a condição que apresenta os melhores resultados segundo os modos de oscilação de arfagem e de cabeceio é a que combina o uso de defensas de atrito elevado com a condição de pré-tensão extra (PT-E & DF-EPDM). As diferenças em relação às restantes condições testadas são mais notórias para o modo de cabeceio. Os testes realizados para a condição que combina o uso de defensas de atrito elevado com a condição de pré-tensão normal são os que apresentam os resultados menos satisfatórios. Além disso, verifica-se uma tendência geral para o efeito positivo associado ao aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas diminuir com o aumento do período de onda, especialmente segundo o modo de oscilação de cabeceio.

Em contraste com os resultados obtidos para os modos de oscilação horizontais do navio, segundo o modo de arfagem, as repercussões das modificações introduzidas no sistema de amarração são muito reduzidas. As reduções da amplitude desse movimento, relativamente à condição de referência, são inferiores a 10%, qualquer que seja a condição de teste considerada. Os resultados apresentados na

Figura 6.93 parecem indicar que o factor que mais contribui para a redução da amplitude significativa das oscilações de arfagem e de cabeceio é o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio.

O modo de oscilação de cabeceio parece ser o mais sensível à alteração das características do sistema de amarração. Para a condição PT-E & DF-EPDM obtêm-se reduções da amplitude significativa desse movimento de cerca de 22%, nos testes efectuados para os períodos de onda de pico mais baixos, Figura 6.93. Estes resultados são melhores do que os obtidos na primeira fase do estudo em modelo físico, Figura 6.57.

Os resultados obtidos para o modo de oscilação de balanço contrastam com os dos restantes modos de oscilação do navio no plano vertical, Figura 6.93. Por um lado, a condição PT-E & DF-EPDM é a que apresenta piores resultados. Para alguns períodos de onda de pico, essa condição de teste pode mesmo conduzir a um importante agravamento do comportamento do navio segundo o modo de oscilação de balanço, ainda assim não tão significativo como o observado na primeira fase do estudo em modelo físico, Figura 6.57. Por outro lado, as curvas apresentadas na Figura 6.93 exibem uma redução máxima da amplitude das oscilações de balanço (relativamente à condição de referência) para o período de 14 s. Resultados idênticos foram obtidos na primeira fase do estudo em modelo físico. Com o afastamento ao período de onda de 14 s, os resultados obtidos pioram substancialmente, Figura 6.93. Dos modos de oscilação do navio no plano vertical, o de balanço é, portanto, o mais influenciado pelas características do sistema de amarração.

A Figura 6.94 apresenta a variação das amplitudes máxima e significativa das oscilações de balanço, em função do período de pico da agitação, para as diferentes combinações de defensas com condições de pré-tensão.

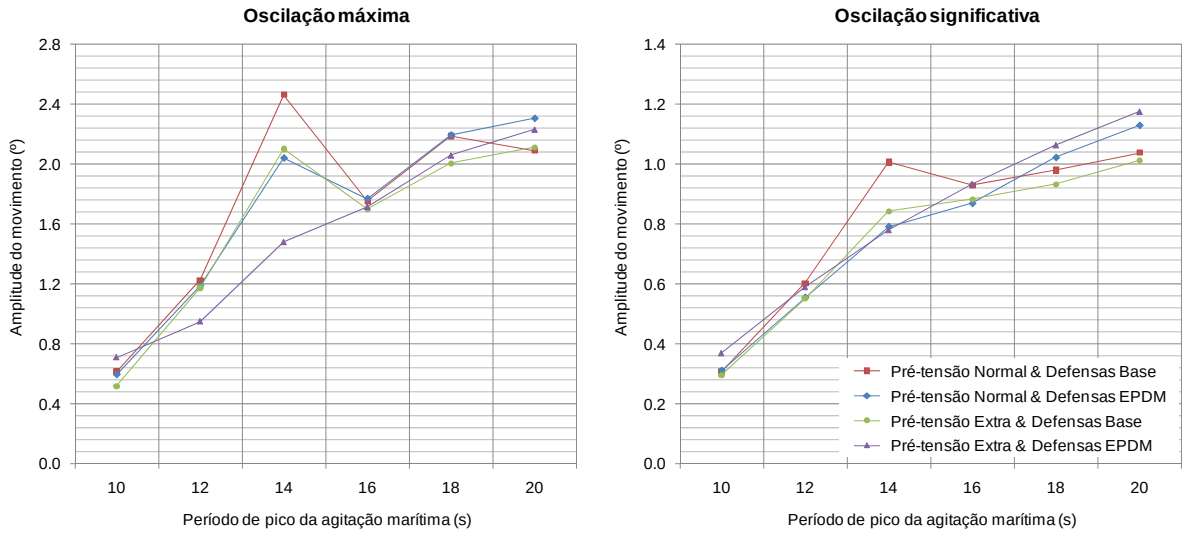


Figura 6.94 – Variação das amplitudes máxima e significativa das oscilações de balanço, em função do período de pico da agitação marítima, para a altura de onda significativa de 3.0 m e para as diferentes condições de teste.

Os resultados apresentados mostram uma tendência de aumento das amplitudes máxima e significativa das oscilações de balanço, com o aumento do período de onda de pico da agitação marítima. Contudo, as curvas apresentadas exibem um pico de amplitude para o período de onda de 14 s, excepto para a condição PT-E & DF-EPDM, Figura 6.94. Este pico pode ser mais ou menos evidente, dependendo das características dos sistemas de amarração testados e da categoria de movimento considerada.

O pico de amplitude observado para o período de 14 s está associado ao período natural da oscilação de balanço, determinado experimentalmente (secção 6.2.7.4). Para a profundidade de água de 20 m, apenas foram efectuadas experiências para duas das condições testadas nesta fase do estudo, Quadro 6.20. No entanto, os resultados apresentados para a profundidade de água de 18 m mostraram que o período natural da oscilação de balanço é praticamente insensível à modificação das características do sistema de amarração. Deste modo, de acordo com os resultados apresentados no Quadro 6.20, pode considerar-se o período natural da oscilação de balanço igual a 13.4 s, para uma profundidade de água na envolvente ao cais de 20 m. Apesar de neste caso o período natural da oscilação de balanço não ser, exactamente, coincidente com um dos períodos de onda de pico estudados, situa-se muito próximo do período de onda de 14 s, o que permite explicar os resultados apresentados na Figura 6.93.

O amortecimento das oscilações de balanço do navio é muito influenciado pelas características do seu sistema de amarração, variando na razão directa com o aumento das forças de atrito desenvolvidas na interface com as defensas (secção 6.2.7.4). Assim, para as condições estudadas, esse amortecimento é máximo para a condição "PT-E & DF-EPDM" e mínimo para a condição de referência. A influência do aumento do amortecimento das oscilações de balanço, na redução da amplitude dessas oscilações, na aproximação ao seu período de ressonância, pode ser observada na Figura 6.94, em especial quando se consideram as amplitudes máximas de oscilação. De facto, na condição em que o amortecimento (i.e. o decréscimo logarítmico – δ) é mais elevado, a curva da oscilação de balanço não apresenta qualquer pico de amplitude na vizinhança do seu período natural de oscilação.

Importa ainda acrescentar que, apesar de nas condições testadas na segunda fase do estudo o período natural da oscilação de balanço do navio não coincidir, exactamente, com um dos períodos de onda de pico estudados, os resultados apresentados na Figura 6.94 são mais elucidativos, das repercussões da alteração das características do sistema de amarração nesse modo de oscilação, do que os apresentados na primeira fase do estudo. Este facto pode estar relacionado com a existência de acções importantes segundo a direcção transversal ao navio, como foi referido anteriormente. Em particular, a reflexão da agitação no molhe Sul do porto pode condicionar, significativamente, a resposta do navio segundo o modo de oscilação em análise. De facto, essas reflexões, ao atingirem o navio segundo uma direcção aproximadamente perpendicular ao seu eixo longitudinal, promovem a ocorrência de oscilações de balanço, que podem ser ressonantes se o período da acção excitante se aproximar do período natural dessas oscilações do navio (13.4 s). Na primeira fase do estudo, a direcção de propagação da agitação gerada era colinear com o eixo longitudinal do navio amarrado (ondas de proa).

O aumento generalizado da amplitude das oscilações de balanço, com o aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas, deve estar relacionado com o comportamento que foi descrito na secção 6.2.8.5. Ou seja, nas situações em que o navio amarrado é impedido de se movimentar na direcção longitudinal devido às forças de atrito elevadas desenvolvidas na interface com as defensas, as acções exteriores exercidas sobre o navio podem dar origem a oscilações de balanço significativas, pelo menos enquanto este mantém o contacto com as defensas.

Considerações finais e conclusões

Nesta secção foi analisada a influência das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. O estudo efectuado baseou-se nos resultados obtidos com um modelo físico realista da área em estudo, construído à escala geométrica 1/100. A eficácia de cada uma das intervenções no sistema de amarração foi avaliada por comparação com uma condição de referência.

De um modo geral, os resultados obtidos nas duas fases do estudo em modelo físico são consistentes (secção 6.2.8.5 e actual) e mostram que a utilização de defensas com um coeficiente de atrito elevado,

em conjunto com um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, permite obter reduções importantes das amplitudes significativas dos movimentos do navio no plano horizontal (em relação à condição de referência). O avanço é o movimento do navio cuja amplitude é mais fortemente reduzida com as alterações operadas no sistema de amarração. Nas duas fases do estudo, e para a condição "PT-E & DF-EPDM", a redução das oscilações de avanço situou-se, regra geral, entre 50 e 75%, diminuindo com o aumento do período de onda de pico. A redução da amplitude do movimento de deriva é menos significativa, nunca ultrapassando os 45%. Segundo o modo de guinada, os resultados obtidos foram menos satisfatórios, sendo a redução da amplitude dessas oscilações sempre inferior a 30%.

Os resultados apresentados são tanto mais importantes quanto o facto de os movimentos do navio no plano horizontal serem os que, habitualmente, mais influenciam as condições de operacionalidade e de segurança em terminais portuários para petroleiros.

Nas duas fases do estudo experimental, a simples substituição das defensas-base por defensas de atrito elevado, foi mais eficaz, na redução da amplitude significativa dos movimentos horizontais do navio, do que um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, quando as defensas instaladas no cais têm uma superfície frontal de baixo atrito. Por outro lado, o aumento da pré-tensão nos traveses conduz a melhores resultados quando as defensas instaladas no cais apresentam um coeficiente de atrito elevado na interface com o casco do navio.

Apesar dos paralelismos estabelecidos entre os resultados obtidos nas duas fases do estudo em modelo físico, as características da agitação marítima na vizinhança do Posto "A" alteraram-se, de uma forma significativa, da primeira para a segunda fase. Essa alteração traduziu-se, por exemplo, num aumento da amplitude das oscilações de deriva, relativamente à amplitude das oscilações de avanço, em resultado do aumento da componente transversal das acções externas a actuar sobre o navio amarrado.

Os movimentos do navio amarrado segundo os modos de oscilação verticais foram também analisados. Em geral, verificou-se que estes modos de oscilação são menos sensíveis à alteração das características do sistema de amarração, especialmente os de arfagem e de cabeceio. Os resultados experimentais da segunda fase foram melhores do que os da primeira, uma vez que apenas se verificaram aumentos da amplitude das oscilações de balanço (relativamente à condição de referência) para alguns períodos de onda, e sempre de menor magnitude.

Na segunda fase, à excepção do modo de balanço, o aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas contribuiu para a redução da amplitude significativa dos seus movimentos verticais. Os resultados analisados parecem indicar que o factor que mais contribui para a redução da amplitude dessas oscilações é o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio. Tal como na primeira fase do estudo experimental, a componente do amortecimento das oscilações de balanço com origem no sistema de amarração tem um papel importante na redução da amplitude desse movimento na proximidade do seu período de ressonância.

Por último, pondo de parte as questões relacionadas com a reflectividade, as defensas pneumáticas instaladas no Posto "A", ao proporcionam um coeficiente de atrito elevado na interface com o casco do navio, são uma solução adequada quando se pretende minimizar os movimentos do navio amarrado (especialmente o avanço). Adicionalmente, melhorarão a eficácia de um hipotético aumento da pré-tensão nos cabos de amarração do navio. Outras soluções comerciais (e.g. defensas do tipo cónico), com um comportamento menos reflectivo, podem apresentar como inconveniente a necessidade da sua utilização em associação com painéis frontais de baixo atrito, destinados a minimizar os esforços de corte aplicados nestes elementos.

6.3.11. SÍNTESE E CONSIDERAÇÕES GERAIS

Na segunda fase do estudo foi construído um modelo físico que procurava reproduzir com maior rigor as características do protótipo. Para além das componentes já consideradas na primeira fase do estudo, esse modelo incluiu ainda a reprodução do quebramar Norte do Porto de Leixões, do antigo quebramar Norte, da Prainha situada entre essas duas estruturas, do molhe Sul e de uma extensão significativa da Praia de Matosinhos. A profundidade de água foi considerada uniforme em todo o domínio de ensaio (fundos à cota -16 m ZHL), excepto na zona das praias. Nesse modelo, as condições de agitação na zona do Posto "A" eram o resultado, principalmente, da difracção da agitação incidente em torno da cabeça do quebramar Norte, e das reflexões dessas ondas no molhe Sul de Leixões e na Praia de Matosinhos.

Os estados de agitação marítima reproduzidos na instalação experimental apresentavam uma direcção de propagação perpendicular ao quebramar Norte de Leixões. Esse rumo foi apontado pelos pilotos da Barra de Leixões e pelos responsáveis pela exploração do Posto "A", como o mais problemático para as condições operacionais desse posto de acostagem. No modelo físico apenas a cabeça do quebramar Norte foi reproduzida com rigor, sendo que a restante extensão dessa obra de abrigo foi simplificada. As características reflectoras da envolvente ao Posto "A" foram também reproduzidas no modelo, uma vez que estas têm influência nas condições de agitação na zona de acostagem do navio. Importa ainda acrescentar que foram tomadas medidas no sentido de minimizar os efeitos laboratoriais no interior do tanque de ondas, nomeadamente a reflexão da agitação em fronteiras que não têm correspondência no protótipo.

Após a construção do modelo físico da área portuária em estudo no interior do tanque de ondas, foi realizado um conjunto de testes preliminares, que visaram, quer a calibração das condições de agitação marítima, quer a caracterização dos níveis de agitação em cinco pontos do domínio de ensaio e, em particular, na região abrigada pelo quebramar Norte de Leixões.

Para um conjunto de condições de teste representativo, foi demonstrado que os espectros de variância estimados com base nos registos de elevação da superfície livre da água medidos no tanque de ondas, reproduziam com suficiente rigor as formas espectrais especificadas no sistema de geração.

À data da realização do estudo não estavam disponíveis medições das condições de agitação marítima na zona do Posto "A", nem resultados de simulações numéricas da propagação da agitação, do largo para o interior do porto, que incluíssem as transformações não-lineares das ondas e a geração de sub-harmónicas. Assim, os níveis de energia infra-gravítica na proximidade desse posto de acostagem não foram calibrados, tendo sido utilizada uma compensação de segunda ordem para corrigir o *set-down* teórico na fronteira do sistema de geração de ondas. Esta abordagem foi considerada adequada aos fins da presente fase do estudo.

A análise da difracção da agitação em torno da cabeça do quebramar Norte de Leixões permitiu aferir o grau de abrigo do Posto "A" para as diferentes condições de teste estudadas, as quais incluíram três profundidades de água junto ao cais. Foram analisados cinco pontos do domínio de ensaio: quatro na zona abrigada pelo quebramar Norte (S6 a S9) e um numa posição frontal à Praia de Matosinhos (S5).

A caracterização dos níveis de agitação foi realizada com base na altura de onda significativa total, ou de forma independente, para as componentes de curto e de longo períodos. A análise foi baseada no índice de agitação, que representa o quociente entre a altura de onda significativa num determinado ponto do modelo e a altura de onda significativa média determinada para as sondas instaladas junto ao sistema de geração (S1 a S4).

Os resultados analisados sugerem que uma quantidade importante da energia infra-gravítica que incide na Praia de Matosinhos não é dissipada, ou que pode existir geração de energia de baixa-frequência

nessa fronteira do domínio de ensaio. A altura de onda significativa total em frente a essa praia era superior à média das alturas de onda significativas estimadas para as sondas S1 a S4 (incidente).

Na zona abrigada pelo quebramar, a sonda instalada no local mais exposto (S6) é aquela que apresenta os índices de agitação (total) mais elevados. Para as sondas posicionadas junto ao Posto "A", o índice de agitação aumenta com a aproximação à cabeça do quebramar. Por outro lado, os índices de agitação de todas as sondas aumentam com o período de onda de pico. As tendências referidas são observadas para as três profundidades de água.

A redução da profundidade de água conduz a uma diminuição dos índices de agitação associados às sondas S6 a S9. Essa influência tem um impacto menor nos índices de agitação do local mais exposto (S6). Os níveis de agitação na envolvente ao Posto "A" são mais influenciados pelo período de onda de pico dos estados de agitação marítima reproduzidos no modelo, do que pelo nível de maré.

Na zona abrigada pelo quebramar, o índice de agitação de curto período diminui mais rapidamente do que o índice de agitação total, com a redução da profundidade de água e com o afastamento à cabeça do quebramar. Estes resultados mostram que as ondas de curto período sofrem maior atenuação do que as de longo período na sua propagação para o interior da bacia portuária, qualquer que seja o período de onda considerado. Os elevados índices de agitação da componente infra-gravítica nessa zona devem resultar do facto de uma parte substancial da energia associada às ondas de longo período ligadas se libertar no processo de difracção das ondas de curto período, e passar a propagar-se na forma de ondas livres, e de a energia de longo período (livre) reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos e pelo talude exterior do molhe Sul se poder propagar em direcção ao Posto "A". A eventual ocorrência de fenómenos de natureza ressonante na instalação experimental deve também ser tida em conta.

Assim, na área de sombra do quebramar, a importante redução de energia na banda de frequências gravíticas contrasta com a aparente facilidade com que as ondas de longo período contornam a cabeça dessa obra. Com efeito, nas zonas mais interiores dessa área, o quociente entre as alturas significativas das ondas de longo e curto períodos pode tomar valores elevados, por vezes superiores à unidade. Estes resultados permitem concluir que o aumento da dimensão das estruturas de abrigo portuário para além do que é requerido pela necessidade de proporcionar as condições de tranquilidade pretendidas na zona abrigada (ondas de curto período) é não só caro, mas também pouco eficaz.

A comparação dos resultados experimentais com os resultados de simulações numéricas realizadas no âmbito do estudo IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, revelou algumas discrepâncias. Importa referir que tanto os modelos numéricos como o modelo físico testado na segunda fase são uma representação simplificada da realidade do protótipo.

A maior complexidade do modelo físico construído para a segunda fase do estudo impediu que fosse feita uma análise detalhada das condições de ressonância da instalação experimental, embora tivessem sido tecidas considerações sobre a importância desse tipo de fenómenos. Importa acrescentar que, na segunda fase do estudo, assim como na primeira, foram tomadas todas as medidas possíveis tendo em vista a minimização da importância desses fenómenos.

Importa ainda acrescentar que os índices de agitação relativos à componente de longo período junto ao Posto "A" não eram exageradamente elevados, tendo em conta as diferentes origens da energia infra-gravítica registada nessa área. De facto, a altura de onda significativa da componente infra-gravítica nessa área correspondia a cerca de metade da altura calculada para as sondas S1 a S4 (incidente).

Os resultados experimentais mostraram também que o período de pico da resposta do navio amarrado segundo o modo de avanço podia, em algumas situações, ser muito diferente do seu período natural de oscilação e que essa resposta ocorria, sobretudo, em duas frequências distintas: a mais baixa associada

a um período de cerca de 122 s e, possivelmente, à entrada em ressonância da massa de água em cunha delimitada pelo quebramar Norte, pelo molhe Norte do anteporto e pela extremidade do molhe Sul; a segunda, um pouco mais elevada, com um período associado de cerca de 80 s, a poder corresponder ao período natural do modo de avanço nas condições em que os testes foram realizados.

Nos testes efectuados nesta fase do estudo, os níveis de energia infra-gravítica na área envolvente ao Posto "A" podem ser ligeiramente superiores aos reais. A confirmar-se esta hipótese, os resultados obtidos seriam, portanto, conservativos. No entanto, deve ter-se em atenção que, na natureza, a energia presente na banda infra-gravítica do espectro pode ter contribuições de origens variadas, algumas das quais não foram reproduzidas no modelo, ou a sua importância é apenas considerada por defeito. Além disso, em algumas situações, a altura das ondas de longo período em Leixões pode ser elevada. Apenas com medições locais dos estados de agitação marítima se poderia averiguar, com rigor, se existe, efectivamente, mais energia nessa gama de frequências no modelo físico.

Na segunda fase do trabalho, foi estudado, para diferentes condições de teste, o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, com um modelo que procurava reproduzir, com maior rigor, as características do protótipo. Os testes experimentais foram realizados com o modelo do petroleiro calibrado para a condição de carga máxima. As ondas geradas procuravam reproduzir condições de agitação idênticas às que se fazem sentir no exterior do Porto de Leixões.

Importa acrescentar que não foram analisados os resultados de todas as condições testadas na segunda fase do estudo. As séries de testes analisadas na presente dissertação visaram o estudo da influência do aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", e uma análise comparativa dos resultados obtidos nesta fase com os resultados da primeira fase do estudo, relativos a um modelo físico simplificado. Na análise foram consideradas duas condições de pré-tensão e duas superfícies de contacto da defensa com o navio.

Em geral, os resultados das duas fases do trabalho experimental eram consistentes. Com efeito, pôde verificar-se que nos terminais portuários dotados de defensas com um coeficiente de atrito elevado, o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses permite reduções importantes das amplitudes dos movimentos horizontais do navio.

As condições da agitação na envolvente ao Posto "A" modificaram-se da primeira para a segunda fase do estudo. Um dos resultados dessa alteração foi o aumento da amplitude dos movimentos de deriva, relativamente aos de avanço, possivelmente devido ao aumento da componente transversal das acções externas a actuar no navio amarrado.

Os modos de oscilação do navio no plano vertical são menos sensíveis à modificação das características do sistema de amarração, sobretudo os de arfagem e de cabeceio. A componente do amortecimento das oscilações de balanço devida ao sistema de amarração tem um papel relevante na redução da amplitude desse movimento na proximidade do seu período de ressonância.

Por último, pondo de parte as questões relacionadas com a reflectividade, as defensas pneumáticas, ao proporcionam um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio, são uma solução adequada quando se pretende minimizar os movimentos horizontais do navio. Além disso, permitem melhorar a eficácia de um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração do navio.

6.4. CONSIDERAÇÕES FINAIS E ANÁLISE DE EFEITOS DE ESCALA E DE LABORATÓRIO

Os efeitos de escala que resultam da incorrecta reprodução das forças de tensão de superficial e das forças viscosas foram analisados, genericamente, na secção 4.3.3, tendo-se referido que estes efeitos assumiam especial relevo nas situações em que o modelo físico é construído com base num factor de

escala geométrico muito pequeno. As forças de tensão superficial, embora habitualmente desprezáveis à escala do protótipo, influenciam significativamente as características da agitação quando o período de onda se torna muito pequeno (comprimento de onda curto), ou quando as profundidades de água são reduzidas. Kirkegaard, 2007, indica como limite mínimo para o comprimento de onda o valor de 0.30 m, a que corresponde, sensivelmente, um período de onda de 0.4 s (frequência de 2.5 Hz). No que diz respeito à profundidade de água, deve ser considerado como mínimo o valor de 2 cm no modelo, Hughes, 1993. Para as condições estudadas no presente trabalho, a profundidade de água no tanque de ondas não constituiu um factor condicionante.

O sistema de geração de ondas, com um intervalo de frequências válidas de funcionamento de 0.05 a 3 Hz (períodos de 20 a 0.33 s), limita os estados de agitação marítima que podem ser reproduzidos no modelo. No que concerne à frequência máxima, verifica-se que o limite imposto pelas forças de tensão superficial é mais condicionante do que o resultante da capacidade do sistema de geração. Assim, para evitar que os estados de agitação marítima gerados sejam afectados pelos efeitos de escala decorrentes da incorrecta reprodução das forças de tensão superficial, os respectivos espectros de variância não podem incluir energia em frequências superiores à indicada. Com efeito, para frequências superiores a 2.5 Hz, nem as ondas de curto período estariam convenientemente reproduzidas no modelo, nem a sua contribuição (não-linear) para as componentes de longo período (i.e. energia infra-gravítica), as quais desempenham um papel de relevo no tipo de problemas em estudo.

O Quadro 6.50 apresenta a banda de frequências em que se considera estar contida a quase totalidade da energia dos espectros associados aos estados de agitação marítima estudados. As frequências-limite desses espectros foram definidas como 0.5 f_P, 2.0 f_P e 2.2 f_P, sendo que f_P corresponde à frequência de pico do estado de agitação, que é também caracterizado pelo seu período de onda de pico, T_P, e pelo seu período de onda médio espectral, $\bar{T}_{m_0}$.

Quadro 6.50 – Intervalo de frequências válidas dos estados de agitação estudados.

Protótipo			Modelo físico (escala geométrica 1/100)			
T_P (s)	$\bar{T}_{m0}$ (s)	f_P (Hz)	0.5 f_P (Hz)	f_P (Hz)	2.0 f_P (Hz)	2.2 f_P (Hz)
8	7.0	0.125	0.625	1.250	2.500	2.750
10	8.7	0.100	0.500	1.000	2.000	2.200
12	10.4	0.083	0.417	0.833	1.667	1.833
14	12.2	0.071	0.357	0.714	1.429	1.571
16	13.9	0.063	0.313	0.625	1.250	1.375
18	15.7	0.056	0.278	0.556	1.111	1.222
20	17.4	0.050	0.250	0.500	1.000	1.100

Como a necessidade de assegurar que as forças de tensão superficial têm um papel secundário no modelo físico impõe uma frequência-limite máxima, os estados de agitação mais críticos são os que apresentam um período de onda de pico mais baixo, em particular o de 8 s, Quadro 6.50. Para este período, o limite correspondente a 2.0 f_P iguala a frequência crítica de 2.5 Hz. Assim, se for utilizado o limite 2.2 f_P (mais conservativo do que o anterior) terá de se admitir que as frequências mais elevadas da 'cauda' do espectro desse estado de agitação são influenciadas pelos efeitos da tensão superficial. No entanto, como nessas frequências a densidade espectral de energia é muito baixa, pode considerar-se que o efeito de escala em análise é desprezável. Por outro lado, as frequências máximas dos estados de agitação afastam-se do limite referido (2.5 Hz) com o aumento do período de onda de pico.

A calibração do sistema de geração na fase que precede a de realização dos testes permite assegurar (ou verificar) que as formas espectrais pretendidas são reproduzidas correctamente no modelo físico, BMT, 2001.

No que diz respeito à propagação da agitação marítima em modelos portuários, regra geral, os efeitos viscosos podem ser desprezados se o número de *Reynolds*, baseado na profundidade do escoamento, for superior a 1×10^4, Hughes, 1993. A influência destes efeitos traduz-se num aumento das perdas de energia, quer por fricção no fundo, quer por fricção interna, que se torna particularmente importante nas situações em que as ondas geradas têm de percorrer grandes distâncias no modelo físico. Nestes casos, a redução da altura de onda pode ser consideravelmente maior do que a verificada no protótipo, onde o escoamento tem características turbulentas.

O Quadro 6.51 apresenta o número de *Reynolds* do escoamento para as diferentes condições estudadas no modelo físico. Essas condições são caracterizadas com base na profundidade de água no tanque de ondas, d, e no período de onda de pico, T_P. Considerou-se que a massa volúmica, ρ, e a viscosidade dinâmica da água, μ, eram iguais a 998.13 kg/m^3 e a 0.001354 kg/m.s, respectivamente. O número de *Reynolds*, Re, foi calculado com base na Equação (4.3), considerando como velocidade característica a celeridade da onda, C. Este parâmetro foi calculado a partir do comprimento de onda, L, determinado com base na relação de dispersão.

Quadro 6.51 – Número de *Reynolds* para as condições de teste estudadas (valores no modelo).

T_P (s)	d =0.16 m			d =0.18 m			d =0.20 m		
	L (m)	C (m/s)	Re	L (m)	C (m/s)	Re	L (m)	C (m/s)	Re
0.8	0.83	1.04	12.3x10^4	0.86	1.08	14.3x10^4	0.89	1.11	16.4x10^4
1.0	1.12	1.12	13.2x10^4	1.17	1.17	15.5x10^4	1.21	1.21	17.9x10^4
1.2	1.39	1.16	13.7x10^4	1.46	1.22	16.2x10^4	1.52	1.27	18.7x10^4
1.4	1.66	1.18	14.0x10^4	1.75	1.25	16.5x10^4	1.83	1.30	19.2x10^4
1.6	1.92	1.20	14.2x10^4	2.03	1.27	16.8x10^4	2.12	1.33	19.6x10^4
1.8	2.18	1.21	14.3x10^4	2.30	1.28	17.0x10^4	2.42	1.34	19.8x10^4
2.0	2.44	1.22	14.4x10^4	2.58	1.29	17.1x10^4	2.71	1.35	2.0x10^4

Qualquer que seja a condição de teste, o número de *Reynolds* é sempre superior a 1×10^4, não sendo portanto de esperar efeitos de escala significativos pelo facto de as forças devidas à viscosidade não estarem reproduzidas de uma forma apropriada no modelo. Adicionalmente, e como já foi referido, a influência desses efeitos na agitação gerada apenas se faz sentir, de uma forma significativa, quando as ondas têm de percorrer grandes distâncias no modelo físico. Nas duas fases do estudo, as condições de agitação marítima geradas foram medidas num local relativamente próximo do modelo. Na primeira fase do estudo, as sondas foram instaladas à mesma distância do sistema de geração que o modelo do Posto "A", incluindo o navio amarrado. Este posicionamento das sondas relativamente ao modelo não foi possível na segunda fase do estudo, devido às suas características. No entanto, nessa fase, as ondas geradas, depois de passarem pelo local de instalação das sondas, apenas se propagavam uma distância de cerca de 6 a 7 m até atingirem o modelo do navio amarrado.

Como os estados de agitação marítima gerados foram calibrados num local próximo do de implantação do modelo físico, a redução da altura da onda, na sua propagação até ao local da instalação das sondas, é automaticamente compensada no sistema de geração. De facto, através da alteração do ganho desse sistema, é possível ajustar, linearmente, a altura de onda no local onde as sondas estão instaladas.

Os efeitos de escala que resultam da incorrecta reprodução da viscosidade do fluido no modelo físico, no amortecimento viscoso das oscilações de balanço e nos escoamentos de água sob a quilha do navio, foram analisados, qualitativamente, na secção 4.3.3.

No estudo do comportamento de navios amarrados em portos, embora a componente hidrodinâmica seja governada por forças gravíticas e de inércia, a correcta reprodução das características elásticas dos cabos de amarração pressupõe a utilização do critério de semelhança de *Cauchy*. Na secção 4.3.2 foi referido que o factor de escala das forças elásticas deveria ser igual ao do peso do cabo (ou das forças hidrodinâmicas), obtido com base no critério de semelhança de *Froude*. A compatibilização das duas escalas torna-se particularmente difícil quando se trata de cabos de amarração com uma relação força-extensão não-linear. No entanto, mesmo quando esses cabos apresentam características lineares, nem sempre é fácil encontrar um material que satisfaça a relação traduzida pela Equação (4.11). Assim, quando não é possível encontrar um material que satisfaça ambos os critérios (*Froude* e *Cauchy*), deve optar-se por reproduzir apenas o tipo de forças que mais condiciona o comportamento do modelo em estudo, de forma a minimizar os efeitos de escala.

No presente trabalho foram utilizados cabos rígidos para amarrar o navio ao cais. A reprodução das características elásticas dos cabos reais foi assegurada pelos elementos mais flexíveis dos dispositivos de simulação dos cabos de amarração, ou seja, pelos transdutores de força e pela associação, em série, de molas helicoidais (ver secção 4.3.6). A aplicação desta técnica permite ultrapassar as dificuldades associadas à selecção do material mais adequado para a reprodução da elasticidade dos cabos reais e possibilita a simulação de relações força-alongamento não-lineares. Como apenas foram reproduzidas as características elásticas dos cabos de amarração, importa analisar, criticamente, os efeitos de escala que decorrem da opção tomada. Para tal é feita uma análise da importância relativa das duas forças em jogo (forças elásticas e peso do cabo), no modelo físico e no protótipo.

Os cabos de amarração reproduzidos no estudo consistiam na junção em série de um cabo de aço com um cabo de fibras sintéticas (extremidade de amarração). Na primeira fase do estudo, a força mínima de rotura (MBL) desses cabos era de 640 kN, enquanto na segunda fase foram também realizados testes com cabos de amarração com uma MBL igual a 905 kN. Na ausência de dados mais precisos, o peso dos cabos reais foi definido com base na informação apresentada nos catálogos de um fabricante[9]. O Quadro 6.52 apresenta o peso, P, dos cabos reproduzidos no modelo físico nas duas fases do estudo, e o quociente entre esse peso e a força mínima de rotura do cabo de amarração (em percentagem), para três comprimentos não deformados (L_{total}). O comprimento do cabo de aço é representado por $L_{aço}$ e o da extremidade de amarração por L_{ext}.

Quadro 6.52 – Peso dos cabos de amarração do navio (protótipo).

Comprimento (m)			1ª Fase do estudo			2ª Fase do estudo		
L_{total}	$L_{aço}$	L_{ext}	P (kN)	MBL (kN)	(%)	P (kN)	MBL (kN)	(%)
50	39		1.6		0.3	2.4		0.3
100	89	11	3.4	628	0.5	4.9	904	0.5
150	139		5.1		0.8	7.4		0.8
Cabo de aço: 6×36 WS+IWRC (1960 kN/mm^2)……. 1ª Fase - ∅=30 mm (355 kg/100 m) e 2ªFase - ∅=36 mm (514 kg/100 m)								
Extremidade de amarração: *Euroflex mooring tail*…....1ª Fase - ∅=56 mm (28 kg/11 m) e 2ªFase - ∅=68 mm (43 kg/11 m)								

Mesmo no caso dos cabos de amarração de maior comprimento (i.e. 150 m), o peso do cabo representa menos de 1% da sua força mínima de rotura (i.e. força elástica máxima), Quadro 6.52. Obviamente

[9] *Lankhorst Ropes*: http://www.lankhorstropes.com

que durante o período de tempo em que um navio permanece amarrado no cais, em condições normais, as forças aplicadas nos cabos de amarração são consideravelmente inferiores à sua MBL. No entanto, na maior parte dos estudos experimentais, a atenção está centrada nas forças máximas que são aplicadas nos cabos de amarração do navio (ou, eventualmente, na média das forças acima de um determinado valor de referência). Nestas condições, e tendo em linha de conta a grandeza dos valores apresentados, pode considerar-se que os efeitos de escala que resultam da incorrecta reprodução do peso dos cabos de amarração no modelo são pouco importantes.

O método utilizado para a reprodução das características elásticas dos cabos de amarração do navio dá ainda origem a efeitos laboratoriais. Estes efeitos podem resultar da imperfeita reprodução no modelo físico da elasticidade do cabo ou do seu peso. Com efeito, na primeira fase do estudo, o comportamento não-linear das curvas de força-alongamento (relações constitutivas) desses elementos do sistema de amarração foi linearizado (Figuras 6.10 e 6.11). Apesar dessa linearização se ter baseado num critério de equivalência da capacidade de absorção de energia do cabo de amarração, na sua deformação até à rotura, a simplificação introduzida constitui, em si mesma, um efeito laboratorial. Estas considerações são também válidas para as defensas. Na segunda fase, e apesar da consideração de uma aproximação bilinear à curva de força-deformação, os resultados experimentais são também afectados por este tipo de efeitos, embora de uma forma menos significativa (Figuras 6.71 e 6.72).

A utilização de uma associação de molas para reproduzir, em conjunto com o respectivo transdutor de força, a elasticidade dos cabos de amarração reais introduz, no estudo, um efeito laboratorial adicional. Com efeito, o peso dessas molas, se convertido para valores de protótipo, é superior ao peso dos cabos utilizados na amarração do navio no cais que, como foi referido anteriormente, foi desprezado aquando da definição dos factores de escala do modelo, por ter uma importância secundária relativamente às forças elásticas.

O peso das associações de molas utilizadas no estudo está compreendido entre 10 e 30 kN, em valores de protótipo (Quadros 6.4 e 6.37). No entanto, cada associação de molas reproduz (no modelo) dois cabos de amarração do navio. Assim, mesmo após a subtracção do peso dos cabos de amarração reais, Quadro 6.52, o peso destes elementos pode ser, no máximo, cerca de 10 kN maior do que o requerido. Este valor representa 1 a 2% da força mínima de rotura dos cabos de amarração utilizados no estudo. As consequências deste efeito laboratorial[10] são, de certo modo, atenuadas pela aplicação de forças de pré-tensão nos cabos de amarração (no mínimo cerca de 100 a 120 kN, em cada cabo), na medida em que essas forças ajudam a manter os cabos esticados, não se alterando assim, de forma significativa, a direcção (vertical) de aplicação da força no navio.

Importa ainda acrescentar que seria muito difícil reduzir a importância deste efeito de laboratório para níveis inferiores aos do presente estudo. Com efeito, deverá ser difícil encontrar no mercado molas de precisão que, em conjunto com o comprimento do fio necessário à amarração do navio (*kevlar*), pesem menos de 2 g (cerca de 20 kN em valores de protótipo). Para minimizar o efeito referido colocou-se a hipótese de apoiar a associação de molas sobre uma superfície de baixo atrito. No entanto, esta solução não foi adoptada devido, sobretudo, à pequena importância do efeito em análise e aos problemas que poderiam resultar da sua aplicação.

Nos testes experimentais analisados no âmbito da presente dissertação foram considerados dois tipos de superfícies de contacto da defensa com o casco do navio: uma de baixo atrito (μ~0.12) e a outra, com um coeficiente de atrito mais elevado (μ~0.46), que procurou reproduzir as defensas do tipo pneumático actualmente instaladas no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Se na primeira situação se

[10] Considerou-se que este efeito era do tipo laboratorial por resultar da dificuldade de reproduzir, de uma forma adequada, as características dos elementos do sistema de amarração (protótipo) no modelo.

pretendeu reproduzir uma situação genérica, na segunda, o coeficiente de atrito considerado pode não corresponder, exactamente, ao que existe no protótipo, causando um efeito laboratorial, provavelmente com uma pequena influência nos resultados. Por outro lado, as forças de atrito desenvolvidas no eixo de rotação do mecanismo articulado associado ao dispositivo de simulação das defensas, Figura 4.33, podem originar um amortecimento adicional dos movimentos do navio na direcção transversal ao cais, diminuindo a grandeza da força registada pelo respectivo transdutor. Uma vez que esses dispositivos se encontravam em bom estado e lubrificados, esses efeitos devem também ter uma pequena influência nos resultados experimentais obtidos.

Importa acrescentar que os dispositivos usados na reprodução das defensas não permitem a simulação do efeito de histerese. Na secção 4.3.7.3 foram apresentados dispositivos desenvolvidos com esse fim, mas que não são muito utilizados na prática devido a questões relacionadas com o seu funcionamento e dificuldade de operação. Como foi referido anteriormente, no presente trabalho foram reproduzidas defensas flutuantes do tipo pneumático, que têm um comportamento muito reflectivo (secção 2.3.2.4), pelo que a dissipação de energia na defensa, por fenómenos de histerese, é, previsivelmente, reduzida. A não reprodução desses efeitos conduz a resultados experimentais um pouco mais conservativos, uma vez que quase toda a energia absorvida pela defensa durante a fase de compressão é restituída ao navio na fase de descompressão. A importância deste efeito laboratorial é maior nos testes em que o navio amarrado apenas excepcionalmente deixa de estar em contacto com as defensas.

Os sistemas utilizados na medição das várias grandezas analisadas no presente trabalho experimental (movimentos, forças, elevação da superfície livre da água) têm também um erro associado. A grandeza desse erro foi apresentada aquando da descrição desses sistemas no capítulo 4 e controlada, na medida do possível, através da calibração regular dos diversos equipamentos de medição. Importa referir que na medição dos movimentos do navio amarrado foram utilizados sistemas que não requerem contacto directo com o modelo do navio, o que permite evitar qualquer interferência com o seu comportamento. No entanto, o funcionamento do sistema *Qualisys* pode ser influenciado pela incidência directa de luz solar na zona de testes e pelo calor. Por este motivo, as clarabóias existentes na cobertura da nave onde se encontra instalado o tanque de ondas da FEUP foram tapadas durante o período de tempo em que os testes decorreram. A variação da temperatura ambiente obrigou à realização de operações regulares de calibração dos vários equipamentos de medição.

Os parâmetros determinados com base na análise estatística da série temporal de uma dada grandeza, medida e registada no modelo físico, são sensíveis à utilização de frequências de aquisição discretas ou finitas (secção 4.4.4.3). A grandeza do erro associado a esse tipo de análise foi minimizada através da utilização de uma frequência de aquisição relativamente elevada (24 Hz em valores do modelo físico).

Na segunda fase do estudo foi construído um modelo físico que procurava reproduzir com maior rigor as características do protótipo. Assim, e para além das componentes que já tinham sido consideradas na primeira fase do estudo, esse modelo incluiu também a reprodução do quebramar Norte de Leixões, do antigo quebramar Norte, da 'Prainha' situada entre essas duas obras, do molhe Sul e de uma extensão significativa da Praia de Matosinhos.

Uma vez que o critério de semelhança de *Reynolds* não foi considerado no estudo, e também por se ter adoptado um factor de escala geométrico pequeno, não podem ser retiradas conclusões quantitativas importantes acerca da estabilidade dos blocos usados na reprodução das estruturas de abrigo portuário. Além disso, também os fenómenos de transmissão por galgamento e através da estrutura do quebramar Norte sofrem, à partida, de efeitos de escala muito significativos. Por esses motivos, apenas a cabeça desse quebramar foi reproduzida fielmente no modelo, para simular, o melhor possível, o fenómeno da difracção em torno dessa estrutura.

As condições de agitação junto ao Posto "A" são ainda influenciadas pelas características reflectoras da sua envolvente. Assim, foi necessário reproduzir, o mais rigorosamente possível, o talude interior do quebramar Norte, o talude exterior do molhe Sul, a Praia de Matosinhos e a 'Prainha'. Os efeitos de escala que resultam da incorrecta reprodução das forças viscosas (no modelo físico) nos fenómenos da reflexão e da transmissão dessas estruturas foram já analisados, qualitativamente, nas secções 4.3.3 e 4.3.4.

Importa acrescentar que a topo-hidrografia e o comprimento da Praia de Matosinhos foram adaptados, de forma a minimizar as reflexões indesejadas na parede lateral do tanque de ondas e porque o espaço disponível para a instalação dessa praia era limitado, respectivamente. Foram ainda tomadas medidas no sentido de minimizar outros efeitos laboratoriais no interior da instalação experimental, nomeadamente a reflexão da agitação em fronteiras que não apresentam qualquer correspondência com a realidade do protótipo. Por exemplo, como apenas foi possível reproduzir no tanque de ondas a parte mais exterior do porto, na área corresponde à entrada para o anteporto foi instalada uma praia absorvente perfurada.

Nas duas fases do estudo em modelo físico, a profundidade de água foi considerada uniforme em todo o domínio de ensaio, excepto, na zona das praias. Esta simplificação tem implicações, essencialmente, nos fenómenos de empolamento e de refracção, e nos processos de geração de energia infra-gravítica. Uma vez que as condições de agitação marítima reproduzidas foram controladas numa área próxima do local de amarração do navio, e porque a profundidade de água na área envolvente ao Posto "A" é sensivelmente constante (no protótipo), os efeitos laboratoriais associados ao empolamento podem ser desprezados. Idênticas considerações podem ser tecidas acerca do fenómeno da refracção, na medida em que foi considerado um rumo de agitação local, perpendicular ao alinhamento do quebramar Norte de Leixões.

No entanto, a não reprodução da batimetria na envolvente ao Porto de Leixões e a adaptação da topo-hidrografia da Praia de Matosinhos têm influência nos processos de geração de energia infra-gravítica (secção 3.2.2) e, consequentemente, nos níveis de energia de baixa-frequência na zona do Posto "A". Por exemplo, parte da energia infra-gravítica que é radiada pela Praia de Matosinhos pode propagar-se em direcção a esse posto de acostagem. Este tipo de efeito laboratorial poderia ser compensado através da calibração da quantidade de energia infra-gravítica junto ao Posto "A", tendo como referência, por exemplo, resultados de medições no protótipo.

No entanto, à data da realização da segunda fase do estudo em modelo físico, não estavam disponíveis medições das condições de agitação marítima na envolvente próxima do Posto "A", nem resultados de simulações numéricas da propagação da agitação, do largo para o interior do porto, que tivessem tido em consideração as transformações não-lineares das ondas e a geração de sub-harmónicas. Por esses motivos, os níveis de energia infra-gravítica na proximidade desse posto não foram calibrados, tendo sido usada uma compensação de segunda ordem para corrigir o *set-down* teórico na fronteira do sistema de geração. As questões relacionadas com a reprodução dos estados de agitação marítima na segunda fase do estudo foram tratadas na secção 6.3.5.

Importa frisar que o controlo dos níveis de energia associados à banda de frequências infra-gravíticas do espectro no interior das instalações experimentais continua ainda a merecer uma atenção especial por parte de diversas instituições de investigação. De facto, face à reduzida eficiência dos sistemas de dissipação tradicionais, apenas os sistemas de absorção activa de reflexões parecem ter a capacidade de minimizar os problemas resultantes de uma eventual amplificação irrealista dessa energia no interior das instalações experimentais.

Como foi discutido na secção 6.3.9.3, existe a possibilidade de na área envolvente ao Posto "A", os níveis de energia infra-gravítica serem (ligeiramente) superiores aos que se verificam no protótipo, em

particular devido à existência de fronteiras no modelo físico que não têm equivalência na realidade. Assim, se esta hipótese vier a ser comprovada, os resultados da segunda fase do estudo experimental, no que diz respeito ao comportamento do navio amarrado, podem ser considerados conservativos. No entanto, qualquer análise crítica desses resultados não pode deixar de ter em atenção que, na natureza, a energia presente nas frequências da banda infra-gravítica dos espectros de variância pode ter origens diversas, algumas das quais não foram reproduzidas no estudo experimental, ou a sua importância é apenas considerada por defeito. Por outro lado, os trabalhos que procuraram fazer uma caracterização das ondas de longo período em Leixões mostraram que as alturas destas ondas, em algumas situações, podem ser elevadas. Por fim, convém realçar que apenas com medições locais dos estados de agitação marítima e a posterior determinação da componente associada à energia infra-gravítica (por exemplo, à entrada do porto, junto ao Posto "A" e em frente à Praia de Matosinhos), se poderia aferir, com rigor, se existe efectivamente mais energia nessa gama de frequências no modelo físico e qual o factor de segurança associado aos resultados experimentais obtidos.

Nos estudos experimentais, a quantificação dos efeitos de escala pode ser efectuada por comparação dos resultados obtidos com modelos construídos a partir de escalas geométricas diferentes, mas para condições e técnicas de experimentação idênticas. No presente estudo, apenas foram realizados testes com modelos físicos construídos a partir do mesmo factor de escala. No entanto, numa fase preliminar do estudo, foi equacionada a possibilidade de realizar testes a uma escala diferente, idealmente maior do que a escala 1/100 aqui considerada. Apesar da importância que esse estudo comparativo poderia ter na verificação dos resultados experimentais apresentados, não foi ainda efectuado pelas seguintes razões:

- vários autores referem que os efeitos de escala nos estudos do comportamento de navios amarrados em portos realizados à escala geométrica 1/100, regra geral, não influenciam de forma significativa a qualidade dos resultados experimentais;
- possibilidade de validar os resultados do modelo físico com dados de protótipo. Como foi referido anteriormente, no âmbito de um projecto de I&D em curso, está prevista a medição da amplitude dos movimentos de navios amarrados no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Ainda que para uma gama limitada de condições de teste, esses dados permitiriam aumentar o nível de confiança nos resultados experimentais obtidos. Contudo, à data de conclusão do presente trabalho, não foi ainda possível efectuar medições no protótipo, apesar de já ter sido desenvolvido e testado um sistema para esse fim (secção 3.6);
- o tanque de ondas da FEUP apenas permite reproduzir o essencial da área em estudo (Posto "A" e área envolvente) à escala geométrica 1/100 (c.f. Figura 6.62). A construção de um modelo dessa área a uma escala maior (e.g. 1/75) torna impossível a reprodução de características importantes do protótipo. A solução para esse 'problema' pode passar pela utilização de um modelo simplificado do caso de estudo, à semelhança do que foi realizado na primeira fase deste trabalho (c.f. Figura 6.2), ou pela utilização de uma instalação experimental de maiores dimensões;
- o tempo e os recursos disponíveis são usualmente limitados. No presente trabalho teria de ser feita uma escolha entre: a reprodução do caso de estudo no tanque de ondas de uma forma mais completa e a posterior análise dos resultados experimentais obtidos; e a realização de um estudo comparativo dos resultados de dois modelos simplificados do Posto "A", construídos com base em factores de escalas distintos. A escolha recaiu na primeira opção;
- pese embora o que foi referido anteriormente, foi recentemente concluído o processo de aquisição de um novo modelo de navio petroleiro no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN'. Esse modelo foi construído à escala geométrica 1/75, Figura 6.95.

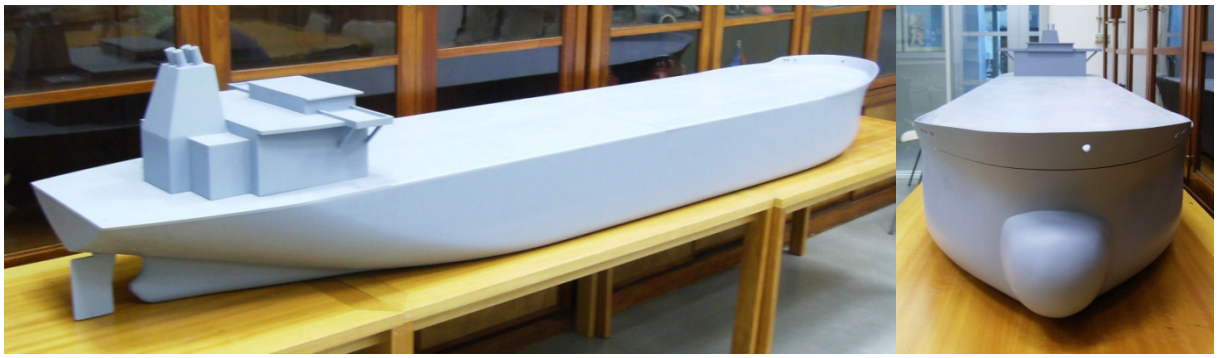


Figura 6.95 – Modelo físico do navio petroleiro KORNATI construído à escala geométrica 1/75.

Em síntese, foram tomadas todas as precauções possíveis tendo em vista a minimização dos potenciais efeitos de escala e laboratoriais, quer na fase de planeamento das duas fases do estudo, quer durante a realização dos testes experimentais. Contudo, convém ainda referir que, nas situações mais correntes, uma excessiva preocupação com os efeitos de escala associados a um determinado estudo experimental poderá ser despropositada se existirem outros factores, erros e imprecisões, de maior importância, a afectarem os resultados, Taveira Pinto, 2001.

CAPÍTULO 7

SÍNTESE, CONCLUSÕES, CONSIDERAÇÕES FINAIS E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

7. SÍNTESE, CONCLUSÕES, CONSIDERAÇÕES FINAIS E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

7.1. SÍNTESE

O trabalho efectuado no âmbito da presente dissertação de doutoramento enquadra-se em duas áreas fundamentais, as quais estão claramente relacionadas: a análise da interacção de navios com dispositivos de acostagem e amarração, e o estudo do comportamento de navios amarrados em portos, através do recurso à modelação física.

Para a satisfação dos objectivos propostos, o trabalho desenvolvido foi estruturado em sete capítulos, sendo o presente o final. Dos cinco capítulos centrais da dissertação, apenas no segundo foi abordada, com algum pormenor, a questão da concepção e do dimensionamento dos dispositivos de acostagem e amarração. O capítulo 5 apresentou a motivação e a relevância do trabalho realizado, e a caracterização do caso de estudo. Os restantes três capítulos dizem respeito, essencialmente, a assuntos relacionados com o estudo do comportamento de navios amarrados. O capítulo 3 mostrou a complexidade do estudo do comportamento de navios amarrados em portos e dos principais fenómenos hidrodinâmicos que lhe estão associados. No capítulo 4 apresentou-se uma descrição da instalação experimental utilizada no estudo em modelo físico e um conjunto de técnicas experimentais avançadas destinadas à reprodução do comportamento de navios amarrados em portos. Os equipamentos usados na medição da resposta do navio amarrado foram também apresentados e caracterizados. O capítulo 6 foi dedicado ao estudo em modelo físico do comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Este posto de acostagem foi o caso de estudo da presente dissertação de doutoramento.

Apesar de não haver memória de acidentes ocorridos nesse posto de acostagem com consequências económicas, ambientais e humanas muito significativas, é com relativa frequência que os navios aí amarrados experimentam movimentos de grande amplitude. Esta situação conduz, por vezes, a uma perda de eficiência (por vezes inoperacionalidade) do terminal, mas também à rotura de alguns cabos de amarração do navio. Estes motivos, juntamente com a proximidade geográfica do Porto de Leixões à FEUP e com o facto de esse terminal já ter sido estudado, amplamente, no passado, e esses estudos estarem facilmente disponíveis e permitirem uma caracterização completa e rigorosa dos problemas existentes, contribuíram decisivamente para a sua selecção como caso de estudo.

Este último capítulo apresenta uma síntese do trabalho efectuado no âmbito da presente dissertação de doutoramento, assim como algumas considerações finais e as principais conclusões obtidas. São ainda apresentados os desenvolvimentos futuros que podem ser executados após a conclusão deste trabalho.

O estudo experimental foi efectuado em duas fases, por ordem crescente de complexidade, e envolveu o estudo do comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões que, como se referiu, apresenta alguns problemas operacionais. Num estudo experimental, a escolha da escala do modelo físico resulta quase sempre de um compromisso entre as características da instalação experimental (dimensões, capacidade do sistema de geração, entre outras), as dimensões da área a reproduzir e a qualidade dos resultados que se pretendem obter. Após a ponderação de todas as condicionantes existentes, e tendo também em atenção alguns critérios operacionais, foi seleccionada a escala geométrica 1/100.

A consulta bibliográfica realizada, e a própria experiência pessoal adquirida no decorrer do trabalho de investigação, permitiram tecer algumas considerações gerais sobre a concepção e o dimensionamento de dispositivos de acostagem e amarração, e sobre o comportamento de navios amarrados em portos. Essas considerações são apresentadas na secção 7.1.1. Nas secções seguintes é apresentada uma síntese dos trabalhos realizados nas duas fases do estudo experimental e das principais conclusões obtidas.

7.1.1. CONSIDERAÇÕES SOBRE OS TEMAS ABORDADOS NA REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A consulta bibliográfica realizada, e a própria experiência pessoal adquirida no decorrer do trabalho de investigação, permitem apresentar algumas considerações sobre os diferentes temas abordados. Assim, no que diz respeito à concepção e ao dimensionamento de dispositivos de acostagem e amarração, e à problemática do comportamento de navios amarrados em portos e dos fenómenos hidrodinâmicos que lhe estão associados, pode salientar-se que:

- nem sempre a situação mais condicionante para o dimensionamento do sistema de acostagem tem lugar durante a manobra de acostagem do navio. Em locais muito expostos a condições adversas do ambiente marítimo-portuário, o navio, depois de amarrado, pode apresentar movimentos de grande amplitude, os quais podem condicionar a concepção e o dimensionamento desse sistema. Nesses casos, as duas fases referidas devem ser consideradas na análise;
- o método determinista é o mais usado na avaliação da energia de dimensionamento dos sistemas de acostagem, mas não é uma opção válida quando as forças exteriores que actuam no navio têm uma grande influência na sua energia de acostagem. Nestes casos, ou quando se torne necessário realizar uma avaliação rigorosa da energia de dimensionamento do sistema de acostagem, deve recorrer-se a métodos mais sofisticados de análise, nomeadamente a modelos numéricos ou físicos;
- a velocidade de aproximação do navio tem uma influência significativa na grandeza da sua energia de acostagem e é uma das variáveis mais difíceis de quantificar, não só pela escassez de medições no protótipo, mas também pela sua dependência do factor humano e das condições locais;
- as principais dificuldades associadas à aplicação dos métodos estatísticos estão relacionadas com a necessidade de basear o estudo num número suficiente de medições fiáveis da variável energia de acostagem (ou dos factores que a influenciam), e com a dependência dos resultados dessas medições das condições locais;
- os sistemas de apoio à manobra de acostagem do navio, de monitorização do seu comportamento depois de amarrado e das condições meteorológicas e oceanográficas, podem contribuir, no futuro, para o aumento da fiabilidade e da aplicabilidade dos métodos estatísticos, ao permitirem a medição sistemática das principais variáveis que influenciam a energia de dimensionamento do sistema de acostagem (ou da própria energia de acostagem) e das condições do ambiente marítimo-portuário;
- os movimentos horizontais do navio (avanço, deriva e guinada), podem ser restringidos, de forma mais ou menos efectiva, pelo seu sistema de amarração;
- há uma necessidade efectiva de desenvolver defensas que promovam a dissipação eficaz da energia que lhes é transmitida durante o impacto do navio. As soluções com uma dissipação de energia por histerese elevada são vantajosas, não só durante a acostagem do navio, mas também para a redução dos seus movimentos de deriva após a amarração, especialmente nos terminais portuários que estão expostos a condições marítimas adversas;
- o problema da amarração dos navios é, por natureza, um problema de dinâmica. Nesse sentido, é conveniente o uso de critérios de selecção dos cabos de amarração que tenham em conta a variação do momento linear do navio ou da sua energia cinética, e não só a grandeza das forças aplicadas no navio (análise estática);
- o número e as características dos cabos de amarração a bordo de um navio são definidos com base em regras estabelecidas por sociedades de classificação. Estes cabos destinam-se a manter o navio imóvel e em segurança, durante condições ambientais normais, mas não devem ser suficientemente resistentes para o segurar quando é sujeito a solicitações anormais, o que explica a frequente rotura destes elementos nessas situações;

- os cabos de baixa extensibilidade são adequados para as situações em que a amplitude máxima dos movimentos do navio está significativamente limitada, como por exemplo, nas situações em que as operações de movimentação de carga são realizadas com sistemas muito rígidos ou de mobilidade reduzida. Esses cabos não devem ser utilizados em locais em que fiquem submetidos a solicitações dinâmicas importantes (e.g. terminais expostos). Nesses casos, estes cabos devem ser utilizados em conjunto com extremidades de amarração de maior extensibilidade (cabos mistos), como acontece no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões;
- os cabos de fibras sintéticas de módulo de elasticidade elevado têm uma extensibilidade muito mais reduzida do que os cabos de fibras sintéticas convencionais, e apenas ligeiramente mais elevada do que os cabos de aço. Estes cabos são leves e fáceis de manusear, não sofrem a acção da corrosão e estão já a ser utilizados na amarração de alguns navios em alternativa aos cabos de aço;
- a extensibilidade dos cabos de amarração influi no desempenho do sistema de amarração. Os cabos mais extensíveis têm melhor comportamento face a solicitações dinâmicas, melhoram a repartição de forças entre os cabos que constituem um grupo de amarração, reduzem as consequências de um mau pré-tensionamento desses cabos, porém, para a mesma força aplicada, sofrem alongamentos maiores, permitindo ao navio, movimentos de maior amplitude;
- as extremidades de amarração têm como função melhorar a capacidade de absorção de energia do cabo principal e apresentam o comprimento *standard* de 11 m, para evitar que o navio experimente movimentos de grande amplitude. No entanto, em locais muito expostos pode ser vantajoso utilizar comprimentos maiores. A extremidade de amarração aumenta a extensibilidade do cabo principal;
- a amplitude dos movimentos de um navio amarrado (apenas a componente induzida pela acção das ondas) não é directamente proporcional ao aumento do comprimento da extremidade de amarração;
- os cabos de amarração são submetidos a ciclos de carregamento que originam fenómenos de fadiga e a alteração das suas características elásticas: a extensibilidade e a resistência à tracção diminuem. O envelhecimento do cabo origina, assim, uma importante redução da sua capacidade de absorção de energia. Os cabos de fibra são muito propensos a estas alterações de comportamento e têm um tempo de vida útil mais curto do que os de aço;
- as forças aplicadas nos cabos de amarração, em condições normais, não devem ultrapassar certos valores-limite, que correspondem a percentagens da força mínima de rotura do cabo e constituem, eles próprios, limites de segurança do sistema de amarração. Essas percentagens foram definidas tendo em conta a função do cabo de amarração e o seu material constituinte;
- os duques d'Alba flexíveis têm a capacidade de absorver parte da energia cinética do navio durante o seu impacto com esta estrutura. No seu dimensionamento tem-se assistido a um aumento gradual das tensões máximas admitidas, no sentido de as aproximar da tensão de cedência do material que constitui o duque d'Alba. Esta tendência baseia-se no princípio de que a ocorrência de deformações permanentes (plásticas) não conduz, imediatamente, à rotura global da estrutura. No entanto, o uso dessa capacidade de absorção de energia suplementar requer a verificação da segurança do duque d'Alba a outros modos de rotura (esmagamento e ovalização da secção transversal da estaca, ou por rotura do terreno de fundação), o que nem sempre é feito;
- os guinchos de amarração do navio são um elemento-chave em qualquer sistema de amarração, e podem ser de operação manual ou automática. Estes dispositivos permitem o ajuste das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração e podem funcionar como mecanismos de segurança, libertando o cabo de uma forma controlada, quando as forças aplicadas excedem os valores-limite especificados;
- quando um navio está equipado com guinchos de tensão automática, estes devem ser operados em modo manual sempre que o navio está amarrado e ligado ao sistema de descarga. A desactivação

do modo de operação automático visa evitar a perda de controlo sobre o navio, motivada por um funcionamento inadequado desses dispositivos, quando o navio é submetido a acções importantes do ambiente marítimo;

- os riscos referidos podem ser minimizados através da escolha criteriosa dos valores das forças para as quais os vários guinchos folgam ou tensionam os respectivos cabos de amarração e pelo controlo integrado desses dispositivos. Contudo, os guinchos de tensão constante, que possuem uma força-limite de afrouxamento idêntica à de tensionamento, não devem ser utilizados para a amarração das regeiras;
- os guinchos de amarração instalados no navio apresentam, em geral, uma força de tracção nominal pequena e não têm, usualmente, uma manutenção adequada. O uso de guinchos instalados no cais, de maior capacidade, pode permitir um melhor aproveitamento das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, na redução dos movimentos do navio amarrado;
- os terminais destinados a navios de grande porte devem estar dotados de ganchos de amarração de desengate rápido de accionamento remoto, para possibilitar a libertação rápida e segura de todos os cabos de amarração do navio durante situações de emergência. Estes dispositivos de amarração são recomendados por várias organizações internacionais e utilizados, em todo o mundo, nos principais terminais para navios do tipo petroleiro e de transporte de gás. Importa acrescentar que o Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões ainda não está equipado com ganchos de desengate rápido de controlo remoto;
- o *layout* utilizado na amarração do navio influencia a distribuição de forças pelos vários elementos do sistema de amarração;
- a concepção e o dimensionamento dos sistemas utilizados na amarração de navios devem basear-se num conjunto de princípios base e de recomendações. A OCIMF apresenta um *layout* de amarração genérico para navios do tipo petroleiro, destinado a condições do meio-ambiente *standard*, e que deve ser usado, sobretudo, em ambientes multi-direccionais, nos quais nenhuma direcção singular domina, ou onde qualquer uma das forças ambientais se pode tornar num factor dominante;
- as condições específicas no local de implantação do cais podem requerer a realização de adaptações no *layout* referido, ou a transgressão de algumas das recomendações apresentadas na bibliografia da especialidade para condições *standard*;
- os lançantes de proa e de popa podem, em alguns casos, ser dispensados. Por vezes a sua utilização é justificada por questões de manobrabilidade do navio, pela localização dos pontos de amarração disponíveis, ou como complemento às regeiras quando as forças longitudinais a actuar no navio são elevadas;
- alguns sistemas de amarração de características inovadoras, dispensam o uso dos tradicionais cabos de amarração e a intervenção das equipas de amarração, e procuram optimizar o funcionamento da estrutura de acostagem e melhorar as condições de amarração do navio. O sistema *MoorMaster*^{TM} baseia-se no princípio de manter o navio posicionado no cais, após a acostagem, por intermédio de forças de vácuo, aplicadas no casco do navio através de ventosas. Os resultados da aplicação deste sistema em alguns terminais têm sido positivos e mostrado que este tem a capacidade de reduzir, eficazmente, os movimentos do navio. O bom desempenho do sistema na resolução dos problemas resultantes da acção das ondas de longo período nos navios amarrados num porto permite que este possa ser considerado uma solução para outros locais, com problemas semelhantes, em alternativa a soluções mais dispendiosas;
- apesar dos desenvolvimentos recentes, o sistema *MoorMaster*^{TM} carece de resultados consistentes, provenientes de uma aplicação generalizada, que aumentem o nível de confiança relativamente às suas reais prestações e ofereçam garantias quanto ao seu desempenho no futuro. Estes assuntos são

importantes em terminais portuários muito exigentes, quer do ponto de vista da exposição às acções do ambiente marítimo, quer do tipo de cargas movimentadas. Os custos de manutenção do sistema são uma variável que não pode ser esquecida no momento de avaliar a sua viabilidade;

- a transferência da responsabilidade, no que concerne à amarração do navio e à vigilância regular das condições em que esta se encontra, do comandante do navio para a equipa técnica do porto, é um dos aspectos mais sensíveis do sistema *MoorMaster*^{TM} e de outros sistemas similares, e pode ser uma barreira à sua aplicação. É ainda importante discutir as repercussões de uma eventual falha de energia no sistema e qual a sua autonomia. Os problemas eléctricos podem juntar-se aos problemas mecânicos. A operação desse sistema a partir do navio, embora possível, não é usual;
- existe uma grande variedade de sistemas de apoio à manobra de acostagem e de largada do navio, e de monitorização do seu comportamento após a amarração no cais e das condições meteorológicas e oceanográficas. Estes sistemas visam melhorar as condições de segurança das diferentes operações portuárias e salvaguardar a integridade física do pessoal que as executa, e podem funcionar de uma forma integrada, incluindo diferentes tipos de avisos para o pessoal do navio e de terra;
- os dados registados pelos sistemas referidos são guardados, podendo ser utilizados, posteriormente, para fins de treino e de investigação. A disseminação desse tipo de sistemas pode permitir suprimir a lacuna que, de certo modo, ainda existe em relação a dados do protótipo. De facto, esses sistemas permitem a medição sistemática dos movimentos dos navios, das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração e das principais acções do ambiente marítimo-portuário. Essa informação, depois de tratada e analisada, pode ser utilizada, por exemplo, no estabelecimento das velocidades de aproximação do navio ao cais. Caso ocorra um incidente, essa informação pode ser utilizada para apurar as causas que estiveram na sua origem;
- a implementação dos sistemas apresentados permite, de certo modo, compensar a falta generalizada de elementos na tripulação dos navios com a capacidade para, na eminência de qualquer situação anormal, corrigirem atempadamente a amarração. Assim, é possível fazer uma gestão operacional mais eficiente e segura do sistema de amarração do navio, particularmente face às alterações das condições do ambiente marítimo-portuário e do estado de carga do navio;
- o uso de sistemas de monitorização do comportamento do navio amarrado, através da medição das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas e da amplitude dos movimentos do navio, pode contribuir para eliminar a subjectividade associada, muitas vezes, às ordens de interrupção das operações de movimentação de carga e de libertação do navio;
- tendo em conta o estado actual do conhecimento, apenas os critérios baseados no comportamento do navio amarrado, nomeadamente na amplitude dos seus movimentos e nas forças de amarração, podem ser considerados aceitáveis no estabelecimento de critérios operacionais e de segurança em terminais portuários destinados a navios de grande porte;
- a modelação física continua a ser uma das ferramentas mais abrangentes e fiáveis para o estudo do comportamento de navios amarrados em portos, pois permite a simulação dos fenómenos que mais condicionam a sua resposta. A aplicação desta ferramenta pode ser justificada, por exemplo, na fase de concepção de um porto ou de um terminal portuário, ou na avaliação das repercussões de certas intervenções realizadas no porto nas condições operacionais de um determinado cais;
- as condições operacionais e de segurança do Posto "A" podem ser influenciadas pela ocorrência de galgamentos do quebramar Norte, pela difracção da agitação em torno da cabeça dessa estrutura, pelas características do sistema utilizado na amarração do navio no cais, pela transmissão através da estrutura do quebramar Norte e por eventuais fenómenos ressonantes na envolvente ao Posto "A";
- a acção do vento nos navios amarrados no Posto "A" não foi considerada, pelos pilotos da Barra de Leixões e pelos responsáveis pela exploração do Terminal de Petroleiros, um factor determinante

para a inoperacionalidade desse posto. No entanto, um navio petroleiro em lastro deverá reagir mais rapidamente à acção do vento, não só por apresentar uma maior área exposta ao vento, mas também por possuir menor inércia;

- a acção do vento sobre um navio amarrado nem sempre é desfavorável. Quando o vento sopra na direcção do cais, o navio é empurrado contra as defensas, originando o aumento das forças de atrito nessa interface. Este efeito é idêntico ao obtido com o pré-tensionamento dos cabos de amarração do navio. Assim, se as solicitações que resultam da acção do vento não forem muito elevadas e as forças aplicadas nos cabos de amarração forem monitorizadas, a acção do vento pode ser favorável;
- as variações da velocidade do vento podem dar origem a movimentos do navio de longo período e de grande amplitude. De facto, existe a possibilidade de a densidade de energia máxima associada a um espectro de vento (rajada) estar contida na gama típica de frequências naturais de oscilação de um navio amarrado;
- os movimentos dos navios amarrados em portos têm sido controlados quase exclusivamente através de obras dispendiosas (e.g. quebramares), construídas com o intuito de proteger o navio das acções do ambiente marítimo. Contudo, muitos dos problemas sentidos estão relacionados com a ocorrência de ondas de longo período e com fenómenos de ressonância portuária. Para este tipo de problemas, as obras referidas oferecem uma protecção muito reduzida;
- os problemas de ressonância podem ser minimizados, ou até evitados, através da modificação das características do sistema de amarração do navio. Esta medida pode permitir afastar as frequências naturais de oscilação do navio das frequências das ondas de longo período características do local e das frequências de ressonância da bacia portuária em que o posto de acostagem está inserido;
- dada a influência que as ondas de longo período (livres e ligadas) podem ter no comportamento de navios amarrados e nas condições operacionais dos terminais portuários, justifica-se a realização de estudos de caracterização destas ondas, no sentido de definir, de forma clara e rigorosa, não apenas os períodos e as alturas características destas ondas, mas também a sua frequência de ocorrência em certos locais da costa portuguesa e, em particular, na envolvente próxima do Porto de Leixões;
- numa situação de ressonância, uma elevada amplificação da oscilação nos locais onde os antinodos se instalam não é, *per se*, um problema, dado que a amplitude das ondas de longo período é, regra geral, pequena. Contudo, na onda estacionária originada, as velocidades horizontais nos nodos são muito elevadas e directamente proporcionais às amplitudes de oscilação registadas nos antinodos;
- algumas das condições de ressonância do Porto de Leixões prevêem a existência de linhas nodais em locais muito próximos do Posto "A", para períodos das oscilações estacionárias idênticos aos períodos naturais de um navio aí amarrado. O risco associado a cada uma dessas situações depende da probabilidade de ocorrência de ondas excitantes com períodos iguais (ou próximos) aos períodos críticos identificados;
- as ondas infra-gravíticas, pelas transformações que experimentam em águas pouco profundas, são importantes para diversos problemas no domínio da engenharia costeira e portuária, nomeadamente para o estudo do comportamento de navios amarrados e de ressonância portuária;
- existem várias referências a fenómenos ressonantes em portos portugueses (e.g. Leixões, Sines) e estrangeiros, cuja origem pode estar relacionada com a presença de ondas infra-gravíticas, as quais estão intimamente associadas à agitação marítima de curto período, e incluem os batimentos (ondas *leaky* e ondas *edge*) e as ondas de longo período ligadas;
- na aproximação à linha de costa, com a redução da profundidade de água, a energia infra-gravítica aumenta de forma significativa. Ondas de longo período ligadas de poucos centímetros de altura

em águas profundas podem apresentar alturas da ordem de meio metro nas profundidades habituais à entrada dos portos, durante condições de agitação marítima particularmente severas;

- as bacias portuárias amplificam a energia associada a certos períodos de onda (em relação à energia presente nesses períodos no exterior do porto), próximos dos seus períodos naturais de oscilação, e dissipam, ou eliminam, a energia associada aos períodos afastados desses períodos de ressonância;
- os níveis de energia associados à componente de longo período ligada dependem, essencialmente, da profundidade de água e do espectro direccional da agitação marítima locais, enquanto os níveis de energia da componente livre podem também ser função da configuração da costa na envolvente ao local em estudo e da topo-hidrografia da praia. Os níveis de energia infra-gravítica podem ainda ser dependentes da frequência de pico da agitação marítima e do nível de maré. Assim, as condições locais são determinantes;
- a energia infra-gravítica reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos pode facilmente propagar-se até à zona do Posto "A". A influência do nível de maré nos processos de geração e de dissipação dessa energia (secção 3.2.2.3) pode constituir uma hipótese alternativa para explicar o predomínio dos problemas operacionais do Posto "A" durante os níveis de água mais elevados, próximos da preia-mar ou com ela coincidentes;
- alguns estudos procuraram caracterizar as ondas infra-gravíticas com base em expressões analíticas e formulações empíricas, obtidas, essencialmente, através de resultados de medições no protótipo. A utilização de relações empíricas deve ser feita com cuidado e ter em consideração as condições em que estas foram estabelecidas;
- a importância das componentes de longo período livre e ligada está relacionada com as características dos estados de agitação marítima. Em geral, nos períodos em que a agitação é pouco energética há um predomínio das ondas de longo período livres. À medida que os estados de agitação se tornam mais energéticos, observa-se um aumento da contribuição das ondas de longo período ligadas para a energia total associada à banda infra-gravítica;
- os mecanismos de geração de energia infra-gravítica não estão ainda devidamente caracterizados, apesar do extenso trabalho teórico realizado, e das diversas experiências conduzidas em laboratório e no protótipo. No entanto, é já possível associar a predominância de alguns mecanismos a certas condições de agitação marítima e/ou morfologias de praias;
- é reconhecida a existência de dois mecanismos fundamentais de geração de ondas de longo período livres na zona costeira: a libertação das ondas de longo período ligadas incidentes, durante a fase de rebentação dos agrupamentos de ondas de curto período, seguida da sua reflexão na linha de costa; a geração de perturbações de longo período, na escala temporal dos agrupamentos de ondas, devido à variação temporal da posição do ponto de rebentação, induzida pela estrutura em grupo das ondas de curto período incidentes numa praia;
- as ondas infra-gravíticas podem perturbar o comportamento de navios amarrados em portos de duas formas distintas: directamente, se a sua frequência estiver próxima da frequência de um dos modos de oscilação natural do navio; ou, de forma indirecta, pela excitação da massa de água contida na bacia portuária em que o navio se encontra;
- os períodos naturais de oscilação horizontal de um navio amarrado podem estar contidos na gama característica de períodos das ondas de longo período, o que, em conjunto com os pequenos factores de amortecimento das oscilações do navio de baixa-frequência, pode originar fenómenos de natureza ressonante e, consequentemente, movimentos horizontais de grande amplitude;
- alguns autores demonstraram teoricamente e recorrendo a resultados experimentais, que os modos de oscilação natural da massa de água contida numa bacia portuária podiam ser excitados pelo *set-*

down sob grupos de ondas (ondas de longo período ligadas), sem a rebentação do sistema de ondas primárias;

- a defesa contra as seichas é difícil e pode ter custos elevados. As linhas de actuação podem passar pela tentativa de eliminação, através da alteração dos modos ressonantes da bacia portuária, ou pela sua aceitação. Neste caso podem ser tomadas medidas no sentido de salvaguardar a segurança dos navios amarrados, nomeadamente pela utilização de sistemas de previsão da ocorrência de seichas, ou por intervenções ao nível dos dispositivos de acostagem e de amarração do navio, para diminuir o seu grau de sensibilidade à energia de baixa-frequência;
- a diversidade e a complexidade dos fenómenos envolvidos no estudo do comportamento de navios amarrados no interior de um porto requer, usualmente, a utilização de metodologias que combinem o uso de testes em modelo físico, simulações numéricas e medições no protótipo, tirando partido das sinergias existentes;
- os modelos físicos, apesar de serem reproduções simplificadas da realidade, permitem a reprodução dos fenómenos físicos que mais condicionam o comportamento dos navios amarrados (não apenas os que estão totalmente compreendidos, mas também os que são ainda desconhecidos). No entanto, para que os resultados de um modelo físico sejam fiáveis é necessário assegurar que este reproduz correctamente as características do protótipo, e que os efeitos de escala e laboratoriais são pequenos e não influenciam, de uma forma significativa, a qualidade desses resultados;
- os modelos numéricos têm ganho importância nos projectos de infra-estruturas portuárias ao longo dos últimos anos, embora não possam ainda substituir completamente os estudos em modelo físico, ou as medições no protótipo. Por um lado, as interacções entre as acções do ambiente marítimo, a bacia portuária e os navios amarrados são complexas, por outro a turbulência e os efeitos viscosos são fenómenos físicos que, não estando ainda completamente compreendidos, teimam em afectar os resultados dos modelos numéricos;
- os trabalhos de investigação mais recentes no domínio da simulação do comportamento de navios amarrados em portos procuram utilizar abordagens integradas que incluem, não apenas a avaliação rigorosa da interacção entre o navio e a agitação marítima incidente e das forças que esta exerce no navio (eventualmente considerando também outras acções do ambiente marítimo), mas também a modelação da propagação de estados de agitação marítima para o interior do porto, tendo em conta, quer batimetrias e configurações portuárias complexas, quer as não-linearidades de baixa-frequência associadas aos estados de agitação não homogéneos e multi-direccionais;
- a resolução das equações que regem o comportamento de navios amarrados no domínio do tempo permite a introdução, em cada passo de tempo da integração, da força instantânea exercida no navio pelos elementos do seu sistema de amarração, assim como estimativas dos efeitos hidrodinâmicos negligenciados na abordagem teórica ao problema, sob a forma de coeficientes empíricos;
- alguns modelos numéricos permitem a introdução de coeficientes estimados experimentalmente, de forma a contornar a sua incapacidade para simular devidamente alguns fenómenos hidrodinâmicos importantes para a reprodução do comportamento de navios amarrados. Em geral, esses fenómenos estão associados ao amortecimento das oscilações horizontais do navio amarrado;
- a grandeza do amortecimento das oscilações do navio amarrado nas baixas-frequências condiciona muito a amplitude dos seus movimentos ressonantes. A quantificação do amortecimento associado aos períodos naturais de oscilação do navio pode ser realizada com base em resultados de testes de decaimento 'livre' das suas oscilações;
- os resultados de medições realizadas no protótipo (escala real) permitem ultrapassar algumas das limitações existentes ao nível da modelação física e numérica, embora sejam por vezes escassos.

Estes resultados não são afectados por efeitos de escala ou laboratoriais e permitem calibrar e validar os modelos referidos anteriormente. As condições de 'teste' são, obviamente, realistas;

- a definição dos limites operacionais e de segurança de um terminal portuário baseia-se, usualmente, em critérios subjectivos, nos quais o factor humano é muito determinante. Esses limites dependem, sobretudo, do tipo e do tamanho do navio, das características do sistema de movimentação de carga e do tipo de movimento do navio;
- alguns desses limites não são adequados aos navios actualmente em serviço e às características dos equipamentos de movimentação de carga instalados no cais;
- os movimentos horizontais do navio são aqueles que mais influenciam a eficiência e a segurança das operações de movimentação de carga, inclusivamente nos terminais para petroleiros;
- os limites operacionais e de segurança num terminal portuário não dependem só do comportamento dos navios amarrados, mas também da acção do vento sobre os equipamentos de movimentação de carga e do galgamento das obras de abrigo (entre outros);
- embora as interacções entre um navio amarrado e as acções do ambiente marítimo-portuário sejam complexas e a exposição dos terminais portuários seja função do seu local de implantação, alguns autores apresentam expressões simples para a avaliação aproximada da amplitude dos movimentos do navio e das suas forças de amarração, a partir das condições ambientais. Esse tipo de expressões pode ser muito útil nas fases iniciais de projecto. A extrapolação de resultados, além de difícil pode ser perigosa, devendo ser realizada com cuidado e apenas para estruturas em condições idênticas.

7.1.2. Primeira Fase do Estudo Experimental

Na primeira fase do estudo foi construído e testado um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente. Esse modelo físico incluiu a reprodução da estrutura de acostagem e amarração, das características elásticas dos cabos de amarração e das defensas e, naturalmente, das características estáticas e dinâmicas do navio seleccionado. A profundidade de água foi considerada uniforme (fundos à cota -16 m ZHL). Na impossibilidade de reproduzir nesse modelo físico o fenómeno da difracção em torno da cabeça do quebramar Norte de Leixões, bem como as reflexões no talude exterior do molhe Sul e na Praia de Matosinhos, foram definidas condições de agitação marítima realistas, que tiveram em consideração a localização do Posto "A" e os resultados de simulações numéricas da propagação de estados de agitação marítima (relativamente energéticos) para o interior do Porto de Leixões. Os objectivos estabelecidos para essa fase consistiram na clarificação da influência de alguns fenómenos físicos (identificados em estudos anteriores) nas condições operacionais e de segurança do Posto "A", na análise da eficiência e da adequação de algumas alternativas de intervenção propostas em estudos anteriores, e na apresentação de novas soluções de intervenção com base nos resultados obtidos.

Análise preliminar das condições de agitação na instalação experimental

No início desta fase foi efectuado um conjunto de testes preliminares com o objectivo de calibrar e de caracterizar as condições de agitação na zona de implantação do modelo físico e, simultaneamente, analisar o comportamento à reflexão da praia dissipadora instalada no tanque de ondas.

Para as condições de agitação estudadas, o coeficiente de reflexão da praia dissipadora situava-se entre 10 e 20%. Os valores mais baixos desse coeficiente estavam associados aos estados de agitação que apresentavam uma maior altura de onda significativa e um menor período de onda de pico.

Embora usualmente se considere desejável que o coeficiente de reflexão desse tipo de estruturas tome valores mais baixos do que os apresentados (i.e. no intervalo de 5 a 10%), para o tipo de estudo que foi

efectuado tal não deve constituir um problema. Com efeito, os navios amarrados são pouco sensíveis à energia presente nas altas-frequências do espectro. Importa acrescentar que os coeficientes de reflexão apresentados resultam do quociente entre as alturas de onda significativas reflectida e incidente. Por outro lado, a praia dissipadora instalada no tanque de ondas pode ter alguma correspondência com a "Prainha" existente entre o actual quebramar Norte de Leixões e o antigo (c.f. Figura 6.59).

Na caracterização das condições de agitação na zona de implantação do modelo, a energia associada aos espectros de variância estimados para os estados de agitação marítima reproduzidos na instalação experimental foi dividida numa componente de curto período e numa componente infra-gravítica. Esta última componente resulta das ondas ligadas aos agrupamentos de ondas de curto período, das ondas parasitas (livres) produzidas pelo sistema de geração, das ondas de longo período livres geradas por processos físicos não-lineares na praia de dissipação, e da reflexão (parcial) dessas ondas nas pás do sistema de geração e na praia de dissipação. A primeira conclusão que pôde ser retirada foi que num dado estado de agitação marítima, a energia infra-gravítica era significativamente inferior à energia que estava associada à componente de curto período.

Os níveis de energia associados às baixas-frequências do espectro foram analisados em maior detalhe, uma vez que o comportamento dos navios amarrados é particularmente sensível a esse tipo de energia. Os resultados apresentados mostraram que os níveis de energia infra-gravítica no interior da instalação experimental podiam ser substancialmente diferentes nos testes efectuados para estados de agitação marítima caracterizados pela mesma altura de onda significativa (ou seja, idêntica energia total), forma espectral e período de onda de pico, mas em profundidades de água diferentes.

Para um determinado estado de agitação marítima, a redução da profundidade de água no tanque de ondas conduz a um aumento da energia associada à banda de frequências infra-gravíticas. A passagem de uma profundidade de água de 20 m para uma de 18 m (valores de protótipo) resultou num aumento da energia infra-gravítica da ordem dos 15 a 30%, o que tem alguma correspondência com a teoria de Longuet-Higgins e Stewart, 1964, que, para fundos horizontais, sugere que a altura das ondas de longo período ligadas varia proporcionalmente a d^{-2}.

Os resultados experimentais apresentados mostraram também que os níveis de energia infra-gravítica aumentam nitidamente com o aumento da altura de onda significativa da componente de curto período e do período de onda de pico. Além disso, a frequência de separação das componentes infra-gravítica e de curto período tendia a deslocar-se no sentido das baixas-frequências com o aumento do período de onda de pico. Por outro lado, a relação entre as alturas de onda significativas de longo período e de curto período não era linear, mas aproximadamente quadrática.

Em geral, as conclusões que resultaram da análise da variação da energia nas frequências da banda infra-gravítica do espectro com o período de onda de pico, a altura de onda significativa e a profundidade de água, estavam de acordo com o que seria de esperar tendo em consideração as características do tipo de ondas que contribui para essa energia.

A análise atenta da distribuição da energia pelas frequências da banda infra-gravítica dos espectros de variância estimados para os vários estados de agitação marítima reproduzidos no estudo mostrou uma concentração preferencial de energia em algumas frequências. Além disso, a importância dos vários picos de energia e a sua localização no eixo das frequências eram função do posicionamento de cada uma das sondas usadas. Contudo, as alturas das ondas de longo período estimadas a partir dos registos de cada uma das quatro sondas eram muito semelhantes, uma vez que a redução da densidade de energia em algumas frequências, era compensada, pelo menos parcialmente, com o aumento da energia noutras frequências.

Essa distribuição não uniforme de energia pelas frequências da banda infra-gravítica e pelas 4 sondas pode ter várias causas, nomeadamente o desenvolvimento de um padrão parcialmente estacionário na instalação experimental devido à sobreposição das ondas de longo período ligadas incidentes com as ondas de longo período livres reflectidas ou radiadas pela praia dissipadora, bem como a existência de trocas de energia entre as ondas de longo período livres e os agrupamentos de ondas de curto período incidentes e vice-versa, e a eventual ocorrência de fenómenos ressonantes na instalação experimental. Por outro lado, o próprio espectro de variância de segunda ordem que resulta de interacções onda-onda entre as componentes de curto período deve apresentar uma concentração de energia mais elevada em algumas frequências da banda infra-gravítica.

Embora na primeira fase do estudo o comportamento do petroleiro amarrado tivesse sido estudado em condições expostas, a instalação experimental contém uma massa de água confinada, existindo o risco de a energia aí introduzida pelo sistema de geração ficar aprisionada e ser amplificada de uma forma irrealista. Convém realçar que as ondas associadas à banda de frequências infra-gravíticas do espectro, por apresentarem baixa declividade, são mais difíceis de absorver do que as de curto período.

O estudo realizado visava a reprodução de estados de agitação marítima de curto período, não tendo sido considerada a presença de ondas de longo período livres nas condições de agitação especificadas no sistema de geração de ondas. A energia infra-gravítica presente na instalação experimental resulta da própria natureza dos estados de agitação irregulares, da interacção das ondas de curto e de longo períodos com a praia dissipadora, bem como da eventual incapacidade do sistema de geração de ondas reproduzir os estados de agitação marítima reais (efeito laboratorial).

A eventual amplificação da energia de baixa-frequência no tanque de ondas implica a persistência da acção excitante, cuja frequência se deve manter constante ou não se modificar, significativamente, no tempo. Se essa entrada de energia no sistema for interrompida, a resposta do tanque de ondas decai no tempo, devido aos processos dissipativos que aí têm lugar.

Na hipótese de a massa de água no tanque de ondas entrar em ressonância, as ondas de longo período livres reflectidas ou radiadas pela praia dissipadora, com uma frequência muito próxima de uma das frequências naturais do tanque, seriam reflectidas nas pás do sistema de geração. A praia dissipadora, pouco eficaz para ondas longas, reflectiria de novo a quase totalidade dessa energia, que se propagaria em direcção ao sistema de geração, e assim sucessivamente. A instalação experimental utilizada tem uma configuração rectangular com dimensões em planta da mesma ordem de grandeza. Assim, a sua resposta ressonante deve ser caracterizada por factores de amplificação de pico relativamente baixos. No entanto, os vários picos ressonantes são, previsivelmente, largos, pelo que o factor de amplificação associado não deverá diminuir muito rapidamente com o afastamento à frequência de pico.

As condições de ressonância da instalação experimental foram analisadas para as duas profundidades de água consideradas no estudo. Apesar de as quatro sondas não terem sido instaladas na posição mais conveniente, a metodologia de análise utilizada permitiu tecer considerações importantes a respeito da possibilidade de fenómenos de índole ressonante poderem afectar a qualidade dos resultados obtidos. Nessa análise, o cenário mais gravoso resulta, portanto, de considerar que o sistema de absorção activa de reflexões tem uma eficiência desprezável para o tipo de ondas em análise.

Tendo por base os resultados apresentados, pôde concluir-se que, apesar da concentração preferencial de energia em frequências próximas das frequências naturais do tanque de ondas (admitindo que este se comporta como uma bacia fechada), qualquer fenómeno de índole ressonante que aí tenha lugar, terá de ter, forçosamente, um factor de amplificação baixo. Com efeito, frequências que aparentemente não estão relacionadas com nenhum dos modos de oscilação natural do tanque de ondas apresentam densidades de energia da mesma ordem de grandeza daquelas que estão. Os espectros estimados para a

máxima resolução possível mostraram também que a energia, ao invés de se concentrar em frequências isoladas, se distribuía de forma mais ou menos uniforme pelas várias frequências. Assim, embora não se possa afirmar, categoricamente, que não ocorrem fenómenos de natureza ressonante no tanque de ondas, estes, a existirem, devem ter uma influência pouco significativa nos resultados experimentais.

Importa acrescentar que foram tomadas todas as medidas possíveis tendo em vista a minimização do tipo de fenómenos em análise. O método de geração utilizado na reprodução dos estados de agitação marítima assegura que, desde que a duração do teste seja suficientemente longa, os diferentes padrões de agrupamentos de ondas ocorrem durante o teste. Assim, com a alteração do padrão de agrupamento de ondas, a frequência da perturbação de longo período associada também se deve alterar, reduzindo-se a probabilidade de ocorrência de ressonância. Embora a eficácia da praia dissipadora seja reduzida para as ondas de longo período, o uso do sistema de absorção activa de reflexões permite minimizar a probabilidade de ocorrência de fenómenos ressonantes prejudiciais para o estudo experimental. Além disso, o módulo de geração de agitação irregular utilizado possibilita, através da introdução de uma compensação de segunda ordem, que a geração de ondas de longo período parasitas seja minimizada.

De facto, se o sistema de geração de ondas reproduzir correctamente os estados de agitação marítima pretendidos e absorver a energia de longo período reflectida pela praia e pelo modelo físico, não são reunidas as condições necessárias para a entrada em ressonância da massa de água contida no interior do tanque de ondas. Outros estudos experimentais realizados com sistemas equivalentes aos utilizados no presente trabalho demonstraram o seu bom desempenho, quer no que diz respeito à minimização da geração de ondas parasitas, quer à sua capacidade de absorção da energia das ondas de longo período reflectidas.

Adicionalmente, como a análise foi realizada com base em espectros de energia, a simples duplicação da altura de onda associada a uma determinada frequência, deveria resultar, à partida, num aumento de quatro vezes da correspondente densidade de energia. Os espectros de energia apresentados, mesmo os de maior resolução, mostraram que as densidades de energia estimadas para as frequências da banda infra-gravítica eram relativamente próximas.

Importa acrescentar que para alguns modos de oscilação natural do tanque de ondas, um dos nodos do sistema de ondas parcialmente estacionário ocorreria na posição ocupada pelo modelo, em particular pelo navio amarrado. Resultados de simulações realizadas com um modelo numérico, para as mesmas profundidades de água, estimaram também a ocorrência de linhas nodais nesse local para períodos da mesma ordem de grandeza desses períodos naturais do tanque de ondas. Esta coincidência poderá estar relacionada com o facto de a distância do modelo físico à praia dissipadora ser múltipla (o dobro) da distância do Posto "A" à Prainha, no protótipo.

Além disso, importa também perceber até que ponto o facto da frequência de pico da resposta do navio amarrado, segundo os modos de avanço e de deriva, estar muito próxima das suas frequências naturais de oscilação não resulta da proximidade que existe entre essas mesmas frequências e a frequência que está associada a um dos modos de oscilação da instalação experimental (o quarto), que prevê um nodo no local ocupado pelo modelo no tanque. Ainda que essa interferência possa ter, como foi referido, equivalência no protótipo, a análise da amplitude máxima do movimento das partículas de água numa linha nodal mostrou que, mesmo para um cenário um pouco pessimista, a resposta do navio amarrado, segundo os modos de oscilação horizontais, deveria ser governada, sobretudo, pelos períodos naturais introduzidos pelo seu sistema de amarração. O nodo em causa, caso tivesse efectivamente ocorrido, não deverá ter tido a importância requerida para poder influenciar, de uma forma muito significativa, o comportamento do navio amarrado.

Caracterização do Comportamento Dinâmico do Navio

Na fase que precedeu o início de cada uma das séries de testes, foram realizadas experiências tendo em vista a caracterização do comportamento dinâmico do navio livre e amarrado, particularmente quando a alteração das condições de teste sugeria a alteração dos diferentes parâmetros caracterizadores desse comportamento. A análise de algumas dessas experiências permitiu obter conclusões que serviram de base à interpretação dos resultados dos testes em modelo físico. Essas experiências visaram também a obtenção de resultados com interesse para o desenvolvimento e a verificação de modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados em portos. As experiências de decaimento "livre" das oscilações do navio, segundo os seis graus de liberdade existentes, foram realizadas em condições de águas paradas.

Foram detectadas pequenas diferenças nos resultados de experiências realizadas em condições quase idênticas. Essas diferenças podiam resultar do tipo de técnica utilizada, do factor humano e da própria assimetria do sistema de amarração do navio.

Os períodos naturais de oscilação do navio no plano horizontal, influenciados pelas características do sistema de amarração, eram relativamente elevados e superiores aos dos modos de oscilação vertical. Com efeito, no plano vertical, a resposta do navio é controlada, essencialmente, pelas forças devidas à aceleração do navio e pelas forças de restituição devidas à impulsão.

Os seis modos de oscilação do navio amarrado apresentam graus de amortecimento muito distintos. Os modos de cabeceio e de arfagem eram os mais fortemente amortecidos, sendo por isso os mais difíceis de caracterizar. O modo de oscilação de balanço era o que apresentava um decréscimo logarítmico mais pequeno, sendo possível observar um grande número de oscilações até o navio ficar completamente imóvel. Os modos de guinada, avanço e deriva encontravam-se numa situação intermédia.

O amortecimento das oscilações de arfagem e de cabeceio resulta, essencialmente, da radiação de ondas quando o navio se movimenta segundo esses modos, que é, neste caso, muito intensa. Segundo o modo de balanço, o amortecimento por radiação é pequeno, pelo que outras formas de dissipação de energia podem assumir relevo. Nas condições estudadas, o amortecimento das oscilações horizontais de longo período do navio resulta, essencialmente, da geração de ondas e das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas.

A influência das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, nos parâmetros caracterizadores da resposta do navio amarrado segundo o modo de oscilação de balanço, foi também analisada, para duas profundidades de água. Foram considerados dois tipos de superfície de contacto da defensa com o casco do navio e duas condições de pré-tensão nos cabos de amarração.

Os resultados experimentais permitiram concluir que as forças de atrito na interface do navio com as defensas contribuem significativamente para a atenuação das oscilações de balanço. O uso de defensas de atrito elevado foi mais eficaz no amortecimento dessas oscilações do que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio. Nas situações em que essas duas intervenções no sistema de amarração foram aplicadas em conjunto, como resultado do importante aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas, as oscilações de balanço foram muito amortecidas.

A importante influência das características do sistema de amarração nas oscilações de balanço resulta de, segundo este modo de oscilação, o amortecimento por radiação ser reduzido e as forças de restituição hidrostática pouco relevantes. O amortecimento viscoso, que resulta das perdas de energia na camada-limite formada em torno do casco do navio quando este balança, assim como nos turbilhões de esteira desenvolvidos nas arestas desse casco, pode também ter um papel importante nessas oscilações.

O período natural da oscilação de balanço do navio (T_R) é praticamente independente das características do seu sistema de amarração, sendo, no entanto, influenciado pela profundidade de água. A passagem de uma profundidade de água de 0.18 para 0.20 m resultou numa diminuição do valor de T_R de cerca de 4%. Por outro lado, o período natural da oscilação de balanço não se alterou, de uma forma significativa, quando o navio foi amarrado no cais. De um modo geral, para uma profundidade de água de 0.18 m (18 m no protótipo), que corresponde sensivelmente ao nível médio da água do mar, o valor de T_R era igual a 1.4 s (14 s no protótipo).

A profundidade de água tem também influência no decréscimo logarítmico das oscilações de balanço, δ. Apesar de os valores da constante λ não serem muito diferentes, a diminuição do período natural da oscilação de balanço, com o aumento da profundidade de água, conduziu à redução do parâmetro δ.

Os resultados apresentados estavam de acordo com as considerações tecidas na secção 3.3 e indicaram que o amortecimento das oscilações de balanço do navio tem pouca influência no período natural dessas oscilações. O aumento da profundidade de água traduz-se, genericamente, numa redução do momento de inércia adicionado segundo o modo de balanço em fase com a aceleração angular dessas oscilações e, naturalmente, numa diminuição do valor de T_R. Nas situações estudadas, essa diminuição foi pouco significativa, uma vez que a variação da profundidade de água foi pequena.

Condições de teste estudadas

Durante a primeira fase do estudo em modelo físico, foi estudado, para diferentes condições de teste, o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões. Devido à impossibilidade de reproduzir nesse modelo simplificado o fenómeno da difracção em torno da cabeça do quebramar Norte, bem como as reflexões no talude exterior do molhe Sul e na praia de Matosinhos, foram definidas condições de agitação marítima realistas, que tiveram em consideração a localização do Posto "A" e os resultados de simulações numéricas da propagação de estados de agitação marítima relativamente energéticos para o interior do Porto de Leixões. As séries de testes experimentais foram realizadas com o modelo do navio petroleiro calibrado para a condição de carga máxima.

No estudo experimental foram incluídas séries de testes de natureza marcadamente prática e outras de carácter mais académico. Nesta secção é apresentada uma síntese das conclusões obtidas com base na análise dos resultados desses testes e algumas considerações de carácter geral.

As séries de testes analisadas visaram estudar a influência, no comportamento do navio amarrado, dos seguintes factores:

- reprodução do carácter irregular da agitação marítima nos estudos experimentais;
- *layout* de amarração do navio no cais;
- folga sob a quilha do navio e profundidade de água junto ao cais;
- aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio;
- forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas.

Reprodução do carácter irregular da agitação marítima nos estudos experimentais

O trabalho experimental realizado permitiu realçar a importância da reprodução do carácter irregular da agitação marítima nos estudos em modelo físico em que se pretende avaliar o comportamento de navios amarrados em portos. Com efeito, a utilização de agitação regular conduziu a uma significativa subavaliação da resposta do navio no plano horizontal (movimentos de avanço, deriva e guinada). Esta constatação é tanto mais importante quanto o facto desses movimentos horizontais serem os que mais influenciam as condições operacionais e de segurança num terminal para navios do tipo petroleiro.

Nos testes com ondas irregulares foi observada a existência de um desfasamento entre os espectros da agitação incidente e os espectros dos movimentos horizontais do navio. De facto, os períodos de pico associados aos espectros desses movimentos eram claramente superiores aos da agitação incidente, porém muito próximos dos períodos naturais de oscilação do navio. Os espectros estimados para os movimentos do navio amarrado no plano vertical, pelo contrário, não se encontravam desfasados em relação ao da agitação marítima incidente, sendo que os períodos de pico associados a estes espectros se situavam na gama de frequências da agitação incidente e eram próximos dos períodos naturais de oscilação do navio amarrado. Nos testes realizados com ondas regulares, a resposta do navio, quer no plano horizontal, quer no plano vertical, ocorria, exclusivamente, na frequência da agitação incidente.

Os movimentos do navio amarrado no plano horizontal são normalmente controlados pelos períodos naturais introduzidos pelo seu sistema de amarração ao cais. Como habitualmente a massa do navio é consideravelmente mais elevada do que a rigidez do seu sistema de amarração, esses períodos naturais tendem a ser significativamente mais elevados do que os períodos característicos da agitação marítima e, portanto, dificilmente excitáveis por ondas regulares de curto período, que não possuem energia nessa gama de frequências. Com efeito, nos testes experimentais efectuados com agitação irregular, o navio amarrado tendia a experimentar movimentos de maior amplitude, comparativamente às situações em que foi utilizada agitação regular.

Segundo os modos de oscilação vertical, foi observada uma maior proximidade entre as amplitudes dos movimentos do navio amarrado nos testes efectuados com agitação regular e irregular, que deverá estar relacionada com o facto de esses modos de oscilação apresentarem períodos naturais de oscilação mais baixos, na gama de períodos característicos da agitação marítima. Esses modos devem poder ser excitados por agitação regular de curto período. Importa referir que na vertical, a resposta do navio é governada, essencialmente, pelas forças devidas à sua aceleração e pelas forças de restituição devidas à impulsão. Dos modos de oscilação verticais do navio, o balanço era aquele que apresentava as maiores diferenças. Este modo de oscilação, apesar de ocorrer no plano vertical, sofre uma influência pequena, embora não desprezável, do sistema de amarração do navio.

Por fim, importa acrescentar que um navio amarrado num porto poderá apresentar uma resposta sub-harmónica (i.e. em frequências inferiores às da agitação marítima) mesmo quando submetido à acção de ondas regulares, devido à não-linearidade do seu sistema de amarração. Este tipo de comportamento não foi, no entanto, identificado nos resultados analisados, possivelmente pelo facto de os testes terem sido efectuados com agitação de vante, a rigidez das defensas não ser muito diferente da dos cabos de amarração, as características elásticas dos elementos do sistema de amarração terem sido reproduzidas considerando uma rigidez equivalente e o coeficiente de atrito na interface do navio com as defensas ser pequeno.

<u>*Layout* de amarração do navio no cais</u>

O *layout* mais frequentemente utilizado na amarração dos navios de maior porte no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões é ligeiramente assimétrico, contrariando uma das recomendações da OCIMF, 2008. Esta organização refere que devem ser utilizados *layouts* simétricos para assegurar uma boa distribuição de esforços pelos elementos do sistema de amarração. Por outro lado, esse *layout* recorre a lançantes de proa e de popa, embora tal possa ser justificado pela existência de um ambiente local direccional ou pelas características da estrutura de acostagem, nomeadamente a localização dos pontos de amarração disponíveis.

Por esse motivo, foi estudado, experimentalmente, um *layout* de amarração alternativo para esse posto de acostagem, que tira partido do gancho de amarração localizado junto à extremidade do quebramar

Norte de Leixões, para a amarração dos lançantes de proa do navio. Esse *layout* é aproximadamente simétrico.

A análise comparativa desses dois *layouts* foi realizada com base no estudo do comportamento de um navio petroleiro amarrado no Posto "A", com um modelo físico simplificado desse posto de acostagem e da sua área envolvente. Foram analisadas as forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração e os movimentos do navio no plano horizontal.

Os resultados apresentados mostraram que a substituição do *layout* de amarração assimétrico por um *layout* simétrico tem uma influência pouco significativa no comportamento do navio amarrado, quer em termos da grandeza das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração, quer no que diz respeitos às amplitudes dos movimentos do navio. Importa referir que os dois *layouts* de amarração estudados diferiram, apenas, no posicionamento de um cabo de amarração duplo - o primeiro lançante de proa. As principais diferenças observadas entre os dois *layouts* resultaram da alteração da rigidez e da orientação desse cabo de amarração duplo, nomeadamente a maior uniformidade das forças aplicadas nos dois lançantes de proa (CA7 e CA8) no *layout* de amarração assimétrico.

Além disso, a utilização do *layout* assimétrico resultou numa diminuição das forças máximas aplicadas nas defensas para o estado de agitação de maior período de onda de pico, assim como numa pequena redução das forças aplicadas nos lançantes de popa, qualquer que seja o período de onda de pico ou a categoria de força considerada. Contudo, para os períodos de onda intermédios, as forças máximas nas defensas eram inferiores nos testes realizados com o *layout* simétrico. Para qualquer uma das condições testadas, as forças máximas aplicadas nas defensas eram inferiores às forças máximas admissíveis.

As regeiras foram os cabos de amarração mais solicitados nas duas situações de amarração estudadas. Estes resultados devem-se ao facto de estes cabos serem os mais curtos (e, portanto, os mais rígidos), mas também à sua orientação no alinhamento da direcção de propagação da agitação. Por esse motivo, as regeiras seriam os primeiros cabos a partir, o que está de acordo com a experiência da equipa que é responsável pela amarração de navios no Posto "A" (informação transmitida oralmente).

A análise comparativa dos dois *layouts* estudados, em termos de forças médias do décimo superior, significativas ou médias, permitiu, regra geral, tecer as considerações apresentadas aquando da análise das forças máximas aplicadas nos elementos do sistema de amarração. No entanto, importa acrescentar que, em termos práticos, são forças máximas aplicadas nesses elementos que determinam a sua eventual rotura ou, alternativamente, a folga de segurança existente.

A análise comparativa das amplitudes significativas dos diferentes movimentos do navio amarrado, para os *layouts* de amarração estudados, mostrou que as diferenças entre ambos eram pequenas, à semelhança do que foi observado aquando da análise das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração. Com efeito, as forças de amarração do navio e a amplitude dos seus movimentos estão intimamente relacionadas. Contudo, a utilização do *layout* simétrico permitiu uma pequena redução da amplitude do movimento de deriva, mas originou um aumento da amplitude significativa do movimento de guinada. Para as condições de teste analisadas, as modificações introduzidas no *layout* de amarração do navio tiveram pouca influência na amplitude dos movimentos de avanço, assim como nos movimentos do navio no plano vertical.

Na primeira fase do estudo experimental, o navio amarrado foi testado sob a acção de agitação marítima de vante. Por esse motivo, o modo de avanço era o que apresentava as oscilações de maior amplitude. No entanto, segundo os modos de oscilação de deriva e de guinada foram também registadas oscilações de amplitude apreciável, sem que existisse uma solicitação externa importante a actuar segundo essas

direcções. Estes resultados foram explicados pelo efeito de acoplamento, entre os modos de oscilação do navio, que é introduzido pelo seu sistema de amarração.

Por fim, importa acrescentar que na primeira fase do estudo foi construído e testado um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente. Por esse motivo, as conclusões apresentadas com base na análise dos resultados experimentais obtidos devem ser encaradas com reserva, especialmente se extrapoladas para o protótipo.

De facto, os problemas de operacionalidade que por vezes se fazem sentir no Posto "A" resultam, não apenas da agitação marítima que, por difracção, contorna a cabeça do quebramar Norte de Leixões e chega à zona de acostagem do petroleiro com uma energia ainda considerável, mas também de outros fenómenos físicos que podem ter lugar na vizinhança deste posto de acostagem (secção 5.8), e que não puderam ser convenientemente reproduzidos no modelo físico simplificado.

Com o objectivo de obter resultados mais representativos, na segunda fase do estudo experimental, foi construído e testado um modelo mais completo e realista do Posto "A" e da sua área envolvente. Esse modelo incluiu, por exemplo, o quebramar Norte de Leixões, o molhe Sul e a Praia de Matosinhos.

Folga sob a quilha do navio e profundidade de água junto ao cais

Em muitas infra-estruturas portuárias, as dimensões dos navios que podem entrar em segurança no porto e acostar num dos terminais existentes são condicionadas pelas profundidades de água disponíveis. Por outro lado, a folga sob a quilha do navio influencia também, de uma forma significativa, a sua resposta depois de amarrado no cais e pode variar, quer pela alteração do nível de maré, quer pela modificação do estado de carga do navio.

Nas reuniões efectuadas no âmbito do "*Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal Petroleiro do Porto de Leixões*", IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, os responsáveis pela exploração do terminal e os pilotos do porto afirmaram que as condições mais problemáticas, para as condições de segurança e de operacionalidade do Posto "A", ocorriam, normalmente, para os níveis de maré mais elevados, próximos da preia-mar ou com ela coincidentes.

Assim, alguns dos testes experimentais realizados visaram a análise da influência da folga sob a quilha do navio, e da profundidade de água junto ao cais, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A". Esses testes foram realizados com o modelo físico simplificado construído para a primeira fase do estudo, tendo sido consideradas duas profundidades de água junto ao cais: 18 m, que corresponde ao nível médio da água do mar; e 20 m, que corresponde ao nível máximo da água numa preia-mar de águas vivas. Foram analisadas as forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio e os seus movimentos no plano horizontal.

Os resultados experimentais mostraram que a profundidade de água junto ao cais e, portanto, a folga sob a quilha do navio, têm uma grande influência no comportamento de um navio amarrado. De facto, a passagem de uma profundidade de água de 20 para 18 m resultou num importante aumento, quer das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio, quer das amplitudes significativas dos seus movimentos horizontais. Com efeito, as forças de amarração do navio e a amplitude dos seus movimentos estão intimamente relacionadas. Esse agravamento da resposta do navio amarrado tendeu a tornar-se mais evidente com o aumento do período de onda de pico.

Importa portanto frisar que os resultados obtidos não estão de acordo com aquela que é a experiência das pessoas mais directamente envolvidas na exploração do Posto "A", pois os testes experimentais realizados mostraram que as situações mais problemáticas ocorriam para os níveis de maré mais baixos, neste caso para o nível médio da água do mar, uma vez que não foi considerado o nível correspondente

ao zero hidrográfico nesta fase do estudo. No entanto, e como foi referido anteriormente, as condições operacionais e de segurança do Posto "A" podem ser influenciadas por diversos fenómenos físicos (ver secção 5.8), alguns dos quais não foram reproduzidos de uma forma conveniente no modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente. A existência de zonas de elevada permeabilidade ao longo do quebramar Norte, e em particular no trecho adjacente ao Posto "A", é apenas uma delas.

Por exemplo, no intradorso do quebramar Norte de Leixões, próximo da extremidade desta estrutura, existem alguns afloramentos rochosos, assim como material resultante dos estragos provocados por algumas tempestades violentas no quebramar principal, que aí se foi acumulando (Figura 6.52). Estes podem constituir um obstáculo à propagação da agitação marítima, sobretudo para os níveis de maré mais baixos, influenciando as características das ondas que chegam à zona do Posto "A". No modelo testado na primeira fase do estudo estas particularidades do protótipo não puderam ser reproduzidas.

No entanto, mesmo sem considerar as questões expostas nos parágrafos anteriores, seria lícito esperar que a redução da profundidade de água junto ao cais originasse um comportamento mais favorável do navio aí amarrado. De facto, com a diminuição da folga sob a quilha do navio, ocorre um importante aumento da inércia adicionada do navio, em relação aos valores de águas profundas, e dos factores de amortecimento da sua resposta. Porém, a grandeza desses aumentos depende do modo de oscilação em estudo, devendo ser mais significativa para os movimentos de deriva e de guinada do que para o de avanço. Importa ainda acrescentar que, por influência do sistema de amarração, os modos de oscilação horizontal do navio se encontram acoplados.

A diminuição da profundidade de água tem também repercussões nas condições de agitação marítima reproduzidas na instalação experimental. De facto, na secção 6.2.6.2 concluiu-se que os espectros de variância estimados a partir dos resultados de testes em que foram reproduzidos estados de agitação caracterizados pela mesma altura de onda significativa, forma espectral e período de onda de pico, mas considerando profundidades de água distintas, podiam apresentar níveis de energia infra-gravítica muito diferentes. A redução da profundidade de água de 20 para 18 m (valores de protótipo) resultou num aumento da energia associada a essa banda de frequências da ordem dos 15 a 30%.

Assim, embora a redução da folga sob a quilha resulte num aumento da inércia adicionada do navio e dos factores de amortecimento da sua resposta, o aumento da energia nas frequências da banda infra-gravítica dos espectros da agitação marítima com a redução da profundidade de água, permitiu explicar os resultados experimentais obtidos. Com efeito, os navios amarrados são particularmente sensíveis à energia presente nessas baixas-frequências do espectro.

Em termos da distribuição das forças pelos elementos do sistema de amarração mantêm-se válidas as considerações tecidas anteriormente, aquando da análise comparativa dos dois *layouts* de amarração estudados.

Aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio

A aplicação de pré-tensão nos cabos de amarração do navio, ou o aumento dessas forças de pré-tensão, pode constituir uma solução eficaz e de baixo custo para a redução de problemas de operacionalidade causados, especialmente, pela acção directa ou indirecta da agitação marítima no navio amarrado. Esta solução pode influenciar o comportamento de um navio de duas formas distintas: através do aumento das forças de atrito desenvolvidas entre o navio e a superfície frontal das defensas, e pela modificação dos períodos naturais de oscilação do navio no plano horizontal. Com efeito, a selecção criteriosa das características elásticas dos elementos do sistema de amarração e das forças de pré-tensão a aplicar nos cabos de amarração, permite afastar as frequências naturais de oscilação do navio no plano horizontal, das frequências ressonantes da bacia portuária onde o cais em estudo está inserido, mas também das

frequências infra-gravíticas de maior energia do espectro de agitação marítima incidente. Este último tipo de influência não foi, contudo, analisado experimentalmente.

Assim, a influência de um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, na resposta de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, foi analisada experimentalmente. Foram consideradas duas situações distintas: condição de pré-tensão normal, que corresponde a forças iniciais em todos os cabos de amarração da ordem de 100 a 120 kN; e condição de pré-tensão extra, na qual, partindo da condição normal, as forças iniciais nos traveses foram aumentadas para um valor compreendido entre 245 e 265 kN. O coeficiente de atrito na interface do navio com as defensas era baixo ($0.11<\mu<0.13$). A análise efectuada incidiu sobre as repercussões dessa intervenção na amplitude dos movimentos do navio e na grandeza das forças aplicadas nos vários elementos do seu sistema de amarração.

Os resultados do estudo em modelo físico mostraram que através do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses do navio se podiam conseguir reduções importantes da amplitude significativa dos movimentos de avanço, sobretudo para os períodos de onda de pico mais baixos e para a maior profundidade de água junto ao cais. Para a profundidade de água associada a uma preia-mar de águas vivas, as reduções da amplitude significativa desse movimento situaram-se entre 20 e 40%. As reduções da amplitude dos movimentos de deriva foram menores (entre 12 e 23% para uma profundidade de água junto ao cais igual a 20 m). A influência da pré-tensão nos movimentos do navio no plano vertical era muito ligeira.

Por outro lado, a amplitude dos movimentos do navio amarrado era significativamente maior quando se considerava a profundidade de água associada ao nível médio da água do mar, possivelmente devido à redução da profundidade de água e à consequente influência dessa redução nos níveis de energia infra-gravítica associados aos estados de agitação marítima reproduzidos.

O aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses permite que o navio mantenha o contacto com as defensas durante mais tempo, possibilitando que as forças de atrito originadas nessa interface possam contribuir, de uma forma mais efectiva, para a redução da amplitude dos seus movimentos de avanço. Como a ocorrência de movimentos de avanço de elevada amplitude pode originar movimentos de deriva de amplitude considerável (devido ao sistema de amarração), a diminuição da amplitude dos primeiros contribuiu para a redução dos segundos. Nos testes realizados para os estados de agitação de maior período de onda de pico e menores profundidades de água, como foi concluído anteriormente, as forças que actuavam no navio eram maiores, pelo que este tendia a "ressaltar" com frequência das defensas.

As forças nas regeiras podiam também ser reduzidas através de um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, quando as forças actuantes no navio o faziam experimentar movimentos com amplitudes pequenas a moderadas. As regeiras, devido à sua orientação e comprimento, eram os cabos que usualmente estavam submetidos a forças de tracção mais elevadas e, portanto, seriam os primeiros a partir. Para as condições mais energéticas, o efeito favorável referido perde importância. No entanto, nas situações analisadas, as forças máximas aplicadas nos traveses e nas defensas eram sempre mais elevadas na condição de pré-tensão extra.

Importa acrescentar que os resultados experimentais obtidos foram comparados com os de um pacote numérico de simulação do comportamento de navios amarrados, que está a ser verificado e melhorado no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN'. Os resultados numéricos eram, em geral, consistentes com os experimentais, embora tivesse sido reconhecida a necessidade de introduzir alguns melhoramentos nesses modelos, nomeadamente a possibilidade de caracterizar os estados de agitação marítima através de séries temporais de elevação da superfície livre da água (e.g. medidas no modelo físico).

Forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas

Os resultados experimentais analisados no ponto anterior mostraram que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses permitia reduzir a amplitude dos movimentos horizontais do navio, bem como a grandeza das forças máximas aplicadas em alguns dos elementos do seu sistema de amarração. Esse efeito favorável resultava, sobretudo, do aumento das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas, quando eram consideradas as forças de pré-tensão mais elevadas.

A utilização de defensas com um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio constitui uma solução alternativa para aumentar a grandeza dessas forças de atrito. Com efeito, nesses casos, para as mesmas forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração, as forças de atrito desenvolvidas na interface com o navio são maiores. Assim, na primeira fase do estudo em modelo físico, foi analisada a influência do coeficiente de atrito na interface do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", para as duas condições de pré-tensão referidas no ponto anterior. Foram consideradas duas superfícies de contacto da defensa com o navio: uma de baixo atrito ($0.11<\mu<0.13$) e a outra, com um coeficiente de atrito maior ($0.45<\mu<0.48$), que pretendia reproduzir condições mais próximas da realidade do protótipo (defensas pneumáticas).

O objectivo deste estudo era avaliar, em que medida, o aumento das forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas podia contribuir para a melhoria das condições de operacionalidade e de segurança do Posto "A". Importa acrescentar que as defensas instaladas neste posto de acostagem são do tipo pneumático e apresentam uma superfície de contacto com o navio de atrito elevado. Nessa análise foram considerados os seis tipos de movimentos que o navio amarrado pode experimentar, no entanto, foi dada mais atenção aos seus movimentos horizontais.

A eficácia dos sistemas de amarração estudados foi avaliada em relação a uma condição de referência, na qual as forças inicialmente aplicadas nos cabos de amarração eram as correspondentes à condição de pré-tensão normal e as defensas instaladas no cais apresentavam um baixo coeficiente de atrito.

A amplitude máxima dos movimentos de um navio amarrado é um parâmetro extremo, que pode estar relacionado com as condições-limite de segurança do navio e, eventualmente, do cais. No entanto, na análise da eficiência e da segurança das operações de carga e descarga do navio, pode justificar-se a adopção de um parâmetro mais representativo do comportamento do navio, no qual a importância de oscilações individuais (extremas) se possa diluir na média da amplitude das oscilações acima de uma determinada referência. Com efeito, a análise comparativa das intervenções no sistema de amarração estudadas foi efectuada com base na amplitude significativa das oscilações do navio amarrado, definida como a média do terço superior das amplitudes pico-a-pico dos movimentos do navio.

Os resultados apresentados mostraram que o aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas contribui, efectivamente, para a redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano horizontal. Dos movimentos analisados, o avanço é aquele cuja amplitude foi mais fortemente reduzida com as modificações operadas no sistema de amarração (em relação à condição de referência). Quando se recorreu à utilização de defensas de elevado coeficiente de atrito, em combinação com um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, a redução da amplitude significativa dessas oscilações situou-se, em geral, entre 50 e 75%, com a maior redução a ocorrer para os períodos de onda de pico mais baixos. A redução da amplitude dos movimentos de deriva foi menos significativa, nunca ultrapassando os 45%, mesmo na condição em que as forças de atrito na interface das defensas com o navio eram maiores. Para o modo de guinada foram obtidas reduções sempre inferiores a 30%, sendo que para algumas condições de teste existia mesmo um agravamento do comportamento do navio em relação à condição de referência.

Regra geral, verificou-se que a eficácia das intervenções no sistema de amarração consideradas tendia a diminuir com o aumento do período de onda de pico. Apesar de as forças de atrito referidas actuarem apenas segundo a direcção longitudinal ao cais, quando o navio se move tangencialmente às defensas, os resultados obtidos para os modos de deriva e de guinada foram explicados pelo acoplamento, que é introduzido pelo sistema de amarração, entre esses modos de oscilação do navio.

Nas condições em que o estudo foi efectuado, a simples substituição das defensas-base por defensas de atrito elevado revelou-se mais eficaz, na redução da amplitude significativa dos movimentos do navio no plano horizontal, do que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, com defensas de baixo atrito instaladas no cais. Além disso, o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses era mais eficaz quando as defensas instaladas no cais apresentavam um coeficiente de atrito elevado na interface com o casco do navio. Pôde ainda concluir-se que a partir do momento em que as forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas eram vencidas, a contribuição do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses para a redução da amplitude dos movimentos do navio se reduzia consideravelmente.

Assim, pondo de parte questões relacionadas com a reflectividade, as defensas pneumáticas instaladas no Posto "A", ao proporcionarem um coeficiente de atrito elevado na interface com o casco do navio, são uma solução adequada para as situações em que se pretende minimizar os movimentos do navio amarrado. Por outro lado, a eficácia de um hipotético aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração é maior quando as defensas instaladas no cais são desse tipo.

De um modo geral, o sistema de amarração tem pouca influência nos movimentos do navio no plano vertical, sobretudo no caso da arfagem e do cabeceio. Com efeito, mesmo na condição de teste em que as forças de atrito na interface do navio com as defensas eram maiores (i.e. defensas de atrito elevado e condição de pré-tensão extra), as reduções da amplitude desses movimentos chegavam apenas a 16% e a 11%, respectivamente. Além disso, o aumento das forças de atrito nessa interface podia resultar, tanto numa redução, como num aumento das amplitudes significativas dos movimentos de arfagem, balanço e cabeceio.

O balanço foi dos três modos de oscilação do navio no plano vertical, o mais influenciado pelo sistema de amarração. Com efeito, o aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas podia originar um significativo agravamento do comportamento do navio segundo esse modo de oscilação, em relação à condição de referência, que era claramente dependente do período de pico da agitação.

Os resultados experimentais mostraram também que a componente do amortecimento da oscilação de balanço devida ao sistema de amarração do navio tem um papel importante na redução da amplitude dessas oscilações na proximidade do seu período de ressonância (na situação em estudo era igual a 14 s).

A segunda fase do estudo incluiu também a realização de testes com o objectivo de avaliar a influência das forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado. Para o efeito foi utilizado um modelo mais próximo da realidade. Os resultados dessa fase do estudo foram apresentados na secção 6.3.10.2, a qual inclui ainda uma análise comparativa dos resultados obtidos com os dois modelos físicos, assim como uma discussão das conclusões obtidas tendo em conta as características actuais do Posto "A".

7.1.3. Segunda Fase do Estudo Experimental

Na segunda fase do estudo foi construído um modelo físico que procurava reproduzir com maior rigor as características do protótipo. Para além das componentes já consideradas na primeira fase do estudo, esse modelo incluiu ainda a reprodução do quebramar Norte do Porto de Leixões, do antigo quebramar

Norte (estrutura centenária), da "Prainha" situada entre essas duas estruturas, do molhe Sul e de uma extensão significativa da Praia de Matosinhos. A profundidade de água foi considerada uniforme em todo o domínio de ensaio (fundos à cota -16 m ZHL), excepto na zona das praias. Nesse modelo, as condições de agitação na zona do Posto "A" eram o resultado, principalmente, da difracção da agitação incidente em torno da cabeça do quebramar Norte, e das reflexões dessas ondas no molhe Sul de Leixões e na Praia de Matosinhos.

Os estados de agitação marítima reproduzidos na instalação experimental apresentavam uma direcção de propagação perpendicular ao quebramar Norte de Leixões, ou seja, eram provenientes de um rumo próximo do Oeste (W-20º-S). De facto, estudos anteriores tinham mostrado que um grande número de situações de inoperacionalidade estava associado a esse rumo, que foi também apontado pelos pilotos da Barra de Leixões, e pelos responsáveis pela exploração do Posto "A", como o mais problemático para as condições operacionais desse posto. O rumo considerado no estudo permite também minimizar os problemas associados à reflexão da agitação nas paredes laterais do tanque de ondas.

A escala seleccionada para o estudo impossibilita que se retirem conclusões quantitativas importantes acerca da estabilidade dos blocos utilizados na reprodução das estruturas de abrigo portuário. Também os fenómenos da transmissão, através da estrutura do quebramar Norte de Leixões ou por galgamento, seriam afectados por efeitos de escala significativos, em resultado da não utilização de uma semelhança completa e do factor de escala seleccionado. Estas razões contribuíram para a decisão de só se reproduzir rigorosamente a cabeça do quebramar, sendo a restante extensão da estrutura simplificada. O objectivo era reproduzir no modelo as características reflectoras, de dissipação e de transmissão (por galgamento), do trecho da obra que mais influencia o fenómeno da difracção e minimizar os custos de construção do modelo.

As condições de agitação na zona do Posto "A" são influenciadas pelas características reflectoras da sua envolvente. Assim, as características reflectoras do talude interior do quebramar Norte, do talude exterior do molhe Sul, da Praia de Matosinhos e da Prainha foram reproduzidas o mais rigorosamente possível. No entanto, a topo-hidrografia e o comprimento da praia de Matosinhos foram adaptados, de forma a minimizar as reflexões indesejadas na parede lateral do tanque de ondas e porque o espaço disponível para a instalação dessa praia era limitado. Foram também tomadas medidas no sentido de minimizar os efeitos laboratoriais no interior da instalação experimental, nomeadamente a reflexão da agitação em fronteiras que não têm correspondência com a realidade do protótipo. Por exemplo, como apenas foi possível reproduzir no modelo físico a parte mais exterior do porto, na área correspondente à entrada para o anteporto foi instalada uma praia absorvente perfurada.

Durante a segunda fase do estudo experimental pretendeu-se fazer uma análise crítica da influência de alguns fenómenos físicos nas situações de inoperacionalidade do Posto "A", nomeadamente daqueles que requeriam um estudo com um modelo físico completamente tridimensional, assim como estudar soluções de intervenção nesse posto de acostagem com um modelo físico mais próximo da realidade e analisar comparativamente os resultados obtidos com os do modelo simplificado testado na primeira fase do estudo.

À data da realização desta fase do estudo não estavam disponíveis medições das condições de agitação marítima na zona do Posto "A", nem resultados de simulações numéricas da propagação da agitação, do largo para o interior do porto, que incluíssem as transformações não-lineares das ondas e a geração de sub-harmónicas. Por conseguinte, os níveis de energia de baixa-frequência na proximidade desse posto de acostagem não foram calibrados, tendo sido usada uma compensação de segunda ordem para garantir que o *set-down* era reproduzido de uma forma realista no modelo físico. Esta abordagem foi considerada adequada aos fins da presente fase do estudo.

Análise preliminar das condições de agitação na instalação experimental

Após a construção do modelo físico da área portuária em estudo no interior do tanque de ondas, foi realizado um conjunto de testes preliminares, que visaram, quer a calibração das condições de agitação marítima, quer a caracterização dos níveis de agitação em cinco pontos do domínio de ensaio e, em particular, na região abrigada pelo quebramar Norte de Leixões. Estes testes foram realizados com a estrutura de acostagem do Posto "A" livre, tendo sido instaladas três sondas na área habitualmente ocupada pelo navio petroleiro depois de amarrado (à proa, a meio-navio e à popa).

Para as profundidades de água consideradas no estudo, os estados de agitação marítima seleccionados estavam relativamente afastados das condições-limite impostas pelo sistema de geração. No entanto, os critérios de rebentação da onda condicionaram a reprodução de alguns (poucos) desses estados de agitação.

Para um conjunto de condições de teste representativo, foi demonstrado que os espectros de variância estimados com base nos registos de elevação da superfície livre da água medidos no tanque de ondas, reproduziam com suficiente rigor as formas espectrais especificadas no sistema de geração. Por outro lado, pôde concluir-se que a rotina de análise da reflexão utilizada no estudo não tinha a capacidade de lidar convenientemente com a energia associada às frequências infra-gravíticas desses espectros. Nesta fase do estudo, o coeficiente de reflexão global era relativamente baixo, aumentando com o período de onda de pico. Esse coeficiente não era referente a uma estrutura em particular, mas, de certa forma, ao modelo físico no seu conjunto, nomeadamente à Praia de Matosinhos e à cabeça do quebramar Norte.

Na análise da reflexão, o aumento do tamanho da janela de dados conduz a um aumento da resolução em frequência da curva que traduz a variação do coeficiente de reflexão, ou dos espectros de variância incidentes e reflectidos, com a frequência da onda. À maior resolução corresponde também uma maior irregularidade dessas estimativas. Importa ainda referir que os resultados associados a frequências com densidades de energia baixas, afastadas da frequência de pico, devem ser interpretados com cuidado.

Análise das condições de tranquilidade na área abrigada pelo quebramar Norte de Leixões

A análise da difracção da agitação em torno da cabeça do quebramar Norte de Leixões permitiu aferir o grau de abrigo do Posto "A" para as várias condições de teste estudadas. Essa análise foi efectuada para estados de agitação caracterizados por alturas de onda significativas de 3.0 e 4.5 m e por períodos de onda de pico compreendidos entre 10 e 18 s, para três profundidades de água junto ao cais, d: nível máximo de uma preia-mar de águas vivas (d=20 m), nível médio da água do mar (d=18 m) e nível associado ao zero hidrográfico local (d=16 m).

Os resultados experimentais permitiram fazer a caracterização dos níveis de agitação em cinco pontos do domínio de ensaio: quatro na zona abrigada pelo quebramar Norte de Leixões (S6 a S9) e um numa posição frontal à Praia de Matosinhos (S5). Inicialmente, a caracterização dos níveis de agitação no modelo foi efectuada com base na altura de onda significativa total, determinada a partir do momento espectral de ordem zero dos espectros de variância estimados para cada uma das sondas utilizadas no estudo. Numa fase posterior, a análise da difracção foi realizada, de uma forma independente, para as componentes de curto e de longo períodos. A separação dessas componentes é justificada pelo facto de estas poderem apresentar comportamentos diferentes no modelo físico. A análise foi baseada no índice de agitação, que representa o quociente entre a altura de onda significativa estimada num determinado ponto do modelo físico e a altura de onda significativa média determinada com base nos registos das sondas instaladas junto ao sistema de geração (S1 a S4). Dependendo da fase da análise, essa altura de onda pode ser a total, a associada à componente de curto período ou à componente de longo período.

A altura de onda significativa total em frente à Praia de Matosinhos (S5) era superior (até 15%) à média das alturas de onda significativas estimadas para as sondas S1 a S4 (incidente). O aumento de energia registado deve estar relacionado, em parte, com a proximidade da sonda S5 a uma fronteira reflectora e resultou, sobretudo, do aumento da componente de longo período. Com efeito, nesse local, o índice de agitação associado à componente infra-gravítica era sempre superior à unidade, aumentava com o período de onda de pico e podia chegar a 1.5. O índice associado à componente de curto período apresentava uma variação semelhante com o período de onda, mas valores menores. Estes resultados sugeriram que uma quantidade importante da energia de longo período que incidia na praia não era dissipada e que podia existir geração de energia de baixa-frequência nessa fronteira do domínio de ensaio. Além disso, os resultados experimentais mostraram indícios de que essa praia tinha a capacidade de dissipar a energia presente em frequências superiores a um determinado valor de referência, ou que a geração de energia de longo período ocorria, preferencialmente, numa gama específica de frequências. No entanto, este assunto não foi explorado.

Apenas uma pequena parte da energia infra-gravítica medida pela sonda S5 parecia chegar à zona de geração (S1 a S4). Este resultado pode ser explicado pela possibilidade de se instalarem no tanque de ondas sistemas parcialmente estacionários, devido à sobreposição das ondas de longo período livres e ligadas, pela existência de transferência de energia entre os agrupamentos de ondas de curto período e as ondas de longo período livres, e pelo facto de na proximidade de estruturas reflectoras, a altura de onda significativa que resulta da sobreposição das ondas incidentes e reflectidas, apresentar flutuações, devido aos sistemas de ondas estacionárias instalados perto da estrutura. Essas variações espaciais da altura de onda convergem para um valor assimptótico apenas com o afastamento à estrutura reflectora. É ainda possível que parte da energia reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos se propague em direcção à zona abrigada pelo quebramar Norte, não regressando à zona de geração.

Na zona abrigada pelo quebramar, a sonda instalada no local mais exposto (S6) foi a que apresentou os índices de agitação mais elevados. Para as sondas posicionadas na área adjacente ao Posto "A", o índice de agitação aumentou, progressivamente, com a aproximação à cabeça do quebramar. Por outro lado, os índices de agitação de todas as sondas aumentaram com o período de onda de pico. No caso da sonda S6, a variação desse índice com o período de onda foi menor, mas aumentou com a diminuição da profundidade de água. As tendências referidas foram observadas para as três profundidades de água.

No que concerne à influência do nível de maré nas condições de tranquilidade na zona abrigada pelo quebramar Norte, observou-se uma diminuição do índice de agitação com a redução da profundidade de água. Foi ainda observado um maior aumento do grau de abrigo no local da sonda S6, com a redução da profundidade de água, para os períodos de onda mais baixos. A redução da profundidade de água teve menor impacto nos índices de agitação do local mais exposto (S6). A diminuição dos índices de agitação com a redução da profundidade de água deve resultar, especialmente, da forma tronco-cónica da cabeça do quebramar Norte, e da presença de afloramentos rochosos e de material acumulado no intradorso dessa estrutura, junto à cabeça, os quais constituem um obstáculo à propagação da agitação, sobretudo para os níveis de maré mais baixos.

Para uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m e para períodos de onda de pico entre 10 e 18 s, a altura de onda significativa (total) em frente ao Posto "A" variou entre 0.38 e 0.66 m, quando a profundidade de água era de 20 m (preia-mar). Com a redução da profundidade de água para 16 m, essa altura de onda passou para valores entre 0.31 e 0.59 m.

Os níveis de agitação na envolvente ao Posto "A" foram mais influenciados pelo período de onda de pico dos estados de agitação marítima reproduzidos no modelo do que pelo nível de maré. Importa frisar que as tendências de variação dos níveis de agitação total na zona abrigada pelo quebramar Norte com

o período de onda, o afastamento em relação à cabeça desta obra portuária e a profundidade de água, estavam em conformidade com o que era expectável.

Em geral, na zona abrigada pelo quebramar Norte, as tendências de variação dos índices de agitação relativos à componente de curto período eram idênticas às observadas quando foram consideradas, em conjunto, as componentes de curto e de longo períodos. No entanto, importa salientar que, nessa zona, o índice de agitação de curto período diminuiu mais rapidamente do que o índice de agitação total, com a redução da profundidade de água e com o afastamento à cabeça do quebramar. Assim, foi possível concluir que as ondas de curto período sofriam maior atenuação do que as de longo período, na sua propagação para o interior da bacia portuária, qualquer que fosse a profundidade de água e o período de onda considerado. De facto, na vizinhança do Posto "A", os índices de agitação da componente infra-gravítica, embora inferiores à unidade, eram claramente superiores aos calculados para a componente de curto período ou com base na altura de onda significativa total. Por exemplo, nos testes analisados, enquanto para a componente de curto período o índice de agitação nunca ultrapassou os 24%, no caso da componente infra-gravítica, era frequente esse índice estar acima de 40%.

Devido às condições de abrigo proporcionadas pelo quebramar Norte, a altura de onda significativa de curto período diminuía, de forma expressiva, com o afastamento à cabeça dessa estrutura (o respectivo índice de agitação tomava valores entre 6 e 24%). As ondas de longo período ligadas, de acordo com a teoria, diminuem de altura ainda mais rapidamente do que as ondas de curto período às quais estão associadas. Os elevados índices de agitação da componente infra-gravítica resultam, assim, do facto de uma parte substancial da energia associada às ondas de longo período ligadas (incidentes) se libertar no processo de difracção das ondas de curto período e passar a propagar-se na forma de ondas livres. Estas ondas, com uma frequência semelhante à do *set-down*, têm comprimentos de onda grandes, pelo que a redução da sua altura durante a propagação para o interior do porto é mais lenta. Por outro lado, a energia de longo período (livre) reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos e pelo talude exterior do molhe Sul pode propagar-se em direcção ao Posto "A". A eventual ocorrência de fenómenos de natureza ressonante na instalação experimental, sem correspondência com a realidade, é um assunto que também deve ser tido em conta.

O quociente entre as alturas de onda significativas das componentes de longo e curto períodos aumentou com o afastamento à cabeça do quebramar Norte, a redução da profundidade de água e o aumento do período de onda de pico. Assim, na área abrigada pelo quebramar, a importante redução de energia na banda de frequências gravíticas do espectro (curto período) contrastou com a aparente facilidade com que as ondas de longo período contornaram a cabeça dessa estrutura. Estes resultados mostraram a razão pela qual a altura de onda significativa total diminuiu mais lentamente com o afastamento à cabeça do quebramar do que a altura de onda relativa à componente de curto período. Nas posições mais interiores da área de sombra do quebramar, esse quociente tomou valores muito elevados, por vezes superiores à unidade.

Os resultados apresentados mostraram que as ondas de longo de período podem contornar com alguma facilidade as obras portuárias de protecção contra a agitação marítima, sendo relativamente insensíveis ao seu comprimento. Assim, o aumento da dimensão dessas obras para além do que é requerido pela necessidade de proporcionar as condições de tranquilidade pretendidas na zona abrigada pela estrutura (ondas de curto período) é, não só caro, mas também pouco eficaz.

Os resultados dos testes realizados com estados de agitação marítima caracterizados por uma altura de onda significativa incidente de 4.5 m permitiram chegar a conclusões idênticas às que foram retiradas a partir dos resultados dos testes realizados com uma altura de onda de 3.0 m.

Importa acrescentar que o índice de agitação calculado para a componente de longo período, ao invés de diminuir com o afastamento à cabeça do quebramar, como se observou para a componente de curto período ou para o conjunto das componentes de curto e longo períodos, tendia, em alguns casos, a ser mais elevado na sonda S9 (junto à Prainha) do que na S8 (centro do Posto "A") e, por vezes, do que na sonda S7 (mais próxima da cabeça do quebramar), possivelmente devido à proximidade dessa sonda a uma estrutura reflectora – a Prainha. Estas situações ocorriam com menor frequência com a redução da profundidade de água. No entanto, as diferenças entre as alturas de onda de longo período medidas por essas sondas eram pequenas na maior parte dos casos.

Os resultados experimentais eram consistentes com as previsões numéricas apresentadas em CEHIDRO-IST, 2004, no que concerne à influência dos níveis de maré nos índices de agitação na zona abrigada pelo quebramar Norte. No entanto, os modelos numéricos usados nesse estudo parecem subestimar os níveis de agitação na vizinhança do Posto "A", uma vez que prevêem para essa zona alturas de onda da mesma ordem de grandeza das observadas no modelo físico, porém para alturas de onda incidentes superiores. Os resultados experimentais parecem estar mais próximos daqueles que são apresentados em IHRH-FEUP, 2004. Porém, as alturas de onda previstas nesse estudo para a envolvente ao Posto "A" são maiores do que as observadas no modelo físico. Estas conclusões são válidas para as análises efectuadas com base na altura de onda significativa total, ou apenas para a altura de onda significativa associada à componente de curto período do espectro de variância da agitação.

A comparação dos resultados experimentais com os resultados de simulações numéricas realizadas no âmbito do estudo IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, revelou algumas discrepâncias. Importa referir que tanto os modelos numéricos como o modelo físico testado na segunda fase são uma representação simplificada da realidade do protótipo.

O modelo físico construído para a segunda fase do estudo era mais próximo da realidade e, ao mesmo tempo, mais complexo do que o modelo testado da primeira fase. Uma das características distintivas desse modelo foi a tridimensionalidade dos estados de agitação no interior do tanque de ondas, mesmo quando foram reproduzidos estados de agitação de crista longa, devido, essencialmente, ao fenómeno da difracção em torno da cabeça do quebramar Norte e à reflexão da agitação nas fronteiras físicas do domínio de ensaio. Essa complexidade impediu que fosse feita uma análise detalhada das condições de ressonância no interior da instalação experimental, embora tivessem sido tecidas considerações sobre a importância desses fenómenos.

Convém relembrar que a análise efectuada na primeira fase do estudo permitiu concluir que, apesar da concentração preferencial de energia em frequências próximas das frequências naturais do tanque de ondas, qualquer fenómeno ressonante que aí ocorresse teria de ter um factor de amplificação baixo. Foi também referido que a existência de uma distribuição não uniforme de energia nas frequências da banda infra-gravítica, e variável espacialmente, podia ter uma origem não ressonante.

Na segunda fase do estudo foram também tomadas várias medidas tendo em vista a minimização da importância desse tipo de fenómenos. Os testes foram realizados com o sistema de absorção activa das reflexões ligado e o método usado na reprodução dos estados de agitação marítima permitiu assegurar que os padrões de agrupamentos de ondas variavam durante o teste e, consequentemente, a frequência das perturbações de longo período associadas. A persistência da acção excitante é uma das condições necessárias à ocorrência de ressonância. Foi ainda instalada uma praia absorvente perfurada à entrada do anteporto e realizadas adaptações na Praia de Matosinhos para minimizar a ocorrência de reflexões indesejadas nas paredes laterais do tanque de ondas.

Porém, a parede lateral direita do tanque de ondas constituiu uma fronteira física sem equivalência no protótipo. Esta fronteira seria (apenas) potencialmente problemática para as ondas de longo período. A

discussão em torno do assunto permitiu concluir que pouco mais poderia ter sido feito para minimizar o problema, mesmo que a instalação experimental fosse maior e permitisse a instalação de um sistema de dissipação lateral do tipo passivo. A influência da energia infra-gravítica reflectida nessa fronteira nos resultados experimentais é difícil de determinar.

Importa acrescentar que os índices de agitação relativos à componente de longo período nas posições mais próximas do Posto "A" (S6 a S9) não eram exageradamente elevados, tendo em conta que nessa área os níveis de energia na banda infra-gravítica têm contribuições da componente de longo período que difracta em torno da cabeça do quebramar Norte, e da energia reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos e pelo talude exterior do molhe Sul. De facto, para a generalidade das condições de teste, na posição das sondas S6 a S9, a altura de onda significativa da componente infra-gravítica era cerca de metade da altura de onda significativa calculada para as sondas S1 a S4 (incidente).

Para algumas condições de teste estudadas, os períodos de pico associados aos espectros de variância estimados para os movimentos de avanço do navio estavam próximos de 120 s. Os testes analisados foram realizados para uma profundidade de água de 20 m (preia-mar). Numa primeira aproximação, o período fundamental de ressonância da massa de água em cunha que é delimitada pelo quebramar Norte, pelo molhe Norte do anteporto e pela extremidade do molhe Sul é de cerca de 119.5 s, para essa profundidade de água. Esse modo de oscilação é compatível com a existência de uma zona nodal no Posto "A".

Esses resultados experimentais mostraram ainda que o período de pico da resposta do navio amarrado segundo o modo de avanço era muito diferente do seu período natural de oscilação e que essa resposta ocorria, essencialmente, em duas frequências distintas: a mais baixa associada a um período de cerca de 122 s e, possivelmente, à entrada em ressonância da massa de água referida; a segunda, um pouco mais elevada, com um período associado de cerca de 80 s, a poder corresponder ao período natural do modo de avanço nas condições em que os testes da segunda fase foram realizados. Apesar da atenção que este assunto possa merecer, no âmbito do presente trabalho de investigação, não foi explorado em pormenor.

Forças de atrito desenvolvidas na interface do navio com as defensas

Na segunda fase do trabalho, o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões foi estudado com um modelo físico que procurava reproduzir com maior rigor as características do protótipo. Como se referiu anteriormente, para além das componentes já consideradas na primeira fase do estudo, esse modelo incluiu também a reprodução do quebramar Norte de Leixões, do antigo quebramar Norte, da Prainha, do molhe Sul e de uma parte da Praia de Matosinhos. A profundidade de água era uniforme em todo o domínio de ensaio, excepto na zona das praias. As ondas geradas procuravam reproduzir condições de agitação idênticas às que se fazem sentir no exterior do Porto de Leixões. As condições de agitação na área envolvente ao Posto "A" eram o resultado, essencialmente, da difracção da agitação incidente em torno da cabeça do quebramar Norte e da reflexão dessas ondas no molhe Sul e na Praia de Matosinhos. Os testes experimentais foram realizados com o modelo do navio petroleiro calibrado para a condição de carga máxima.

Importa acrescentar que não foram analisados os resultados de todas as condições testadas na segunda fase do estudo, devido ao tamanho que a secção destinada à análise de resultados adquiriu e por falta de tempo. As séries de testes analisadas no âmbito da presente dissertação visaram o estudo da influência do aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", e uma análise comparativa dos resultados obtidos nesta fase com os resultados da primeira fase do estudo, referentes a um modelo físico simplificado do caso de estudo.

Tal como na primeira fase do estudo, foram estudadas duas condições de pré-tensão: condição normal, que corresponde a forças iniciais em todos os cabos de amarração do navio da ordem de 100 a 120 kN; e condição de pré-tensão extra, na qual, partindo da condição normal, as forças iniciais nos traveses foram aumentadas para um valor entre 245 e 265 kN. Foram também consideradas duas superfícies de contacto da defensa com o navio: uma de baixo atrito ($0.11<\mu<0.13$) e a outra, com um coeficiente de atrito maior ($0.45<\mu<0.48$), que pretendia reproduzir as defensas pneumáticas instaladas no protótipo. A análise incidiu nas repercussões dessas intervenções na amplitude significativa dos movimentos do navio.

A eficácia dos sistemas de amarração estudados foi avaliada em relação a uma condição de referência, na qual as forças inicialmente aplicadas nos cabos de amarração eram as correspondentes à condição de pré-tensão normal e as defensas instaladas no cais apresentavam um baixo coeficiente de atrito.

O estudo permitiu concluir que, em geral, os resultados das duas fases do trabalho experimental eram consistentes. Com efeito, pôde verificar-se que nos terminais dotados de defensas com um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio, o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, permite reduções importantes das amplitudes dos movimentos horizontais do navio. No entanto, uma análise mais detalhada permitiu constatar algumas diferenças entre os resultados dessas duas fases do estudo. Essas diferenças foram atribuídas, em parte, às características da agitação na envolvente ao Posto "A", que se modificaram, substancialmente, da primeira para a segunda fase do estudo. Um dos resultados dessa alteração foi o aumento da amplitude dos movimentos de deriva, relativamente aos de avanço, possivelmente devido ao aumento da componente transversal das acções externas a actuar no navio. Por exemplo, para a condição de pré-tensão extra e defensas de atrito elevado, a amplitude da oscilação de deriva pode ser superior à de avanço em algumas condições de teste.

Nos testes realizados para o sistema de amarração que permitia o desenvolvimento das maiores forças de atrito na interface referida, a redução das oscilações de avanço situou-se, em geral, entre 55 e 75%. A redução da amplitude dos movimentos de deriva e de guinada foi menos significativa nunca tendo excedido 45% e 30%, respectivamente. Estes resultados são relevantes pelo facto de os movimentos horizontais do navio serem aqueles que mais influenciam as condições operacionais e de segurança num terminal de petroleiros.

A simples substituição das defensas-base por defensas de atrito elevado, foi mais eficaz, na redução da amplitude dos movimentos horizontais do navio, do que o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses (isoladamente). Por outro lado, esse aumento da pré-tensão conduziu a melhores resultados quando as defensas instaladas no cais apresentavam um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio. De facto, o mesmo aumento de pré-tensão conduziu a reduções da amplitude do movimento de avanço 20% superiores quando as defensas instaladas no cais eram de atrito elevado. No caso do modo de deriva, a eficácia do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses foi menos influenciada pelo coeficiente de atrito na interface do navio com as defensas.

Os modos de oscilação do navio no plano vertical foram menos sensíveis à alteração das características do sistema de amarração, especialmente os de arfagem e de cabeceio. À excepção do modo de balanço, o aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas permitiu reduzir a amplitude dos seus movimentos verticais. O factor que mais contribuiu para essa redução foi o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses. Além disso, verificou-se que o efeito positivo associado ao aumento das forças de atrito na interface referida tendia a diminuir com o aumento do período de onda de pico, especialmente segundo o modo de cabeceio. A componente do amortecimento das oscilações de balanço devida ao sistema de amarração tem um papel importante na redução da amplitude desse movimento

na proximidade do seu período natural. Neste caso, esse efeito foi mais claro do que na primeira fase do estudo.

Por último, pondo de parte as questões relacionadas com a reflectividade, as defensas pneumáticas, ao proporcionam um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio, são uma solução adequada quando é necessário minimizar os movimentos horizontais do navio. Além disso, permitem melhorar a eficácia de um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração do navio.

7.2. CONCLUSÕES

Devido essencialmente à sua localização, o Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, apresenta, por vezes, problemas operacionais. Nos últimos anos foram realizados vários estudos com o intuito de caracterizar e melhorar as condições operacionais e de segurança desse posto de acostagem. O estudo experimental realizado no âmbito da presente dissertação surge na sequência desses estudos.

O estudo do comportamento de um navio amarrado no Posto "A" de Leixões foi baseado na análise da amplitude dos seus movimentos e na grandeza das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, para uma extensa gama de condições de teste. Na reprodução das características do caso de estudo, ou seja do protótipo, no modelo físico foram utilizadas técnicas experimentais avançadas, que foram descritas em pormenor nesta dissertação.

Na primeira fase do estudo experimental foi testado um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente. Os objectivos definidos para esta fase consistiram na clarificação da contribuição de alguns fenómenos físicos para as condições operacionais e de segurança do Posto "A", na análise da eficácia de algumas soluções propostas em estudos anteriores, bem como na apresentação de novas soluções de intervenção com base nos resultados obtidos.

Apesar de ter sido observada uma concentração preferencial de energia em frequências infra-gravíticas próximas das frequências naturais do tanque de ondas, concluiu-se que qualquer fenómeno ressonante que aí ocorresse teria, forçosamente, de ter um factor de amplificação pequeno. Assim, embora não se possa afirmar, de forma categórica, que não ocorreram fenómenos de natureza ressonante no interior da instalação experimental, estes, a terem existido, devem ter tido pouca influência nos resultados obtidos. Importa referir que foram tomadas todas as medidas possíveis tendo em vista a minimização do tipo de fenómenos referidos. Por outro lado, essa distribuição não uniforme de energia pelas frequências infra-gravítica e pelas quatro sondas utilizadas pode ter outras causas, que foram apresentadas em detalhe.

Na fase que precedeu o início de cada uma das séries de testes foram realizadas experiências tendo em vista a caracterização do comportamento dinâmico do navio livre e amarrado no cais. Verificou-se que os períodos naturais de oscilação do navio no plano horizontal, influenciados pelas características do sistema de amarração, eram relativamente elevados e superiores aos dos modos de oscilação vertical.

Na primeira fase do estudo foi analisado o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" para várias condições de teste. Devido à impossibilidade de reproduzir no modelo simplificado o fenómeno da difracção em torno da cabeça do quebramar Norte, assim como as reflexões no talude exterior do molhe Sul e na Praia de Matosinhos, foram definidas condições de agitação realistas, que tiveram em conta a localização desse posto de acostagem e os resultados de simulações numéricas da propagação de estados de agitação marítima para o interior do Porto de Leixões. No estudo experimental foram incluídas séries de testes de natureza marcadamente prática e outras de carácter mais académico.

O trabalho experimental realizado permitiu realçar a importância da reprodução do carácter irregular da agitação marítima nos estudos em modelo físico em que se pretende avaliar o comportamento de navios amarrados em portos. A utilização de agitação regular conduz a uma significativa subavaliação

da resposta do navio no plano horizontal. Estes resultados são tanto mais importantes quanto o facto dos movimentos horizontais serem os que mais influenciam as condições operacionais e de segurança num terminal para navios do tipo petroleiro.

A substituição do *layout* de amarração mais usual no Posto "A" (assimétrico) por um *layout* simétrico teve pouca influência no comportamento do navio amarrado, quer em termos da grandeza das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração, quer no que diz respeitos às amplitudes dos seus movimentos. Importa referir que os dois *layouts* estudados diferiram, apenas, no posicionamento de um cabo de amarração duplo – o primeiro lançante de proa. Pôde ainda verificar-se que as forças de amarração do navio e a amplitude dos seus movimentos estavam intimamente relacionadas. Além disso, os modos de oscilação do navio no plano horizontal encontram-se acoplados por influência do sistema utilizado na sua amarração ao cais.

A profundidade de água junto ao Posto "A" e, portanto, a folga sob a quilha do navio, têm uma grande influência no comportamento de um navio amarrado. A passagem de uma profundidade de água de 20 para 18 m resultou num importante aumento, quer das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio, quer das amplitudes significativas dos seus movimentos horizontais. Embora a diminuição da folga sob a quilha resulte num aumento da inércia adicionada do navio e dos factores de amortecimento da sua resposta, o aumento da densidade de energia nas frequências da banda infra-gravítica dos espectros de agitação marítima com a redução da profundidade de água, permitiu explicar os resultados experimentais obtidos. Com efeito, os navios amarrados são muito sensíveis à energia presente nessas baixas-frequências do espectro.

O aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses permite que o navio esteja em contacto com as defensas durante mais tempo, possibilitando que as forças de atrito desenvolvidas nessa interface contribuam, de um modo mais efectivo, para a redução da amplitude dos seus movimentos de avanço. Devido ao efeito de acoplamento introduzido pelo sistema de amarração do navio nos seus modos de oscilação horizontais, o aumento dessas forças de pré-tensão permitiu, também, reduzir a amplitude dos movimentos de deriva. A redução dos movimentos do navio foi maior para os períodos de onda de pico mais baixos e para a maior profundidade de água junto ao cais. As forças aplicadas nas regeiras podem também ser reduzidas através do aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses, quando as forças actuantes no navio o fazem experimentar movimentos com amplitudes pequenas a moderadas.

A utilização de defensas com um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio constitui uma solução alternativa para aumentar a grandeza das forças de atrito referidas. De facto, nesses casos, para as mesmas forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração, as forças de atrito desenvolvidas na interface com o navio são maiores. Os resultados experimentais obtidos mostraram que o aumento das forças de atrito nessa interface contribui, efectivamente, para a redução da amplitude significativa dos movimentos horizontais do navio, em particular do avanço. A eficiência das intervenções no sistema de amarração estudadas diminuiu com o aumento do período de onda de pico. Em geral, o sistema de amarração tem pouca influência nos movimentos do navio no plano vertical, particularmente no caso da arfagem e do cabeceio. O balanço foi, dos três modos de oscilação vertical do navio, o mais influenciado pelas características do sistema de amarração. Importa frisar que a componente do amortecimento das oscilações de balanço devida ao sistema de amarração tem um papel muito importante na redução da amplitude dessas oscilações na proximidade do seu período de ressonância.

Na segunda fase do estudo foi construído um modelo físico que procurava reproduzir com maior rigor as características do protótipo. As condições de agitação na envolvente ao Posto "A" eram o resultado, sobretudo, da difracção da agitação incidente em torno da cabeça do quebramar Norte, e das reflexões dessas ondas no molhe Sul do Porto de Leixões e na Praia de Matosinhos.

Os estados de agitação marítima reproduzidos na instalação experimental apresentavam uma direcção de propagação perpendicular ao quebramar Norte, por ser considerado o rumo mais problemático para as condições operacionais do Posto "A". Importa também acrescentar que foram tomadas medidas no sentido de minimizar os efeitos laboratoriais no interior do tanque de ondas, nomeadamente a reflexão da agitação em fronteiras que não têm correspondência no protótipo.

À data da realização do estudo não eram conhecidas as condições de agitação marítima (curto e longo períodos) na envolvente próxima do Posto "A", pelo que os níveis de energia infra-gravítica junto a esse posto não foram calibrados, tendo sido usada uma compensação de segunda ordem para corrigir o *set-down* teórico na fronteira do sistema de geração. Esta abordagem foi considerada adequada aos fins da segunda fase do estudo.

A análise da difracção da agitação em torno da cabeça do quebramar Norte de Leixões permitiu aferir o grau de abrigo do Posto "A" para as diferentes condições de teste estudadas, as quais incluíram três profundidades de água junto ao cais. Foram analisados cinco pontos do domínio de ensaio: quatro na zona abrigada pelo quebramar Norte (S6 a S9) e um numa posição frontal à Praia de Matosinhos (S5).

A caracterização dos níveis de agitação foi realizada com base na altura de onda significativa total, ou de forma independente, para as componentes de curto e de longo períodos. A análise foi baseada num índice de agitação, que representava o quociente entre a altura de onda significativa num determinado ponto do modelo e a altura de onda significativa média determinada para as sondas instaladas junto ao sistema de geração (S1 a S4).

Os resultados experimentais analisados sugeriram que uma parcela importante da energia infra-gravítica que incidia na Praia de Matosinhos não era dissipada, ou que podia existir geração de energia de baixa-frequência nessa fronteira do modelo físico.

Na zona abrigada pelo quebramar, a sonda instalada no local mais exposto (S6) foi a que apresentou os índices de agitação (total) mais elevados. Para as sondas posicionadas junto ao Posto "A", o índice de agitação aumentou com a aproximação à cabeça do quebramar. Por outro lado, os índices de agitação de todas as sondas aumentaram com o período de onda de pico. As tendências referidas foram observadas para as três profundidades de água estudadas.

A redução da profundidade de água conduziu a uma diminuição dos índices de agitação associados às sondas S6 a S9. Os níveis de agitação na envolvente ao Posto "A" eram mais influenciados pelo período de onda de pico dos estados de agitação marítima reproduzidos no modelo do que pelo nível de maré.

As ondas de curto período sofrem maior atenuação do que as de longo período na sua propagação para o interior da bacia portuária, qualquer que seja o período de onda considerado. Os elevados índices de agitação da componente infra-gravítica nessa zona devem resultar do facto de uma parte substancial da energia associada às ondas de longo período ligadas se libertar no processo de difracção das ondas de curto período, e passar a propagar-se na forma de ondas livres, e de a energia de longo período (livre) reflectida ou radiada pela Praia de Matosinhos e pelo talude exterior do molhe Sul se poder propagar em direcção ao Posto "A".

Deste modo, na área de sombra do quebramar, a importante redução de energia na banda de frequências gravíticas contrastou com a aparente facilidade com que as ondas de longo período contornaram a cabeça dessa obra. Estes resultados permitiram concluir que o aumento da dimensão das estruturas de abrigo portuário, para além do que é requerido pela necessidade de proporcionar as condições de tranquilidade pretendidas na zona abrigada (ondas de curto período), é, não apenas caro, mas também pouco eficaz.

A comparação dos resultados experimentais com os resultados de simulações numéricas efectuadas no âmbito do estudo IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005, revelou algumas discrepâncias. Importa referir

que tanto os modelos numéricos como o modelo físico testado na segunda fase são uma representação simplificada da realidade do protótipo.

A maior complexidade do modelo físico construído para a segunda fase do estudo impediu que fosse feita uma análise detalhada das condições de ressonância da instalação experimental, embora tivessem sido tecidas considerações sobre a importância desse tipo de fenómenos. Importa acrescentar que, na segunda fase do estudo, assim como na primeira, foram tomadas todas as medidas possíveis tendo em vista a minimização da importância desses fenómenos.

Importa ainda acrescentar que os índices de agitação relativos à componente de longo período junto ao Posto "A" não eram exageradamente elevados, tendo em conta as diferentes origens da energia infra-gravítica observada nessa área. De facto, a altura de onda significativa da componente infra-gravítica nessa área correspondia a cerca de metade da altura calculada para as sondas S1 a S4 (incidente).

Os resultados experimentais mostraram também que o período de pico da resposta do navio amarrado segundo o modo de avanço podia, em algumas situações, ser muito diferente do seu período natural de oscilação e que essa resposta ocorria, sobretudo, em duas frequências distintas: a mais baixa associada, possivelmente, à entrada em ressonância da massa de água em cunha delimitada pelo quebramar Norte, pelo molhe Norte do anteporto e pela extremidade do molhe Sul; a segunda, um pouco mais elevada, a poder corresponder ao período natural do modo de oscilação de avanço nas condições em que os testes foram realizados.

Nos testes efectuados nesta fase do estudo, os níveis de energia infra-gravítica na área envolvente ao Posto "A" podem ser ligeiramente superiores aos reais. Contudo, deve ter-se em atenção que a energia presente na banda infra-gravítica do espectro pode ter contribuições de origens variadas, algumas das quais não foram reproduzidas no modelo, ou a sua importância é apenas considerada por defeito.

Na segunda fase do trabalho foi estudado o comportamento de um navio amarrado no Posto "A" com um modelo físico que procurava reproduzir, com maior rigor, as características do protótipo. Os testes foram efectuados com o modelo do petroleiro calibrado para a condição de carga máxima. As ondas geradas procuravam reproduzir condições de agitação idênticas às que se fazem sentir no exterior do Porto de Leixões.

Importa acrescentar que não foram analisados os resultados de todas as condições testadas na segunda fase do estudo. As séries de testes analisadas visaram o estudo da influência do aumento das forças de atrito na interface do navio com as defensas, no comportamento de um navio amarrado no Posto "A", e uma análise crítica comparativa dos resultados obtidos nesta fase com os resultados da primeira fase do estudo. Na análise foram consideradas duas condições de pré-tensão e duas superfícies de contacto da defensa com o navio.

Em geral, os resultados das duas fases do trabalho experimental eram consistentes. Com efeito, pôde verificar-se que nos terminais portuários dotados de defensas com um coeficiente de atrito elevado, o aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos traveses permite reduções importantes das amplitudes dos movimentos horizontais do navio.

As condições da agitação na envolvente ao Posto "A" modificaram-se da primeira para a segunda fase do estudo. Um dos resultados dessa alteração foi o aumento da amplitude dos movimentos de deriva, relativamente aos de avanço, possivelmente devido ao aumento da componente transversal das acções externas a actuar no navio amarrado.

Os modos de oscilação do navio no plano vertical são menos sensíveis à modificação das características do sistema de amarração, sobretudo os de arfagem e de cabeceio. A componente do amortecimento das

oscilações de balanço devida ao sistema de amarração tem um papel relevante na redução da amplitude desse movimento na proximidade do seu período de ressonância.

Por último, pondo de parte as questões relacionadas com a reflectividade, as defensas pneumáticas, ao proporcionam um coeficiente de atrito elevado na interface com o navio, são uma solução adequada quando se pretende minimizar os movimentos horizontais do navio. Além disso, permitem melhorar a eficácia de um aumento das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração do navio.

7.3. CONSIDERAÇÕES FINAIS

O estudo experimental efectuado permitiu compreender melhor a influência de alguns fenómenos nos problemas operacionais do Posto "A", analisar a eficácia de diversas alternativas de intervenção nesse posto de acostagem, apresentar novas perspectivas de investigação no que diz respeito ao estudo desse tipo de problemas, assim como obter uma quantidade significativa de resultados experimentais, alguns dos quais já utilizados no desenvolvimento, no melhoramento e na verificação de modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados. A ideia da complementaridade entre os estudos experimentais e numéricos, apoiados, quando possível, em dados do protótipo, esteve patente ao longo do presente trabalho.

Na primeira fase do estudo foi construído e testado um modelo físico simplificado do Posto "A" e da sua área envolvente. Por esse motivo, as conclusões apresentadas com base na análise dos resultados experimentais obtidos devem ser encaradas com alguma reserva, especialmente se extrapoladas para o protótipo.

De facto, os problemas de operacionalidade que por vezes se fazem sentir no Posto "A" resultam, não apenas da agitação marítima que, por difracção, contorna a cabeça do quebramar Norte de Leixões e chega à zona de acostagem do petroleiro com uma energia ainda considerável, mas também de outros fenómenos físicos que podem ter lugar na vizinhança desse posto de acostagem (secção 5.8), e que não puderam ser (convenientemente) reproduzidos no modelo físico simplificado.

Por outro lado, é importante ter em atenção que quando se estuda um determinado terminal portuário considerando como acção principal e única a agitação marítima, se está a excluir a influência que as outras forças do ambiente marítimo-portuário podem ter no comportamento do navio amarrado. Estas forças podem ser significativas e obrigar à realização de ajustes no *layout* de amarração no navio. A acção do vento, por exemplo, não foi considerada neste estudo.

Com o objectivo de obter resultados mais representativos, na segunda fase do estudo experimental, foi construído e testado um modelo mais completo do Posto "A" e da sua área envolvente. Esse modelo incluiu, por exemplo, o quebramar Norte de Leixões, o molhe Sul e a Praia de Matosinhos.

Contudo, nos testes efectuados na segunda fase do estudo, os níveis de energia infra-gravítica na área envolvente ao Posto "A", que resultam directa ou indirectamente das ondas de longo período ligadas, podem ser ligeiramente superiores aos reais. Se esta hipótese for confirmada, os resultados obtidos, no que diz respeito ao comportamento do navio amarrado, são, portanto, conservativos. No entanto, deve ter-se em atenção que, no protótipo, a energia associada à banda de frequências infra-gravíticas dos espectros de agitação pode ter origens muito variadas, nomeadamente: ondas de longo período ligadas, batimentos, ondas de longo período que resultam da difracção do *set-down*, ondas *edge* e ondas de longo período livres originadas por fenómenos de natureza meteorológica ou sísmica. Algumas das contribuições referidas não foram reproduzidas no modelo, ou a sua importância é apenas considerada por defeito. Importa ainda acrescentar que os trabalhos de caracterização das ondas de longo período em Leixões mostraram que as alturas dessas ondas podem, em alguns casos, ser elevadas.

Apenas com medições locais dos estados de agitação marítima se poderia aferir, com rigor, se existe, efectivamente, mais energia nessa gama de frequências no modelo físico. Como alternativa poder-se-ia equacionar a utilização de modelos numéricos de propagação da agitação marítima, com a capacidade de simular convenientemente todos os processos físicos não-lineares que contribuem para o importante aumento da energia infra-gravítica com a redução da profundidade de água e a aproximação à costa.

Importa ainda acrescentar que todos os testes foram efectuados nas mesmas condições, pelo que esta discussão não retira validade à generalidade das conclusões obtidas com base nos resultados do modelo físico. O uso de resultados experimentais na validação e no desenvolvimento dos modelos numéricos é independente da sua aproximação à realidade. Contudo, é fundamental que as condições em que esses testes foram realizados estejam bem documentadas e sejam, obviamente, realistas.

Como forma de rentabilizar o tempo e os recursos dispendidos na construção dos modelos físicos, foi realizado um grande número de testes experimentais, alguns dos quais não puderam ser analisados, em pormenor, nesta dissertação, quer pela dimensão que o capítulo destinado ao tratamento e à análise de resultados adquiriu, quer por falta de tempo. Esses resultados serão, contudo, analisados em trabalhos a realizar posteriormente.

Por último, importa esclarecer que embora o presente trabalho não apresente uma resposta definitiva e categórica para todos os problemas que são sentidos no Posto "A" do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões, pretende contribuir para uma melhor compreensão dos mesmos. Por outro lado, o trabalho realizado permitiu analisar e discutir a eficiência de algumas intervenções nesse posto de acostagem passíveis de serem implementadas. Com efeito, as intervenções mais promissoras, eventualmente com adaptações de ordem prática, podem possibilitar uma melhoria das condições de operacionalidade e de segurança do terminal.

7.4. DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

O domínio de investigação associado ao estudo do comportamento de navios amarrados em portos e aos dispositivos de acostagem e amarração é muito vasto. Por outro lado, os trabalhos de investigação efectuados no âmbito de uma dissertação de doutoramento não se esgotam, habitualmente, com a sua conclusão, sendo utilizados como ponto de partida para outros, a desenvolver no futuro, que procurarão completar ou melhorar o trabalho desenvolvido, tornando-o, eventualmente, mais geral.

Na presente secção são apresentadas propostas de desenvolvimentos futuros que surgiram no decurso do trabalho realizado, algumas das quais não se enquadram nos objectivos inicialmente definidos para esta dissertação, enquanto as outras, por falta de recursos ou de tempo, não foram exploradas de forma conveniente.

Assim, um dos primeiros trabalhos a realizar deve passar pela análise dos resultados das condições de teste que, tendo sido estudadas na primeira e na segunda fase do estudo experimental, não puderam ser exploradas e incluídas no presente trabalho de investigação, devido à dimensão que a secção destinada à análise de resultados adquiriu e por falta de tempo. Esses testes foram efectuados com o intuito de rentabilizar o tempo e os recursos dispendidos na construção dos modelos físicos. As secções 6.2.9 e 6.3.10.1 apresentam algumas das análises que podem ser realizadas no futuro com esses dados.

Apesar do número elevado de teste efectuados, nem todas as condições de teste com interesse para o presente estudo puderam ser incluídas no plano de trabalhos das duas fases do estudo experimental (secção 6.3.10.1). Por exemplo, a realização de testes com o modelo do navio calibrado para outras condições de carga seria importante, pois permitiria confirmar se a condição de carga máxima é, de facto, a mais condicionante no caso do Posto "A". Na simulação da condição de navio em lastro teria,

possivelmente, de ser tida em consideração a acção do vento. No âmbito dos trabalhos experimentais a realizar no futuro, continua a ter interesse o estudo de soluções de intervenção em terminais portuários, tendo em vista a melhoria das suas condições operacionais e de segurança.

Na secção 3.7.6 foram apresentadas medidas mitigadoras (não convencionais) dos efeitos das ondas de longo período em navios amarrados. Nessas medidas estava incluído o uso de dispositivos automáticos de controlo da rigidez do sistema de amarração do navio, que permitem a alteração dos seus períodos naturais de oscilação e diminuir o seu nível de sensibilidade à energia de baixa-frequência da agitação marítima. O desenvolvimento e o estudo experimental (ou numérico) de sistemas desse tipo, e de outros sistemas automáticos com melhores características de desempenho e sem os inconvenientes associados aos primeiros, tem um claro interesse prático e pode naturalmente constituir um tema de investigação a seguir, depois de conhecidas e consolidadas as técnicas de reprodução do comportamento de navios amarrados em modelo físico. Ainda sobre este assunto, continua a ser necessário desenvolver defensas que dissipem eficazmente a energia que lhes é transferida durante o impacto do navio, nomeadamente por *histerese*. Estas soluções são vantajosas não só durante a acostagem do navio, mas também para a redução dos seus movimentos de deriva após a amarração ao cais.

Como foi referido anteriormente, à data da realização do estudo experimental não estavam disponíveis medições das condições de agitação marítima na área envolvente ao Posto "A", nem resultados de simulações numéricas da propagação da agitação para o interior da bacia portuária, com modelos que incluíssem as transformações não-lineares entre ondas e a geração de sub-harmónicas. Portanto, os níveis de energia de baixa-frequência na proximidade desse posto de acostagem não foram calibrados, tendo sido apenas utilizada uma compensação de segunda ordem na fronteira do sistema de geração de ondas, para garantir que o *set-down* se propagava de forma realista no modelo físico.

Assim, nos trabalhos a realizar futuramente, seria importante reproduzir estados de agitação marítima típicos da costa Oeste portuguesa, com a calibração dos níveis de energia infra-gravítica na envolvente próxima ao Posto do "A". Idealmente, alguns desses estados deveriam estar associados a situações problemáticas, para as quais estivessem disponíveis registos da amplitude dos movimentos de navios amarrados nesse posto de acostagem (no protótipo), de forma a permitir a calibração global do modelo físico (e modelos numéricos).

A caracterização local das condições de agitação marítima (de curto e de longo períodos) poderia ser efectuada por medição directa, com equipamentos apropriados, ou com base em resultados de modelos numéricos de simulação da propagação de estados de agitação marítima medidos ao largo para águas menos profundas. Sobre este assunto importa mencionar a intenção de, no âmbito de um protocolo estabelecido entre o IHRH-FEUP e a *Section of Ports and Waterways* da *Technical University of Delft, Netherlands*, se utilizar o módulo *SurfBeat*, do modelo numérico *Delft3D*, para simular a propagação de estados de agitação medidos pela bóia ondógrafo de Leixões para o interior do porto (incluindo a geração e a propagação de ondas de longo período livres e ligadas). Esse módulo foi já utilizado com sucesso em casos semelhantes. Foi também equacionada a possibilidade de utilizar o modelo numérico MIKE 21 para esse fim.

A caracterização dos níveis de energia infra-gravítica na envolvente próxima do Posto "A" permitiria, também, aferir com que rigor o comportamento do navio amarrado foi reproduzido na segunda fase do estudo experimental, isto é, se existe efectivamente mais energia nessa gama de frequências no modelo físico do que no protótipo. Essa caracterização deverá ser realizada, preferencialmente, com resultados de medições no protótipo.

Na sequência do que foi referido, importa ainda salientar a importância de caracterizar, de uma forma pormenorizada, o clima de ondas de longo período em Leixões, discriminando as componentes livre e ligada, e com recurso a técnicas recentes de aquisição, tratamento e análise de registos. Esse trabalho

permitiria ainda definir a frequência de ocorrência dos períodos mais críticos para a bacia portuária do Porto de Leixões e para o sistema dinâmico constituído por um petroleiro amarrado no Posto "A". Como foi referido, os níveis de energia infra-gravítica são muito condicionados pelas condições locais. Com efeito, os níveis de energia associados à componente de longo período ligada dependem, sobretudo, da profundidade de água e do espectro direccional da agitação marítima locais, enquanto os níveis de energia associados à componente livre (i.e. às ondas *edge* e às ondas *leaky*) podem ainda ser função da configuração da costa na envolvente ao local em estudo e da topo-hidrografia da praia. A estas ondas tem ainda de ser somada a contribuição das ondas de longo período livres originadas por fenómenos meteorológicos e sísmicos. Este trabalho poderia ser estendido a outros locais da costa Portuguesa.

Foram já realizados vários estudos das condições de ressonância no Porto de Leixões e determinados os períodos críticos para os quais se prevê a existência de linhas nodais em locais próximos do Posto "A". Alguns desses períodos são mesmo muito próximos dos períodos naturais de oscilação de um navio amarrado nesse posto. No entanto, o risco associado a cada uma dessas situações não é conhecido com rigor, pois depende da probabilidade de ocorrência de ondas excitantes com períodos iguais (ou próximos) aos períodos críticos identificados. Contudo, importa ainda referir que estudos anteriores permitiram definir duas bandas relativamente largas de ondas de longo período frequentes em Leixões e noutras zonas da costa portuguesa.

Uma parte substancial dos desenvolvimentos futuros do presente trabalho resulta de o mesmo ter sido integrado no projecto de I&D 'DOLPHIN', que procura estudar o comportamento de navios amarrados em portos com base em três ferramentas complementares: a modelação física, a modelação numérica e as medições no protótipo. Assim, no âmbito desse projecto, os resultados do trabalho experimental que foi desenvolvido continuarão a ser usados no desenvolvimento e na validação dos modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados. Importa salientar que está prevista a realização, a breve trecho, de um conjunto de testes experimentais adicionais para a verificação dos métodos de determinação das forças exercidas pela agitação no navio.

No âmbito do presente trabalho foram realizadas experiências de decaimento "livre" das oscilações do navio, que permitem caracterizar os seus períodos naturais de oscilação e o amortecimento associado. Essas experiências foram efectuadas com o intuito de obter resultados que pudessem ser utilizados na interpretação da resposta do navio amarrado no modelo físico, e no desenvolvimento e na verificação de modelos numéricos destinados à simulação do comportamento de navios amarrados em portos. De facto, alguns dos fenómenos responsáveis por uma parte significativa do amortecimento das oscilações do navio amarrado são de difícil simulação nos modelos numéricos, especialmente no caso dos modos de oscilação horizontais. Alguns modelos numéricos permitem a introdução de coeficientes empíricos como forma de compensar os fenómenos hidrodinâmicos que não são devidamente simulados. Trata-se, assim, de um exemplo da complementaridade que deve existir entre a modelação física e numérica.

O projecto 'DOLPHIN' prevê a realização de medições (no protótipo) da amplitude dos movimentos de navios amarrados no Posto "A", com um sistema já desenvolvido e testado em laboratório (no âmbito do projecto). As medições no protótipo permitem obter dados fidedignos importantes para a calibração e para a verificação dos modelos físicos e numéricos, trabalhos que devem ser efectuados quando esses dados estiverem disponíveis. Importa ainda referir que na secção 3.6.1 foi apresentado um conjunto de elementos e de informações que devem ser registados durante as campanhas de medição no protótipo a realizar futuramente.

Os estudos experimentais, na sua generalidade, são afectados por efeitos de escala, os quais podem ser quantificados, em certa medida, por comparação dos resultados de modelos físicos construídos a partir de escalas geométricas diferentes, mas para condições e técnicas de experimentação idênticas. Na fase inicial deste trabalho foi equacionada a construção de um segundo modelo do navio à escala geométrica

1/75, que não chegou, contudo, a ser testado no âmbito desta dissertação. No entanto, foi recentemente concluído o processo de aquisição de um novo modelo do navio petroleiro, no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN'. Assim, um dos trabalhos a realizar no futuro passará, possivelmente, pela avaliação da importância dos efeitos de escala no estudo experimental realizado, por comparação dos resultados obtidos com os dois modelos físicos, construídos a escalas distintas.

Ainda no âmbito do protocolo estabelecido com a *Section of Ports and Waterways* da *TU-Delft*, está confirmada a aplicação de modelos numéricos de simulação do comportamento de navios amarrados ao caso de estudo do Posto "A" do Terminal de Petroleiros de Leixões, no segundo semestre de 2010. Os resultados do modelo físico da segunda fase do estudo experimental vão permitir calibrar e verificar esses modelos para as condições de teste reproduzidas. Após essa fase preliminar podem ser estudadas numericamente condições de teste e cenários que não puderam ser incluídos no plano de trabalhos que foi definido para o estudo experimental.

Os sistemas integrados de apoio à manobra de acostagem e de largada do navio, e de monitorização do seu comportamento depois de amarrado e das condições meteorológicas e oceanográficas, permitem melhorar as condições operacionais e de segurança dos terminais portuários, sendo recomendados por diferentes organizações internacionais. Por outro lado, esses sistemas permitem a medição sistemática das principais variáveis que influenciam a concepção e o dimensionamento dos sistemas de acostagem e de amarração do navio. Esses dados são, portanto, muito importantes para os trabalhos de investigação realizados neste domínio. Assim, a implementação desses sistemas, aliada a uma estreita colaboração entre as autoridades portuárias, os concessionários dos terminais e as instituições de investigação, pode permitir suprimir a lacuna que ainda existe a respeito de dados de protótipo.

Como se referiu anteriormente, no âmbito do projecto de I&D 'DOLPHIN', está prevista a instalação de um sistema de medição da amplitude dos movimentos de navios amarrados no Posto "A", que pode ser facilmente adaptado de forma a permitir a monitorização contínua do comportamento dos navios aí amarrados. Por outro lado, neste trabalho foram apresentadas as vantagens que decorrem da utilização de ganchos de amarração de desengate rápido com a possibilidade de accionamento remoto, sobretudo ao nível da segurança, durante as situações de emergência. Alguns desses dispositivos estão equipados com sensores que permitem medir os esforços aplicados em cada um dos ganchos de amarração que o constituem. Importa ainda referir que a instalação de dispositivos deste tipo no Posto "A" tinha já sido recomendada em trabalhos anteriores. A instalação no Posto "A" dos dois tipos de sistemas referidos permitiria fazer a monitorização completa do comportamento dos navios aí amarrados, ou seja, uma medição sistemática dos movimentos dos navios e das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração. Deste modo seria possível obter dados de protótipo, em quantidade e qualidade, quer para fins de investigação, quer para melhor compreender as causas dos problemas operacionais do Posto "A", tendo em vista a sua resolução.

Nas fases mais preliminares do projecto de um terminal portuário, seria útil poder dispor de expressões simplificadas que permitissem a determinação, aproximada, da amplitude dos movimentos de um navio amarrado e das forças aplicadas nos elementos do seu sistema de amarração. Os modelos numéricos são ferramentas complexas e precisam de uma quantidade significativa de dados de base, enquanto os estudos em modelo físico são usualmente caros e demorados, e apenas justificáveis nas fases finais de projecto. Essas expressões permitiriam fazer, por exemplo, uma análise comparativa rápida de vários *layouts* portuários e de soluções para o sistema de amarração do navio, numa fase em que as incertezas associadas a muitos dos parâmetros de projecto são ainda relativamente grandes.

Na definição das condições de teste das duas fases do estudo em modelo físico procurou-se, na medida do possível, incluir um conjunto relativamente amplo de condições de agitação marítima (sobretudo alturas e períodos de onda) e de sistemas de amarração do navio. Um dos trabalhos a realizar no futuro

pode consistir na verificação das expressões que foram apresentadas na secção 3.7.5 com os resultados experimentais obtidos neste estudo e, eventualmente, no desenvolvimento de outras expressões, mais adequadas ao caso de estudo analisado e à realidade da costa Portuguesa.

Ainda no âmbito da temática da presente dissertação de doutoramento, teria interesse realizar trabalho de investigação no sentido de caracterizar as relações entre a amplitude dos diferentes movimentos do navio amarrado e a eficiência com que as operações de carga e descarga do navio são efectuadas. Com efeito, alguns dos limites de operacionalidade estabelecidos no passado não são aplicáveis aos navios presentemente em serviço e aos sistemas de movimentação de carga instalados no cais.

BIBLIOGRAFIA

BIBLIOGRAFIA

[1] Attwood, E. L., 1941. *Theoretical Naval Architecture*. Longmans, Green & Co, London. ISBN:0559982291.

[2] Baldock, T. E.; Simmonds, D. J., 1999. *Separation of incident and reflected waves over sloping bathymetry*. Coastal Engineering, Vol.38, Nº3, pp.167-176, doi:10.1016/S0378-3839(99)00046-0.

[3] Baldock, T. E.; Huntley, D. A.; Bird, P. A. D.; O'Hare, T.; Bullock, G. N., 2000. *Breakpoint generated surf beat induced by bichromatic wave groups*. Coastal Engineering, Vol.39, Nº2-4, pp.213-242, doi:10.1016/S0378-3839(99)00061-7.

[4] Baldock, T. E.; Huntley, D. A., 2002. *Long-Wave Forcing by the Breaking of Random Gravity Waves on a Beach*. Proc. of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Science, Vol.458, Nº2025, pp.2177-220, Sep. 8, doi:10.1098/rspa.2002.0962.

[5] Baldock, T. E.; O'Hare, T. J.; Huntley, D. A., 2004. *Long wave forcing on a barred beach*. Journal of Fluid Mechanics, Vol.503, pp.321-343, doi:10.1017/S002211200400792X.

[6] Baldock, T. E., 2006. *Long wave generation by the shoaling and breaking of transient wave groups on a beach*. Proc. of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Science, Vol.462, Nº2070, pp.1853-1876, doi:10.1098/rspa.2005.1642.

[7] Ball, D. J.; Wilcock, J. A., 1981. *Ship and Jetty Interaction*. The Dock & Harbour Authority, Vol.LXII, Nº727, June.

[8] Battjes, J. A.; Janssen, J. P. F. M., 1978. *Energy loss and set-up due to breaking of random waves*. Proc. of the 16th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, Hamburg, Germany, Aug. 27 - Sept. 3, Vol.1, pp.569–587. ISBN:978-0-87262-190-9 [citado por IHRH-FEUP, 2004b].

[9] Battjes, J. A.; Bakkenes, H. J.; Janssen, T. T.; Van Dongeren, A. R., 2004. *Shoaling of subharmonic gravity waves*. Journal of Geophysical Research, Vol.109, NºC02009, 15p, doi:10.1029/2003JC001863.

[10] Beresford, P. J., 2003. *HR WaveMaker Wave generation control program - Software Manual*. Report IT453, Issue 5, HR Wallingford, UK, August, 78p.

[11] Beresford, P. J.; Spencer, J. M. A.; Clarke, J., 2005. *HR WaveData - Data acquisition and analysis software program, User Manual.* Report IT493, Release 3.0, HR Wallingford, UK, December, 58p.

[12] Berkhoff, J. C. W., 1972. *Computation of combined refraction-diffraction*. Proc. of the 13th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, Vancouver B.C., Canada, July 10-14, pp.471-490. ISBN:978-0-87262-049-0 [citado por IHRH-FEUP, 2004b].

[13] Biésel, F., 1965. *Probabilistic aspects of seiche action on ships*. Proc. of the NATO Advanced Study Institute on Analytical Treatment of Problems of Berthing and Mooring of Ships, Lisbon, Portugal, July [citado por Rita, 1984].

[14] Bingham, H. B., 2000. *A hybrid Boussinesq-panel method for predicting the motion of a moored ship*. Coastal Engineering, Vol.40, Nº1, pp.21-38, doi:10.1016/S0378-3839(00)00002-8.

[15] Bitting, K. R., 1980. *Cyclic tests of new and aged nylon and polyester line*. Proc. of the Twelfth Offshore Technology Conference, Houston, Texas, USA, May, Paper OTC-3852 [citado por Rita, 1984].

[16] Blagoveshchensky, S. N., 1962. *Theory of ship motions*. Dover Publications Inc., New York [citado por Rita, 1984].

[17] Bloom, M. J.; Posch, A. G., 1980. *Container ship motion criteria*. The Dock & Harbour Authority, Vol.LXI, Nº721, December [citado por Rita, 1984].

[18] BMT, 2001. *Review of model testing requirements for FPSO's*. Offshore Technology, Report 2000/123, BMT, Fluid Mechanics Ltd, Teddington, United Kingdom, 72p. ISBN:0-7176-2046-8.

[19] Booij, N., 1981. *Gravity waves on water with non-uniform depth and current*. PhD Thesis, TU-Delft, Delft University of Technology, The Netherlands [citado por IHRH-FEUP, 2004b].

[20] Bowers, E. C., 1977. *Harbour resonance due to set-down beneath wave groups*. Journal of Fluid Mechanics, Vol.79, Nº01, pp.71-92.

[21] Bowers, E. C., 1982. *The modelling of waves and their effects in harbours*. Proc. of the Conference on Hydraulic Modelling in Maritime Engineering (October 1981), Thomas Telford, Ltd, London, pp.121-127 [citado por Rita, 1984].

[22] Bowers, E. C., 1992. *Low frequency waves in intermediate water depths*. Proc. of the 23rd International Conference on Coastal Engineering, ASCE, Venice, Italy, October 4-9, pp.832-845. ISBN:978-0-87262-933-2 [citado por Lara *et al*., 2004].

[23] Brògueira Dias, E.; Luís, L.; Cunha, M., 2007. *Cais do novo Terminal Multiusos do Porto de Leixões em Blocos tipo NOREF: Projecto, Ensaios Físicos e Construção*. Proc. das 5as Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária (PIANC), Lisboa, Portugal, 11-12 de Outubro, 20p.

[24] Brooks/Cole, 2002. Brooks/Cole, a division of Thomson Learning. Inc.

[25] Bruijn, E., 2004. *Plastic Design of Breasting Dolphins*. Master Thesis, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands, 135p.

[26] Bruijn, E.; Terpstra, J.; Gresnigt, A.; Molenaar, W., 2005. *Optimization by means of plastic design of flexible breasting dolphins*. On Course, International Navigation Association, PIANC Bulletin Nº120, p.25-34. ISSN: 0374-1001.

[27] Bruun, P., 1979. *An alternative to conventional fendering*. Ship Research Institute of Norway, Report Nº3, Division of Port and Ocean Engineering, University of Trondheim, Norway, April, 17p [citado por Rita, 1984].

[28] Bruun, P., 1981. *Breakwater or mooring system?*. The Dock & Harbour Authority. Vol.LXII, Nº730, pp.126-129, September [citado por Rita, 1984].

[29] Bruun, P., 1983. *Mooring and Fendering Rational Principles in Design*. Proc. of the 8th International Harbour Congress, Antwerp, June 13-17 [citado por Rita, 1995a].

[30] Bruun, P., 1988. *Marine terminal technology. Winch berthing and mooring. Recent developments*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, NATO ASI Series, Series E: Applied Sciences, Bratteland, E., Vol.146, pp.31-61. ISBN:90-247-3731-1.

[31] Bruun, P., 1989. *Port Engineering: Harbor Planning, Breakwaters, and Marine Terminals*. Gulf Publishing Co, USA, Vol.1, 4th Edition, 1464p. ISBN:0872018431.

[32] BS-6349, 1994. *Code of Practice for Maritime Structure: Design of fendering and mooring systems*. British Standard 6349, Part 4, British Standards Institution, BSI, London.

[33] Carr, C. M.; Yavary, M.; Curtis, S. A., 2004. *Wave Agitation Studies for Port Expansion - Salalah, Oman*. Proc. of the Ports 2004: Port Development in the Changing World, Houston, Texas, USA, May 23-26, 10p, doi:10.1061/40727(2004)8.

[34] CEHIDRO-IST, 2004. *Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal Petroleiro do Porto de Leixões: Agitação à entrada do Porto de Leixões*. Modelação matemática. Porto, Portugal, 116p.

[35] Chakrabarti, S. K., 1987. *Hydrodynamics of Offshore Structures*. Computational Mechanics Publications, WIT Press (printed 2001), Southampton, UK. ISBN:0-905451-66-X.

[36] Chang, H. K.; Hsu, T. W., 2003. *A two-point method for estimating wave reflection over a sloping beach*. Ocean Engineering, Vol.30, Nº14, pp.1833-1847, doi:10.1016/S0029-8018(03)00017-9.

[37] Coelho, C., 2005. *Riscos de Exposição Ambiental de Frentes Urbanas para Diferentes Intervenções de Defesa Costeira*. Tese de Doutoramento, Secção Autónoma de Engenharia Civil, Universidade de Aveiro, Aveiro, Portugal, 404p.

[38] Coli, B. A.; Santos, A. J.; Fortes, C. J. E. M.; Capitão, R.; Carvalho, M. M., 2002. *Extreme wave regime propagation to Douro's Mouth: Analysis by the Numerical Models BACKTRACK-REFSPEC and SWAN*. Proc. of the 6th International Symposium Littoral 2002: The Changing Coast, Eurocoast, Oporto, Portugal, September 22-26, Vol.2, pp.185-196. ISBN:972-8558-09-0.

[39] Cornett, A.; Mattila, M.; Tarbotton, M.; Gittens, G., 1999. *Mooring Study of a Large Cruise Ship*. Proc. of the 1999 Canadian Coastal Conference, Victoria BC, Canada, May 19-22, 15p.

[40] Cummins, W. E., 1962. *The impulse response function and ship motions*. Schiffstechnik, 9:47, pp.101-109.

[41] Davies, M.; MacDonald, N.; Cornett, A., 2001. *Optimization of Port Design Using Physical Modeling*. Proc. of the Ports '01: America's Ports - Gateways to the Global Economy, ASCE, Norfolk, Virginia, USA, April 29 - May 2, 16p.

[42] De Girolamo, P.; Kostense, J. K.; Dingemans, M. W., 1988. *Inclusion of wave breaking in a mild-slope model*. Proc. of the International Conference on Computer Modelling in Ocean Engineering (Ed. by B.A. Schrefler & O.C. Zienkiewicz), Venice, Italy, September 19-23, pp.221-229 [citado por IHRH-FEUP, 2004b].

[43] De Girolamo, P., 1996. *An experiment on harbour resonance induced by incident regular waves and irregular short waves*. Coastal Engineering, Vol.27, Nº1-2, pp.47-66, doi:10.1016/0378-3839(95)00039-9.

[44] Demirbilek, Z.; Vincent, C. L., 2002. *Water Wave Mechanics*. Chapter 1, Coastal Hydrodynamics, Part II, Coastal Engineering Manual, EM 1110-2-1100, US Army Corps of Engineers, Washington, DC, 121p.

[45] Demirbilek, Z.; Nwogu, O. G.; Zundel, A. K., 2007. *Infra-Gravity Wave Input Toolbox (IGWT): User's Guide*. U.S. Army Corps of Engineers, ERDC/CHL CHETN-I-73, USA, May 2007, 11p.

[46] DMI, 1999. *The Transverse Radius of Gyration of Ro-Ro Passenger Ferries - Survivability Tests in Waves*. Research Project 423, Danish Maritime Institute, DMI 98237, Lyngby, Denmark, June, 28p.

[47] Duffy, J. T.; Renilson, M. R., 2000. *The Hydrodynamics of Berth Design*. Proc. of the Maritime Structures 2000, Sydney, Australia, November, 25p.

[48] Duffy, J. T.; Webb, G., 2003. *Berthed ship-passing ship interaction: A case study for the port of Newcastle*. Proc. of the Coasts and Ports Australasian Conference 2003, Auckland, New Zealand, September 9-12, 10p. ISBN:0473098326.

[49] EAU, 1996. *Recommendations of the Committee for Waterfront Structures: Harbours and Waterways*, Committee for Waterfront Structures, 7th English Edition, Ernst&Sohn, Berlin, 599p.

[50] Eldeberky, Y., 1996. *Nonlinear Transformation of Wave Spectra in the Nearshore Zone*. PhD Thesis, TU Delft, Delft University of Technology, Department of Civil Engineering, The Netherlands,199p. ISSN:0169-6548.

[51] Flory, J. F.; McKenna, H. A.; Parsey, M. R., 1992. *Fiber Ropes for Ocean Engineering in the 21st Century*. Proc. of the Civil Engineering in the Oceans Conference, ASCE, College Station, Texas, November 2-5. ISSN:0888-3599.

[52] Flory, J. F., 2001. *A Method for Estimating Passing Ship Forces*. Proc. of the Ports '01: America's Ports - Gateways to the Global Economy, ASCE, Norfolk, Virginia, USA, April 29 - May 2.

[53] Flory, J. F., 2002. *The Effect of Passing Ships on Moored Ships*. Proc. of the Prevention First 2002 Symposium, California State Lands Commission, Long Beach CA, USA, September 10-11, 11p.

[54] Fontijn, H. L., 1988a. *On the prediction of fender forces at berthing structures. Part I: calculation method(s)*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, NATO ASI Series, Series E: Applied Sciences, Bratteland, E., Vol.146, pp.62-94. ISBN:90-247-3731-1.

[55] Fontijn, H. L., 1988b. *On the prediction of fender forces at berthing structures. Part II: ship berthing related to fender structure*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, NATO ASI Series, Series E: Applied Sciences, Bratteland, E., Vol.146, pp.95-166. ISBN:90-247-3731-1.

[56] Fournier, C.; Anglin, D., 2003. *The Use of Moored Ship Response Modelling Coupled With PIANC Vessel Motion Criteria for the Estimate of Port Downtime-the Case of Complejo Portuario de Mejillones, Chile*. Proc. of the Canadian Coastal Conference 2003, Kingston, Ontario, Canada, October 15-17, 16p.

[57] Frigaard, P.; Brorsen, M., 1995. *A time-domain method for separating incident and reflected irregular waves*. Coastal Engineering, Vol.24, Nº3-4, pp.205-215, doi:10.1016/0378-3839(94)00035-V.

[58] Frigaard, P., 2007. *Lecture notes of the First CoastLab Teaching School*. Porto, Portugal, November 26-29.

[59] Funke, E. R.; Mansard, E. P. D., 1980. *On the Synthesis of Realistic Sea Sates*. Proc. of the 17th Coastal Engineering Conference, ASCE, Sydney, Australia, March 23-28, pp.2974-2991. ISBN:978-0-87262-264-7.

[60] GALP-*ENERGIA*, 2007. *Terminal Oceânico 'Galp Leça'.* Refinaria do Porto, Parte I e Parte IV, Novembro 2007.

[61] Gaythwaite, J. W., 2004. *Design of Marine Facilities for the Berthing, Mooring, and Repair of Vessels*. American Society of Civil Engineers (ASCE Press), 2nd Edition, Reston, Virginia, USA, 531p. ISBN:0-7844-0726-6.

[62] Gentile, R.; Rebaudengo Landò, L., 2006. *Statistical Behaviour of Directional Bound Long Waves*. International Journal of Offshore and Polar Engineering, Vol.16, Nº3, pp.183-194. ISSN:1053-5381.

[63] Gierlevsen, T.; Hebsgaard, M.; Kirkegaard, J., 2001. *Wave Disturbance Modelling in the Port of Sines, Portugal - with special emphasis on long period oscillations*. Proc. of the First International Conference on Port and Maritime R&D and Technology (ICPMRDT), Singapore, October 29-31.

[64] Gilbert, G.; Thompson, D. M., 1978. *Reflections in random waves: the frequency response function method*. Report NºIT173, Hydraulics Research Station, Wallingford, UK, March, 12p.

[65] Goda, Y., 2000. *Random Seas and Design of Maritime Structures*. Advanced Series on Ocean Engineering, World Scientific, Singapore, Vol.15, 2nd Edition. ISBN:981-02-3256-X.

[66] Goring, D. G., 2008. *Extracting Long Waves from Tide-Gauge Records*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.134, Nº5, pp.306-312. ISSN:0733-950X.

[67] Gravesen, H., 2005. *Moored Vessels in Ports and Offshore Terminals. State of the Art*. Proc. of the 2nd International Coastal Symposium, Höfn the town of Hornafjördur, Iceland, June 5-8, 47p.

[68] Guedes Lopes, H., 2005. *Ensaios em Modelo Físico do Comportamento Hidráulico e Estrutural do Quebramar Norte do Porto de Leixões*. Tese de Mestrado em Engenharia do Ambiente, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, 226p.

[69] Harrison, M., 2003. *The future of fenders*. Proc. of the 13th International Harbour Congress, Antwerpen, Belgium, March 30 - April 2, pp.3-9.

[70] Headland, J. R., 1992. *Design of fender systems using a numerical berthing model*. PIANC, Bulletin of the Permanent International Association of Navigation Congresses, Nº77, pp.39-50.

[71] Herbers, T. H. C.; Elgar, S.; Guza, R. T., 1994. *Infragravity-Frequency (0.005-0.05 Hz) Motions on the Shelf. Part I: Forced Waves*. Journal of Physical Oceanography, Vol.24, Nº5, pp.917-927.

[72] Herbers, T. H. C.; Elgar, S.; Guza, R. T.; Reilly, W. C., 1995. *Infragravity-Frequency (0.005-0.05 Hz) Motions on the Shelf. Part II: Free Waves*. Journal of Physical Oceanography, Vol.25, Nº6, pp.1063-1079.

[73] House, D. J., 2004. *Seamanship techniques: for shipboard & maritime operations*. Elsevier Ltd, 3rd Edition, Oxford, UK, 752p. ISBN:978-0-7506-6315-1.

[74] HRW, 2006. *Wave Probe Monitor - User Manual*. HR Wallingford, UK, August, 12p.

[75] HR Wallingford, 2006, comunicação pessoal, *Paul Beresford*.

[76] HR Wallingford, 2009, comunicação pessoal, *John Elliot*.

[77] Hughes, S. A., 1993. *Physical Models and Laboratory Techniques in Coastal Engineering*. Advanced Series on Ocean Engineering, World Scientific, Singapore, Vol.7. ISBN:981-02-1541-X.

[78] IHRH-FEUP, 1993. *Plano de Aproveitamento da Zona entre o Molhe Sul e a Ponte Cais n.º 3 do Porto de Leixões*. Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal.

[79] IHRH-FEUP, 2004a. *Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal Petroleiro do Porto de Leixões: Análise da morfologia dos fundos com utilização de SIG*. Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 27p.

[80] IHRH-FEUP, 2004b. *Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal Petroleiro do Porto de Leixões: Modelação numérica da agitação na envolvente do Porto de Leixões*. Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 31p.

[81] IHRH-FEUP, 2004c. *Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal Petroleiro do Porto de Leixões: Relatório de análise dos registos de operacionalidade e intervenções no Quebramar Norte*. Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 180p.

[82] IHRH-FEUP, 2004d. *Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal Petroleiro do Porto de Leixões: Relatório de modelação física*. Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 289p.

[83] IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005. *Estudo sobre as Condições de Operacionalidade no Terminal Petroleiro do Porto de Leixões: Relatório de Síntese*. Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 76p.

[84] IHRH-FEUP, 2007. *Estação de Passageiros e Complexo Náutico do Molhe Sul do Porto de Leixões: Revisão do Estudo Prévio - Modelação numérica da propagação da agitação marítima - Simulação para estados de agitação de médio e longo período. Relatório Técnico*, Instituto de Hidráulica e Recursos Hídricos da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal. Outubro de 2007.

[85] IM, 2004. *Características do Clima da Costa de Portugal Continental*. Instituto de Meteorologia, Fevereiro, 2004.

[86] IPTM, 2009. *Movimento de Mercadorias nos Principais Portos do Continente* (Ano de 2009). Instituto Portuário e dos Transportes Marítimos, IP.

[87] Isaacson, M., 1991. *Measurement of Regular Wave Reflection*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.117, Nº6, pp.553-569. ISSN:0733-950X.

[88] ITTC, 2005. *Recommended Procedures and Guidelines, Testing and Extrapolation Methods, Loads and Responses, Sea Keeping & Sea Keeping Experiments*. The International Towing Tank Conference, The Sea Keeping Committee, 24th ITTC 2005, United Kingdom, Procedure 7.5-02/07-02.1, 18p.

[89] Jahren, C. T.; Jones, R., 1996. *Design Criteria for Fenders at Ferry Landings*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.122, Nº4, pp.187-194. ISSN:0733-950X.

[90] Jamieson, W. W.; Mansard, E. P. D., 1987. *An Efficient Upright Wave Absorber*. Proc. of the Conference on Coastal Hydrodynamics, ASCE, University of Delaware, Newark, Delaware, July 1, pp.124-139.

[91] Janssen, R. F., 1995. *Third Liquefied Gas Loading Dock in Bontang, Indonesia*. Journal of Port Technology, pp.163-167.

[92] Jensen, O. J.; Viggósson, G.; Thomsen, J.; Bjørdal, S.; Lundgren, J., 1990. *Criteria for Ship Movements in Harbours*. Proc. of the International Conference on Coastal Engineering, Venice, Italy [citado por PIANC, 1995].

[93] Journée, J. M. J.; Adegeest, L. J. M., 2003. *Theoretical Manual of Strip Theory Program "SEAWAY for Windows"*. Report 1370, Ship Hydromechanics Laboratory, Delft University of Technology, Revision: 14-12-2003, 336p.

[94] Kaasen, K. E., 1999. *Time Domain Model Representations of Standard Wind Gust Spectra*. Proc. of the 9th International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE), Brest, France, May 30 - June 4, Vol.3, pp.74-78. ISBN:1-880653-42−7.

[95] Karambas, T. V.; Koutitas, C., 2004. *Resonant response of harbours to short-wave groups*. Proc. of the Institution of Civil Engineers - Maritime Engineering, Vol.157, Nº4, pp.163 -170. ISSN: 1741-7597.

[96] Kawakami, H., 1988. *The use of marine fenders as energy absorbing damper units in mooring systems*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, NATO ASI Series, Series E: Applied Sciences, Bratteland, E., Vol.146, pp.474-490. ISBN:90-247-3731-1.

[97] Khanna, J.; Birt, C., 1977. *Soft mooring system at exposed terminals*. Proc. of the 4th Annual Symposium of the Waterway, Port, Coastal and Ocean Division of ASCE (PORTS'77), Long Beach, USA, March [citado por Rita, 1995a].

[98] Kirby, J. T.; Dalrymple, R. A., 1994. *Combined Refraction/Diffraction Model REF/DIF 1*. Documentation and User's Manual, Version 2.5, Research Report No. CACR-94-22, Center for Applied Coastal Research, Department of Civil Engineering, University of Delaware, Newark [citado por CEHIDRO-IST, 2004].

[99] Kirkegaard, J.; Hansen, E. A.; Fuchs, J.; Schäffer, H. A.; Bingham, H.; Christensen1, E. D., 2003. *Large scale experiments as a tool for numerical model development.* Towards a Balanced Methodology in European Hydraulic Research. HYDRALAB II, Budapest, May 22-23.

[100] Kirkegaard, J., 2007. *Guidelines for wave modelling in flumes and basins: Hydraulic model testing in waves*. HYDRALAB III, December 2007.

[101] Kofoed-Hansen, H.; Kerper, D. R.; Ole R. Sorensen; Kirkegaard, J., 2005. *Simulation of Long Wave Agitation in Ports and Harbours using a Time-Domain Boussinesq Model*. Proc. of the Fifth International Conference on Ocean Wave Measurement and Analysis (Waves 2005), Madrid, Spain, July 3-7.

[102] Kostense, J. K., 1985. *Measurement of surf beat and set-down beneath wave groups*. Waterloopkunding Laboratorium, Delft Hydraulics Laboratory, Publication nº338, April, 17p.

[103] Krogstad, I., 1988. *Ship Deck Machinery - design forces, arrangement and equipment*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, NATO ASI Series, Series E: Applied Sciences, Bratteland, E., Vol.146, pp.404-440. ISBN:90-247-3731-1.

[104] Lara, J. L.; Martin, F. L.; Losada, I. J.; Diaz, G., 2004. *Experimental Analysis of Long Waves at Harbour Entrances*. Proc. of the 29th International Conference on Coastal Engineering (ICCE2004), Lisbon, Portugal, September 19-24, Vol.2, pp.1308-1320, doi:10.1142/9789812701916_0104.

[105] Le Méhauté, B., 1976. *Similitude in Coastal Engineering*. Journal of the Waterways, Harbors and Coastal Engineering Division, American Society of Civil Engineers, Vol.102, NºWW3, pp.317-335 [citado por Hughes, 1993].

[106] Lee, C.-H.; Newman, J. N., 2005. Computation of Wave Effects Using the Panel Method. *Numerical Models in Fluid-Structure Interaction*, S. Chakrabarti, Ed., WIT Press, 448p. ISBN:978-1-85312-837-0 [citado por Taveira Pinto *et al.*, 2008b].

[107] Lenschow, D. H., 1988. *Wind and Wind Fluctuations*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, NATO ASI Series, Series E: Applied Sciences, Bratteland, E., Vol.146, pp.173-186. ISBN:90-247-3731-1.

[108] Ligteringen, H.; Moes, J., 2001. *Motions of moored ships in long waves*. Proc. of the First International Conference on Port and Maritime R&D and Technology (ICPMRDT), Singapore, October 29-31, 7p.

[109] List, J. H., 1992. *A Model for the Generation of Two-Dimensional Surf Beat*. Journal of Geophysical Research, Vol.97, NºC4, pp.5623-5635.

[110] LNEC, 1996. *Instalação de uma Monobóia para Descarga de Petróleo Bruto para a Refinaria do Porto - Caracterização das Condições Naturais*. Relatório LNEC Nº172/96 - NPP, Proc. 603/01/12727, Lisboa, Portugal, Julho de 1996, 156p + anexos.

[111] Longuet-Higgins, M. S.; Stewart, R. W., 1964. *Radiation stress in water waves: a physical discussion with applications*. Deep Sea Research, Vol.11, pp.529-562.

[112] Malheiros, P.; Rosa Santos, P.; Paulo Moreira, A.; Costa, P.; Veloso Gomes, F.; Taveira Pinto, F., 2009. *Robust and real-time motion capture of rigid bodies based on stereoscopic vision*. Proc. of the 3rd International Conference on Integrity, Reliability & Failure. Symposium on instrumentation and engineering measurement, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, Julho 20-24.

[113] Mansard, E. P. D.; Funke, E. R., 1980. *The measurement of incident and reflected wave spectra using a least squares method*. Proc. of the 17th International Conference on Coastal Engineering (ASCE), New York, USA, Vol.1, pp.154-172.

[114] Massel, S. R., 1996. *Ocean Surface Waves: Their Physics and Prediction*. Advanced Series on Ocean Engineering, World Scientific, Singapore, Vol.11. ISBN:981-02-1686-6.

[115] Masselink, G., 1995. *Group bound long waves as a source of infragravity energy in the surf zone*. Continental Shelf Research, Vol.15, Nº13, pp.1525-1547.

[116] Matsumi, Y.; Ohno, K.-I.; Kimura, A., 2004. *Minimum Number of Waves in Irregular Wave Trains for Laboratory Stability Tests of Armour Units*. Proc. of the 29th International Conference on Coastal Engineering (ICCE 2004), Lisbon, Portugal, September 19-24, Vol.4, pp.3579-3591. ISBN:981-256-994-4.

[117] McComb, P.; Gorman, R.; Goring, D. G., 2005. *Forecasting Infragravity Wave Energy within a Harbour*. Proc. of the Fifth COPRI International Conference on Ocean Wave Measurement and Analysis (Waves 2005), Madrid, Spain, July 3-7.

[118] Medina, J. R., 1990. *The Dependency of Inshore Long Waves on the Characteristics of Offshore Short Waves (Discussion)*. Coastal Engineering, Vol.14, pp.185-190 [citado por Lara *et al*., 2004].

[119] Medina, J. R., 2001. *Estimation of Incident and Reflected Waves Using Simulated Annealing*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.127, Nº4, pp.213-221. ISSN:0733-950X.

[120] Mei, C. C.; Benmoussa, C., 1984. *Long waves induced by short-wave groups over an uneven bottom*. Journal of Fluid Mechanics, Vol.139, pp.219-235, doi:10.1017/S0022112084000331 [citado por PIANC, 1995].

[121] Mei, C. C.; Agnon, Y., 1989. *Long-period oscillations in a harbour induced by incident short waves*. Journal of Fluid Mechanics, Vol.208, pp.595-608, doi:10.1017/S0022112089002958.

[122] Mei, C. C., 2003. *The applied dynamics of ocean surface waves*. Advanced Series on Ocean Engineering (first published in 1989, reprint of 2003), World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., Singapore, Vol.1, 740p. ISBN:9971-50-789-7 (pbk).

[123] Metso Minerals, 2004. *Cost efficient fender design*. Proc. of the Port and Terminal Technology 2004 Conference, Amsterdam, The Netherlands, October 19-20.

[124] Moes, H., 1992. *Acceptable Ship Motions for Loading Bulk Carriers in South Africa*. Written Contribution to the PIANC Working Group 24, Madrid [citado por PIANC, 1995].

[125] Moes, H.; Hough, G., 1999. *Measurement of Moored Ship Motions Using Video Imaging Technology*. Proc. of the 12th International Harbour Congress, Antwerpen, Belgium, September 12-16, pp.281-290.

[126] Moes, H., 2004. *Mooring Optimization in South African Ports*. Proc. of the Harbor Long Wave 2004, Yokosuka, Japan, July 12, 9p.

[127] Mol, A.; Ligteringen, H.; Waanders, A. J., 1986. *Motions of moored vessels, a statistical approach*. Proc. of the First Australasian Port, Harbour and Offshore Engineering Conference, Sydney, Australia, 29 Sept - 2 Oct [citado por Ligteringen e Moes, 2001].

[128] Moraes, C. C., 1971. *Reflexão de ondas de oscilação*. Tese para Especialista, Laboratório de Engenharia Civil, 2 Vol., Lisboa, 267p + 159p.

[129] Morais, C. C.; Abecasis, F., 1978. *Storm surge effects at Leixões.* Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Memória Nº503, Lisboa, 23p.

[130] Mota Oliveira, I., 2005. *Tudo o que quer saber sobre tsunamis - Parte I*. Engenharia e Vida, Nº12, pp.36-41.

[131] Motulsky, H. J.; Ransnas, L. A., 1987. *Fitting curves to data using nonlinear regression: a practical and nonmathematical review*. The FASEB journal: official publication of the Federation of American Societies for Experimental Biology, Vol.1, Nº5, pp.365-374.

[132] Munk, W. H., 1949. *Surf beats*. Transactions, American Geophysical Union, Vol.30, pp.849–854.

[133] Mynett, A. E.; Keunig, P. J.; Vis, F. C., 1985. T*he dynamic behaviour of moored vessels inside a harbour configuration*. Proc. of the International Conference on Numerical and Hydraulic Modelling of Ports and Harbours, Birmingham, England, April 23-25, pp.211-220 [citado por Santos, 1993].

[134] Nelson, R. C.; Treloar, P. D.; Lawson, N. V., 1988. *The Dependency of Inshore Long Waves on the Characteristics of Offshore Short Waves*. Coastal Engineering, Vol.12, Nº3, pp.213-231 [citado por Lara *et al*., 2004].

[135] Neser, G.; Ünsalan, D., 2006. *Dynamics of ships and fenders during berthing in a time domain*. Ocean Engineering, Vol.33, Nº14-15, pp.1919-1934.

[136] Neves, M. G., 1997. *Ondas de Longo Período em Sines*. Revista da Associação Portuguesa de Recursos Hídricos (APRH), Vol.17, Nº1, pp.75-82.

[137] Neves, M. G.; Capitão, R.; Santos, J. A., 2003. *Caracterização do agrupamento de ondas e o seu efeito nos sistemas navios - amarras*. Proc. das 3ªs Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária (PIANC), Aveiro, Portugal, 13-14 de Novembro, 19p.

[138] Newman, J. N., 1974. *Second order, slowly varying forces on vessels in irregular waves*. Proc. of the International Symposium on the Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves, London, UK, April, pp.182-186 [citado por Santos, 1993, e van der Molen, 2006].

[139] Newman, J. N.; Sclavounos, P. D., 1988. *The computation of wave loads on large offshore structures*. Proc. of the BOSS'88 Conference, Trondheim, Norway, June 21-25, 18p.

[140] Nikerov, P. S., *et al*., 1981. *Improving the Methods of determining the Loads applied by Berthing Ships, the Effects of Wave Disturbance, and Examination of Flexible Fenders*. PIANC, SII, Vol.1 [citado por Bruun, 1988 e 1989].

[141] Norheim, C. A.; Herbers, T. H. C.; Elgar, S., 1998. *Nonlinear Evolution of Surface Wave Spectra on a Beach*. Journal of Physical Oceanography, Vol.28, Nº7, pp.1534-1551.

[142] Novais Barbosa, J., 1985. *Mecânica dos Fluidos e Hidráulica Geral*, Porto Editora, Porto, Portugal, Vol.1, 479p.

[143] OCIMF, 1989. *Effective Mooring*. Oil Companies International Maritime Forum (OCIMF), Witherby & CO Ltd., London, England. ISBN:948691-88-3.

[144] OCIMF, 2007. *Tanker Jetty Safety – management of the ship/shore Interface*. Oil Companies International Maritime Forum (OCIMF), Seamanship International and Witherby Publishing, United Kingdom. ISBN: 978-1-85609-327-9.

[145] OCIMF, 2008. *Mooring Equipment Guidelines*. Oil Companies International Maritime Forum (OCIMF), Witherby Seamanship International, 3rd Edition, Livingston, United Kingdom, 278p. ISBN:978-1-905331-21-1.

[146] Okihiro, M.; Guza, R. T.; Seymour, R. J., 1992. *Bound Infragravity Waves*. Journal of Geophysical Research, Vol.97, NºC7, July 15, pp.11453-11469.

[147] Okihiro, M.; Guza, R. T.; Seymour, R. J., 1993. *Excitation of Seiche Observed in a Small Harbor*. Journal of Geophysical Research, Vol.98, NºC10, October 15, pp.18201-18211.

[148] Okihiro, M.; Guza, R. T., 1996. *Observations of Seiche Forcing and Amplification in Three Small Harbors*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.122, Nº5, pp.232-238. ISSN:0733-950X.

[149] Ouellet, Y.; Thériault, I., 1989. *Wave Grouping Effect on Irregular Wave Agitation in Harbors*. Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering, Vol.115, Nº3, pp.363-383. ISSN:0733-950X.

[150] Oumeraci, H., 2003. *Role of Large-Scale Model Testing in Coastal Engineering - Selected example studies performed in GWK Hannover.* Towards a Balanced Methodology in European Hydraulic Research. HYDRALAB II, Budapest, May 22-23.

[151] Pais Barbosa, J., 2007. *Hidromorfologias e Hidroformas Costeiras Locais*. Tese de Doutoramento, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 736p.

[152] PIANC, 1995. *Criteria for Movements of Moored Ships in Harbours, a Practical Guide*. Report of the WG24 of the Permanent Technical Committee II, Supplement to Bulletin Nº88, PIANC, International Navigation Association, Brussels, Belgium, 35p. ISBN:2-87223-070-X.

[153] PIANC, 2002. *Guidelines for the Design of Fenders Systems: 2002*. Report of the WG33 of the Maritime Navigation Commission, PIANC, International Navigation Association, Brussels, Belgium, 71p. ISBN:2-87223-125-0.

[154] Pinkster, J. A., 1995. *Hydrodynamic Interaction Effects in Waves*. Proc. of the 5th International Offshore and Polar Engineering Conference - ISOPE, The Hague, The Netherlands, June 11-16, Vol.III, pp.414-419. ISBN:1-880653-19-2 [citado por van der Molen *et al.*, 2004].

[155] Pinkster, J. A., 2003. *Predicting the effect of passing ships*. Proc. of the 18th International Workshop on Water Waves and Floating Bodies, Le Croisic, France, April 6-9.

[156] Pinkster, J. A., 2004. *The influence of a free surface on passing ship effects*. International Shipbuilding Progress, Vol.51, Nº4, pp.313-338. ISSN:0020-868X.

[157] Pires Silva, A. A., 1988. *Caracterização Espectral da Agitação Marítima na Costa Oeste Portuguesa (aproximação empírica)*. Tese de Mestrado, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, Portugal, Abril, 129p.

[158] Qualisys, 2006. *Qualisys Track Manager - User Manual*. Qualisys Motion Capture Systems, Gothenburg, Sweden, February, 305p.

[159] Rawson, K. J.; Tupper, E. C., 2001. *Basic ship theory*. Butterworth Heinemann, Vol.1, 5th Edition, 416p. ISBN:0-7506-5396-5.

[160] Remery, G. F. M., 1974. *Mooring forces induced by passing ships*. Proc. of the Sixth Offshore Technology Conference, Richardson, Texas, USA (Paper OTC-2066) [citado por Schellin e Ostergaard, 1995 e Flory, 2002].

[161] Resio, D. T.; Bratos, S. M.; Thompson, E. F., 2002. *Meteorology and Wave Climate*. Chapter 2, Coastal Hydrodynamics, Part II, Coastal Engineering Manual, EM 1110-2-1100, US Army Corps of Engineers, Washington, DC, 72p.

[162] Rita, M. M., 1984. *On the Behaviour of Moored Ships in Harbours - Theory, Practice and Model Tests*. Tese para Especialista, Relatório 9/85, Núcleo de Praias e Portos, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Lisboa, Portugal.

[163] Rita, M. M., 1995a. *Dimensionamento Hidráulico de Portos - Operacionalidade e segurança de navios nos cais*. Teses e Programas de Investigação, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Lisboa, Portugal, 111p. ISBN:972-49-1680-4.

[164] Rita, M. M., 1995b. *Long Waves and Moored Ship Behaviour*. Final Report of Sub-Project B, Wave Climatology of the Portuguese Coast, NATO PO-WAVES - 2/95B, IH - LNEC, Lisboa, Portugal, March 31, 57p.

[165] Rizos, D. C.; Stehmeyer, E. H., 2004. *Software Development for Berthing Analysis and Structural Loading on Waterfront Facilities*. Proc. of the Ports Conference 2004: Port Development in the Changing World, Houston, Texas, USA, May 23-26, Vol.136, Nº40727, pp.42-42.

[166] ROM 0.2, 1990. *Acciones en el Proyecto de Obras Marítimas y Portuarias*. Recomendaciones para Obras Marítimas (ROM), Dirección General de Puertos y Costas, Ministerio de Obras Públicas y Urbanismo, Madrid, España, Abril, 266p.

[167] ROM 2.0, 2008. *Recomendaciones para el Proyecto y Ejecución de Obras de Atraque y Amarre. Criterios generales y factores de proyecto*. Recomendaciones para Obras Marítimas (ROM), Capitulo 4, Puertos del Estado, Ministerio de Fomento, Gobierno de España, Junio, 235p.

[168] Rosa Santos, P.; Veloso Gomes, F.; Taveira Pinto, F.; Brògueira Dias, E.; Guedes Lopes, H., 2008a. *Improving operational conditions at Leixões Oil Terminal – Portugal*. Proc. of the 7th International Conference on Coastal and Port Engineering in Developing Countries (COPEDEC VII), Dubai, United Arab Emirates, February 24-28.

[169] Rosa Santos, P.; Veloso Gomes, F.; Taveira Pinto, F.; Guedes Soares, C.; Fonseca, N.; Alfredo Santos, J.; Paulo Moreira, A.; Costa, P.; Brògueira Dias, E., 2008b. *Physical Model Study of the Behaviour of an Oil*

Tanker Moored at a Jetty. Proc. of the 2nd International Conference on the Application of Physical Modelling to Port and Coastal Protection - CoastLab08, Bari, Italy, July 2-5. ISBN:978-90-78046-07-3.

[170] Rosa Santos, P.; Veloso Gomes, F.; Taveira Pinto, F., 2009a. *Influência do atrito das defensas no comportamento de um navio amarrado para diferentes níveis de pré-tensão nos traveses*. Proc. of the 6ªs Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária, Delegação Portuguesa da PIANC, Funchal, Madeira, 8-9 de Outubro.

[171] Rosa Santos, P.; Veloso Gomes, F.; Taveira Pinto, F.; Santos, J. A.; Guedes Soares, C.; Fonseca, N.; Paço, A.; Paulo Moreira, A.; Costa, P.; Malheiros, P.; Brògueira Dias, E., 2009b. *Influence of the use of mooring line pretension on the behaviour of a moored oil tanker*. Proc. of the International Conference in Ocean Engineering, ICOE 2009, IIT Madras, Chennai, India, February 1-5. ISBN: 978-81-904235-8-8.

[172] Ruessink, B. G., 1998. *The temporal and spatial variability of infragravity energy in a barred nearshore zone*. Continental Shelf Research, Vol.18, N.6, pp.585-605, doi:10.1016/S0278-4343(97)00055-1.

[173] Sakakibara, S.; Saito, K.; Kubo, M.; Shiraishi, S.; Nagai, T.; Yazaki, F., 2001. *A study on long-period moored ship motions in a harbor induced by a resonant large roll motion under long-period waves*. Proc. of the 11th International Offshore and Polar Engineering Conference – ISOPE, Stavanger, Norway, June 17-22, Vol.III, pp.326-333. ISBN:1-880653-51-6. ISSN:1098-6189.

[174] Sakakibara, S.; Kubo, M., 2007. *Ship berthing and mooring monitoring system by pneumatic-type fenders*. Ocean Engineering, Vol.34, Nº8-9, pp.1174-1181.

[175] Sakakibara, S.; Kubo, M., 2008a. *Characteristics of low-frequency motions of ships moored inside ports and harbors on the basis of field observations*. Marine Structures, Vol.21, Nº2-3, pp.196-223.

[176] Sakakibara, S.; Kubo, M., 2008b. *Effect of mooring system on moored ship motions and harbour tranquillity*. International Journal of Ocean Systems Management, Vol.1, Nº1, pp.84-99.

[177] Sakakibara, S.; Kubo, M., 2008c. *Effect of structure types of quay wall on moored ship motions*. Coastal Engineering Journal (CEJ), Vol.50, Nº1, pp.101-122, doi:10.1142/S0578563408001752.

[178] Salvesen, N.; Tuck, E. O.; Faltinsen, O., 1970. *Ship motions and sea loads*. Transactions, Society of Naval Architects and Marine Engineers, Vol.78, pp.250-287 [citado por Taveira Pinto *et al.*, 2008b].

[179] Sand, S. E., 1986. *Stochastic processes: Practical computation of spectra*. Danish Hydraulic Institute, 56p.

[180] Santos, J. A., 1993. *Modelação Numérica do Comportamento de Navios Amarrados*. Tese de Mestrado, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, Portugal, 102p.

[181] Santos, J. A., 1994. *Numerical Model for the Behaviour of Moored Ships*. Report 3/94-B, Project NATO PO-WAVES, IH-LNEC, Lisboa, Portugal.

[182] Santos, J. A., 2005. Porto *de Leixões - Modelação numérica do comportamento de navio amarrado ao Posto A*. Relatório LNEC Nº405/05 - NPE, Proc.0603/01/15976, Lisboa, Portugal, Dezembro de 2005, 39p.

[183] Santos, J. A., 2006. *Porto de Leixões - Comportamento de navio amarrado ao Posto A*. *Estudos adicionais com modelação numérica.* Relatório LNEC Nº298/06 - NPE, Proc.0603/01/16301, Lisboa, Portugal, Outubro de 2006, 74p.

[184] Santos, J. A., 2007. *Modelação numérica de um dispositivo baseado no atrito de Coulomb para limitar movimentos excessivos de navios amarrados*. Proc. das 5as Jornadas Portuguesas de Engenharia Costeira e Portuária (PIANC), Lisboa, Portugal, 11-12 de Outubro, 16p.

[185] Santos, J. A., 2008a. *Numerical modelling of automatic mooring winches applied to moored ships in harbours*. Proc. of the ASME 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2008), Estoril, Portugal, June 15-20,10p. ISBN:0-7918-3821-8.

[186] Santos, J. A., 2008b. *A utilização de guinchos de tensão automática no controle das oscilações de navios amarrados*. Proc. do 9º Congresso da Água, Estoril, Portugal, 2-4 de Abril, 16p.

[187] Schäffer, H. A.; Jakobsen, K. P., 2003. *Non-linear wave generation and active absorption in wave flumes*. Proc. of the Long Waves Symposium 2003 (in parallel to XXX IAHR Congress), Thessaloniki, Greece, Aug. 25-27, pp.69-77.

[188] Schäffer, H. A.; Steenberg, C. M., 2003. *Second-order wavemaker theory for multidirectional waves*. Ocean Engineering, Vol.30, Nº10, pp.1203-1231.

[189] Schellin, T. E.; Ostergaard, C., 1995. *The vessel in port: Mooring problems*. Marine Structures, Vol.8, Nº5, pp.451-479.

[190] Shiraishi, S.; Sasa, K., 2000. *Reliability assessment for motions and mooring forces on moored ship in a harbour*. Proc. of the 8th ASCE Specialty Conference on Probabilistic Mechanics and Structural Reliability, University of Notre Dame, Indiana, USA, July 22-26, 6p.

[191] Shiraishi, S.; Nagai, T.; Hiraishi, T.; Yoneyama, H., 2006. *Evaluation of cargo handling efficiency in the port taking into account the effect of long-period waves and its application*. Proc. of the 31st PIANC Congress, Estoril, Portugal, May 14-18.

[192] Silva, R. C., 1976. *Arte Naval Moderna*. Editorial de Marinha, 8ª Edição, Damaia, Portugal, 749p.

[193] Silva, R.; Coelho, C.; Veloso Gomes, F.; Taveira Pinto, F., 2008. *A importância de alguns parâmetros hidromorfológicos em estudos de modelação das zonas costeiras*. Proc. das 3ªs Jornadas de Hidráulica, Recursos Hídricos e Ambiente, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, 24 de Out., pp.25-36. ISBN:989-978-9557-2-3.

[194] Simmons, T.; Isaacs, L. T.; Renilson, M., 1992. *Bank Effects on Vessel Interaction Forces*. Proc. of the 11th Australasian Fluid Mechanics Conference, University of Tasmania, Hobart, Australia, December 14-18, Vol.2, pp.1217-1220 [citado por Duffy e Renilson, 2000].

[195] Smith, J. M., 2002. *Surf Zone Hydrodynamics*. Chapter 4, Coastal Hydrodynamics, Part II, Coastal Engineering Manual, EM 1110-2-1100, US Army Corps of Engineers, Washington, DC, 38p.

[196] Sørensen, R.; Thompson, E. F., 2002. *Harbor Hydrodynamics*. Chapter 7, Coastal Hydrodynamics, Part II, Coastal Engineering Manual, EM 1110-2-1100, US Army Corps of Engineers, Washington, DC, 91p.

[197] Sørensen, O. R.; Schäffer, H. A.; Sørensen, L. S., 2004. *Boussinesq-type modelling using an unstructured finite element technique*. Coastal Engineering, Vol.50, Nº4, pp.181-198.

[198] Suh, K. D.; Park, W. S.; Park, B. S., 2001. *Separation of incident and reflected waves in wave-current flumes*. Coastal Engineering, Vol.43, Nº3-4, pp.149-159.

[199] Svendsen, I. A., 1970. *Measurement of impact energies on fenders*. The Dock & Harbour Authority, Vol.51, Nº599 & Nº600, pp.180-187 & pp.230-236.

[200] Symonds, G.; Huntley, D. A.; Bowen, A. J., 1982. *Two-Dimensional Surf Beat: Long Wave Generation by a Time-Varying Breakpoint*. Journal of Geophysical Research, Vol.87, NºC1, pp.492-498.

[201] Taveira Pinto, F., 2001. *Análise das Oscilações e dos Campos de Velocidades nas Proximidades de Quebramares Submersos sob a Acção da Agitação Marítima*. Tese de Doutoramento, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 639p.

[202] Taveira Pinto, F.; Veloso Gomes, F.; Rosa Santos, P.; Guedes Soares, C.; Fonseca, N.; Santos, J. A.; Paulo Moreira, A.; Costa, P.; Brògueira Dias, E., 2008a. *Analysis of the behavior of moored tankers*. Proc. of the ASME 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE2008), Estoril, Portugal, July 15-20,10p. ISBN:0-7918-3821-8.

[203] Taveira Pinto, F.; Veloso Gomes, F.; Rosa Santos, P.; Guedes Soares, C.; Fonseca, N.; Paço, A.; Santos, J. A.; Paulo Moreira, A.; Costa, P.; Malheiros, P.; Brògueira Dias, E., 2008b. *Estudo do Comportamento de Navios Amarrados no Interior de um Porto*. Proc. of the XI Jornadas Técnicas de Engenharia Naval, Instituto Superior Técnico, Lisboa, Portugal, 25-27 de Novembro.

[204] Tayfun, M. A., 1993. *Sampling-Rate Errors in Statistics of Wave Heights and Periods*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.119, Nº2, pp.172-192. ISSN:0733-950X.

[205] Thomas, S., 2005. *An integrated approach to vessel berthing*. Port Technology International. Twenty Sixth Edition, pp.89-91.

[206] Thomas, S., 2006. *Jetty management systems*. Port Technology International. Thirtieth Edition, pp.87-89.

[207] Thompson, E. F.; Huval, C. J.; Bottin, R. R.; Smith, O. P., 2001. *Navigation Projects*. Chapter 5, Coastal Project Planning and Design, Part V, Coastal Engineering Manual, EM 1110-2-1100, US Army Corps of Engineers, Washington, DC, 102p.

[208] Thomson, J.; Elgar, S.; Raubenheimer, B.; Herbers, T. H. C.; Guza, R. T., 2006. *Tidal modulation of infragravity waves via nonlinear energy losses in the surfzone*. Geophysical Research Letters, Vol.33, 4p, L05601, doi:10.1029/2005GL025514.

[209] Thoresen, C. A., 2003. *Port Designer's Handbook*. Thomas Telford Ltd., London, 549p. ISBN:978-07277-3228-6.

[210] Trelleborg, 2007. *Safe berthing and mooring*. Trelleborg Maritime Systems, M1100, version 1.1-EN.

[211] Tryde, P.; Svendsen, I., 1988. *Use of statistical data and methods in impact evaluation of fender design*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, NATO ASI Series, Series E: Applied Sciences, Bratteland, E., Vol.146, pp.167-172. ISBN:90-247-3731-1.

[212] Tucker, M. J., 1950. *Surf Beats: Sea Waves of 1 to 5 min Period*. Proc. of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences, Vol.202, Nº1071 (Aug. 22, 1950), pp.565-573.

[213] Tupper, E. C., 2004. *Introduction to naval architecture*. Elsevier Ltd., 4th edition, Oxford, UK, 446p. ISBN: 0-7506-6554-8.

[214] Ueda, S., 1987. *Motions of Moored Ships and their Effect on Wharf Operation Efficiency.* Report of the Port and Harbour Research Institute, Vol.26, Nº5, pp.319-373 [citado por PIANC, 1995].

[215] Ueda, S., 1988a. *Effect of characteristics of mooring systems and external forces to motions of moored ships*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, NATO ASI Series, Series E: Applied Sciences, Bratteland, E., Vol.146, pp.368-379. ISBN:90-247-3731-1.

[216] Ueda, S., 1988b. *Effect of fluctuation of wind on ship motions*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, Ed. NATO ASI Series, Bratteland, E., Vol.E146, pp.343-346. ISBN:90-247-3731-1.

[217] Ueda, S.; Shiraishi, S., 1988. *The allowable ship motions for cargo handling at wharves*. Report of the Port and Harbour Research Institute, December, Vol.27, Nº4, 61p.

[218] Ueda, S.; Umemura, R.; Shiraishi, S.; Yamamoto, S.; Akakura, Y.; Yamase, S., 2001. *Statistical Design of Fenders for Berthing Ship*. Proc. of the 11th International Offshore and Polar Engineering Conference, Stavanger, Norway, June 17-22. ISBN:1-880653-51-6(Set).

[219] Ueda, S.; Hirano, T.; Shiraishi, S.; Yamamoto, S.; Yamase, S., 2002. *Statistical Design of Fender for Berthing Ship*. Proc. of the 12th International Offshore and Polar Engineering Conference, Kitakyushu, Japan, May 26-31. ISBN:1-880653-58-3.

[220] USACE, 2005. *Unified facilities criteria - Design: Piers and Wharves.* UFC 4-152-01, U.S. Army Corps of Engineers, July 28.

[221] Uzaki, K.-I.; Matsunaga, N.; Nishii, Y.; Takase, K., 2004. *Field observations and numerical simulations of harbor oscillations due to long period waves*. Proc. of the 29th International Conference on Coastal Engineering (ICCE 2004), Lisbon, Portugal, September 19-24, Vol.2, pp.1264-1276.

[222] van der Molen, W.; Ligteringen, H.; Lem, J. C. v. d.; Waal, J. C. M. d., 2003a. *Behavior of a Moored LNG Ship in Swell Waves*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.129, Nº1, pp.15-21. ISSN:0733-950X.

[223] van der Molen, W.; Weiler, O. M.; Ligteringen, H., 2003b. *Long-period wave forces on a moored ship in a harbour using a strip theory approach*. Proc. of the 2nd International Conference on Port & Maritime R&D and Technology, Singapore, September 10-12.

[224] van der Molen, W.; Monárdez Santander, P.; van Dongeren, A., 2004. *Modeling of Infragravity Waves and Moored Ship Motions in Tomakomai Port*. Proc. of the Harbor Long Wave 2004, Yokosuka, Japan, July 12, 8p.

[225] van der Molen, W., 2004. *Time-domain calculation of moored ship motions in a harbour*. Proc. of the 19th International Workshop on Water Waves and Floating Bodies, Cortona, Italy, March 28-31.

[226] van der Molen, W., 2005. *LNG carrier moored to a jetty, prototype measurements and numerical simulations*. The Shallow Water Hydrodynamics Seminar, MARIN, Wageningen, The Netherlands, February 1-2.

[227] van der Molen, W.; Ligteringen, H., 2005. *Influence of Loading Condition on the Behavior of a Moored Liquefied Natural Gas Ship*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.131, Nº1, pp.33-36. ISSN:0733-950X.

[228] van der Molen, W., 2006. *Behaviour of Moored Ships in Harbours*. PhD Thesis. Delft University of Technology, The Netherlands, 140p. ISBN-10:90-9021264-7.

[229] van der Molen, W.; Monárdez, P.; van Dongeren, A. V., 2006. *Numerical Simulation of Long-Period Waves and Ship Motions in Tomakomai Port, Japan*. Coastal Engineering Journal, Vol.48, Nº1, pp.59-79.

[230] van der Molen, W.; Wenneker, I., 2008. *Time-domain calculation of moored ship motions in nonlinear waves*. Coastal Engineering, Vol.55, Nº5, pp.409-422.

[231] van der Molen, W.; Moes, H., 2009. *General characteristics of South African ports and the safe mooring of ships*. Proc. of the 28th Annual Southern African Transport Conference, Pretoria, South Africa, July 6-9, pp.308-314. ISBN:978-1-920017-39-2.

[232] Van Oortmerssen, G., 1976. *The motions of a moored ship in waves*. Publication Nº510, Netherlands Ship Model Basin, Wageningen, August.

[233] Van Oortmerssen, G.; Pinkster, J. A.; Van den Boom, H. J. J., 1986. *Computer Simulation of Moored Ship Behavior*. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, Vol.112, Nº2, pp.296-308. ISSN: 0733-950X.

[234] Vasco Costa, F., 1978. *Shipping ropes as energy absorbers*. The Dock & Harbour Authority, Vol.LIX, Nº695, pp.171-177. October.

[235] Vasco Costa, F.; Veloso Gomes, F.; Silveira Ramos, F.; Vicente, C. M., 1996. *History of Coastal Engineering in Portugal*. History and Heritage of Coastal Engineering, ASCE (ed.), pp.413-428.

[236] Veloso Gomes, F., 1988. *Ships and Berth Structures Interactions*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, Ed. NATO ASI Series, Bratteland, E., Vol.E146, pp.338-342. ISBN:90-247-3731-1.

[237] Veloso Gomes, F.; Taveira Pinto, F., 2000. *Reconstruction and Repair of Portuguese Coastal Defence Structures*. Proc. of the Coastal Structures '99, Vol.2, pp.977-984.

[238] Veloso Gomes, F., 2002. *Estruturas de Acostagem e Amarração*. Apontamentos da cadeira de Trabalhos Fluviais e Marítimos no ano lectivo de 2002/03. Laboratório de Hidráulica da FEUP.

[239] Veloso Gomes, F.; Taveira Pinto, F.; Rosa Santos, P.; Bròg ueira Dias, E.; Guedes Lopes, H., 2005. Berthing characteristics and behaviour of the oil terminal of Leixões Harbour, Portugal. *Maritime Heritage and Modern Ports*, WIT Press & Computational Mechanics Inc, pp.481-492. ISBN:1-84564-010-1.

[240] Veloso Gomes, F.; Taveira Pinto, F.; Bròg ueira Dias, E.; Guedes Lopes, H.; Rosa Santos, P., 2007. *Estudo em Modelo Físico da Eficiência Hidráulica à Reflexão de Blocos Verticais Perfurados*. Proc. das 2ªs Jornadas de Hidráulica, Recursos Hídricos e Ambiente, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, 24 de Outubro, pp.41-50. ISBN:978-989-95557-1-6.

[241] Vera-Cruz, D.; Carvalho, J. R., 1993. *Maciço Submerso de Pré-rebentação das Ondas como Meio de Protecção de Obras Marítimas. O caso do Quebramar de Leixões*. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Memória nº796, Lisboa, Portugal, 36p. ISNB:972-49-1587-5.

[242] Verweij, M. D.; Fiktorie, E. H. G., 2004. *Apparatus for mooring ships*. World Intellectual Property Organization, PTC/NL2003/000836, WO 2004/050471 A1, Technische Universiteit Delft & Gemeentewerken Rotterdam, The Netherlands, June 17, 9p.

[243] Viggósson, G., 1988. *Field observations of ship behaviour at berth*. Advances in Berthing and Mooring of Ships and Offshore Structures, Ed. NATO ASI Series, Bratteland, E., Vol.E146, pp.198-264. ISBN: 90-247-3731-1.

[244] Vis, F.; Mol, A.; Rita, M. M.; Deelen, C., 1985. *Long waves and harbour design*. Proc. of the International Conference on Numerical and Hydraulic Modelling of Ports and Harbours, Birmingham, April [citado por LNEC, 1996 e Lara *et al*., 2004].

[245] Vis, F.; Mol, A.; Rita, M. M.; Deelen, C., 1986. *Long waves and harbour design*. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Lisboa, Memória Nº662. ISSN:0369-1179.

[246] Weiler, O. M.; Dekker, J., 2003. *Mooring Container Ships Exposed to Long Waves*. Proc. of the 13th International Harbour Congress, Antwerpen, Belgium, March 30 - April 2, pp.207-214.

[247] Wilson, B. W., 1969. *Elastic characteristics of moorings*. Topics in Ocean Engineering, Vol.1, Part 2, C. Bretschneider (Ed.), Gulf Publishing Company, Houston, Texas [citado por Rita, 1984].

[248] Wilson, S.; Toth, T., 2004. *Vessel Mooring and Monitoring Systems at LNG Marine Terminals*. LNG journal, November/December, pp.16-18.

[249] Wu, J.-K.; Liu, P. L. F., 1990. *Harbour excitations by incident wave groups*. Journal of Fluid Mechanics, Vol.217, pp.595-613, doi:10.1017/S0022112090000866.

[250] Yamase, S.; Ueda, S.; Hineno, M., 2006. *Study on Design Method of Fender Systems for Large Sized Container Ships with Large Flares*. Proc. of the 31st PIANC Congress, Estoril, Portugal, May 14-18, 10p.

[251] Yamase, S.; Ueda, S., 2007. *Reliability of Design Methods of Fender Systems for Very Large Container Vessels*. Proc. of the 17th International Offshore and Polar Engineering Conference, Lisboa, Portugal, July 1-6, Vol.4, pp.3699-3705. ISBN:978-1-880653-68-5.

[252] Yoneyama, H.; Hiraishi, T.; Ueda, S., 2004a. *Recent Technological Advances of Ship Mooring Analysis and Construction of Floating Structures in Japan*. PIANC Bulletin, Nº116, pp.79-90.

[253] Yoneyama, H.; Shiraishi, S.; Satoh, H., 2004b. *Experimental verification of a reduction system for low-frequency ship motions and examination for its practical use*. Proc. of OCEANS '04 MTS/IEEE TECHNO-OCEAN '04, Kobe, Japan, November 9-12, Vol.2, pp.1121-1128.

[254] Yoneyama, H.; Katsumata, S.; Momoki, T.; Shiraishi, S., 2006. *Experimental Verification of a Reduction System for Low-frequency Ship Motions*. Proc. of the 31st PIANC Congress, Estoril, Portugal, May 14-18.

ANEXOS

ANEXO A

OUTPUTS DAS ROTINAS DE ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A. OUTPUTS DAS ROTINAS DE ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A.1. SÉRIES TEMPORAIS DOS MOVIMENTOS DO NAVIO AMARRADO

Os resultados da análise efectuada por cada um dos módulos da rotina desenvolvida para o tratamento das séries temporais dos movimentos do navio podem ser visualizados no *MatLab*, guardados sob a forma de imagens, ou exportados, directamente, para uma folha de *Excel*. A Figura A.1 apresenta, a título de exemplo, as séries temporais da amplitude dos movimentos do navio amarrado, segundo os seus seis modos de oscilação. Os resultados apresentados referem-se à posição de repouso do navio e encontram-se em valores de protótipo. Estas séries temporais podem ser exportadas individualmente ou em conjunto.

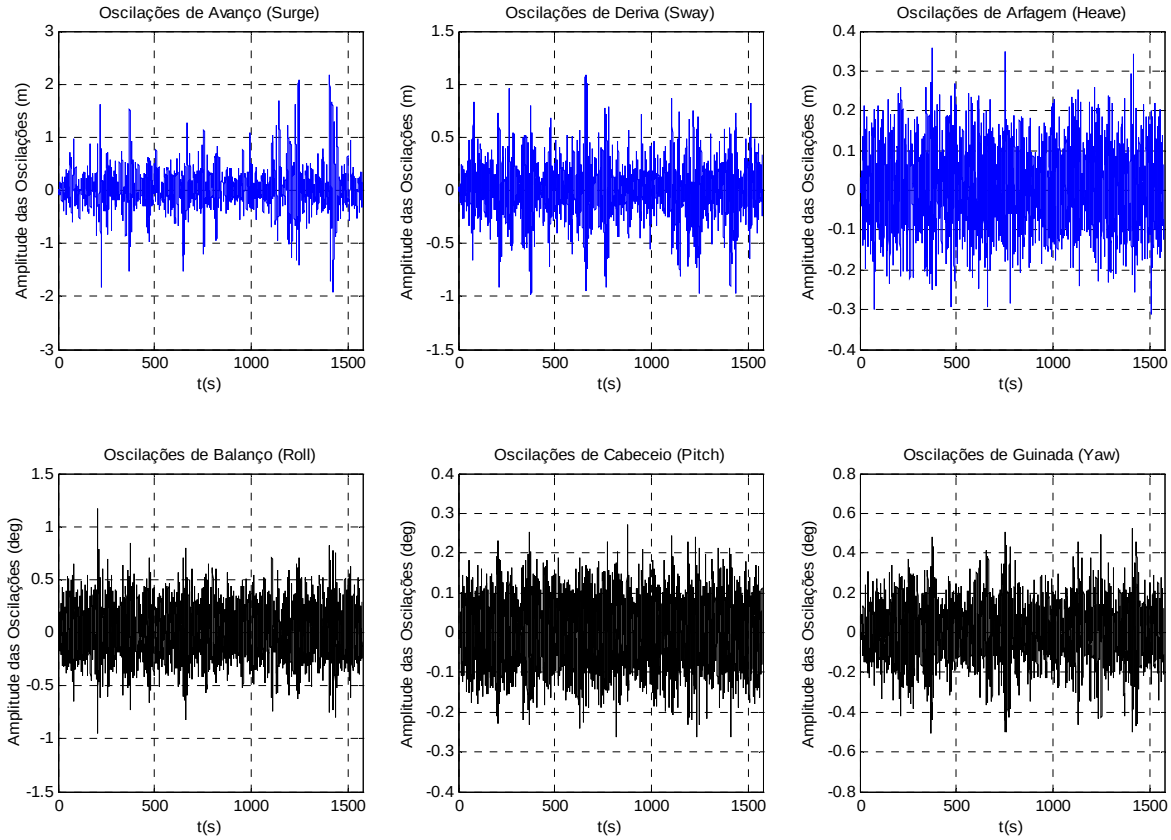


Figura A.1 – Séries temporais da amplitude dos movimentos do navio amarrado, segundo os seis graus de liberdade existentes [PS02K004].

Para cada um dos modos de oscilação do navio amarrado, o módulo de análise estatística da rotina exporta para uma folha de *Excel* os seguintes resultados do processamento: o número de oscilações, as amplitudes de oscilação pico-a-pico características (média, significativa, média do décimo superior e máxima), os períodos de oscilação associados a essas amplitudes características (médio, significativo, média do décimo superior e máximo), as semi-amplitudes de oscilação máximas (positiva e negativa) na série temporal, bem como a posição inicial do navio amarrado e a posição média durante o teste. O quadro exportado para *Excel* que resume os resultados da análise estatística é apresentada no Quadro A.1. Este quadro incluiu também as seguintes informações adicionais: nome do ficheiro de dados analisado, a data e a hora em que o mesmo foi analisado, e qual o nível de referência utilizado para a contagem das oscilações do navio amarrado.

Quadro A.1 – Resultados da análise estatística das séries temporais dos movimentos do navio amarrado. Quadro-síntese exportado para *Excel.*

Nome: Série PS02 Kornati 004	Referência: Posição de repouso
Data - Hora: 05-Aug-2009 19:16:16	

Análise Estatística - Domínio do Tempo

	Modos de oscilação do navio amarrado (valores de protótipo)					
	Avanço	Deriva	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
nº oscilações	237	366	800	1048	1100	558
$Ampl_{méd}$ [m - graus]	0.74	0.45	0.19	0.50	0.17	0.26
$Ampl_{sign}$ [m - graus]	1.35	0.86	0.28	0.79	0.26	0.44
$Ampl_{1/10}$ [m - graus]	2.22	1.31	0.34	1.05	0.33	0.62
$Ampl_{máx}$ [m - graus]	3.41	1.96	0.52	2.05	0.46	0.99
$T_{méd}$ [s]	66.37	42.85	19.67	15.01	14.31	28.17
T_{sign} [s]	93.91	69.58	23.68	15.80	15.27	43.24
$T_{1/10}$ [s]	111.28	79.38	28.99	14.86	15.36	57.07
$T_{máx}$ [s]	165.42	106.67	75.00	46.67	45.83	92.08
$S - Ampl_{máx}$ [m - graus]	2.18	1.09	0.36	1.17	0.27	0.52
$S - Ampl_{min}$ [m - graus]	-1.93	-0.99	-0.31	-0.94	-0.26	-0.51

Comparação entre o valor médio da oscilação e a posição inicial do navio amarrado

	Modos de oscilação do navio amarrado (valores no modelo)					
	Avanço	Deriva	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
valor médio [mm - graus]	175.56	71.92	-131.41	-0.11	0.21	-2.22
posição inicial [mm - graus]	175.18	72.06	-131.48	-0.12	0.21	-2.23

O módulo de análise espectral exporta para um ficheiro *Excel* dois quadros com os resultados do processamento das séries temporais dos movimentos do navio amarrado, em valores de protótipo. O primeiro apresenta os espectros de variância estimados para cada um dos modos de oscilação do navio, ou seja, para cada frequência (Hz) as correspondentes densidades espectrais de variância (m^2/Hz ou $graus^2$/Hz), Quadro A.2.

O segundo quadro apresenta um conjunto de parâmetros caracterizadores dos espectros de variância estimados (a frequência de pico - f_P, o período de pico - T_P, a densidade espectral máxima - $S(f_P)$, os momentos de ordem zero - m_0, dois - m_2 e quatro - m_4, e o parâmetro de largura espectral - ε) e um conjunto de parâmetros característicos das oscilações do navio amarrado (amplitudes das oscilações médias - $Ampl_{méd,m0}$, significativas - $Ampl_{sign,m0}$, médias do décimo superior - $Ampl_{1/10,m0}$, médias do centésimo superior - $Ampl_{1/100,m0}$ e máxima - $Ampl_{máx,m0}$, e o período médio das oscilações, $\bar{T}_{m_0}$), Quadro A.3. Estes últimos parâmetros são determinados a partir do espectro de variância, admitindo que a distribuição em frequência das amplitudes das oscilações individuais do navio amarrado seguem um distribuição de *Rayleigh*. Aos resultados da análise espectral são ainda adicionadas as seguintes informações: nome do ficheiro de dados analisado, a data e a hora em que o mesmo foi analisado, qual o nível de referência utilizado para a contagem das oscilações do navio amarrado e a largura da janela espectral considerada.

Quadro A.2 – Resultados da análise espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado. Quadro exportado para *Excel.*

Nome: Série PS02 Kornati 004				Referência: Posição de repouso		
Data - Hora: 05-Aug-2009 19:16:16						
Análise Espectral - Domínio da Frequência						
NFFT = 2048 ν= 70 Δf=0.001172 Hz						
	Densidade Espectral (m^2/Hz ou graus^2/Hz)					
f (Hz)	Avanço	Deriva	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
0.00000	0.64433	0.49316	0.00324	0.04773	0.00025	0.03989
0.00117	1.89720	0.75321	0.01705	0.08111	0.00051	0.09768
0.00234	2.92934	0.33857	0.01626	0.06272	0.00087	0.12338
0.00352	2.59650	0.23215	0.00738	0.05126	0.00083	0.11355
0.00469	3.64853	0.33317	0.07448	0.05056	0.00102	0.10888
0.00586	10.00990	0.50984	0.47635	0.07134	0.00610	0.10846
0.00703	28.64223	0.69880	0.65091	0.10804	0.03844	0.26294
…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..

Como foi referido na secção 4.5.4.3, a rotina desenvolvida determina, para cada espectro de variância, duas variáveis de incerteza associadas à estimativa, nomeadamente o número de graus de liberdade, ν, e a largura da banda espectral, Δf.

Quadro A.3 - Resultados da análise espectral das séries temporais dos movimentos do navio amarrado. Quadro-síntese exportado para *Excel.*

Nome: Série PS02 Kornati 004				Referência: Posição de repouso		
Data - Hora: 05-Aug-2009 19:16:16						
Análise Espectral - Domínio da Frequência						
NFFT = 2048						
ν= 70 Δf=0.001172 Hz						
	Modos de oscilação do navio amarrado (valores de protótipo)					
	Avanço	Deriva	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
f_P [Hz]	0.0082	0.0129	0.0070	0.0727	0.0691	0.0129
T_P [s]	121.90	77.58	142.22	13.76	14.46	77.58
$S(f_P)$ [m^2/Hz - graus^2/Hz]	30.05	10.52	0.65	3.07	0.48	1.88
m_0 [m^2]	0.176	0.063	0.008	0.044	0.005	0.018
m_2 [m^2.Hz^2]	3.20E-05	2.67E-05	1.76E-05	2.01E-04	2.36E-05	1.98E-05
m_4 [m^2. Hz^4]	4.54E-07	7.03E-07	3.25E-07	6.20E-06	8.44E-07	6.18E-07
$Ampl_{méd,m0}$ [m - graus]	1.05	0.63	0.22	0.52	0.18	0.34
$Ampl_{sign,m0}$ [m - graus]	1.68	1.00	0.35	0.83	0.29	0.54
$Ampl_{1/10,m0}$ [m - graus]	2.14	1.28	0.45	1.06	0.36	0.69
$Ampl_{1/100,m0}$ [m - graus]	2.79	1.67	0.58	1.39	0.47	0.90
$Ampl_{máx,m0}$ [m - graus]	2.97	1.77	0.62	1.48	0.51	0.96
ε	0.99	0.99	0.94	0.92	0.93	0.98
$\bar{T}_{m_0}$ [s]	74.20	48.51	20.85	14.71	14.70	30.55

Os espectros de variância estimados podem também ser visualizados no *MatLab* e exportados, como imagem, para ficheiro em formato **.emf* (*Enhanced Metafile*). Os espectros de cada um dos modos de oscilação do navio podem ser exportados individualmente, ou em conjunto (Figura A.2).

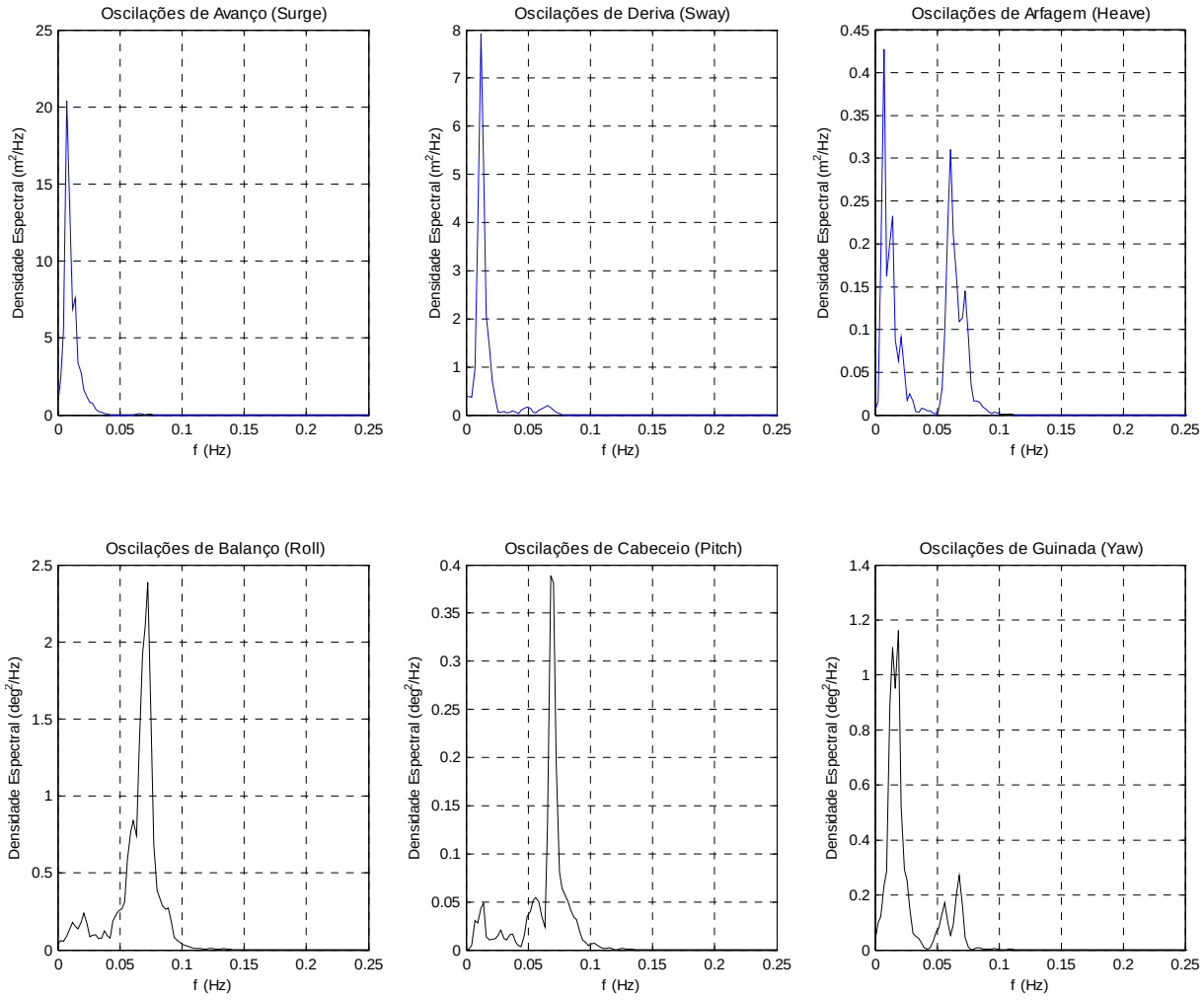


Figura A.2 – Espectros de variância estimados para cada um dos movimentos do navio amarrado considerando uma largura da janela espectral igual a 1024 pontos [PS02K004].

O Quadro A.4 apresenta o quadro-síntese exportado para um ficheiro *Excel* pelo módulo da rotina que faz a distribuição em frequência da amplitude das oscilações do navio amarrado. Nesse quadro são apresentados, para cada modo de oscilação, quer os dados iniciais fornecidos pelo utilizador à rotina (a amplitude pico-a-pico máxima e o número de classes de amplitude de oscilação que se pretende considerar na análise), quer os resultados da distribuição em frequência por classes de amplitude das oscilações do navio amarrado.

Quadro A.4 – Distribuição em frequência por classes de amplitude pico-a-pico das oscilações do navio amarrado: quadro-síntese de resultados exportado para *Excel.*

Nome: Série PS02 Kornati 004 Referência: Posição de repouso
Data - Hora: 05-Aug-2009 19:16:16

Distribuição em frequência por classes de amplitude pico-a-pico das oscilações do navio amarrado

	Modos de oscilação do navio amarrado (valores de protótipo)					
	Avanço	Deriva	Arfagem	Balanço	Cabeceio	Guinada
Nº de classes	36	36	36	36	36	36
Máx. da distr. (m - graus)	4	2.4	0.8	2.4	0.8	1.2
Δ Classe	0.111	0.067	0.022	0.067	0.022	0.033

Modos de oscilação do navio amarrado (valores de protótipo)											
Avanço		Deriva		Arfagem		Balanço		Cabeceio		Guinada	
C_i	freq.	C_i	freq.	C_i	freq.	C_i	freq.	C_i	freq.	C_i	freq.
0.056	0.456	0.033	0.615	0.011	0.450	0.033	0.301	0.011	1.309	0.017	1.022
0.167	0.722	0.100	1.393	0.033	0.788	0.100	0.429	0.033	1.023	0.050	0.645
0.278	0.608	0.167	1.762	0.056	1.463	0.167	0.701	0.056	1.555	0.083	2.151
0.389	1.025	0.233	1.639	0.078	2.363	0.233	1.159	0.078	2.536	0.117	2.151
0.500	1.291	0.300	1.639	0.100	3.825	0.300	1.689	0.100	4.132	0.150	2.957
0.611	1.063	0.367	1.598	0.122	3.994	0.367	1.603	0.122	4.705	0.183	3.172
…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..

As distribuições em frequência por classes de amplitude pico-a-pico das oscilações do navio amarrado, segundo cada um dos seis graus de liberdade são sobrepostas, no mesmo gráfico, com a função densidade de probabilidade de *Rayleigh*, estimada com base no momento espectral de ordem zero, Figura A.3. O resultado pode ser visualizados no *MatLab* e exportado, como imagem, para ficheiro em formato **.emf* (*Enhanced Metafile*). As representações gráficas construídas para cada um dos modos de oscilação do navio podem ser exportadas individualmente, ou em conjunto.

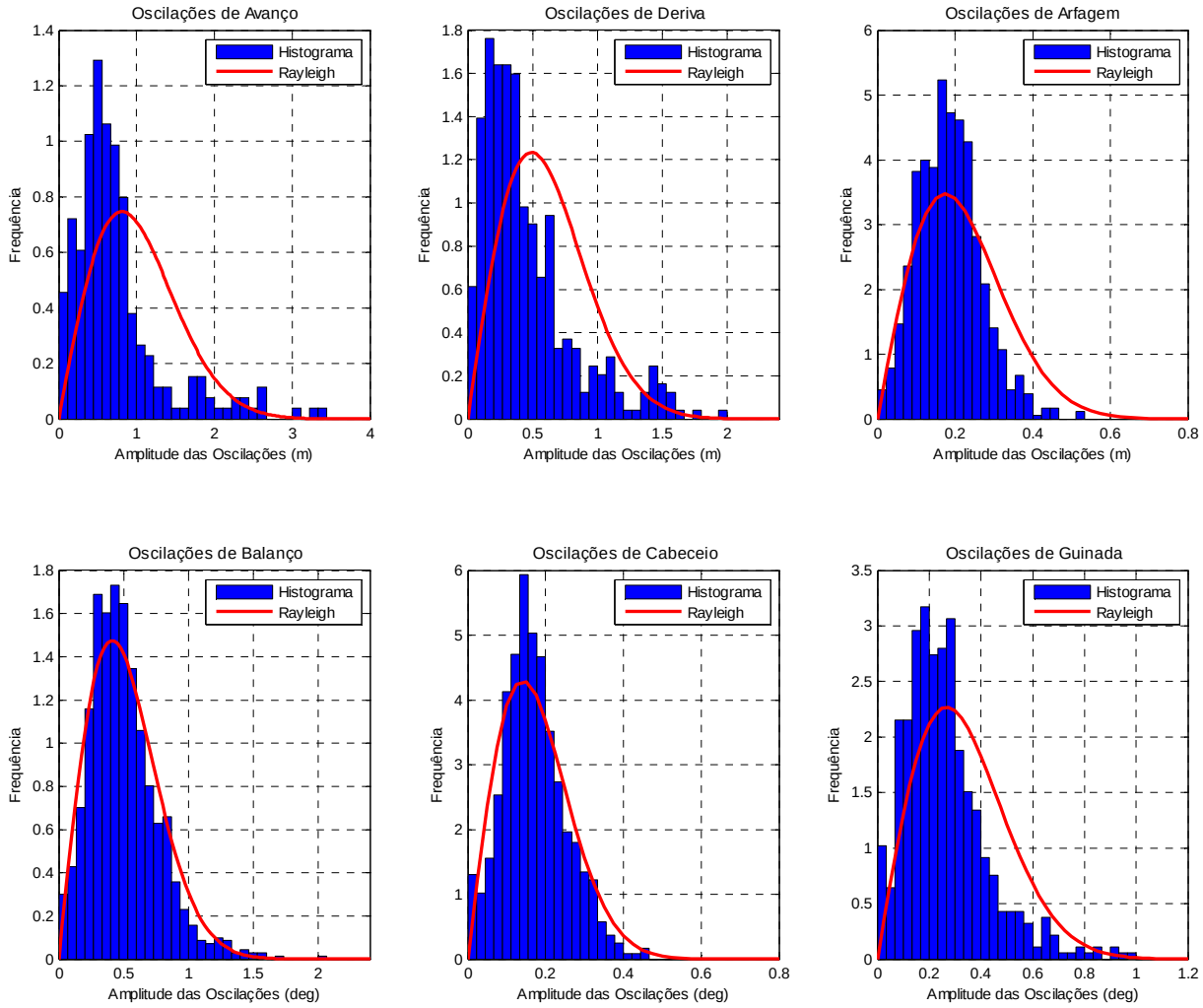


Figura A.3 – Distribuições em frequência, por classes de amplitude pico-a-pico das oscilações do navio, segundo cada um dos seus seis graus de liberdade, e função densidade de probabilidade de *Rayleigh* [PS02K004].

A.2. SÉRIES TEMPORAIS DAS FORÇAS APLICADAS NO SISTEMA DE AMARRAÇÃO DO NAVIO

Os resultados da análise das séries temporais das forças aplicadas nos diferentes elementos do sistema de amarração do navio podem ser visualizados no *MatLab*, guardados sob a forma de imagens, ou exportados directamente para dois ficheiros *Excel*, em valores de protótipo. O primeiro ficheiro contém, sob a forma de quadro e para cada um dos elementos do sistema de amarração do navio, os seguintes parâmetros: $F_{máx}$, $F_{1/10}$, F_{sign}, $F_{méd}$, $T_{máx}$, $T_{1/10}$, T_{sign}, $T_{méd}$, a amplitude máxima de variação da força, a semi-amplitude máxima positiva, a semi-amplitude máxima negativa, os valores de pré-tensão (PT) e o número de oscilações durante o teste, Quadro A.5.

Quadro A.5 – Resultados da análise estatística das séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração. Quadro-síntese exportado para *Excel.*

Nome: Result_Teste_0032_Serie_S06 Referência: Posição de repouso

Data – Hora: 14-07-2009 13:53

Resultados do processamento das séries temporais das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas

Análise Estatística – Quadro-síntese

Sistema de amarração [kN - valores de protótipo]: CA – Cabo de Amarração & DF – Defensa

	$F_{máx}$ [kN]	$F_{1/10}$ [kN]	F_{sign} [kN]	$F_{méd}$ [kN]	$T_{máx}$ [s]	$T_{1/10}$ [s]	T_{sign} [s]	$T_{méd}$ [s]	$Amp_{máx}$ [kN]	$Semi_{máx}$ [kN]	$Semi_{min}$ [kN]	PT [kN]	Nº Osc. -
CA1	284.1	227.8	193.9	150.7	97.5	65.5	62.7	43.4	233.3	172.7	-89.7	111.3	140
CA2	394.2	307.4	253.5	178.6	96.3	67.9	61.6	40.8	359.6	286.8	-91.7	107.4	150
CA3	393.3	340.1	285.8	197.5	85.0	60.7	57.1	38.0	369.9	287.8	-86.6	105.5	159
CA4	667.8	508.3	411.5	278.7	102.9	74.4	68.0	44.7	636.1	511.8	-148.6	156.0	136
CA5	533.3	403.4	320.1	229.5	110.4	69.7	68.3	42.9	492.5	377.1	-142.7	156.3	143
CA6	296.1	256.0	221.5	162.3	87.9	61.0	59.0	36.1	282.0	193.7	-88.3	102.4	166
CA7	421.8	341.9	286.6	199.6	150.4	67.5	65.2	45.7	400.7	313.7	-99.7	108.1	134
CA8	360.9	306.4	262.6	185.3	87.9	61.4	59.0	44.3	336.4	260.9	-93.8	100.0	139
DF1	1558.0	1221.4	1040.2	769.0	99.6	71.0	64.0	38.3	1530.5	1028.6	-503.6	529.4	160
DF2	1318.3	1115.7	959.3	743.6	91.7	70.2	64.5	39.6	1116.2	783.4	-508.2	534.9	154

O segundo ficheiro exportado para *Excel* junta aos resultados anteriores, as séries temporais corrigidas das forças aplicadas em cada um dos elementos do sistema de amarração, Quadro A.6. Em qualquer um dos casos, os quadros exportados incluem as seguintes informações adicionais: o nome do ficheiro de dados analisado, a data e a hora em que o mesmo foi analisado, e qual o nível de referência usado. Como já se referiu anteriormente, no caso dos cabos de amarração, as forças apresentadas referem-se a cada um dos dois cabos individuais que são lançados em cada direcção para amarrar o navio ao cais, no protótipo.

Quadro A.6 – Séries temporais corrigidas das forças nos elementos do sistema de amarração. Quadro exportado para *Excel.*

Nome: Result_Teste_0032_Serie_S06 Referência: Posição de repouso

Data – Hora: 14-07-2009 13:53

Resultados do processamento das séries temporais das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas

Séries temporais das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas [kN - valores de protótipo]:
CA – Cabo de Amarração & DF – Defensa.

Tempo	CA 1	CA 2	CA 3	CA 4	CA 5	CA 6	CA 7	CA 8	DF 1	DF 2
[s]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]
0.4	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
0.8	-0.4	0.0	-0.4	-0.4	0.0	-0.4	0.9	0.4	-0.9	-1.7
1.3	-0.9	0.0	0.0	-0.4	-0.4	0.0	0.9	0.0	-1.7	0.0
1.7	-0.9	0.4	0.0	-0.4	0.0	0.0	0.4	-0.4	-1.7	-0.9
2.1	-0.4	0.4	-0.9	-0.4	-0.4	-0.9	0.4	0.0	-0.9	-0.9
…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..	…..

ANEXO B

CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES DE FORÇA E DOS SENSORES LASER DE DESLOCAMENTOS

B. CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES DE FORÇA E DOS SENSORES LASER DE DESLOCAMENTOS

B.1. RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES DE FORÇA

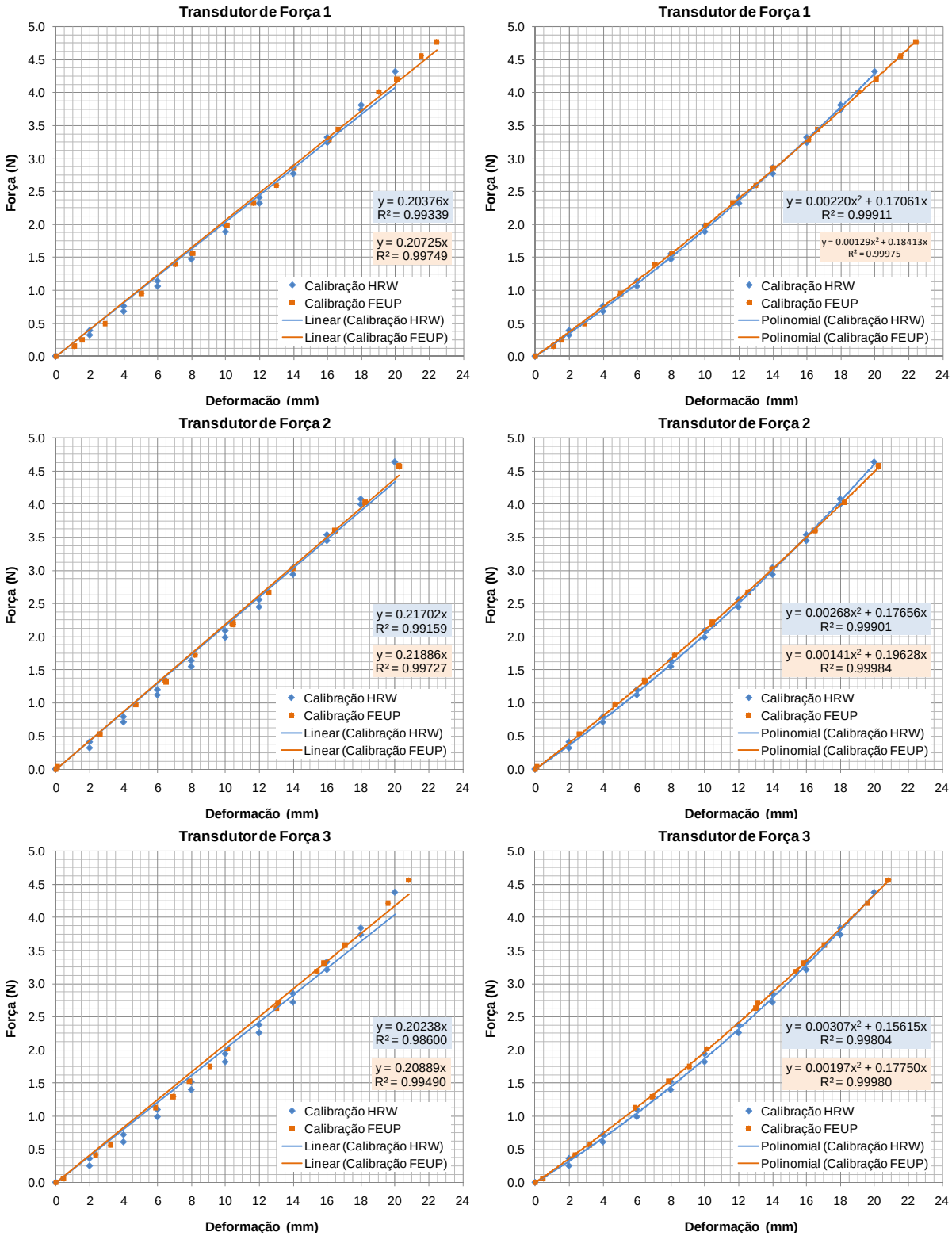


Figura B.1 – Pares de valores força-deformação para os transdutores de força 1 a 3 (tracção). Resultados das calibrações realizada na FEUP e em *HR Wallingford* (calibração inicial): ajuste linear (esquerda) e polinomial de segundo grau (direita).

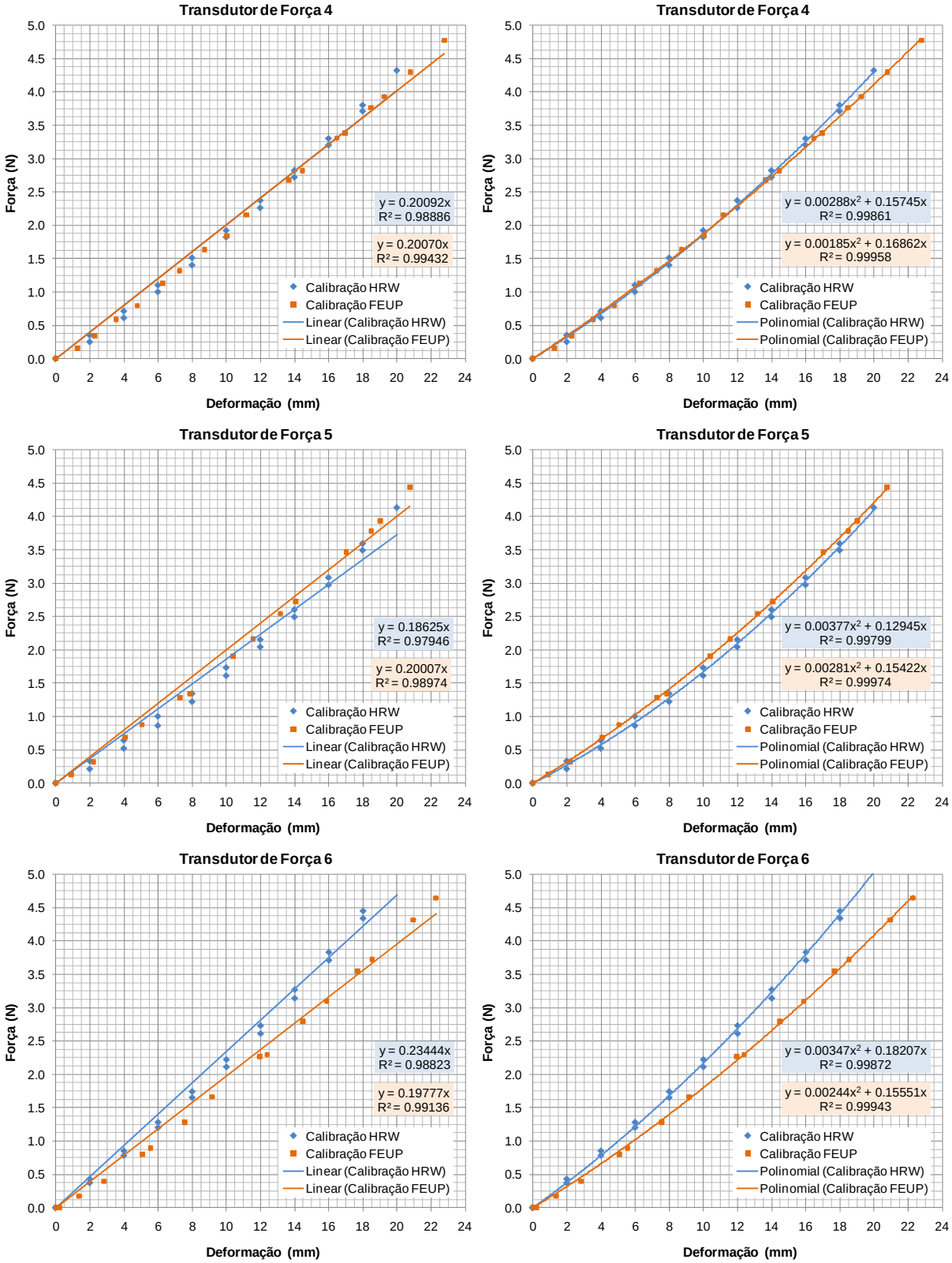


Figura B.2 – Pares de valores força-deformação para os transdutores de força 4 a 6 (tracção). Resultados das calibrações realizada na FEUP e em *HR Wallingford* (calibração inicial): ajuste linear (esquerda) e polinomial de segundo grau (direita).

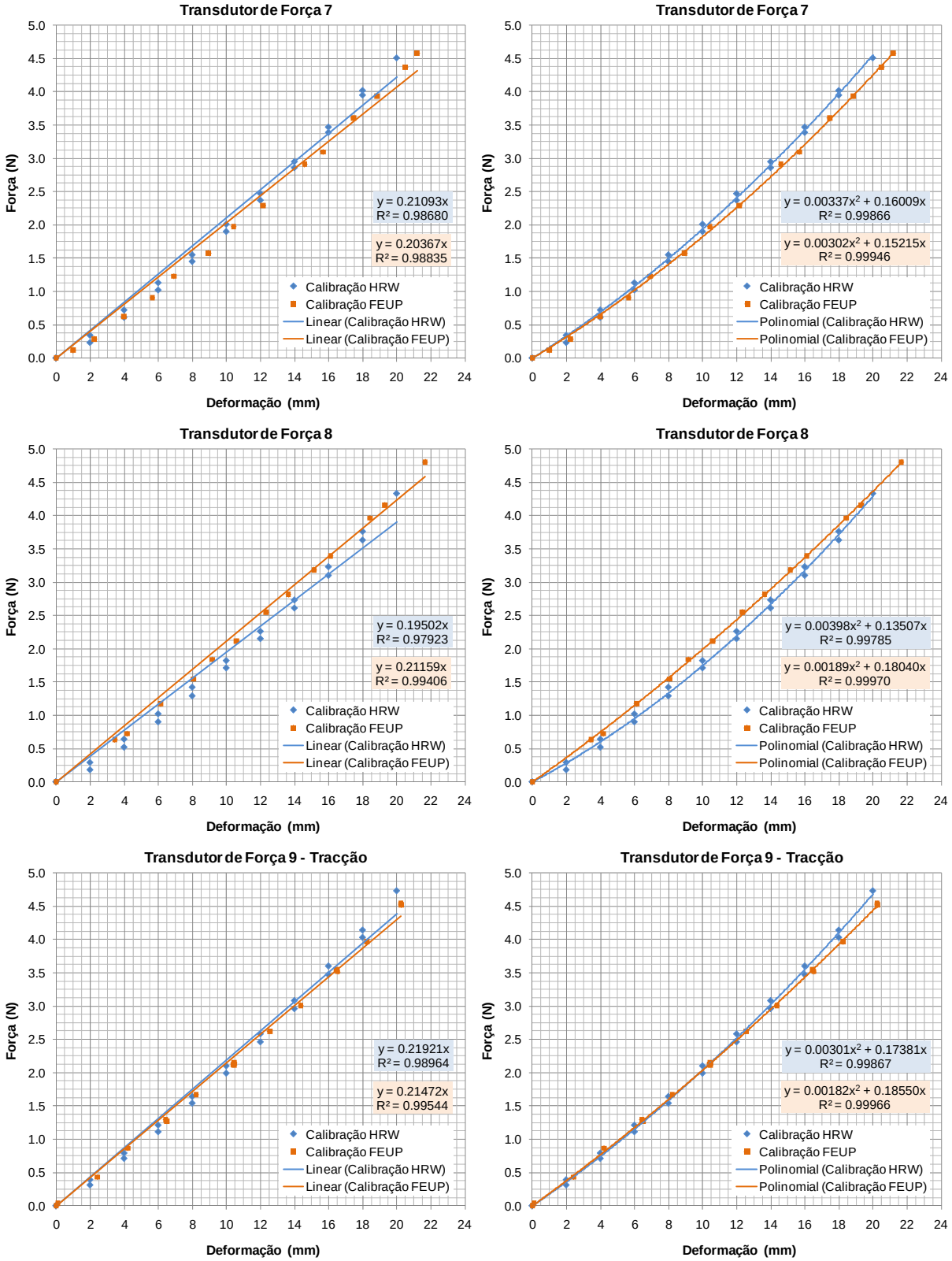


Figura B.3 – Pares de valores força-deformação para os transdutores de força 7 a 9 (tracção). Resultados das calibrações realizada na FEUP e em *HR Wallingford* (calibração inicial): ajuste linear (esquerda) e polinomial de segundo grau (direita).

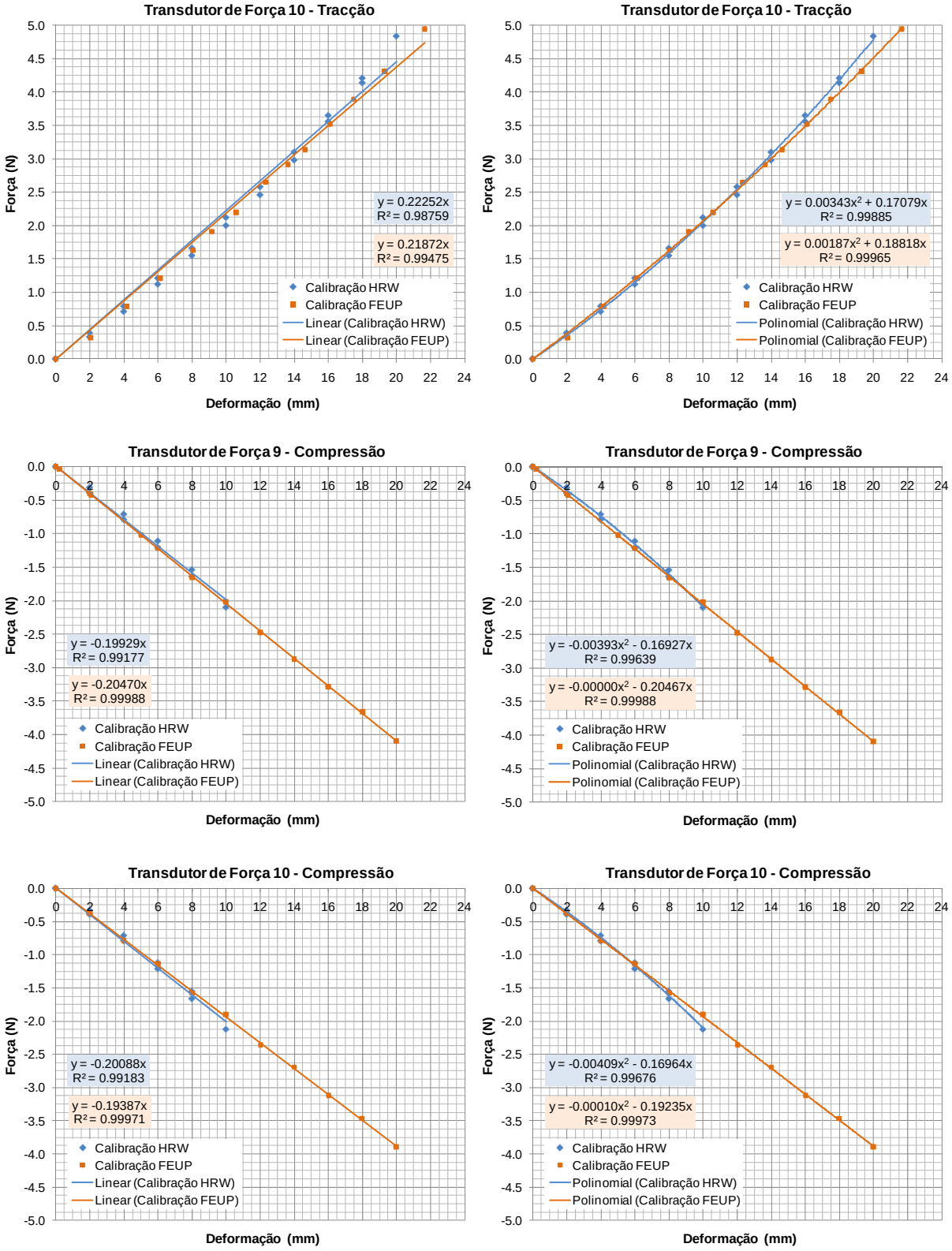


Figura B.4 – Pares de valores força-deformação para os transdutores de força 9 e 10 (tracção e compressão). Resultados das calibrações realizada na FEUP e em *HR Wallingford* (calibração inicial): ajuste linear (esquerda) e polinomial de segundo grau (direita).

B.2. RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO DOS SENSORES LASER DE DESLOCAMENTOS

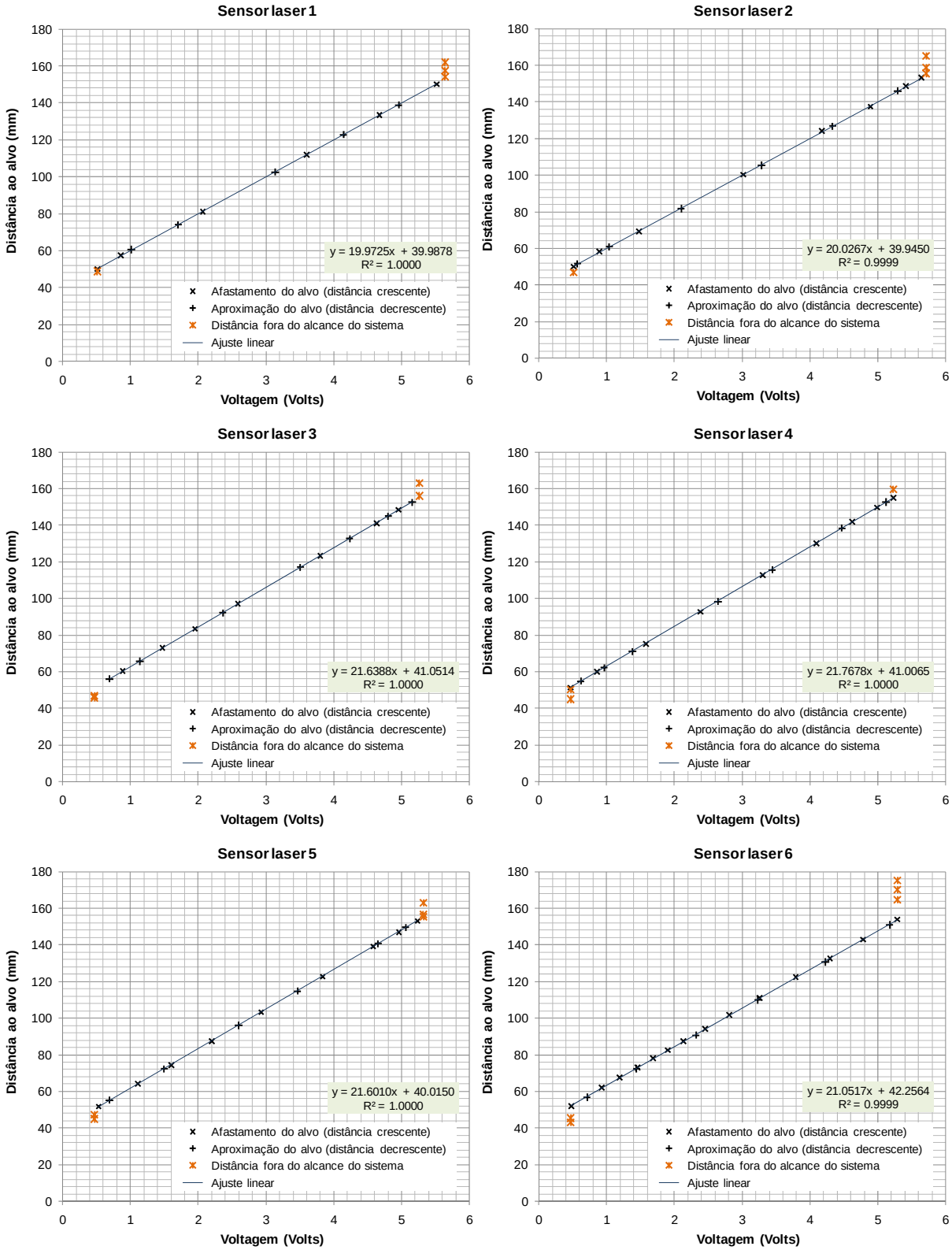


Figura B.5 – Curvas de calibração dos sensores laser de deslocamentos: ajuste linear aos pares de registos distância do sensor ao alvo – voltagem medida pelo sistema de aquisição.

ANEXO C

VERIFICAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÁSTICAS DOS ELEMENTOS DO SISTEMA DE AMARRAÇÃO DO NAVIO

C. VERIFICAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÁSTICAS DOS ELEMENTOS DO SISTEMA DE AMARRAÇÃO DO NAVIO. CABOS DE AMARRAÇÃO E DEFENSAS

Neste anexo são apresentados os resultados das verificações das características elásticas dos elementos do sistema de amarração do navio até ao limite de deformação dos transdutores de força utilizados. No caso dos cabos de amarração, esses resultados referem-se a cabos duplos.

Os gráficos seguintes apresentam os pares de valores força-deformação que resultam dos procedimentos de verificação de cada conjunto 'transdutor de força - associação de molas helicoidais'. Em cada gráfico é também indicado o quadrado do coeficiente de correlação, R^2, que resulta de um ajuste linear, pelo método dos mínimos quadrados, a esses pares de valores.

Os resultados são apresentados em valores de modelo físico, e referem-se aos cabos de amarração e às defensas utilizados nas duas fases do estudo.

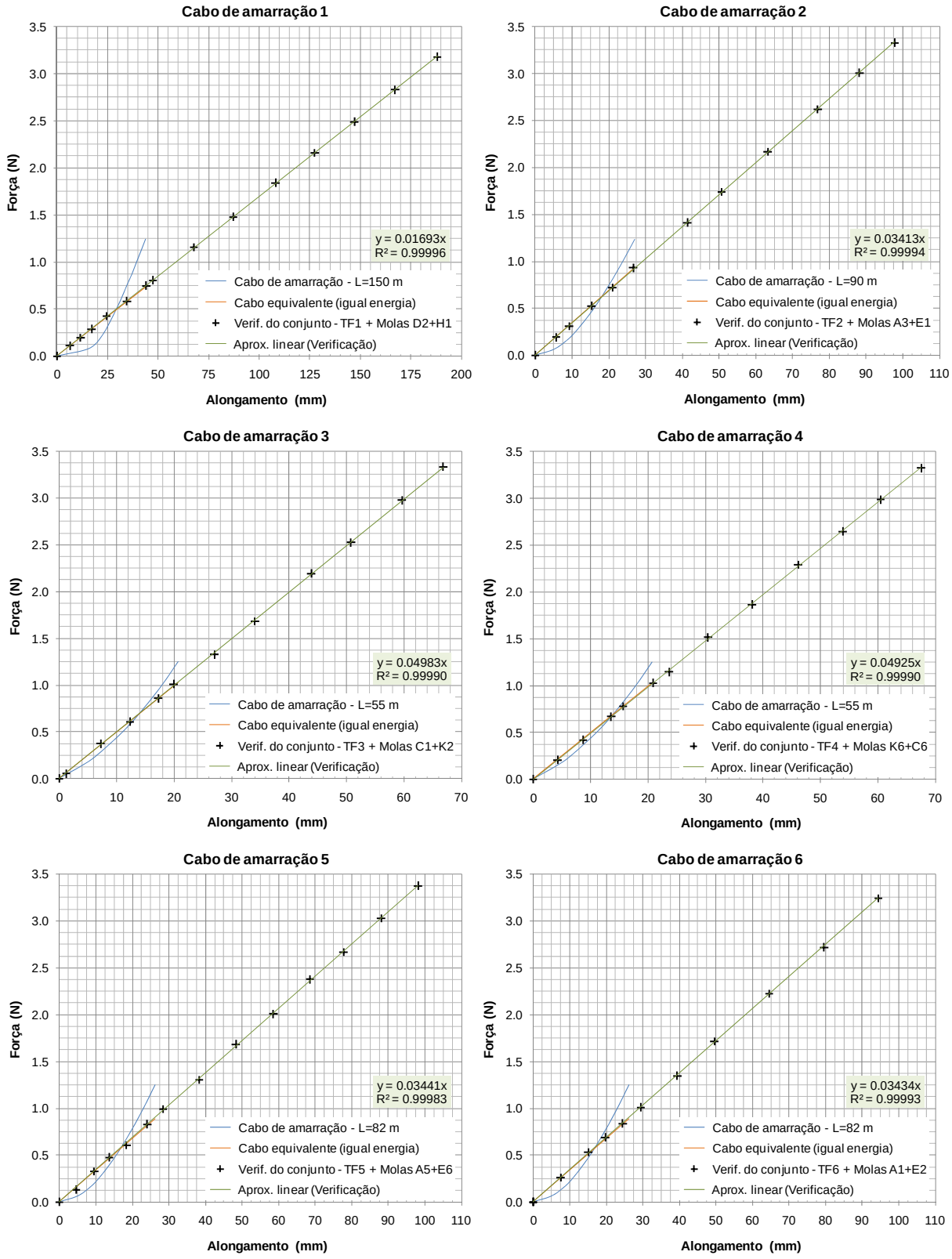


Figura C.1 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração – primeira fase do estudo em modelo físico. Cabos de amarração 1 a 6.

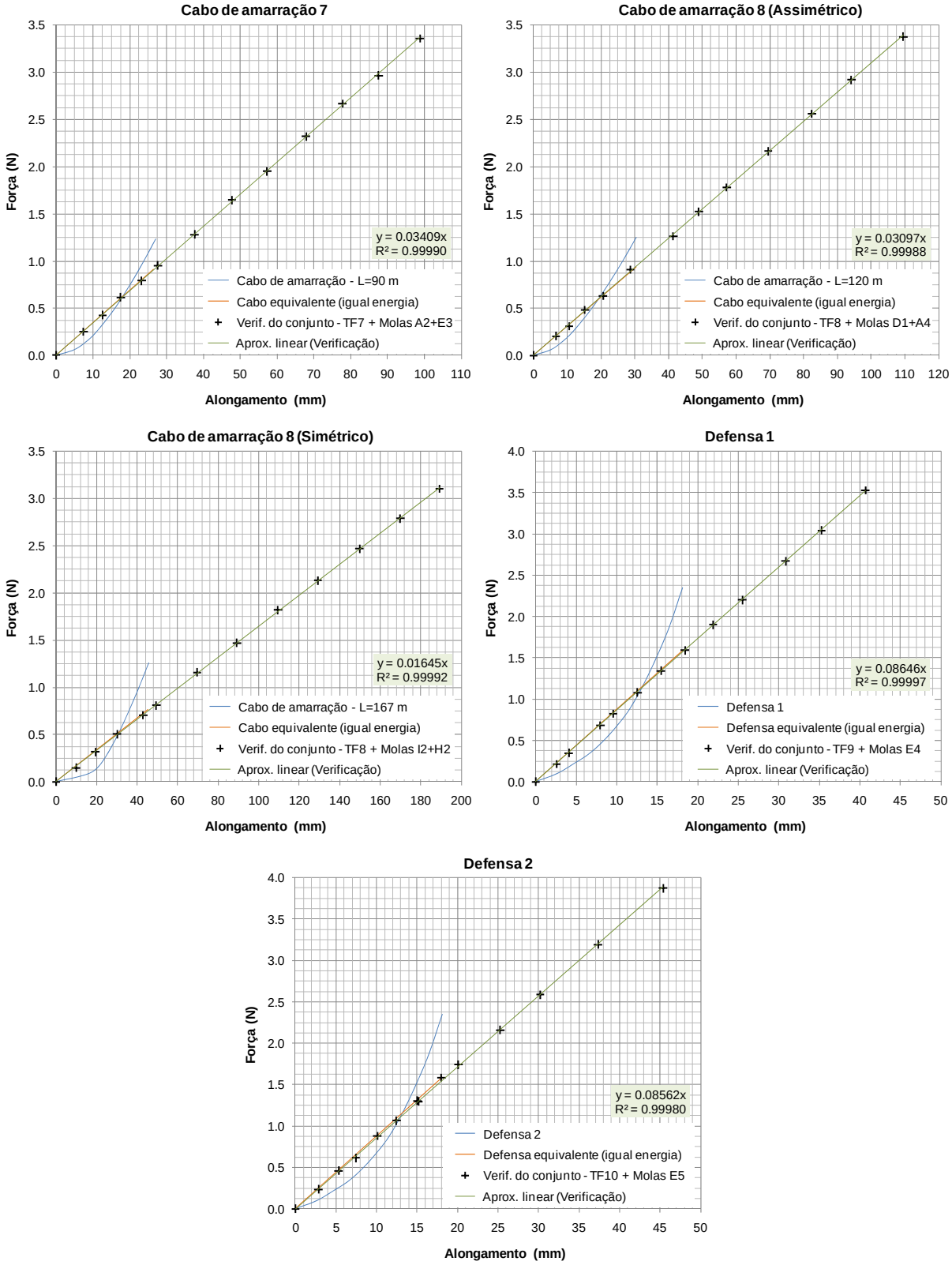


Figura C.2 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração – primeira fase do estudo em modelo físico. Cabos de amarração 7 a 8 e defensas 1 e 2 (aproximação linear).

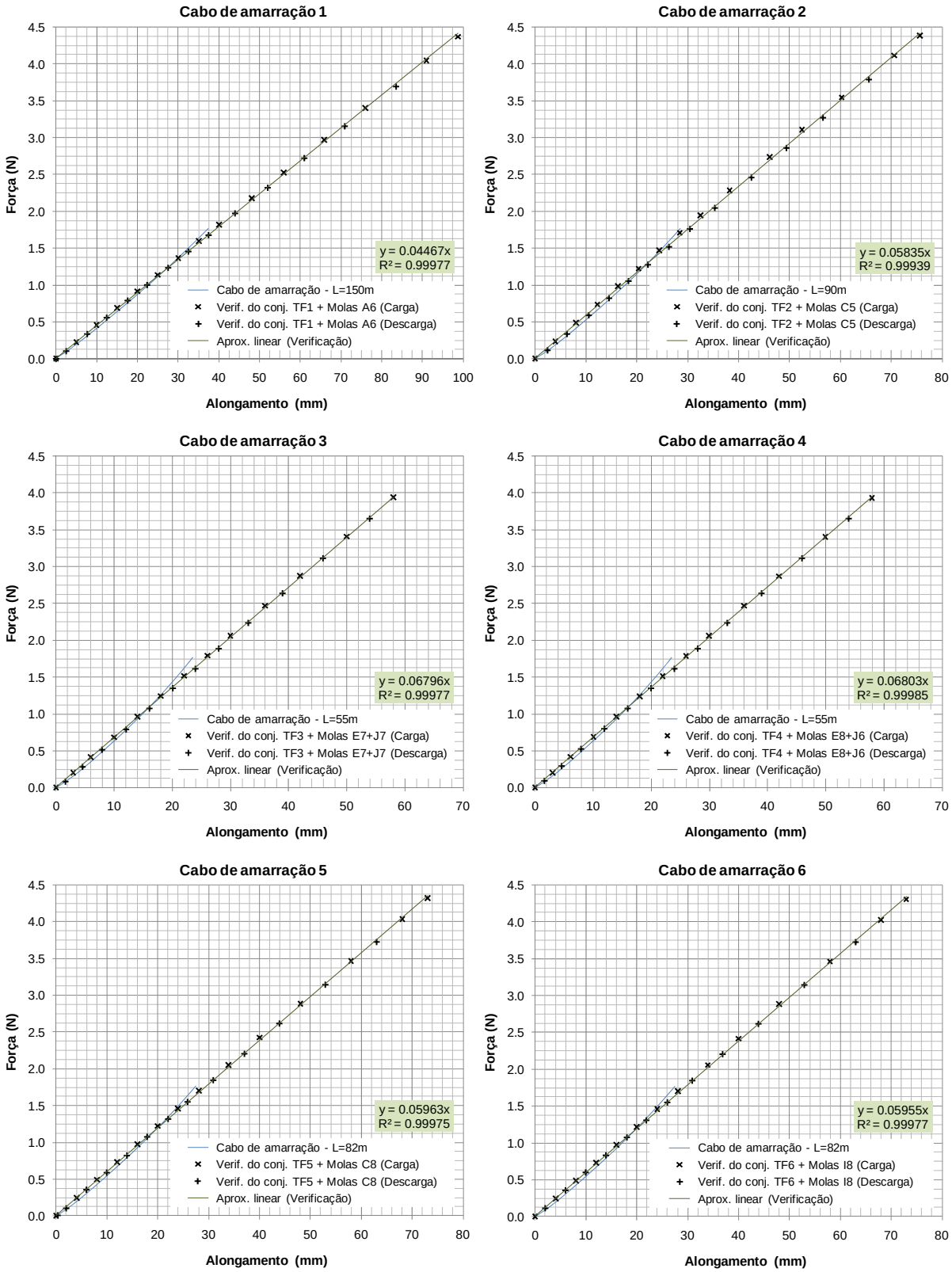


Figura C.3 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração. Cabos de amarração 1 a 6 do navio *KORNATI*.

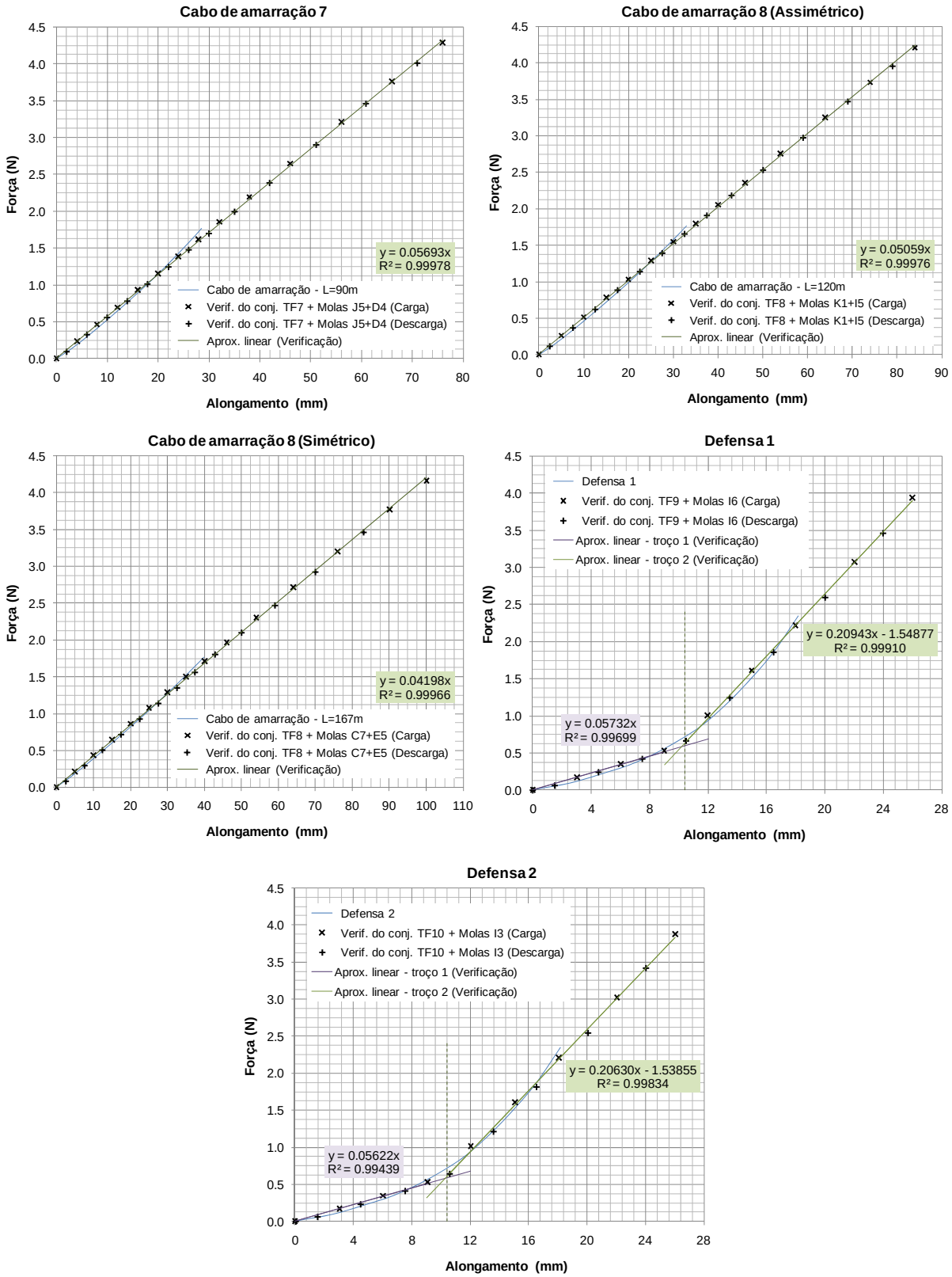


Figura C.4 – Verificação das características elásticas dos elementos do sistema de amarração. Cabos de amarração 7 a 8 do navio *KORNATI* e defensas 1 e 2 (aproximação bilinear).

ANEXO D

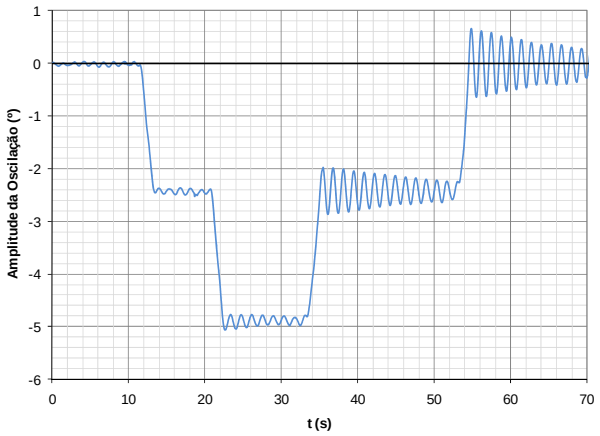
CALIBRAÇÃO DO MODELO DO NAVIO E CARACTERIZAÇÃO DO SEU COMPORTAMENTO DINÂMICO

D. CALIBRAÇÃO DO MODELO DO NAVIO E CARACTERIZAÇÃO DO SEU COMPORTAMENTO DINÂMICO

D.1. EXPERIÊNCIAS DE CALIBRAÇÃO E DE VERIFICAÇÃO DAS PROPRIEDADES ESTÁTICAS E DINÂMICAS DO MODELO DO NAVIO – 1ª FASE DO ESTUDO

As experiências de calibração e de verificação das propriedades estáticas e dinâmicas do navio foram realizadas para uma profundidade de água no interior do tanque de ondas igual a 0.35 m (no modelo). Neste contexto, essa profundidade corresponde a águas profundas.

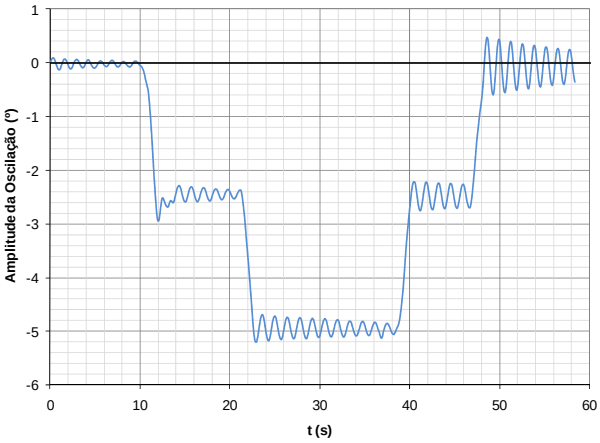
D.1.1. EXPERIÊNCIAS DE INCLINAÇÃO TRANSVERSAL DO NAVIO – BOMBORDO



1ª Exp. de inclinação transversal (bombordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	-0.05		9.50	-4.90	
4.75	-2.45	2.40	4.75	-2.45	2.45
9.50	-4.90	2.45	0.00	-0.05	2.40
$\Delta\theta_f$ =4.85º			$\Delta\theta_f$ =4.85º		

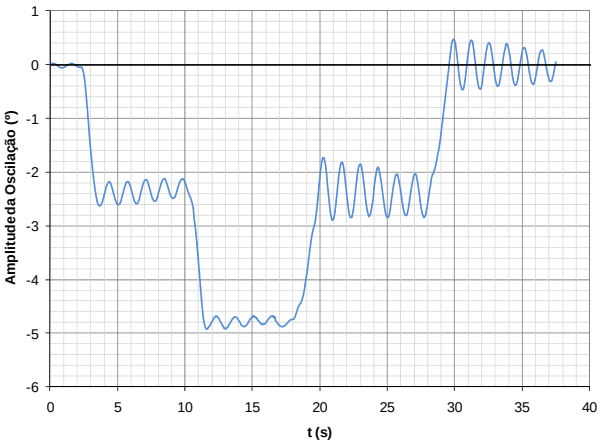
	medido	0.0577	m
$\overline{GM}_t$	Ref.	0.0583	m
	erro	-1.0	%



2ª Exp. de inclinação transversal (bombordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	0.00		9.50	-4.95	
4.75	-2.45	2.45	4.75	-2.50	2.45
9.50	-4.90	2.45	0.00	-0.05	2.45
$\Delta\theta_f$ =4.90º			$\Delta\theta_f$ =4.90º		

	medido	0.0571	m
$\overline{GM}_t$	Ref.	0.0583	m
	erro	-2.0	%



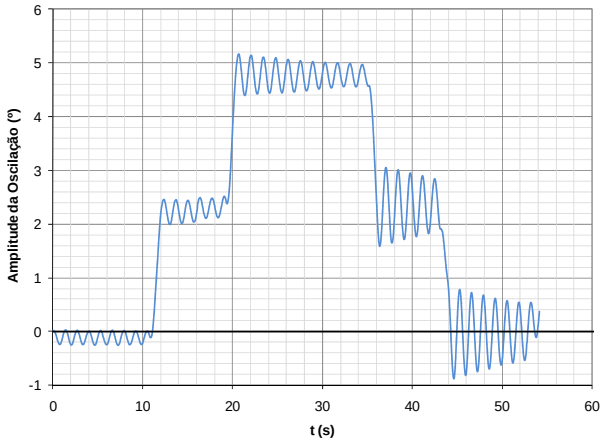
3ª Exp. de inclinação transversal (bombordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	0.00		9.50	-4.80	
4.75	-2.40	2.40	4.75	-2.40	2.40
9.50	-4.80	2.40	0.00	0.00	2.40
$\Delta\theta_f$ =4.80º			$\Delta\theta_f$ =4.80º		

	medido	0.0583	m
$\overline{GM}_t$	Ref.	0.0583	m
	erro	0.0	%

Figura D.1 – Resultados de experiências de inclinação transversal do modelo do navio – a bombordo (esquerda), com determinação da altura metacêntrica transversal (valores no modelo).

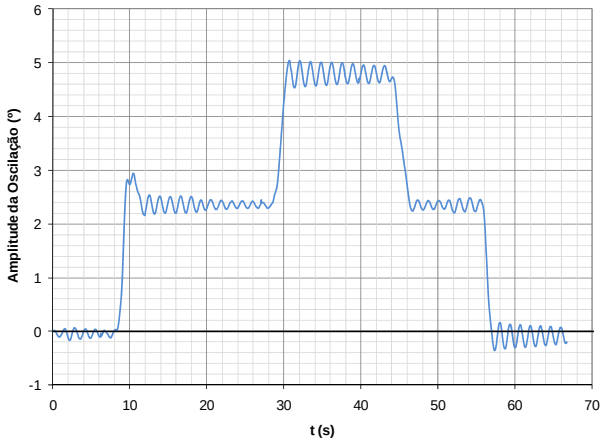
D.1.2. EXPERIÊNCIAS DE INCLINAÇÃO TRANSVERSAL DO NAVIO – ESTIBORDO



1ª Exp. de inclinação transversal (estibordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	-0.10		9.50	4.75	
4.75	2.25	2.35	4.75	2.30	2.45
9.50	4.75	2.50	0.00	-0.10	2.40
$\Delta\theta_f$ =4.85º			$\Delta\theta_f$ =4.85º		

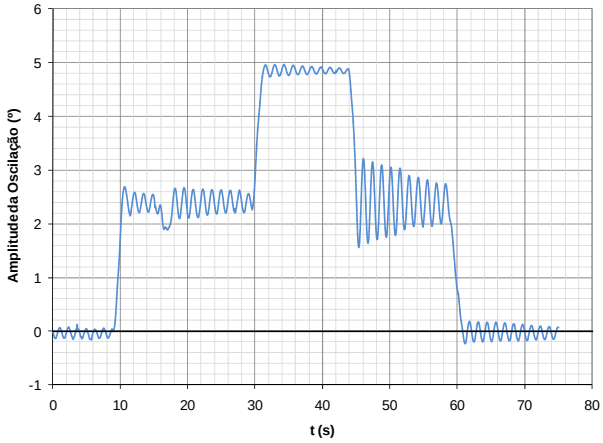
$\overline{GM_t}$	medido	0.0577	m
	Ref.	0.0583	m
	erro	-1.0	%



2ª Exp. de inclinação transversal (estibordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	-0.05		9.50	4.80	
4.75	2.35	2.40	4.75	2.35	2.45
9.50	4.80	2.45	0.00	-0.05	2.40
$\Delta\theta_f$ =4.85º			$\Delta\theta_f$ =4.85º		

$\overline{GM_t}$	medido	0.0577	m
	Ref.	0.0583	m
	erro	-1.0	%



3ª Exp. de inclinação transversal (estibordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	-0.05		9.50	4.85	
4.75	2.40	2.45	4.75	2.40	2.45
9.50	4.85	2.45	0.00	-0.05	2.45
$\Delta\theta_f$ =4.90º			$\Delta\theta_f$ =4.90º		

$\overline{GM_t}$	medido	0.0571	m
	Ref.	0.0583	m
	erro	-2.0	%

Figura D.2 – Resultados de experiências de inclinação transversal do modelo do navio – a estibordo (esquerda), com determinação da altura metacêntrica transversal (valores no modelo).

D.1.3. CURVAS DE DECAIMENTO DA OSCILAÇÃO DE BALANÇO DO NAVIO LIVRE

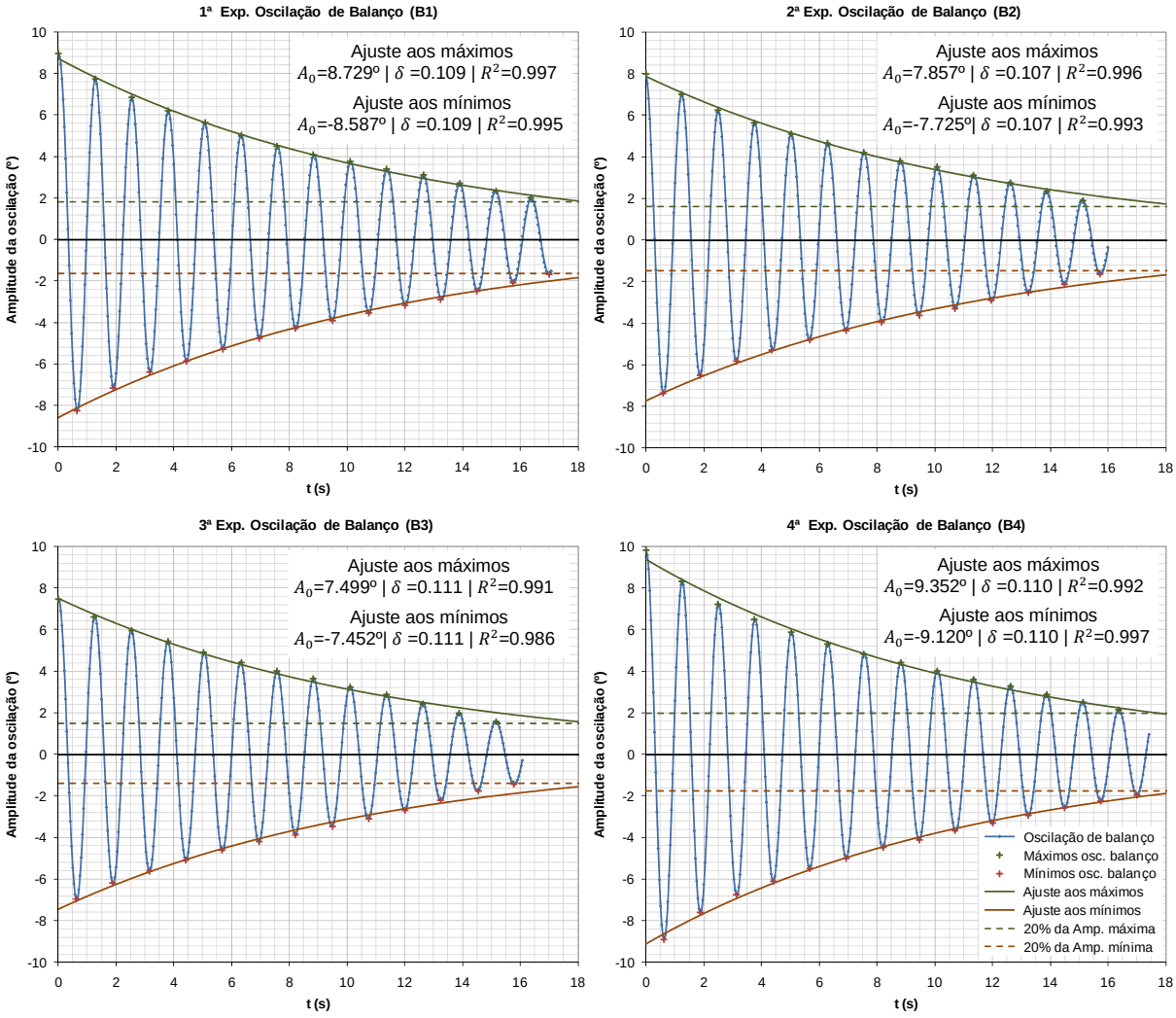


Figura D.3 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço (valores no modelo).

Quadro D.1 – Quadro-síntese de resultados [S04 T02 K02].

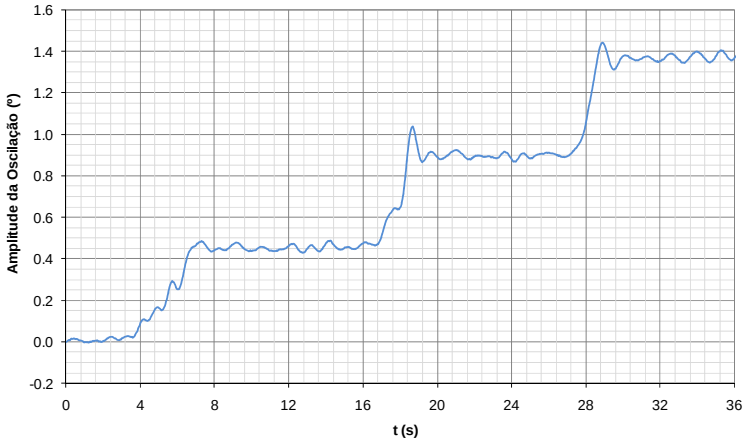
Períodos naturais da oscilação de balanço - T_R (valores no modelo físico)								
Exp.	B1		B2		B3		B4	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.292	1.250	1.250	1.292	1.250	1.250	1.250	1.250
2	1.250	1.250	1.250	1.250	1.292	1.292	1.250	1.250
3	1.250	1.292	1.250	1.250	1.250	1.250	1.250	1.292
4	1.292	1.250	1.292	1.292	1.250	1.250	1.292	1.250
5	1.250	1.250	1.250	1.250	1.292	1.292	1.250	1.250
6	1.250	1.250	1.250	1.250	1.250	1.250	1.250	1.292
7	1.250	1.292	1.250	1.292	1.250	1.292	1.292	1.250
8	1.292	1.250	1.292	1.250	1.292	1.250	1.250	1.250
9	…	…	…	…	…	…	…	…
Média	**1.266**	**1.260**	**1.260**	**1.266**	**1.266**	**1.266**	**1.260**	**1.260**

T_R médio (s)	
modelo	protótipo
1.2630	12.63

λ médio (s^{-1})	
modelo	protótipo
0.0864	0.0086

δ médio (-)	
modelo	protótipo
0.1087	0.1087

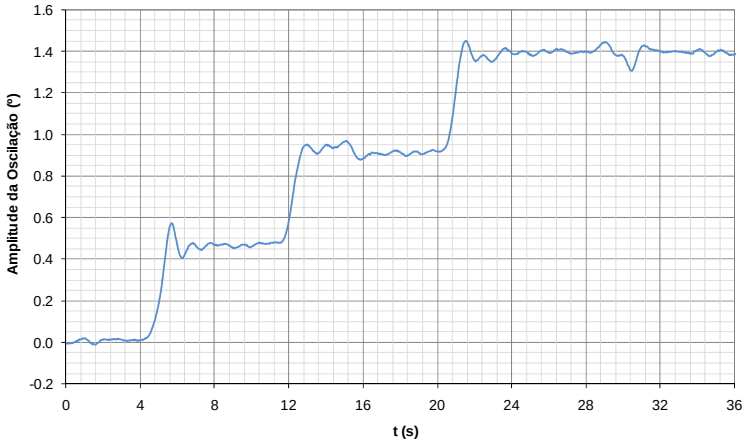
D.1.4. EXPERIÊNCIAS DE INCLINAÇÃO LONGITUDINAL DO NAVIO – PROA



1ª Exp. de inclinação longitudinal (proa)

Carga		
P (N)	α (º)	$\Delta\alpha$(º)
0.0	0.02	
24.0	0.45	0.43
48.0	0.90	0.45
72.0	1.35	0.45
$\Delta\alpha_f$ =1.33º		

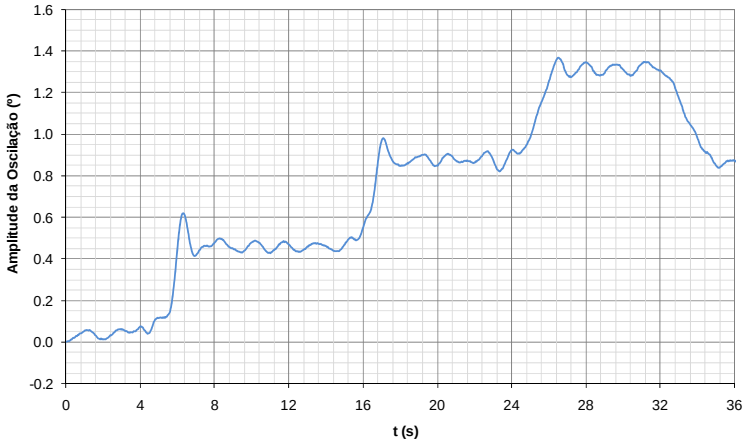
$\overline{GM}_l$	medido	3.123 m
	Ref.	3.141 m
	erro	-0.6%



2ª Exp. de inclinação longitudinal (proa)

Carga		
P (N)	α (º)	$\Delta\alpha$ (º)
0.0	0.01	
24.0	0.46	0.45
48.0	0.92	0.46
72.0	1.39	0.47
$\Delta\alpha_f$ =1.38º		

$\overline{GM}_l$	medido	3.009 m
	Ref.	3.141 m
	erro	-4.2%



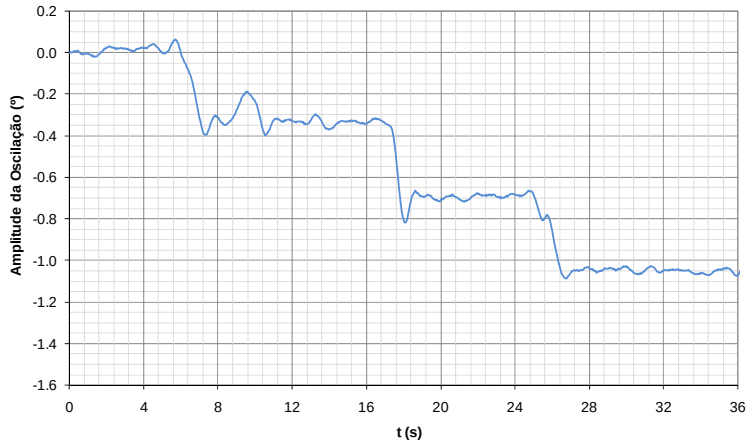
3ª Exp. de inclinação longitudinal (proa)

Carga		
P (N)	α (º)	$\Delta\alpha$ (º)
0.0	0.03	
24.0	0.45	0.42
48.0	0.88	0.43
72.0	1.33	0.45
$\Delta\alpha_f$ =1.30º		

$\overline{GM}_l$	medido	3.195 m
	Ref.	3.141 m
	erro	+1.7%

Figura D.4 – Resultados das experiências de inclinação longitudinal do modelo do navio – caimento à proa, com determinação da altura metacêntrica longitudinal (valores no modelo).

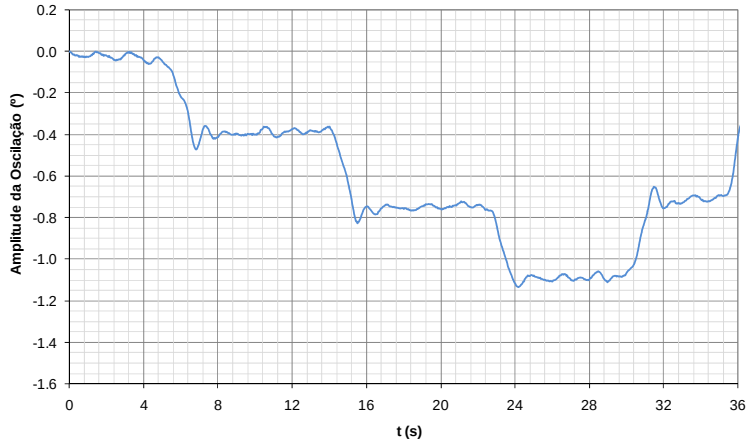
D.1.5. EXPERIÊNCIAS DE INCLINAÇÃO LONGITUDINAL DO NAVIO – POPA



1ª Exp. de inclinação longitudinal (popa)

Carga		
P (N)	α (º)	$\Delta\alpha$ (º)
0.0	0.03	
24.0	-0.33	0.36
48.0	-0.70	0.37
72.0	-1.05	0.35
$\Delta\alpha_f$ =1.08º		

$\overline{GM}_l$	medido	3.276 m
	Ref.	3.141 m
	erro	+4.3%



2ª Exp. de inclinação longitudinal (popa)

Carga		
P (N)	α (º)	$\Delta\alpha$(º)
0.0	-0.02	
24.0	-0.40	0.38
48.0	-0.76	0.36
72.0	-1.10	0.34
$\Delta\alpha_f$ =1.08º		

$\overline{GM}_l$	medido	3.276 m
	Ref.	3.141 m
	erro	-4.3%

Figura D.5 – Resultados das experiências de inclinação longitudinal do modelo do navio – caimento à popa, com determinação da altura metacêntrica longitudinal (valores no modelo).

D.1.6. CURVAS DE DECAIMENTO DA OSCILAÇÃO DE CABECEIO DO NAVIO LIVRE

A Figura D.6 apresenta, como exemplo, as curvas de decaimento da oscilação de cabeceio referentes a duas experiências de verificação da distribuição longitudinal de massas do modelo do navio, efectuadas para uma profundidade de água no tanque de ondas igual a 0.35 m. Apesar das dificuldades associadas à caracterização do comportamento do navio segundo este modo de oscilação, e da forte dependência do momento de inércia adicionado segundo o modo de oscilação de cabeceio em fase com a aceleração angular dessa oscilação, os resultados obtidos (Quadro D.2) são muito próximos do valor de referência apresentado no Quadro 6.1 para o período natural do modo de oscilação de cabeceio (9.8 s). Na análise crítica dos resultados obtidos é importante ter em atenção, quer o grau de amortecimento deste modo de oscilação do navio, quer a frequência de aquisição utilizada na medição dos movimentos (24 Hz no modelo). Com efeito, o intervalo de tempo entre aquisições consecutivas foi de 0.42 s, em valores de protótipo.

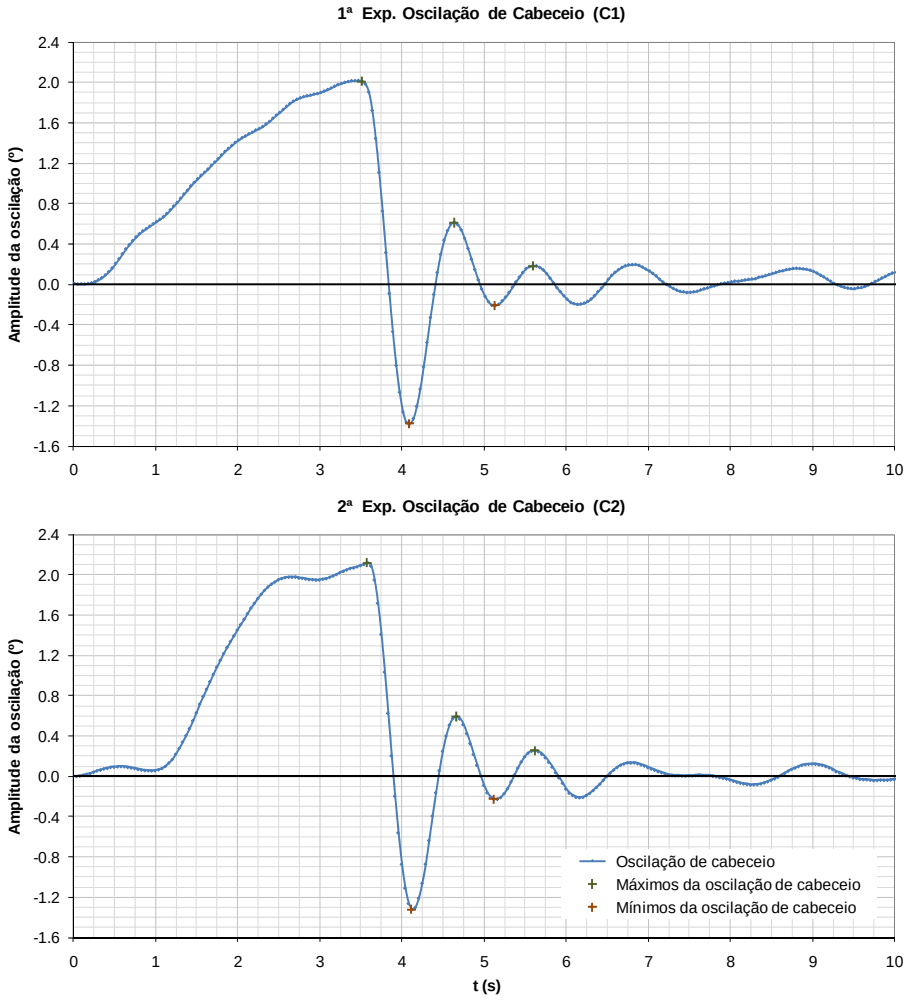


Figura D.6 – Curvas de decaimento da oscilação de cabeceio (valores no modelo).

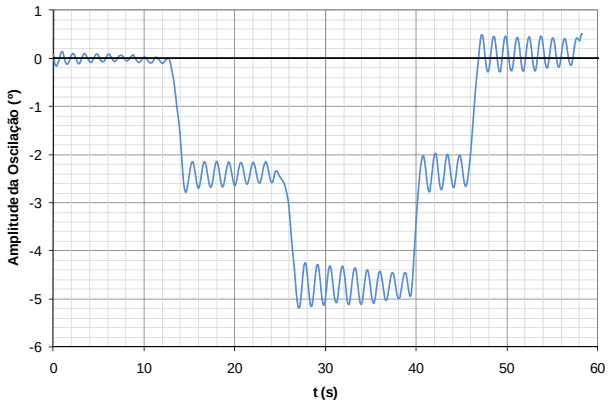
Quadro D.2 – Quadro-síntese de resultados.

Períodos naturais da oscilação de cabeceio - T_P (valores no modelo físico)						
Exp.	C1		C2		T_P médio (s)	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	modelo	protótipo
1	1.125	1.042	1.083	1.000	1.026	10.26
2	0.958		0.958			
Média	**1.042**	**1.042**	**1.021**	**1.000**	**Refª**	**9.8**

D.2. EXPERIÊNCIAS DE VERIFICAÇÃO DAS PROPRIEDADES ESTÁTICAS E DINÂMICAS DO MODELO DO NAVIO – 2ª FASE DO ESTUDO

Nesta secção são apresentados os resultados de algumas experiências de verificação da distribuição de massas do modelo do navio petroleiro. Estas experiências foram realizadas para uma profundidade de água no tanque de ondas igual a 0.45 m (valor no modelo), que é ligeiramente superior à considerada na primeira fase do estudo. Neste contexto, essa profundidade de água corresponde a águas profundas.

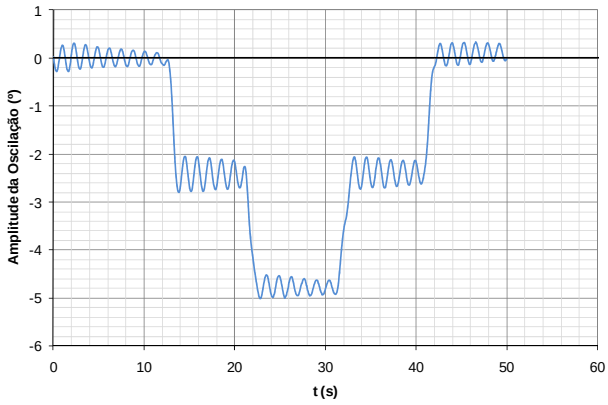
D.2.1. EXPERIÊNCIAS DE INCLINAÇÃO TRANSVERSAL DO NAVIO - BOMBORDO



1ª Exp. de inclinação transversal (bombordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	0.00		9.50	-4.70	
4.75	-2.40	2.40	4.75	-2.40	2.30
9.50	-4.70	2.30	0.00	0.10	2.50
	$\Delta\theta_f$ =4.70º			$\Delta\theta_f$ =4.80º	

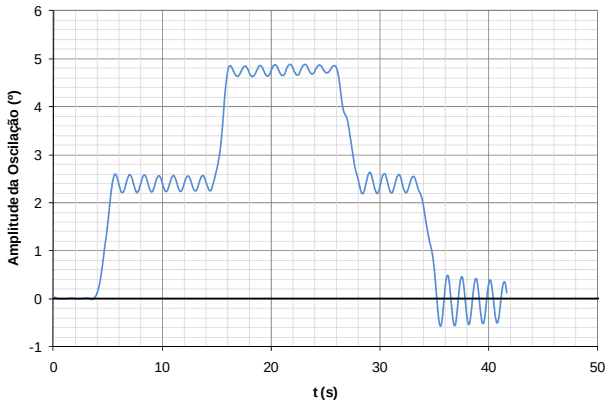
$\overline{GM}_t$	medido	0.0590	m
	Ref.	0.0583	m
	erro	1.1	%



2ª Exp. de inclinação transversal (bombordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	0.00		9.50	-4.80	
4.75	-2.45	2.45	4.75	-2.40	2.40
9.50	-4.80	2.35	0.00	0.05	2.45
	$\Delta\theta_f$ =4.80º			$\Delta\theta_f$ =4.85º	

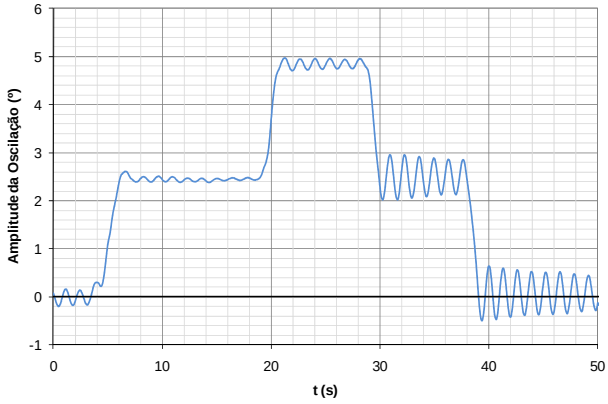
$\overline{GM}_t$	medido	0.0581	m
	Ref.	0.0583	m
	erro	-0.4	%



3ª Exp. de inclinação transversal (estibordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	0.00		9.50	4.75	
4.75	2.40	2.40	4.75	2.40	2.35
9.50	4.75	2.35	0.00	-0.05	2.45
	$\Delta\theta_f$ =4.75º			$\Delta\theta_f$ =4.80º	

$\overline{GM}_t$	medido	0.0587	m
	Ref.	0.0583	m
	erro	0.6	%



4ª Exp. de inclinação transversal (estibordo)

Carga			Descarga		
P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)	P (N)	θ (º)	$\Delta\theta$ (º)
0.00	0.00		9.50	4.80	
4.75	2.45	2.45	4.75	2.45	2.35
9.50	4.80	2.35	0.00	0.00	2.45
	$\Delta\theta_f$ =4.80º			$\Delta\theta_f$ =4.80º	

$\overline{GM}_t$	medido	0.0584	m
	Ref.	0.0583	m
	erro	0.1	%

Figura D.7 – Resultados das experiências de inclinação transversal do navio: determinação da altura metacêntrica transversal (valores no modelo).

D.2.2. CURVAS DE DECAIMENTO DA OSCILAÇÃO DE BALANÇO DO NAVIO LIVRE

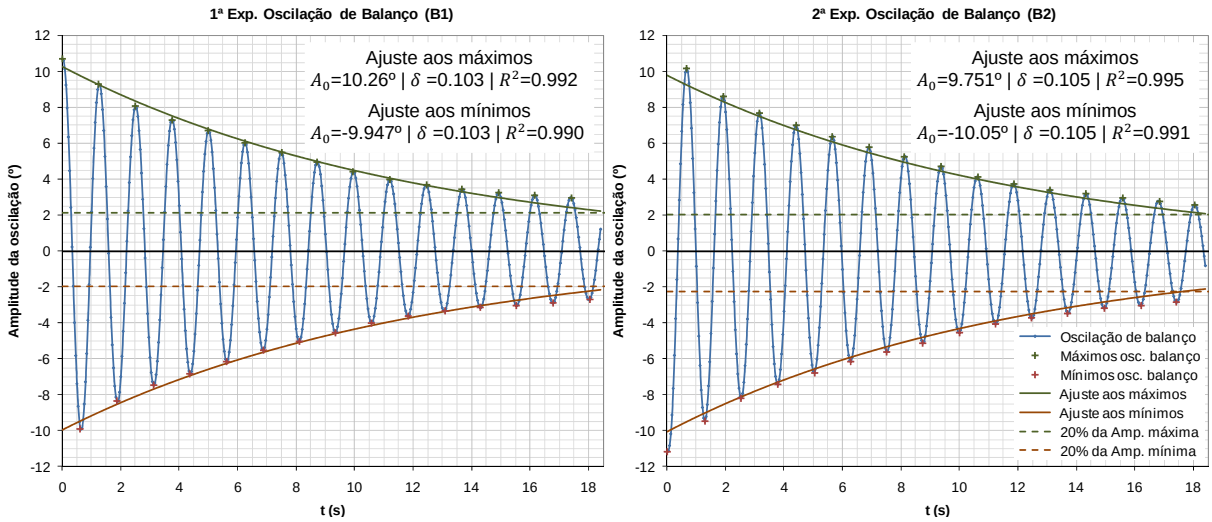


Figura D.8 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço (valores no modelo).

Quadro D.3 – Quadro-síntese de resultados [PS00 T00 K01].

Períodos naturais da oscilação de balanço - T_R (valores no modelo físico)				
Exp.	B1		B2	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.250	1.250	1.250	1.292
2	1.250	1.250	1.250	1.250
3	1.250	1.250	1.250	1.250
4	1.250	1.250	1.250	1.250
5	1.250	1.250	1.250	1.250
6	1.250	1.250	1.208	1.208
7	1.208	1.208	1.250	1.250
8	1.250	1.250	1.250	1.250
9	…	…	…	…
Média	**1.245**	**1.245**	**1.245**	**1.250**

T_R médio (s)	
modelo	protótipo
1.246	12.46

λ médio (s^{-1})	
modelo	protótipo
0.0833	0.0083

δ médio (-)	
modelo	protótipo
0.1038	0.1038

D.3. CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO DINÂMICO DO NAVIO LIVRE

No decurso do estudo foram realizadas experiências com o intuito de caracterizar o comportamento do navio livre, para diferentes profundidades de água no tanque de ondas. As profundidades consideradas foram (valores do modelo):

- 35 cm – experiências de calibração do navio, que correspondem, neste contexto, a águas profundas (ver anexo D.1);
- 30 e 25 cm – profundidades intermédias;
- 20, 18 e 16 cm – profundidades de água junto ao cais que correspondem, sensivelmente, ao nível máximo da água numa preia-mar de águas vivas, ao nível médio da água do mar e ao nível associado ao zero hidrográfico.

Neste anexo são apresentados os resultados das experiências realizadas para a profundidade de água de 20 cm. Os resultados das restantes experiências não foram analisados na presente dissertação.

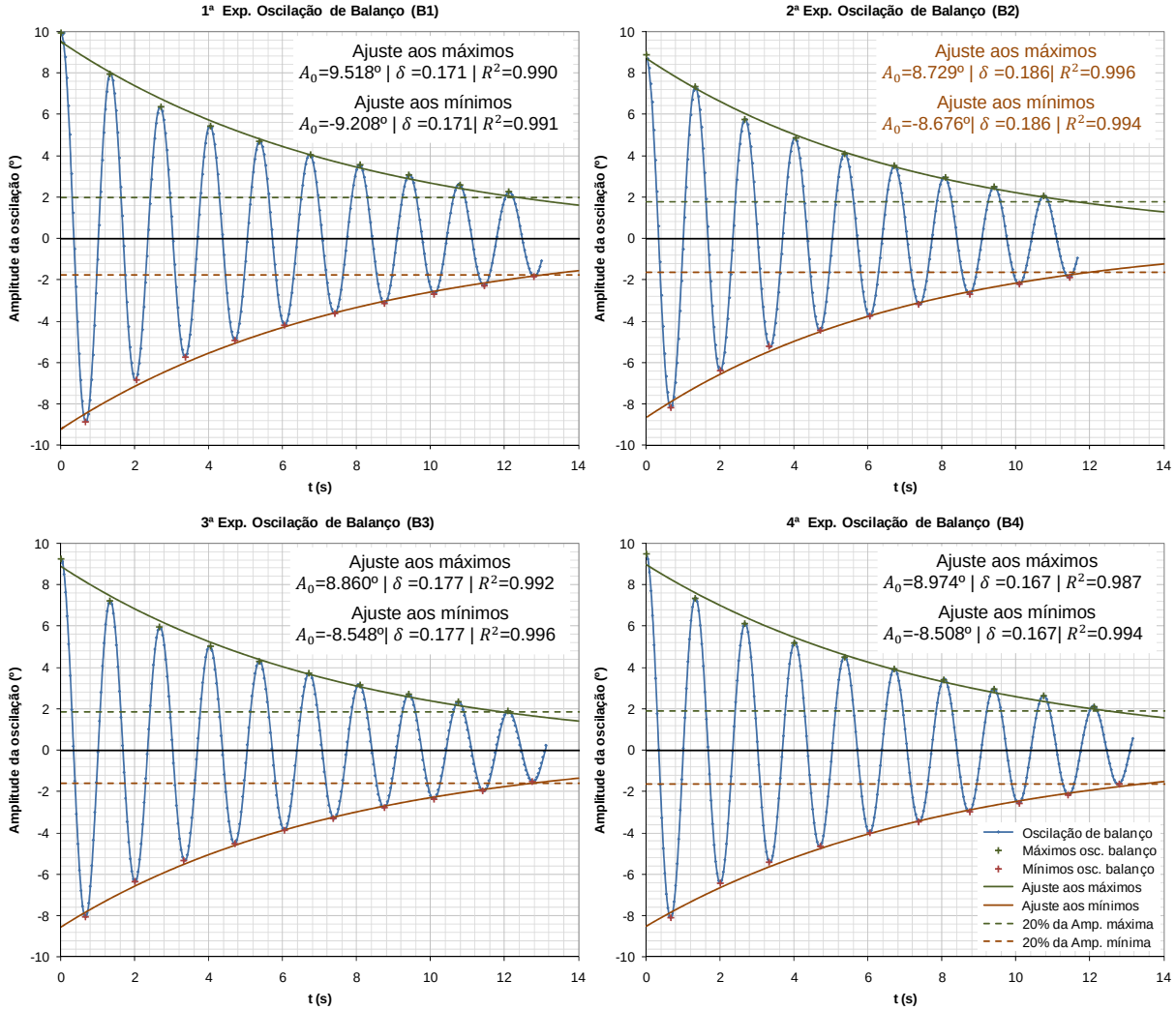


Figura D.9 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço para uma profundidade de água de 0.20 m (valores no modelo).

Quadro D.4 – Quadro-síntese de resultados [S04 T08 K08].

Períodos naturais da oscilação de balanço - T_R (valores no modelo físico)								
Exp.	B1		B2		B3		B4	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.333	1.375	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333
2	1.375	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333
3	1.333	1.333	1.375	1.375	1.375	1.375	1.333	1.375
4	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.375	1.333
5	1.375	1.375	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333
6	1.333	1.333	1.375	1.375	1.375	1.375	1.333	1.375
7	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.375	1.333
8	1.375	1.375	1.333	1.375	1.333	1.333	1.333	1.333
9	…	…	…	…	…	…	…	…
Média	**1.349**	**1.349**	**1.344**	**1.349**	**1.344**	**1.344**	**1.344**	**1.344**

T_R médio (s)	
modelo	protótipo
1.346	13.46

λ médio (s^{-1})	
modelo	protótipo
0.1275	0.0128

δ médio (-)	
modelo	protótipo
0.1716	0.1716

D.4. CARACTERIZAÇÃO DO COMPORTAMENTO DINÂMICO DO NAVIO AMARRADO NO CAIS

Neste anexo são apresentados os resultados das experiências de decaimento "livre" das oscilações do navio amarrado, segundo cada um dos seus seis graus de liberdade. Estas experiências permitem a determinação de alguns parâmetros caracterizadores do comportamento dinâmico do navio amarrado, nomeadamente dos seus períodos naturais de oscilação e do decréscimo logarítmico (amortecimento) das suas oscilações, δ.

As experiências de decaimento livre foram realizadas com o navio amarrado no cais, em condições de águas paradas (sem ondas) e para a profundidade de água de teste. Nas experiências cujos resultados aqui se apresentam, as forças inicialmente aplicadas nos cabos de amarração foram as correspondentes à condição de pré-tensão normal, simularam-se defensas de baixo atrito (defensas-base) e considerou-se uma profundidade de água junto ao cais igual a 0.18 m (no modelo), que corresponde sensivelmente ao nível médio da água do mar.

Notas sobre os resultados das experiências realizadas

Nas curvas de decaimento da oscilação de avanço resultantes de experiências realizadas por aplicação de uma força à popa do navio, apenas foram considerados válidos os dois primeiros máximos positivos. A exclusão do terceiro máximo resulta de este ter associada uma amplitude ligeiramente superior à do máximo que o antecedeu.

É possível ajustar uma expressão do tipo da Equação (6.12) aos dois primeiros máximos positivos da curva de decaimento da oscilação de avanço, mas os resultados desse ajuste são claramente diferentes dos que resultam dos ajustes efectuados com base em três pontos (quer esses pontos se refiram a máximos ou a mínimos). Por esse motivo, os resultados dos ajustes a 2 pontos não foram considerados na determinação dos parâmetros médios e são apresentados nos gráficos a vermelho.

Como as oscilações de avanço, deriva, arfagem e cabeceio são fortemente amortecidas, não se torna viável considerar apenas as oscilações da curva de decaimento com uma amplitude superior a um determinado valor de referência (e.g. 20% da amplitude máxima da oscilação do navio), para efeitos da definição do período natural e da caracterização do amortecimento dessas oscilações, contrariamente ao que se verifica com as oscilações de balanço e da guinada.

Nas experiências que visaram a determinação das curvas de decaimento livre das oscilações de deriva, o navio amarrado, por aplicação de forças com uma direcção transversal ao seu eixo longitudinal, foi, numa primeira fase, afastado do cais uma determinada distância ($P_{inicial} - l$). Na segunda fase, as forças transversais aplicadas no navio aproximaram-no do cais, conduzindo à deformação máxima das defensas ($P_{inicial} - 2$). Em qualquer uma das situações, com a retirada das forças aplicadas, o navio ficou a oscilar livremente.

Os resultados obtidos segundo o modo de balanço são apresentados no anexo D.5. Para este modo de oscilação foram realizadas quatro experiências em que o navio amarrado foi, inicialmente, inclinado para bombordo.

As experiências de decaimento livre da oscilação de guinada consistiram na aplicação de uma força no navio, com uma direcção transversal ao cais, e que passava pelo ponto de contacto do casco do navio com a defensa. Da aplicação dessas forças resultava a deformação máxima (compressão) da defensa nº1 (proa) ou da defensa nº2 (popa). Quando a força era retirada, o navio ficava a oscilar em torno da sua posição de equilíbrio.

Como as oscilações de cabeceio e de arfagem são muito amortecidas apenas é possível, no melhor dos casos, fazer um ajustar a dois pontos (máximos ou mínimos). Após esta fase inicial, a amplitude das

oscilações do navio é pequena e praticamente constante (varia muito lentamente). Estas oscilações deverão resultar de efeitos secundários (reflexão de ondas geradas pelo navio nas primeiras oscilações) e por conseguinte não são consideradas na análise efectuada.

Nos quadros-síntese de resultados são apresentados os períodos das oscilações individuais do navio amarrado determinados considerando as amplitudes máximas das oscilações (valores positivos), T_{MAX}, e as amplitudes mínimas das oscilações (valores negativos), T_{MIN}. São também apresentados os valores médios do período natural, da constante λ e do decréscimo logarítmico, δ, quer em valores de modelo físico (MF), quer de protótipo (P).

O Quadro D.5 indica as experiências realizadas segundo cada um dos modos de oscilação do navio amarrado.

Quadro D.5 – Experiências realizadas segundo cada modo de oscilação do navio.

Modo de oscilação	Experiências realizadas
Avanço	quatro à proa e três à popa
Deriva	duas na $P_{inicial}$ - 1 e duas na $P_{inicial}$ - 2
Arfagem	duas à proa
Balanço	quatro com inclinação do navio para bombordo
Cabeceio	duas à proa e duas à popa
Guinada	três à proa e três à popa

D.4.1. MODO DE OSCILAÇÃO DE AVANÇO

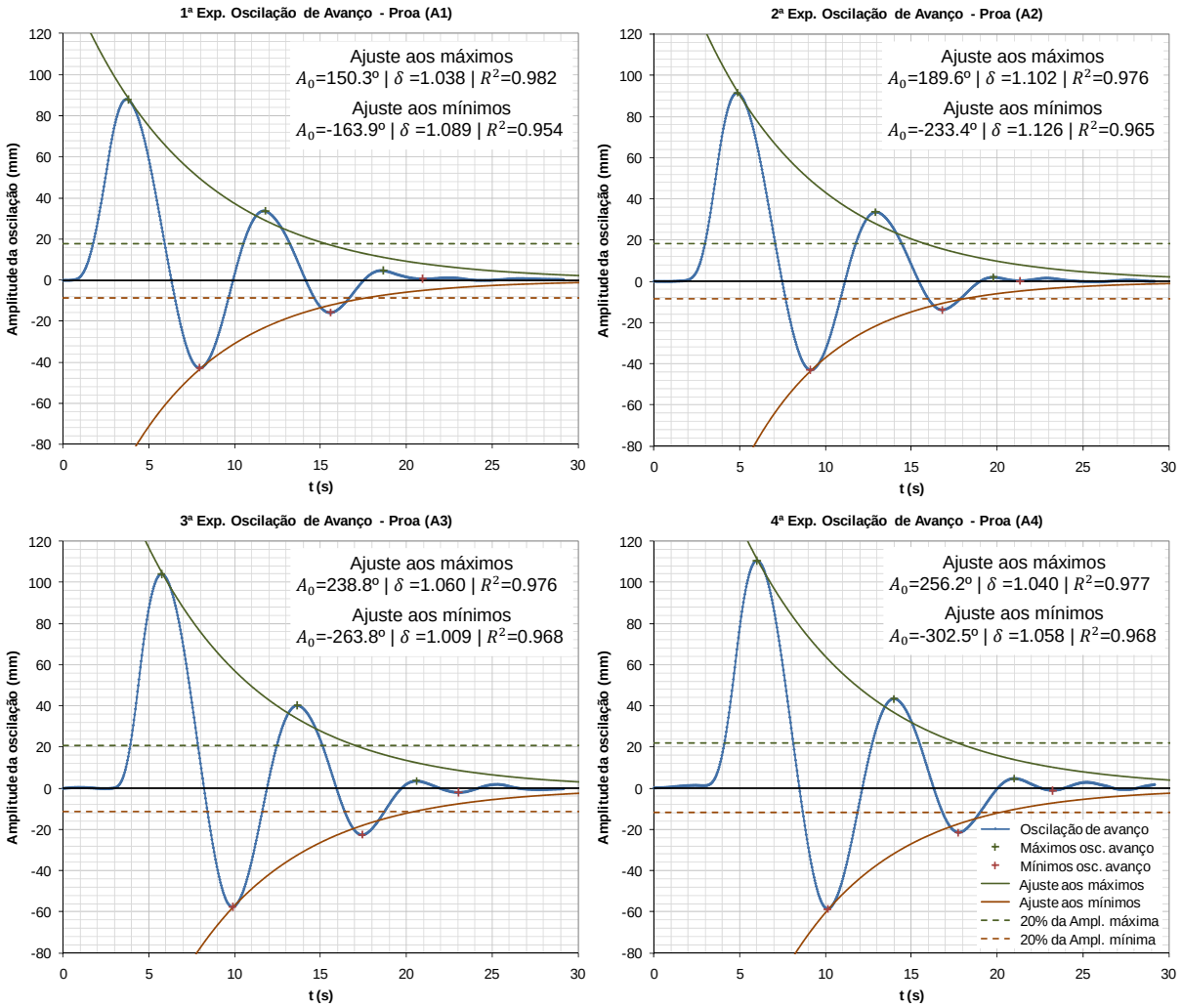


Figura D.10 – Curvas de decaimento da oscilação de avanço – deslocamento inicial à proa (valores no modelo).

Quadro D.6 – Quadro-síntese de resultados, valores no modelo físico (MF) e no protótipo (P).

Períodos naturais da oscilação de avanço - T_A (valores no modelo físico)								
Exp.	A1		A2		A3		A4	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	8.000	7.625	8.042	7.667	7.917	7.542	8.000	7.625
2	6.875	5.375	6.875	4.541	6.916	5.625	7.000	5.500
Média	7.438	6.500	7.459	6.104	7.417	6.583	7.500	6.563

T_A médio (s)		T_A* médio (s)		λ médio (s^{-1})		δ médio (-)	
MF	P	MF	P	MF	P	MF	P
6.945	69.45	7.802	78.02	0.1544	0.01544	1.065	1.065

* Média das primeiras oscilações (1ª oscilação entre picos positivos e 1ª entre picos negativos).

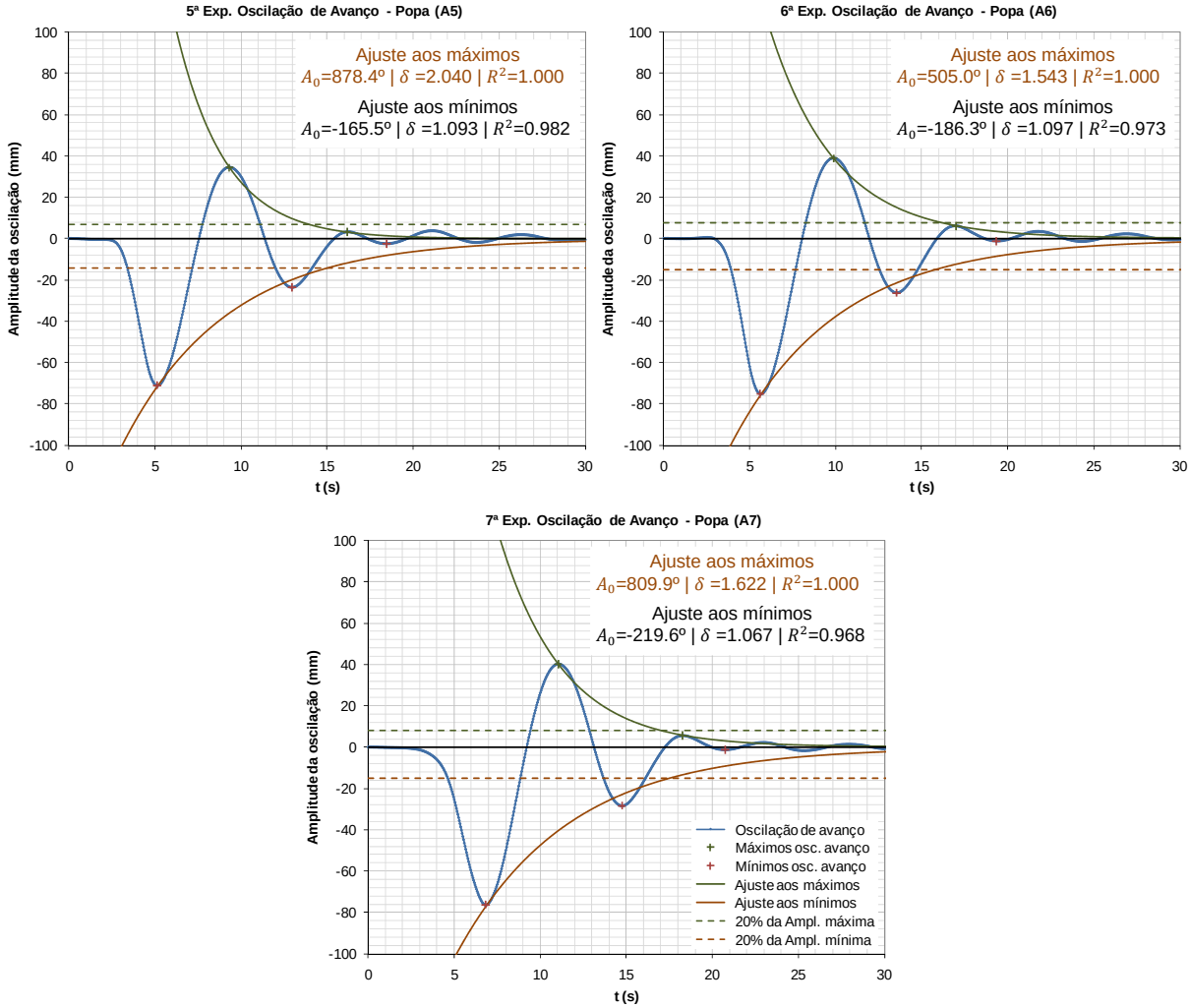


Figura D.11 – Curvas de decaimento da oscilação de avanço – deslocamento inicial à popa (valores no modelo).

Quadro D.7 – Quadro-síntese de resultados, valores no modelo físico (MF) e no protótipo (P).

Períodos naturais da oscilação de avanço - T_A (valores no modelo físico)						
Exp.	A5		A6		A7	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	6.834	7.833	7.125	7.917	7.250	7.917
2	4.916	5.500	4.750	5.791	4.666	6.000
Média	5.875	6.667	5.938	6.854	5.958	6.959

T_A médio (s)		T_A* médio (s)		λ ** médio (s^{-1})		δ** médio (-)	
MF	P	MF	P	MF	P	MF	P
6.375	63.75	7.479	74.79	0.1591	0.01591	1.086	1.086

* Média das primeiras oscilações (1ª oscilação entre picos positivos e 1ª entre picos negativos).

** São considerados apenas os resultados do ajuste efectuado aos mínimos da curva de decaimento da oscilação de avanço (ajuste da curva a 3 pontos).

D.4.2. MODO DE OSCILAÇÃO DE DERIVA

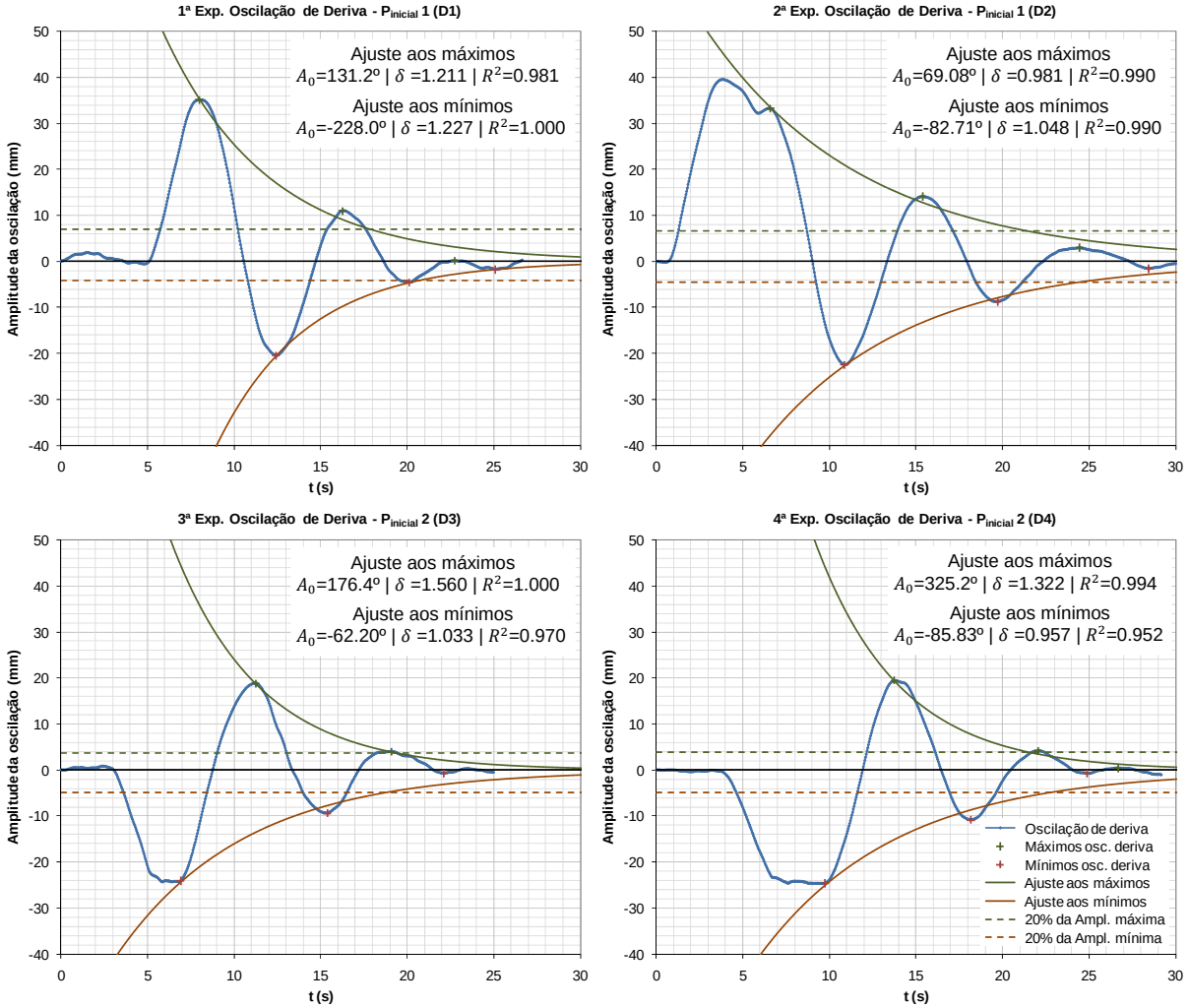


Figura D.12 – Curvas de decaimento da oscilação de deriva (valores no modelo): $P_{inicial}$ 1 – na fase inicial o navio é afastado das defensas; $P_{inicial}$ 2 – na fase inicial o navio está em contacto com as defensas.

Quadro D.8 – Quadro-síntese de resultados, valores no modelo físico (MF) e no protótipo (P).

Períodos naturais da oscilação de deriva - T_D (valores no modelo físico)								
Exp.	D1		D2		D3		D4	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	8.250	7.708	8.792	8.833	7.833	8.458	8.292	8.417
2	6.500	4.958	9.083	8.750	- -	6.750	4.625	6.708
Média	7.375	6.333	8.938	8.792	7.833	7.604	6.458	7.563

Exp.	T_D médio (s)		T_D* médio (s)		λ médio (s^{-1})		δ médio (-)	
	MF	P	MF	P	MF	P	MF	P
$P_{inicial}$ 1	7.859	78.59	8.396	83.96	0.1467	0.01467	1.117	1.117
$P_{inicial}$ 2	7.365	73.62	8.250	82.50	0.1666	0.01666	1.218	1.218
média	7.612	76.12	8.323	83.23	0.1566	0.01566	1.167	1.167

* Média das primeiras oscilações (1ª oscilação entre picos positivos e 1ª entre picos negativos).

D.4.3. MODO DE OSCILAÇÃO DE ARFAGEM

(As curvas de decaimento da oscilação de arfagem resultam da análise do comportamento do navio amarrado, segundo este modo de oscilação, nas experiências de decaimento livre da oscilação de cabeceio realizadas por aplicação de uma força à proa do navio)

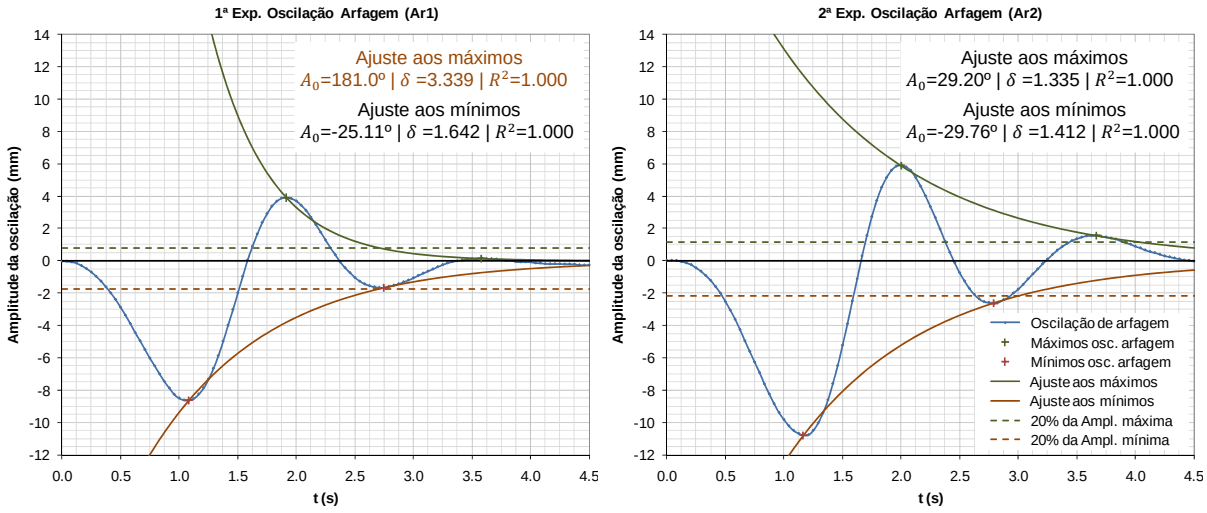


Figura D.13 – Curvas de decaimento da oscilação de arfagem (valores no modelo).

Quadro D.9 – Quadro-síntese de resultados, valores no modelo físico (MF) e no protótipo (P).

Períodos naturais da oscilação de avanço - T_{AR} (valores no modelo físico)				
Exp.	AR1		AR2	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.667	1.667	1.667	1.625

Exp.	T_{AR} médio (s)		T_{AR}* médio (s)		λ médio (s^{-1})		δ médio (-)	
	MF	P	MF	P	MF	P	MF	P
à proa	1.656	16.56	1.656	16.56	0.8849	0.08849	1.463	1.463
à popa	- -	- -	- -	- -	- -	- -	- -	- -
média	1.656	16.56	1.656	16.56	0.8849	0.08849	1.463	1.463

* Média das primeiras oscilações (1ª oscilação entre picos positivos e 1ª entre picos negativos).

D.4.4. MODO DE OSCILAÇÃO DE CABECEIO

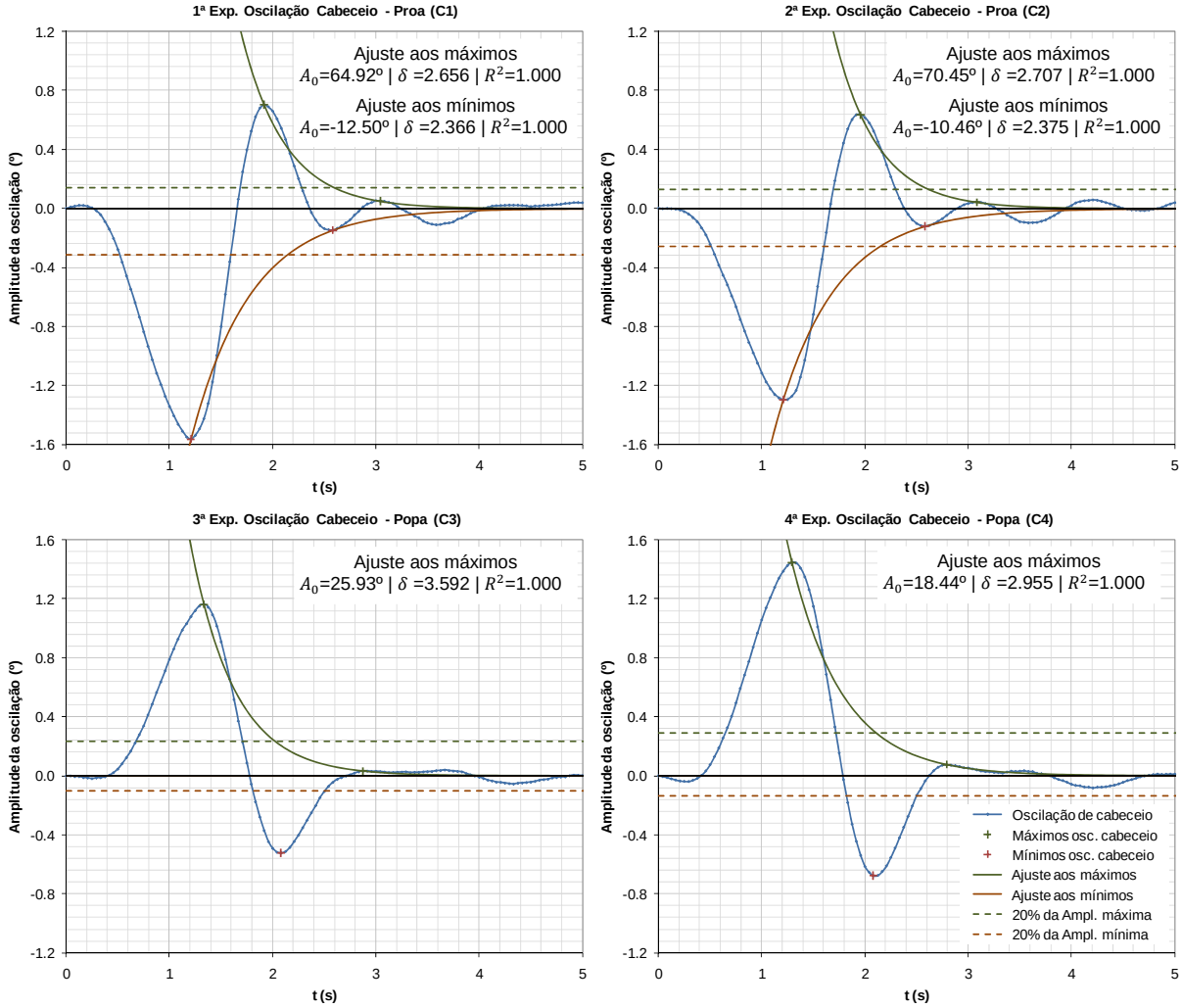


Figura D.14 – Curvas de decaimento da oscilação de cabeceio (valores no modelo). Excitação do navio à proa (em cima) e excitação à popa (em baixo).

Quadro D.10 – Quadro-síntese de resultados, valores no modelo físico (MF) e no protótipo (P).

Períodos naturais da oscilação de avanço - T_C (valores no modelo físico)								
Exp.	C1		C2		C3		C4	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.125	1.375	1.125	1.375	1.542	- -	1.500	- -

Exp.	T_C médio (s)		T_C* médio (s)		λ médio (s^{-1})		δ médio (-)	
	MF	P	MF	P	MF	P	MF	P
à proa	1.250	12.50	1.250	12.50	2.054	0.2054	2.526	2.526
à popa	1.521	15.21	1.521	15.21	2.150	0.2150	3.274	3.274
média	1.386	13.86	1.386	13.86	2.102	0.2102	2.900	2.900

Nota: A obtenção de períodos naturais diferentes nas experiências realizadas por excitação do navio à popa e à proa deve-se, em parte, à consideração, no primeiro caso, da média de T_{MAX} e T_{MIN} e, no segundo caso, apenas de T_{MAX}, uma vez que não foi possível definir T_{MIN}.

* Média das primeiras oscilações (1ª oscilação entre picos positivos e 1ª entre picos negativos, quando possível).

D.4.5. MODO DE OSCILAÇÃO DE GUINADA

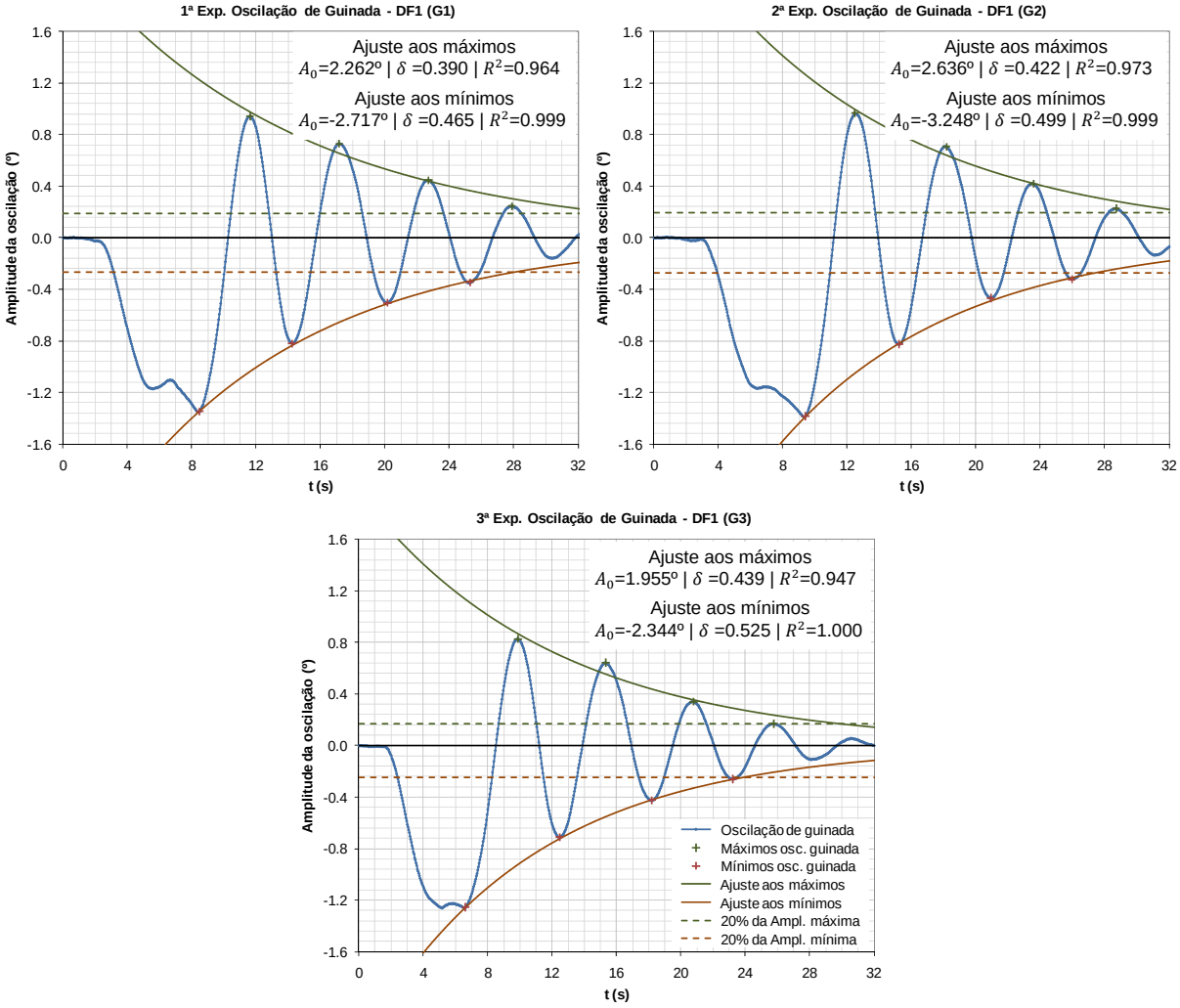


Figura D.15 – Curvas de decaimento da oscilação de guinada – defensa nº1 (proa) com deformação máxima na situação inicial (valores no modelo).

Quadro D.11 – Quadro-síntese de resultados, valores no modelo físico (MF) e no protótipo (P).

Períodos naturais da oscilação de avanço - T_G (valores no modelo físico)						
Exp.	G1		G2		G3	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	5.542	5.750	5.667	5.833	5.458	5.833
2	5.541	5.917	5.416	5.667	5.459	5.750
3	5.167	5.125	5.125	5.041	5.000	5.042
Média	5.417	5.597	5.403	5.514	5.306	5.542

T_G médio (s)		T_G* médio (s)		λ médio (s^{-1})		δ médio (-)	
MF	P	MF	P	MF	P	MF	P
5.463	54.63	5.681	56.81	0.0835	0.00835	0.4565	0.4565

* Média das primeiras oscilações (1ª oscilação entre picos positivos e 1ª entre picos negativos)

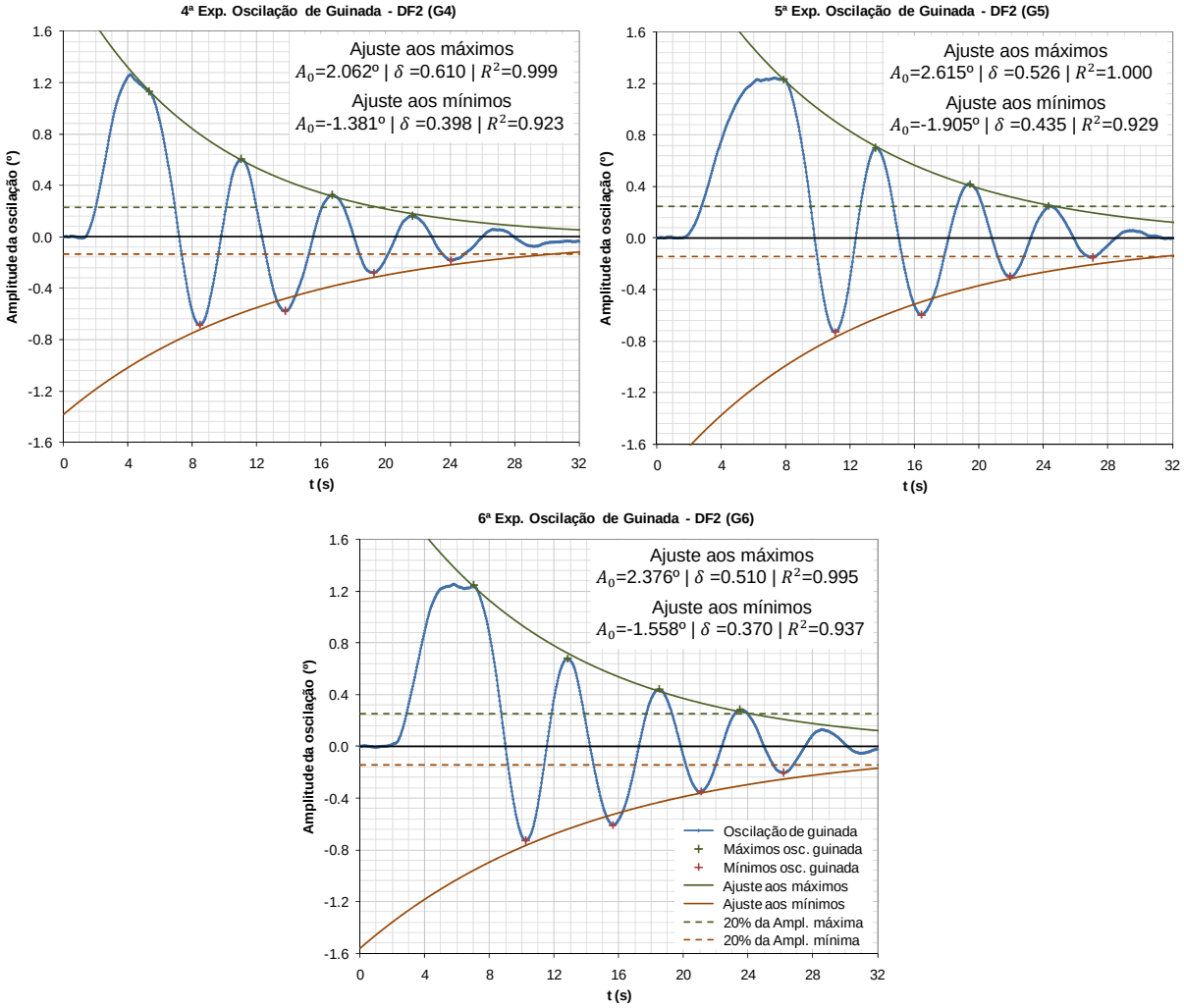


Figura D.16 – Curvas de decaimento da oscilação de guinada – defensa nº2 (popa) com deformação máxima na situação inicial (valores no modelo).

Quadro D.12 – Quadro-síntese de resultados, valores no modelo físico (MF) e no protótipo (P).

Períodos naturais da oscilação de avanço - T_G (valores no modelo físico)						
Exp.	G4		G5		G6	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	5.709	5.292	5.708	5.334	5.791	5.375
2	5.625	5.500	5.875	5.500	5.667	5.458
3	5.000	4.792	4.875	5.125	5.000	5.125
Média	5.445	5.195	5.486	5.320	5.486	5.319

T_G médio (s)		T_G* médio (s)		λ médio (s^{-1})		δ médio (-)	
MF	P	MF	P	MF	P	MF	P
5.375	53.75	5.535	55.35	0.0881	0.00881	0.4747	0.4747

* Média das primeiras oscilações (1ª oscilação entre picos positivos e 1ª entre picos negativos)

D.5. INFLUÊNCIA DAS FORÇAS DE ATRITO DESENVOLVIDAS NA INTERFACE DO NAVIO COM AS DEFENSAS NO COMPORTAMENTO DO NAVIO AMARRADO SEGUNDO O MODO DE BALANÇO

Neste anexo são apresentados os resultados das experiências de decaimento "livre" da oscilação de balanço. Estas experiências foram realizadas com o objectivo de analisar a influência das forças de atrito desenvolvidas na interface do casco do navio com as defensas, nos parâmetros caracterizadores do comportamento dinâmico do navio amarrado, nomeadamente no período natural de oscilação, T_R, e no decréscimo logarítmico, δ.

Consideraram-se duas superfícies de contacto da defensa com o navio, duas condições de pré-tensão nos cabos de amarração e duas profundidades de água, d. Os resultados são apresentados pela ordem definida no Quadro D.13.

Quadro D.13 – Sequência de apresentação dos resultados das experiências de decaimento livre.

#	Condição de pré-tensão	Tipo de defensas	d (m)	Nº de exp. realizadas
1	pré-tensão normal	defensas-base	0.18	4
2	pré-tensão normal	defensas em EPDM		
3	pré-tensão extra	defensas em EPDM		
4	pré-tensão extra	defensas-base		
5	pré-tensão normal	defensas-base	0.20	3
6	pré-tensão extra	defensas-base		

O período natural determinado para cada uma das experiências de decaimento livre resulta da média dos períodos das primeiras quatro oscilações de balanço do navio. Na condição de teste em que a oscilação de balanço do navio era mais fortemente amortecida (defensas em EPDM e condição de pré-tensão extra) apenas se consideram as três primeiras oscilações. O período natural da oscilação de balanço em cada uma das condições de teste foi determinado com base na média dos resultados das experiências realizadas, Quadro D.13.

Como o parâmetro de decréscimo logarítmico apresenta maior variabilidade que o período natural da oscilação de balanço, nos testes realizados com uma profundidade de água de 0.18 m optou-se pela consideração apenas dos resultados das três experiências que mais se aproximavam da média. Os resultados da experiência que não foi considerada são apresentados a vermelho.

Como para a profundidade de água de 0.20 m apenas foram realizadas três experiências de decaimento livre, e porque os resultados obtidos se encontrarem relativamente próximos, nenhuma das experiências foi excluída.

Nos quadros-síntese de resultados são apresentados os períodos das oscilações individuais do navio amarrado, determinados considerando as amplitudes máximas das oscilações (valores positivos), T_{MAX}, e as amplitudes mínimas das oscilações (valores negativos), T_{MIN}. São também apresentados os valores médios do período natural, da constante λ do ajuste não-linear efectuado e do decréscimo logarítmico, δ, quer em valores de modelo físico (MF), quer de protótipo (P).

D.5.1. CONDIÇÃO DE PRÉ-TENSÃO NORMAL E DEFENSAS-BASE PROFUNDIDADE DE ÁGUA IGUAL A 0.18 M (NO MODELO)

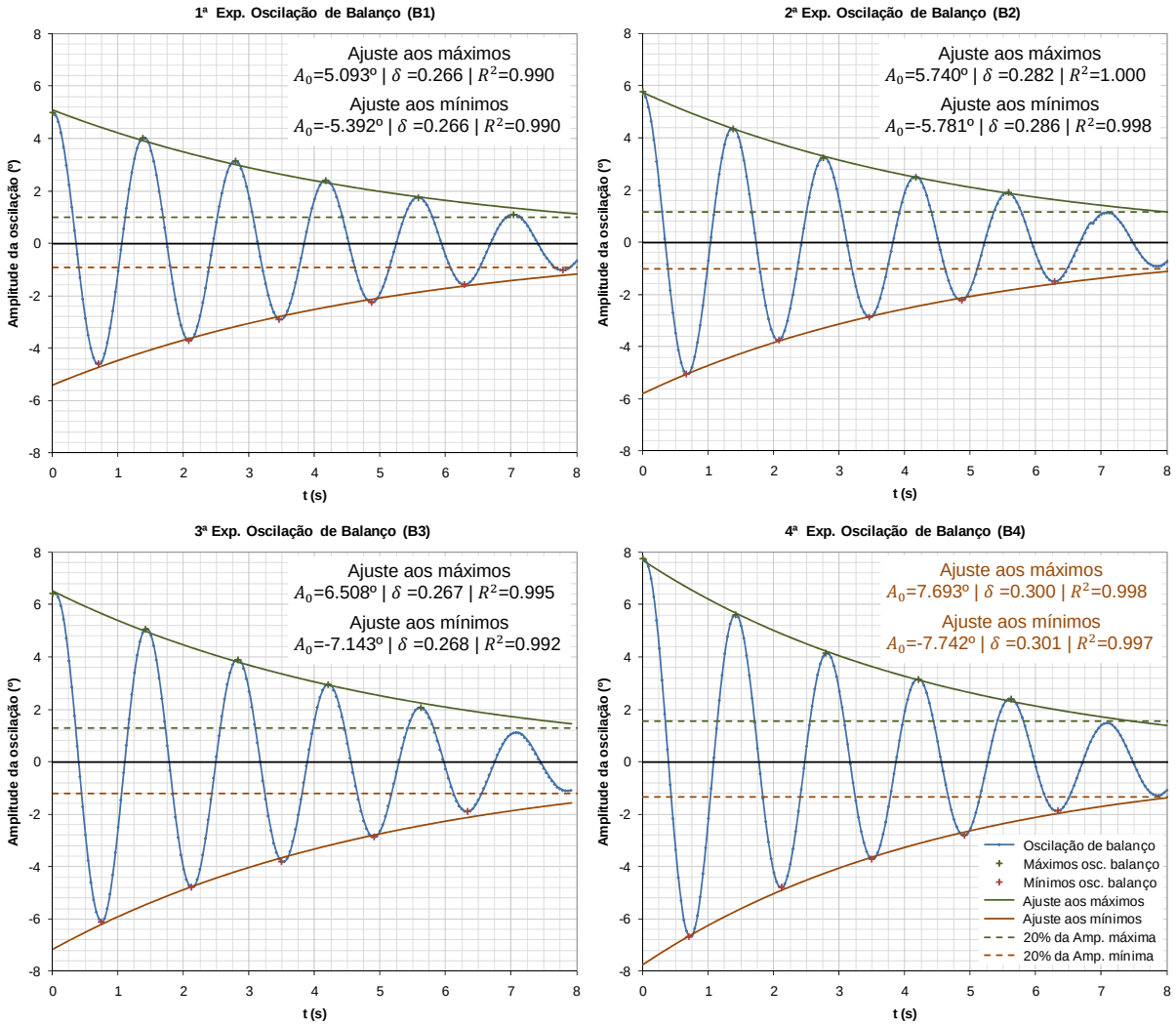


Figura D.17 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço (valores no modelo).

Quadro D.14 – Quadro-síntese de resultados [S11 T41 K42].

Períodos naturais da oscilação de balanço - T_R (valores no modelo físico)								
Exp.	B1		B2		B3		B4	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.375	1.375	1.375	1.417	1.417	1.375	1.417	1.417
2	1.417	1.375	1.375	1.375	1.417	1.375	1.375	1.375
3	1.375	1.417	1.417	1.417	1.375	1.417	1.417	1.417
4	1.417	1.417	1.417	1.417	1.417	1.417	1.417	1.417
5	1.458	1.500	1.458	1.542	1.458	1.542	1.458	1.542
6	1.500	1.542	1.542	1.542	1.625	1.542	1.542	1.500
7	…	…	…	…	…	…	…	…
Média	**1.396**	**1.396**	**1.396**	**1.406**	**1.406**	**1.396**	**1.406**	**1.406**

T_R médio (s)	
MF	P
1.401	14.01
λ médio (s^{-1})	
MF	P
0.1947	0.0195
δ médio (-)	
MF	P
0.2725	0.2725

D.5.2. CONDIÇÃO DE PRÉ-TENSÃO NORMAL E DEFENSAS EM EPDM PROFUNDIDADE DE ÁGUA IGUAL A 0.18 M (NO MODELO)

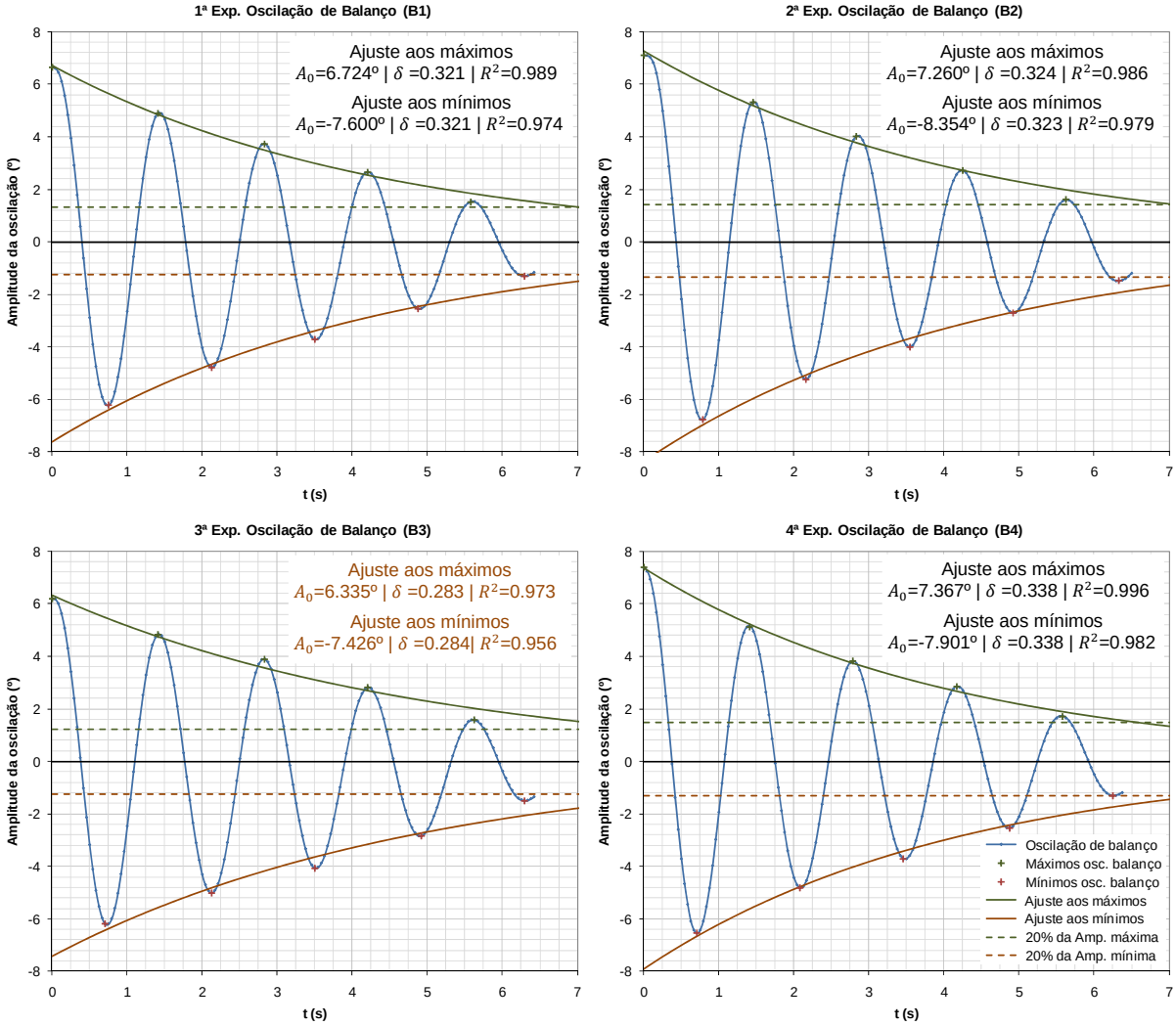


Figura D.18 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço (valores no modelo).

Quadro D.15 – Quadro-síntese de resultados [S11 T72 K71].

Períodos naturais da oscilação de balanço - T_R (valores no modelo físico)								
Exp.	B1		B2		B3		B4	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.417	1.375	1.458	1.375	1.417	1.417	1.417	1.375
2	1.417	1.375	1.375	1.375	1.417	1.375	1.375	1.375
3	1.375	1.375	1.417	1.375	1.375	1.417	1.375	1.417
4	1.375	1.417	1.375	1.417	1.417	1.375	1.417	1.375
5	1.625	1.958	1.542	2.000	1.583	1.917	1.583	0.958
6	…	…	1.875	1.417	1.708	1.917	0.125	1.125
7	…	…	…	…	…	…	…	…
Média	**1.396**	**1.385**	**1.406**	**1.385**	**1.406**	**1.396**	**1.396**	**1.385**

T_R médio (s)	
MF	P
1.395	13.95
λ médio (s^{-1})	
MF	P
0.2348	0.0235
δ médio (-)	
MF	P
0.3275	0.3275

D.5.3. CONDIÇÃO DE PRÉ-TENSÃO EXTRA E DEFENSAS EM EPDM PROFUNDIDADE DE ÁGUA IGUAL A 0.18 M (NO MODELO)

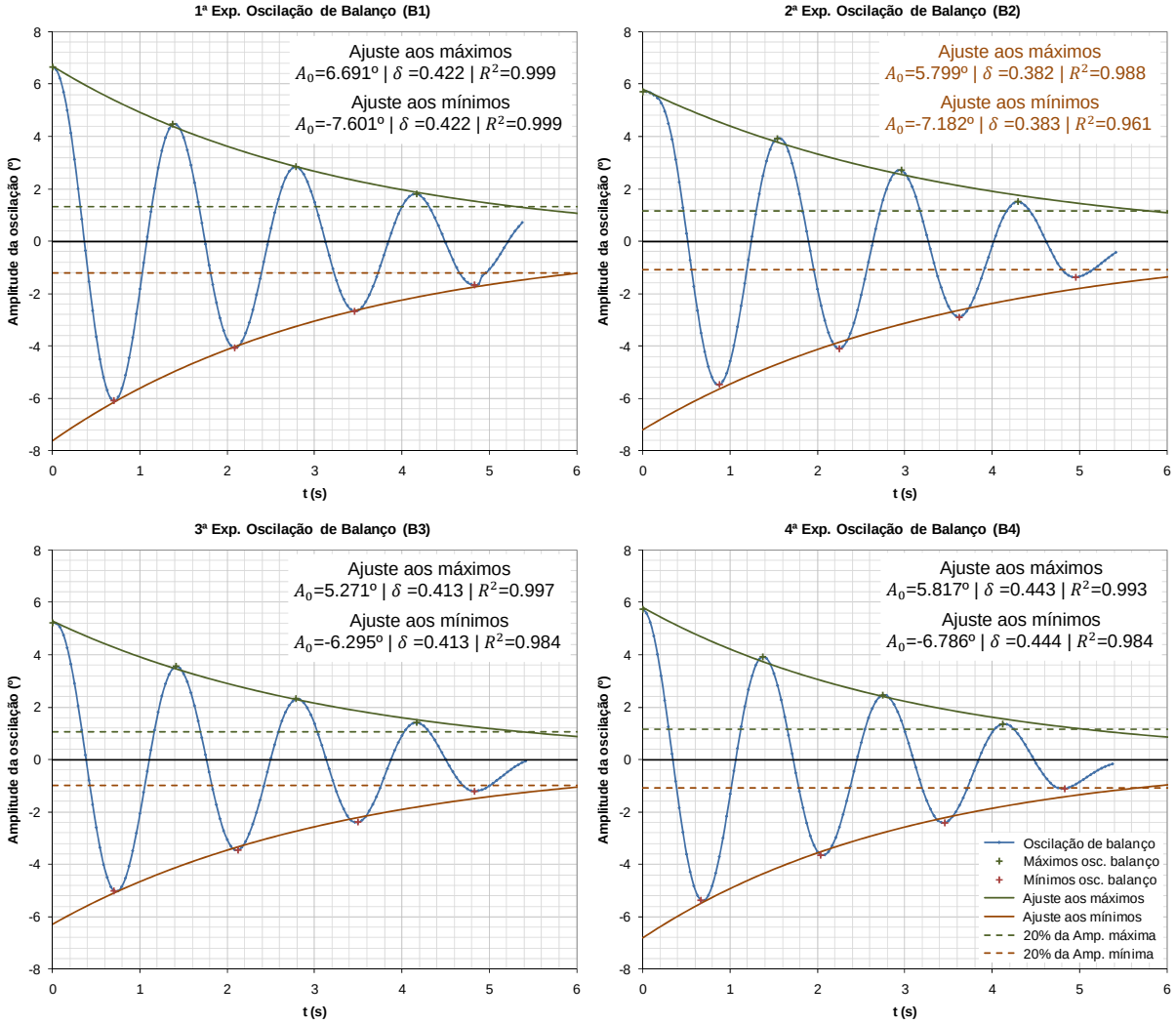


Figura D.19 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço (valores no modelo).

Quadro D.16 – Quadro-síntese de resultados [S12 T39 K35].

Períodos naturais da oscilação de balanço - T_R (valores no modelo físico)								
Exp.	B1		B2		B3		B4	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.375	1.375	1.542	1.375	1.417	1.417	1.375	1.375
2	1.417	1.375	1.417	1.375	1.375	1.375	1.375	1.417
3	1.375	1.375	1.333	1.333	1.375	1.333	1.375	1.375
4	1.375	2.042	1.875	2.042	1.958	2.125	2.042	2.125
5	2.083	1.500	1.542	1.500	1.583	1.542	1.500	1.375
6	1.458	1.417	1.542	1.417	1.458	1.333	1.375	1.500
7	…	…	…	…	…	…	…	…
Média	**1.389**	**1.375**	**1.375**	**1.361**	**1.389**	**1.375**	**1.375**	**1.389**

T_R médio (s)	
MF	P
1.378	13.78
λ médio (s^{-1})	
MF	P
0.3093	0.0309
δ médio (-)	
MF	P
0.4261	0.4261

D.5.4. CONDIÇÃO DE PRÉ-TENSÃO EXTRA E DEFENSAS-BASE PROFUNDIDADE DE ÁGUA IGUAL A 0.18 M (NO MODELO)

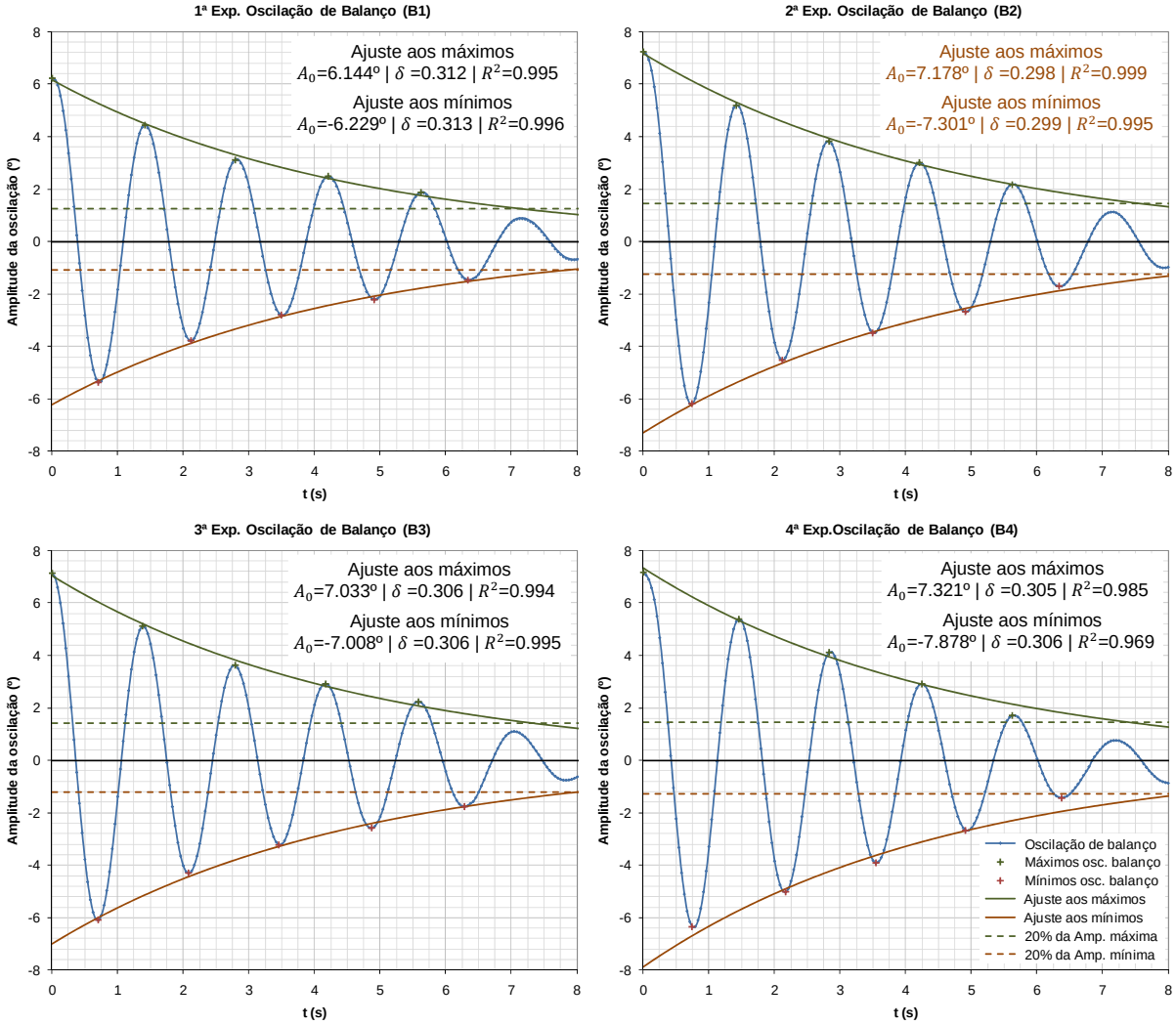


Figura D.20 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço (valores no modelo).

Quadro D.17 – Quadro-síntese de resultados [S12 T65 K64].

Períodos naturais da oscilação de balanço - T_R (valores no modelo físico)								
Exp.	B1		B2		B3		B4	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.417	1.417	1.417	1.375	1.375	1.375	1.458	1.417
2	1.375	1.375	1.417	1.375	1.417	1.375	1.375	1.375
3	1.417	1.417	1.375	1.417	1.375	1.417	1.417	1.375
4	1.417	1.417	1.417	1.417	1.417	1.417	1.375	1.458
5	1.500	1.583	1.542	1.583	1.458	1.542	1.583	1.625
6	1.792	1.792	1.583	1.583	1.792	1.833	1.583	1.500
7	…	…	…	…	…	…	…	…
Média	**1.406**	**1.406**	**1.406**	**1.396**	**1.396**	**1.396**	**1.406**	**1.406**

T_R médio (s)	
MF	P
1.402	14.02
λ médio (s^{-1})	
MF	P
0.2199	0.0220
δ médio (-)	
MF	P
0.3081	0.3081

D.5.5. CONDIÇÃO DE PRÉ-TENSÃO NORMAL E DEFENSAS-BASE PROFUNDIDADE DE ÁGUA IGUAL A 0.20 M (NO MODELO)

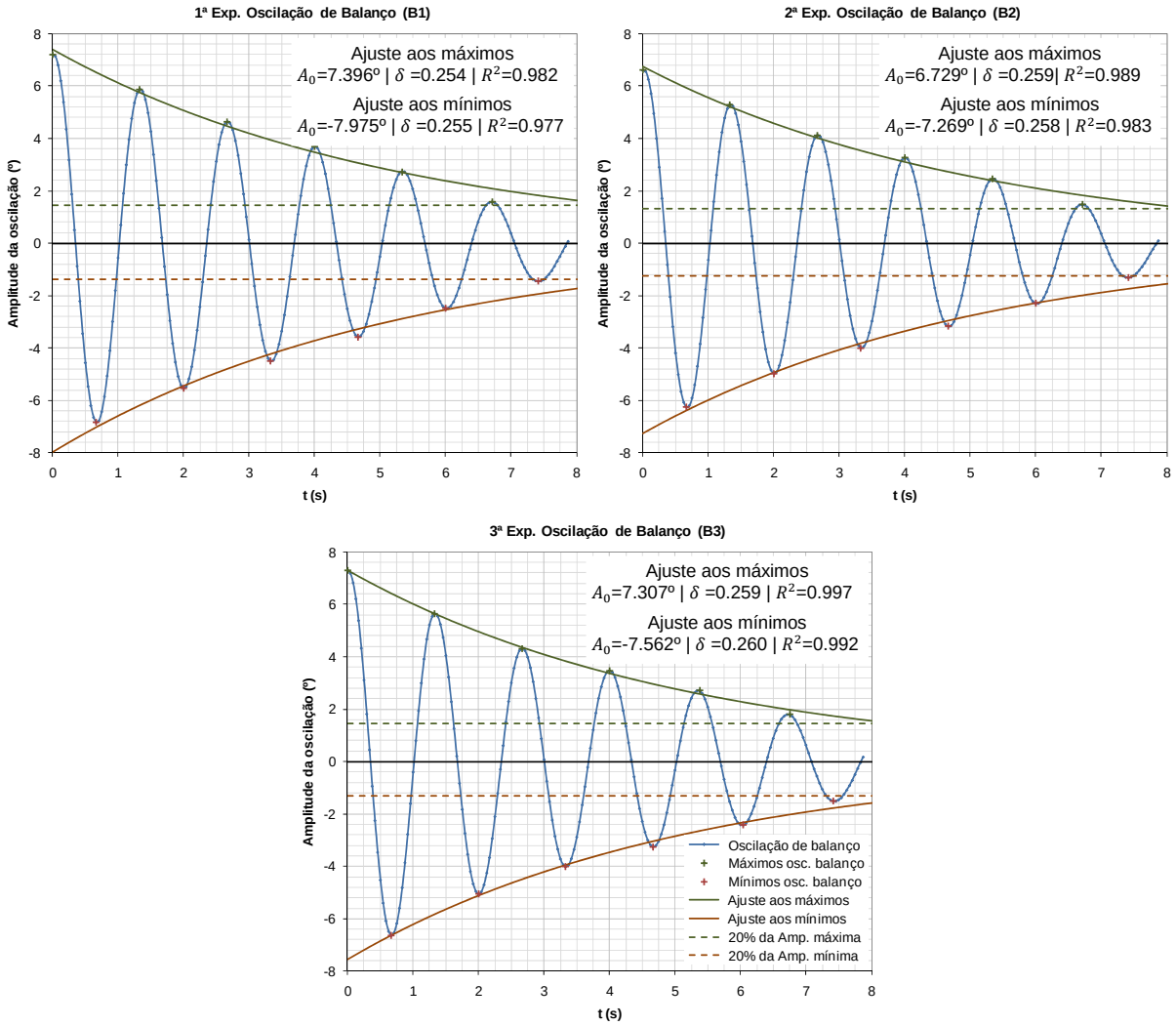


Figura D.21 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço (valores no modelo).

Quadro D.18 – Quadro-síntese de resultados [S13 T47 K47].

Períodos naturais da oscilação de balanço - T_R (valores no modelo físico)						
Exp.	B1		B2		B3	
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)
1	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333
2	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333
3	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333
4	1.333	1.333	1.333	1.333	1.375	1.375
5	1.375	1.417	1.375	1.417	1.375	1.375
6	1.458	1.458	1.417	1.500	1.458	1.500
7	…	…	…	…	…	…
Média	**1.333**	**1.333**	**1.333**	**1.333**	**1.344**	**1.344**

T_R médio (s)	
MF	P
1.337	13.37

λ médio (s^{-1})	
MF	P
0.1925	0.0193

δ médio (-)	
MF	P
0.2574	0.2574

D.5.6. CONDIÇÃO DE PRÉ-TENSÃO EXTRA E DEFENSAS-BASE PROFUNDIDADE DE ÁGUA IGUAL A 0.20 M (NO MODELO)

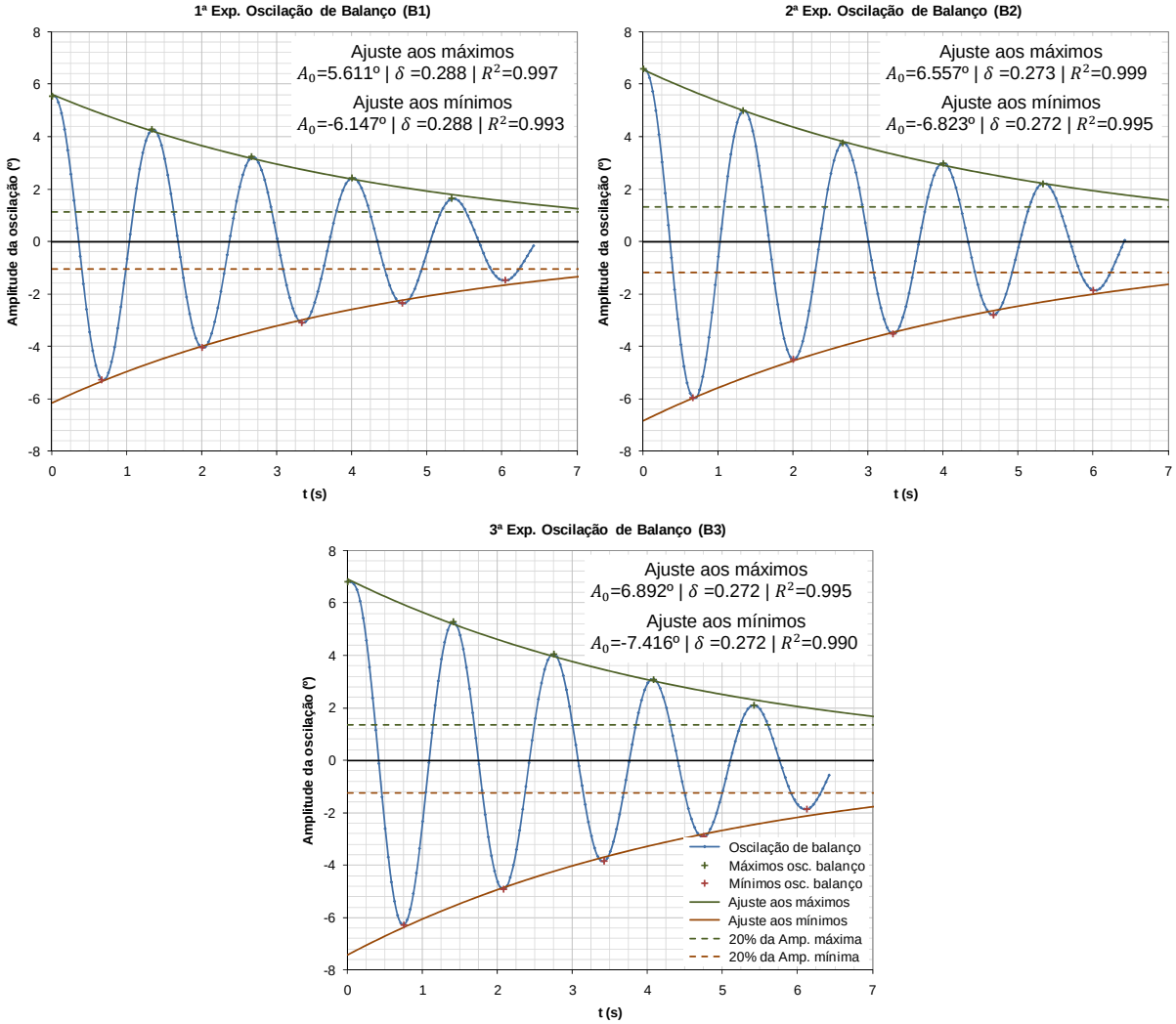


Figura D.22 – Curvas de decaimento da oscilação de balanço (valores no modelo).

Quadro D.19 – Quadro-síntese de resultados [S14 T01 K01].

Períodos naturais da oscilação de balanço - T_R (valores no modelo físico)								
Exp.	B1		B2		B3			
#	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)	T_{MAX} (s)	T_{MIN} (s)		
1	1.333	1.333	1.333	1.333	1.417	1.333		
2	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333		
3	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333	1.333		
4	1.333	1.375	1.333	1.333	1.333	1.375		
5	1.417	1.708	1.375	1.500	1.417	1.458		
6	1.833	1.542	1.750	1.792	1.583	1.583		
7	…	…	…	…	…	…	…	…
Média	**1.333**	**1.344**	**1.333**	**1.333**	**1.354**	**1.344**		

T_R médio (s)	
MF	P
1.340	13.40

λ médio (s^{-1})	
MF	P
0.2072	0.0207

δ médio (-)	
MF	P
0.2776	0.2776

ANEXO E

ENERGIA INFRA-GRAVÍTICA NOS ESTADOS DE AGITAÇÃO MARÍTIMA REPRODUZIDOS NO MODELO FÍSICO

E. ENERGIA INFRA-GRAVÍTICA NOS ESTADOS DE AGITAÇÃO MARÍTIMA REPRODUZIDOS NO MODELO FÍSICO

Na análise de resultados obtidos com um determinado modelo físico é, por vezes, conveniente dividir a energia total associada aos estados de agitação marítima reproduzidos na instalação experimental, numa componente de curto período e numa componente de longo período (ou infra-gravítica).

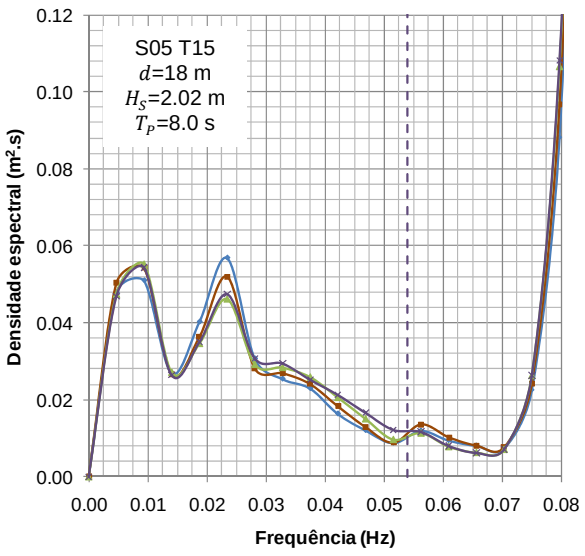
Neste anexo é feita a caracterização da componente infra-gravítica de doze espectros de variância, que foram estimados a partir dos registos de elevação da superfície livre da água medidos em cada uma das quatro sondas usadas na primeira fase do estudo. De forma a abranger um intervalo de condições de teste relativamente amplo, os estados de agitação irregular que aqui são analisados caracterizam-se por: períodos de onda de pico, T_P, de 8 a 18 s; e alturas de onda significativas, H_S, de 1.5 e 2.0 m. Os testes foram realizados para as profundidades de água, d, de 18 e 20 m. As condições de teste são detalhadas na secção 6.2.6.2.

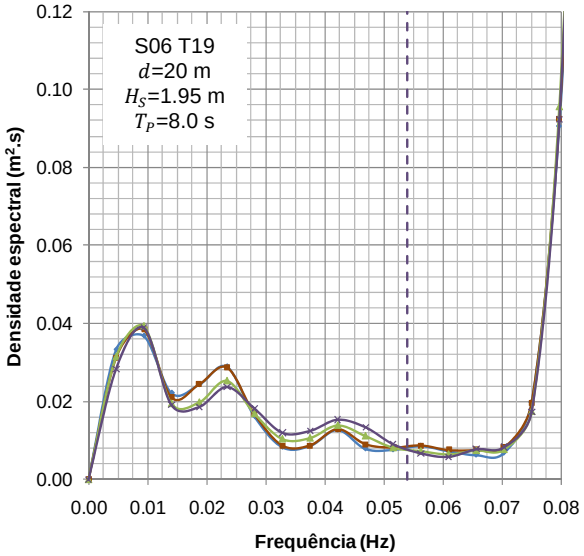
As estimativas espectrais foram obtidas para uma janela de dados de 512 pontos, à qual corresponde uma largura de banda de 0.0046875 Hz. A altura de onda significativa indicada nos gráficos resulta de uma análise das condições de reflexão baseada nos registos medidos pelas quatro sondas. Os valores apresentados referem-se ao protótipo. A frequência de separação das componentes de curto e de longo períodos, $f_{cp/lp}$, foi definida em função do período de pico dos estados de agitação marítima gerados, Quadro E.1.

Quadro E.1 – Frequências de separação das componentes gravítica e infra-gravítica.

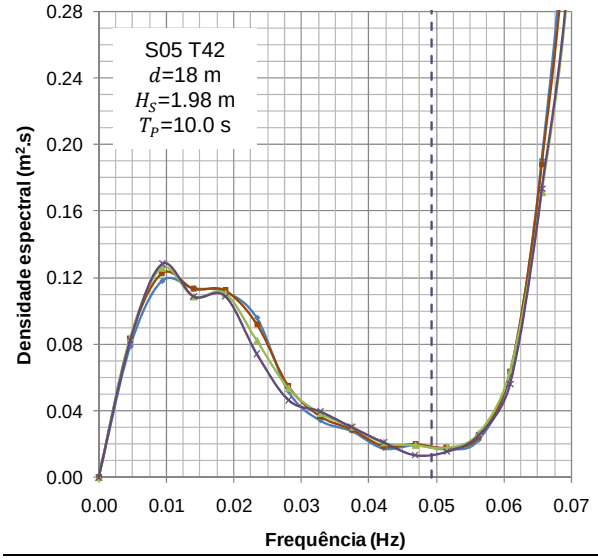
T_P (s)	8	10	12	14	16	18
$f_{cp/lp}$ (Hz)	0.0539	0.0492	0.0445	0.0398	0.0352	0.0352

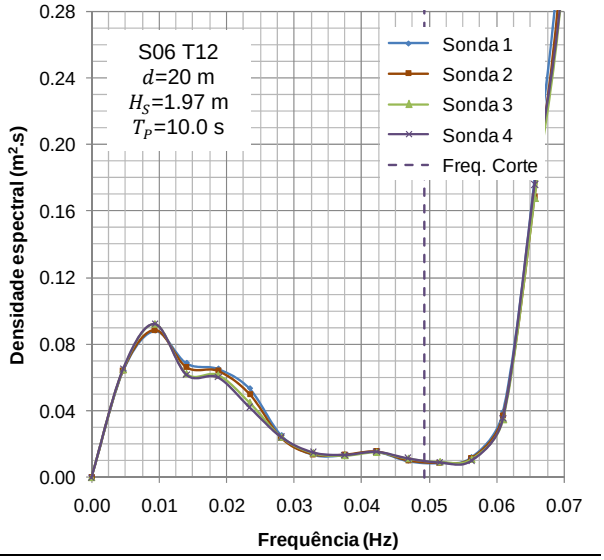
A caracterização da componente infra-gravítica é feita para cada uma das sondas utilizadas no estudo, com base nos seguintes parâmetros: momentos espectrais de ordem zero de curto ($m_{0,cp}$) e de longo períodos ($m_{0,lp}$); alturas de onda significativas das componentes de curto ($H_{S,cp}$) e de longo períodos ($H_{S,lp}$); e altura de onda significativa estimada para cada uma das sondas ($H_{S,cp+lp}$). As expressões de cálculo destes parâmetros são apresentadas na secção 6.2.6.2.





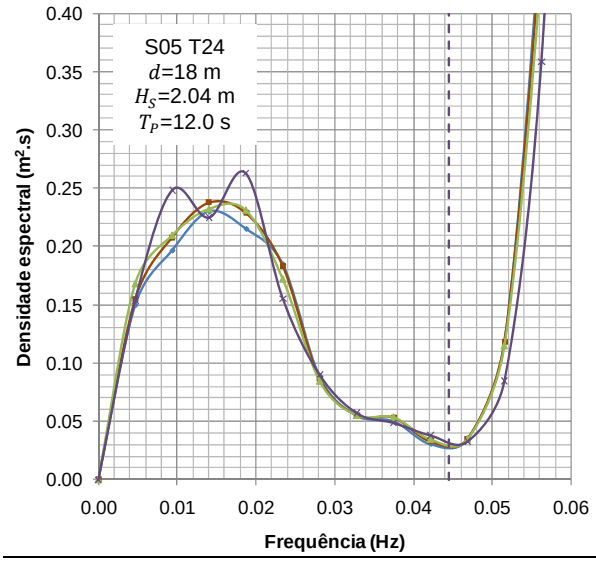
Sonda #	$m_{0,lp}$ (m^2)	$m_{0,cp}$ (m^2)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	Sonda #	$m_{0,lp}$ (m^2)	$m_{0,cp}$ (m^2)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0016	0.286	0.159	2.140	2.146	1	0.0010	0.262	0.125	2.046	2.049
2	0.0016	0.282	0.159	2.124	2.130	2	0.0010	0.252	0.125	2.010	2.014
3	0.0016	0.261	0.160	2.043	2.049	3	0.0010	0.251	0.124	2.003	2.006
4	0.0016	0.257	0.161	2.027	2.033	4	0.0010	0.248	0.125	1.991	1.995
Média	0.0016	0.271	0.160	2.084	2.090	Média	0.0010	0.253	0.125	2.012	2.016

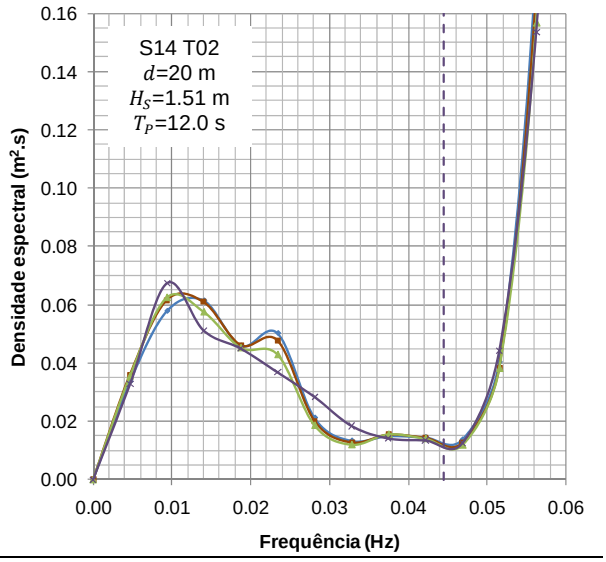




Sonda #	$m_{0,lp}$ (m^2)	$m_{0,cp}$ (m^2)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	Sonda #	$m_{0,lp}$ (m^2)	$m_{0,cp}$ (m^2)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0031	0.252	0.224	2.006	2.019	1	0.0020	0.250	0.177	2.001	2.008
2	0.0032	0.251	0.226	2.006	2.018	2	0.0019	0.248	0.176	1.991	1.999
3	0.0032	0.259	0.225	2.037	2.049	3	0.0019	0.256	0.174	2.024	2.032
4	0.0031	0.270	0.221	2.077	2.089	4	0.0019	0.263	0.174	2.050	2.058
Média	0.0031	0.258	0.224	2.032	2.044	Média	0.0019	0.254	0.175	2.017	2.024

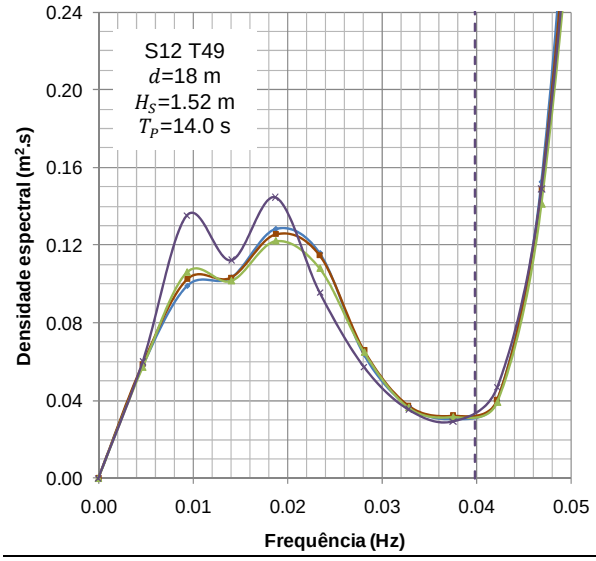
Figura E.1 – Caracterização da componente infra-gravítica de espectros de variância estimados para diferentes condições de teste: T_P=8 s (superior); T_P=10 s (inferior).

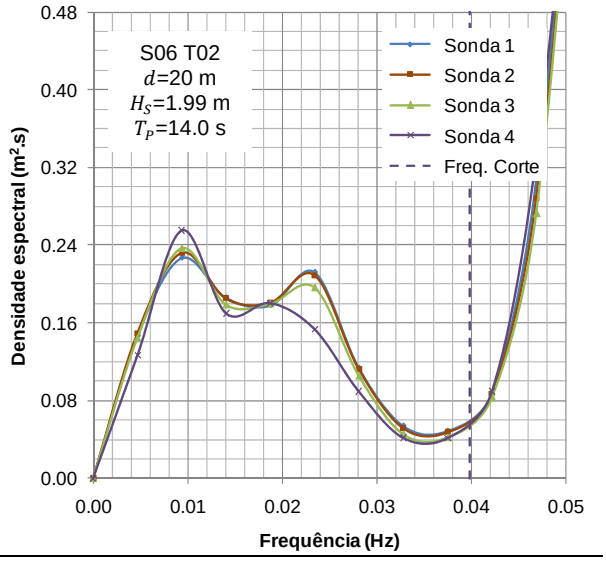




Sonda #	$m_{0,lp}$ (m²)	$m_{0,cp}$ (m²)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0056	0.260	0.300	2.039	2.061
2	0.0058	0.271	0.305	2.083	2.105
3	0.0058	0.281	0.305	2.121	2.143
4	0.0060	0.270	0.310	2.078	2.101
Média	0.0058	0.271	0.305	2.080	2.102

Sonda #	$m_{0,lp}$ (m²)	$m_{0,cp}$ (m²)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0015	0.156	0.153	1.581	1.588
2	0.0015	0.157	0.154	1.586	1.594
3	0.0014	0.158	0.151	1.588	1.596
4	0.0014	0.144	0.152	1.516	1.524
Média	0.0015	0.154	0.153	1.568	1.575

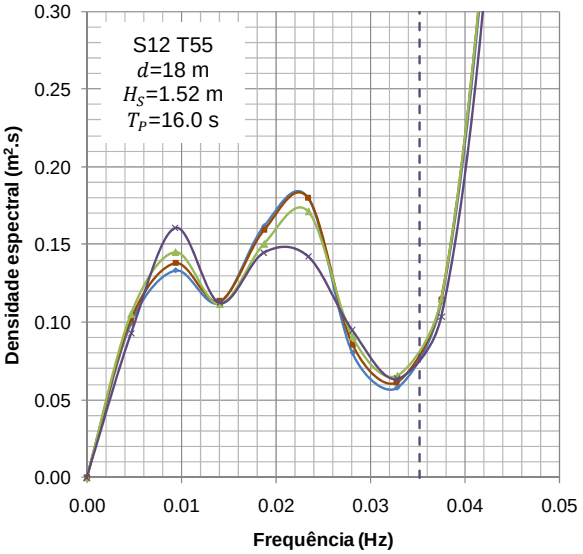


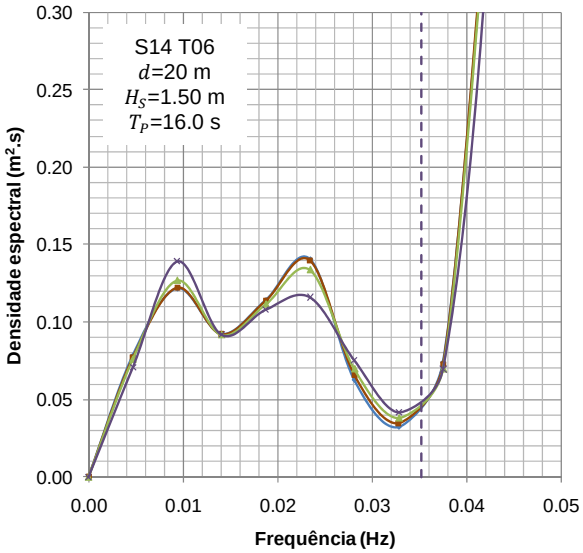


Sonda #	$m_{0,lp}$ (m²)	$m_{0,cp}$ (m²)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0030	0.160	0.218	1.599	1.614
2	0.0030	0.159	0.219	1.597	1.612
3	0.0029	0.155	0.217	1.574	1.589
4	0.0031	0.145	0.224	1.524	1.540
Média	0.0030	0.155	0.220	1.574	1.589

Sonda #	$m_{0,lp}$ (m²)	$m_{0,cp}$ (m²)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0055	0.279	0.296	2.112	2.132
2	0.0055	0.269	0.296	2.074	2.095
3	0.0053	0.259	0.291	2.036	2.056
4	0.0050	0.257	0.282	2.028	2.048
Média	0.0053	0.266	0.291	2.062	2.083

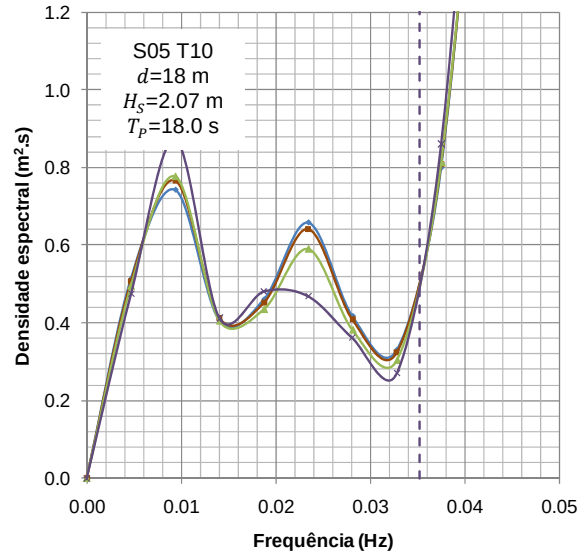
Figura E.2 – Caracterização da componente infra-gravítica de espectros de variância estimados para diferentes condições de teste: T_P=12 s (superior); T_P=14 s (inferior).

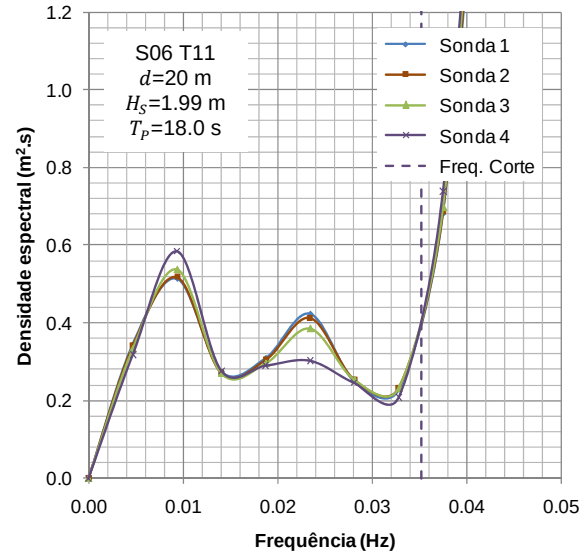




Sonda #	$m_{0,lp}$ (m²)	$m_{0,cp}$ (m²)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0039	0.153	0.249	1.565	1.584
2	0.0039	0.151	0.251	1.553	1.573
3	0.0039	0.148	0.251	1.537	1.557
4	0.0038	0.147	0.247	1.536	1.556
Média	0.0039	0.150	0.249	1.548	1.568

Sonda #	$m_{0,lp}$ (m²)	$m_{0,cp}$ (m²)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0030	0.156	0.220	1.580	1.595
2	0.0030	0.150	0.220	1.550	1.566
3	0.0030	0.145	0.220	1.524	1.540
4	0.0030	0.143	0.220	1.513	1.529
Média	0.0030	0.149	0.220	1.542	1.557





Sonda #	$m_{0,lp}$ (m²)	$m_{0,cp}$ (m²)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0166	0.294	0.515	2.171	2.231
2	0.0165	0.289	0.513	2.150	2.211
3	0.0159	0.279	0.504	2.111	2.171
4	0.0157	0.258	0.501	2.031	2.092
Média	0.0161	0.280	0.508	2.116	2.176

Sonda #	$m_{0,lp}$ (m²)	$m_{0,cp}$ (m²)	$H_{S,lp}$ (m)	$H_{S,cp}$ (m)	$H_{S,cp+lp}$ (m)
1	0.0110	0.272	0.419	2.085	2.126
2	0.0109	0.262	0.418	2.047	2.089
3	0.0108	0.253	0.416	2.012	2.054
4	0.0104	0.247	0.409	1.988	2.030
Média	0.0108	0.258	0.416	2.033	2.075

Figura E.3 – Caracterização da componente infra-gravítica de espectros de variância estimados para diferentes condições de teste: T_P=16 s (superior); T_P=18 s (inferior).

Nas Figuras E.4 e E.5 são apresentadas as componentes infra-gravíticas dos espectros de variância estimados para cada uma das quatro sondas utilizadas, considerando a máxima resolução possível em frequência (*raw spectrum*). Para estas condições, a banda espectral tem uma largura de 0.0001616 e de 0.0001379 Hz, nos testes realizados para um período de onda de pico de 12 e 14 s, respectivamente. As correspondentes densidades de energia máximas são iguais a 22.02 e 22.39 m^2.s.

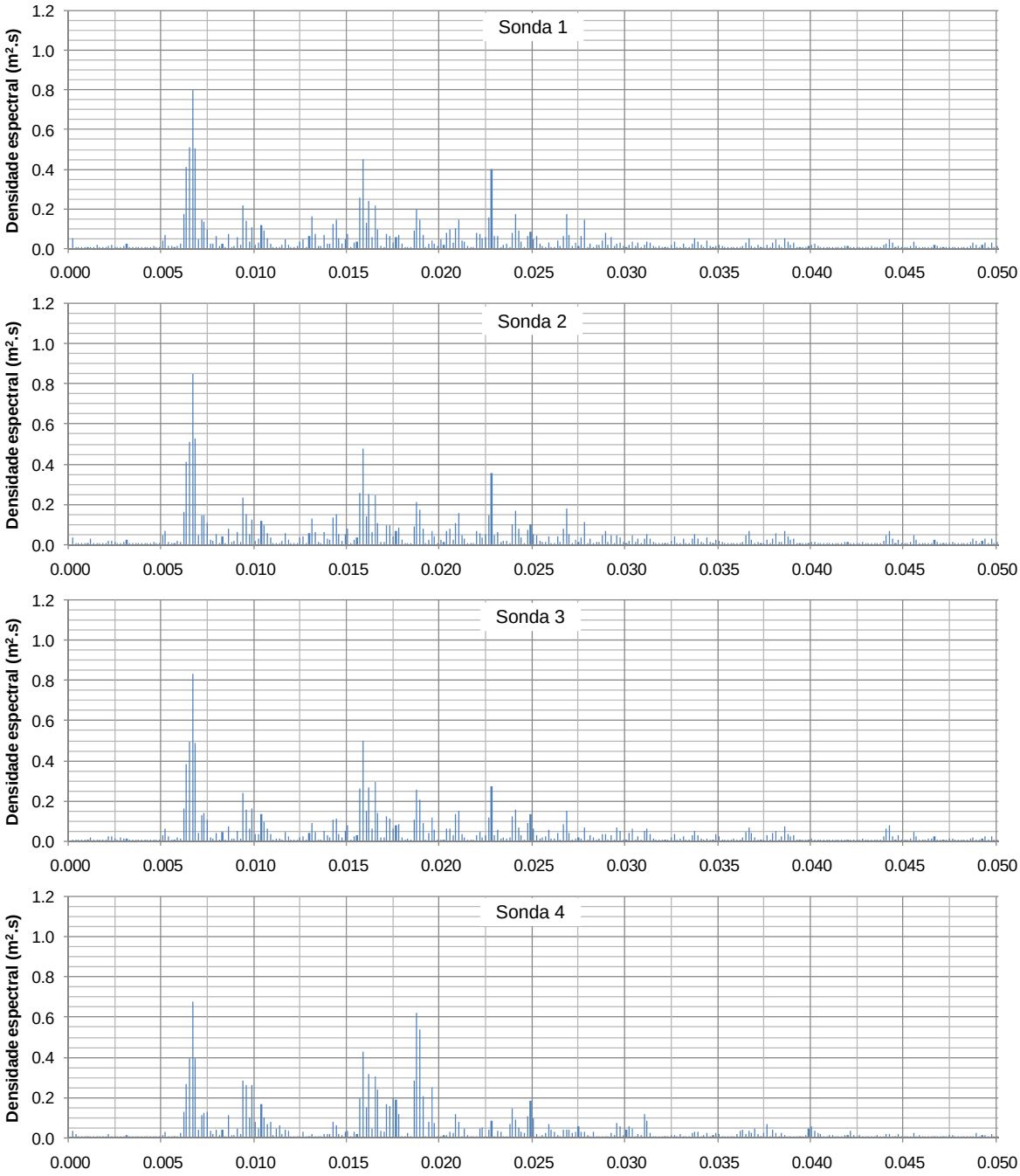


Figura E.4 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água (banda de frequências infra-gravíticas) para a máxima resolução em frequência (*raw spectrum*). Estado de agitação irregular caracterizado por um T_p de 12 s, uma H_S de 1.5 m e uma d de 18 m (S11 T107).

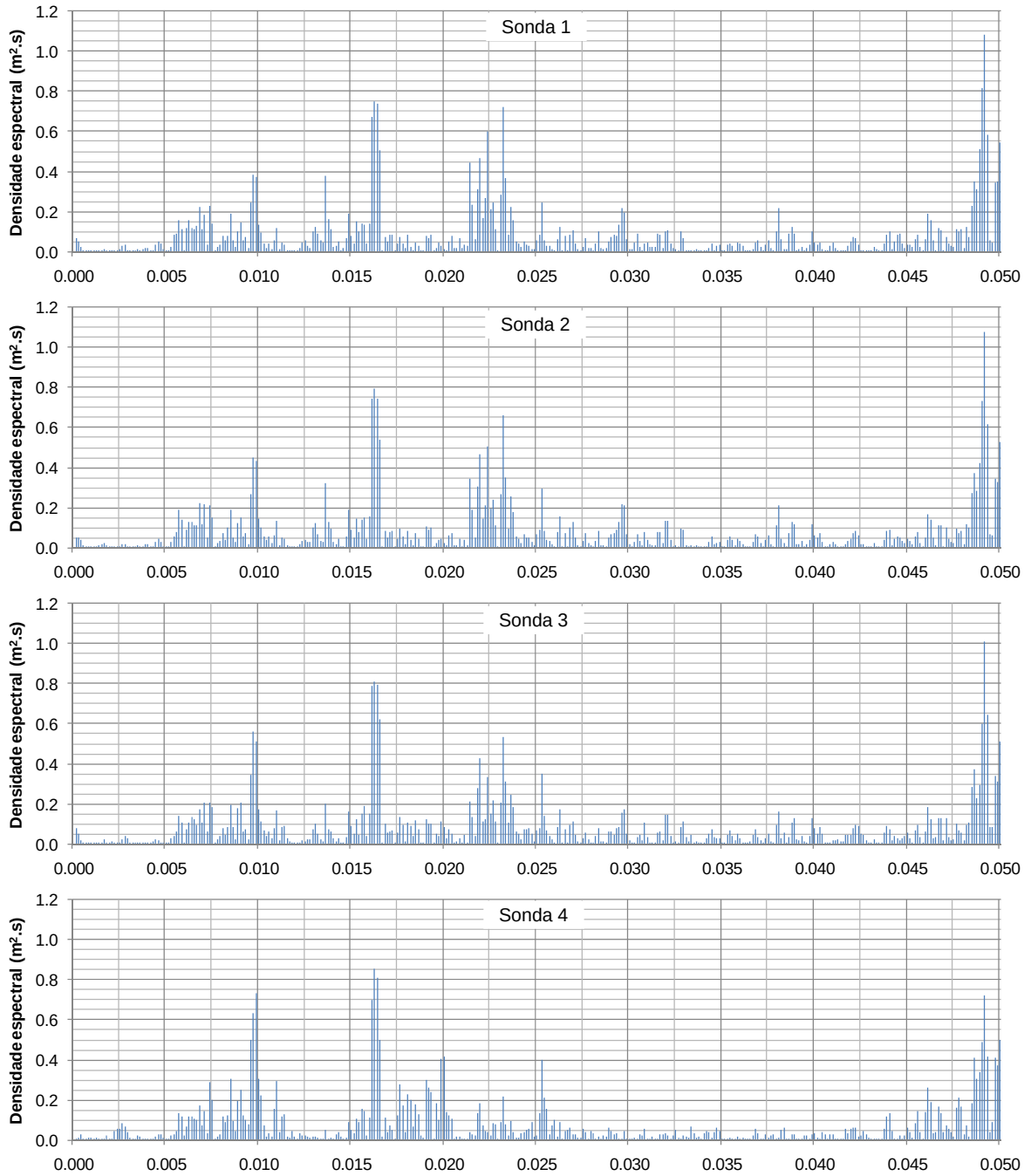


Figura E.5 – Espectros de variância da elevação da superfície livre da água (banda de frequências infra-gravíticas) para a máxima resolução em frequência (*raw spectrum*). Estado de agitação irregular caracterizado por um T_p de 14 s, uma H_S de 1.5 m e uma d de 18 m (S11 T98).

ANEXO F

IMPORTÂNCIA DA REPRODUÇÃO DO CARÁCTER IRREGULAR DA AGITAÇÃO MARÍTIMA

F. IMPORTÂNCIA DA REPRODUÇÃO DO CARÁCTER IRREGULAR DA AGITAÇÃO MARÍTIMA

F.1. CONDIÇÕES DE AGITAÇÃO MARÍTIMA GERADAS

As Figuras F.1 e F.2 apresentam os instantes iniciais das séries temporais de elevação da superfície livre da água, medidas nas quatro sondas instaladas na vizinhança do modelo físico, em dois testes realizados com agitação regular. Como as quatro sondas se encontram espaçadas entre si segundo o mesmo alinhamento, as medições da elevação da superfície livre da água nessas sondas encontram-se, obviamente, desfasadas. Para facilitar a análise, esse desfasamento foi eliminado, passando os máximos e os mínimos das quatro sondas a coincidir.

Nessas figuras está assinalada a fase inicial de arranque do sistema de geração (traço interrompido vermelho), bem como o período de tempo durante o qual se admite que as medições nas quatro sondas instaladas ainda não foram afectadas pelas reflexões das primeiras ondas na praia dissipadora (traço interrompido verde), que se situa a cerca de 8 m do local de instalação dessas sondas. Os resultados apresentados referem-se a testes realizados com ondas regulares, com as características apresentadas no Quadro F.1. Neste quadro, T representa o período de onda, H a altura de onda pretendida, d a profundidade de água, L o comprimento de onda, C a celeridade de onda e Δt o tempo necessário para que uma determinada onda monocromática, depois de passar pelo local de instalação das sondas, seja reflectida pela praia e regresse, novamente, a esse local, mas desta vez propagando-se em direcção ao sistema de geração.

Quadro F.1 – Condições em que os testes analisados foram realizados (valores de protótipo).

Teste ID	T (s)	H (m)	d (m)	L (m)	C (m/s)	Δt (s)	Figura
S01 T0005	12	3.5	20	152	12.7	126.0	Figura F.1
S11 T0047	16	1.5	18	203	12.7	126.4	Figura F.2

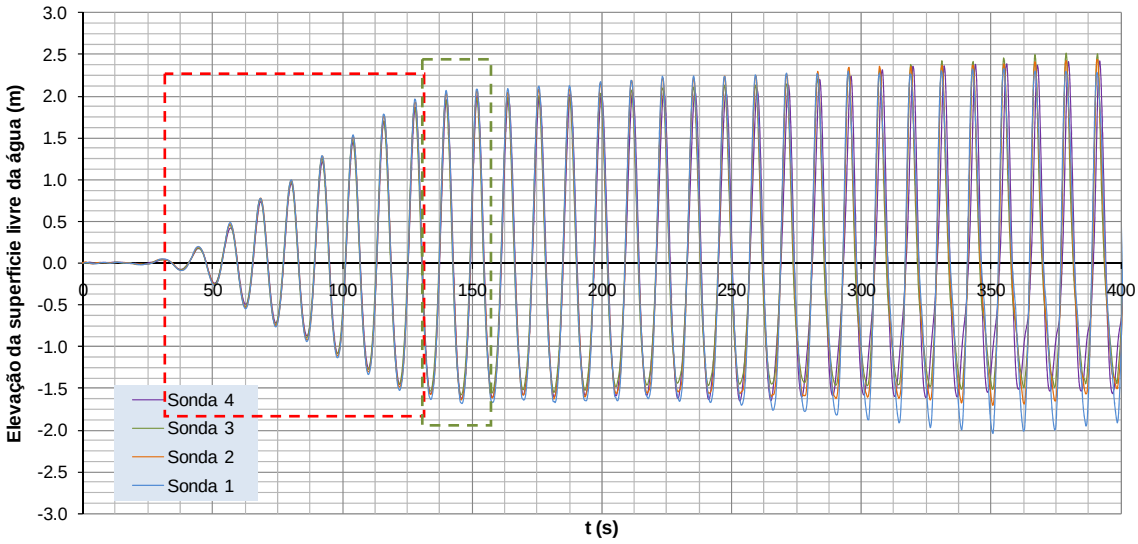


Figura F.1 – Instantes iniciais das séries temporais de elevação da superfície livre da água medidas nas 4 sondas de níveis hidrodinâmicos instaladas (valores no protótipo) [S01 T0005].

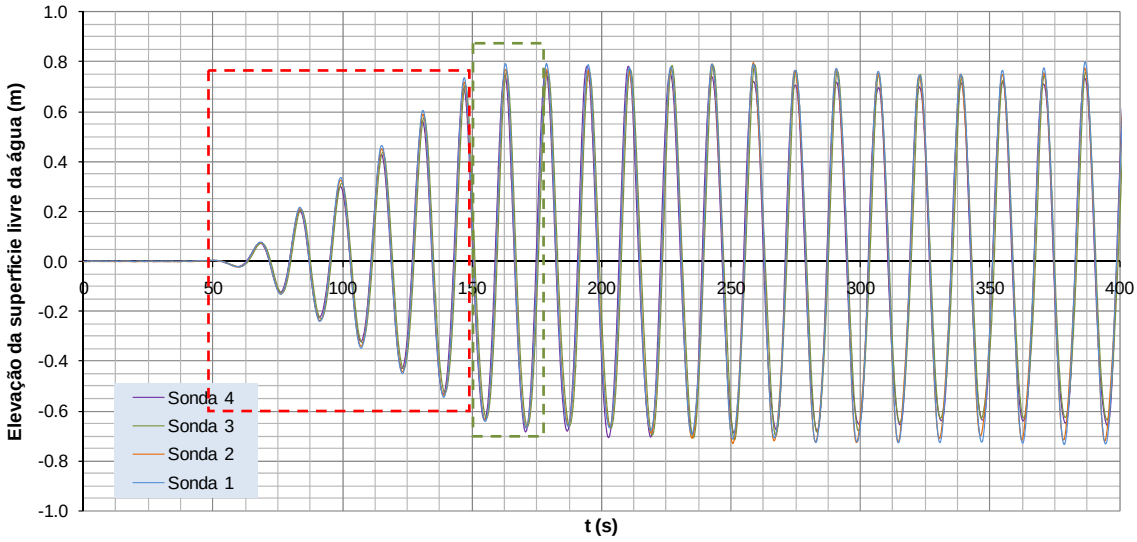


Figura F.2 – Instantes iniciais das séries temporais de elevação da superfície livre da água medidas nas 4 sondas de níveis hidrodinâmicos instaladas (valores no protótipo) [S11 T0047].

O Quadro F.2 resume os resultados dos testes analisados. Neste quadro, H representa a altura de onda medida em cada uma das quatro sondas nos instantes iniciais do teste e H_S a altura de onda significativa determinada pelo *software HR WaveData v.2.13*, com base na análise estatística dos registos de elevação da superfície livre da água em cada uma dessas sondas.

Quadro F.2 – Comparação das duas metodologias de análise de agitação regular.

Sonda (#)	Altura de onda (m)			
	S01 T0005		S11 T0047	
	H (instantes iniciais)	H_S (*HR WaveData*)	H (instantes iniciais)	H_S (*HR WaveData*)
S1	3.75	4.11	1.46	1.60
S2	3.68	3.73	1.43	1.57
S3	3.54	3.59	1.43	1.48
S4	3.57	3.73	1.44	1.44
Média	3.64	3.79	1.44	1.52
Diferença	3.9%		5.2%	

F.2. RESULTADOS DA ANÁLISE ESPECTRAL DAS SÉRIES TEMPORAIS DOS MOVIMENTOS DO NAVIO AMARRADO E DA AGITAÇÃO INCIDENTE (VALORES DE PROTÓTIPO)

As figuras seguintes apresentam, para cada um dos modos de oscilação do navio amarrado, os espectros de variância que resultam da análise de testes realizados com agitação marítima regular e irregular, com uma altura de onda, H, de 1.5 m (altura de onda significativa, H_S, nos testes com agitação irregular) e com os períodos de onda, T, de 12 e 20 s (período de onda de pico, T_P, nos testes realizados com agitação irregular).

Nos testes realizados com agitação irregular, os espectros de variância da agitação marítima foram estimados para uma janela espectral com 512 pontos, recorrendo ao *software HR WaveData*. Para a análise das séries temporais dos movimentos do navio utilizou-se a rotina desenvolvida em *MatLab* e uma janela espectral de 2048 pontos.

Nos testes realizados com agitação regular, os espectros de variância associados aos movimentos do navio foram determinados para uma janela espectral de 4096 pontos. No caso da agitação marítima regular, a energia deverá concentrar-se, exclusivamente, numa frequência isolada. Em teoria, esta frequência deverá apresentar uma densidade espectral que tende para o infinito.

Nos vários gráficos apresentados estão também assinaladas, a traço interrompido, as frequências que correspondem a $0.5f_P$ e $2.2f_P$, em que f_P representa a frequência de pico do espectro de variância da agitação marítima. Os resultados são apresentados em valores de protótipo.

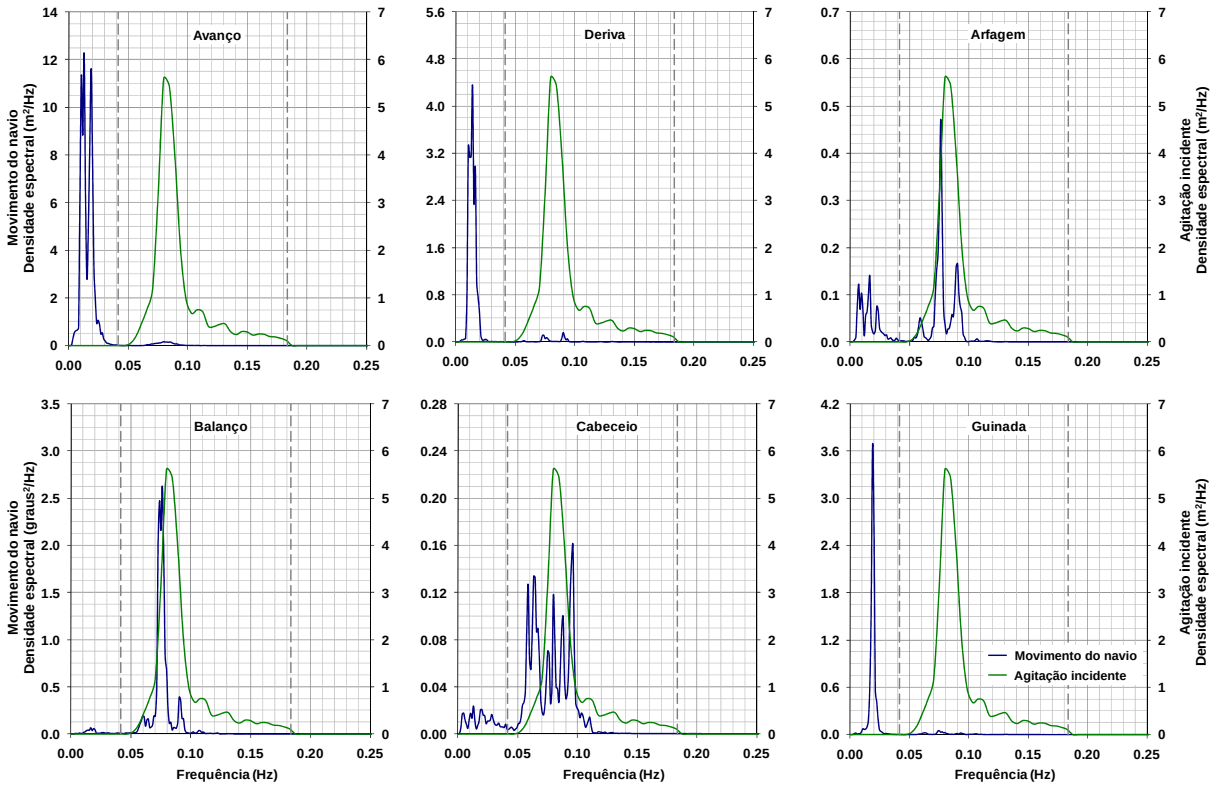


Figura F.3 – Testes realizados com agitação irregular, com um T_P de 12 s e uma H_S de 1.5 m.

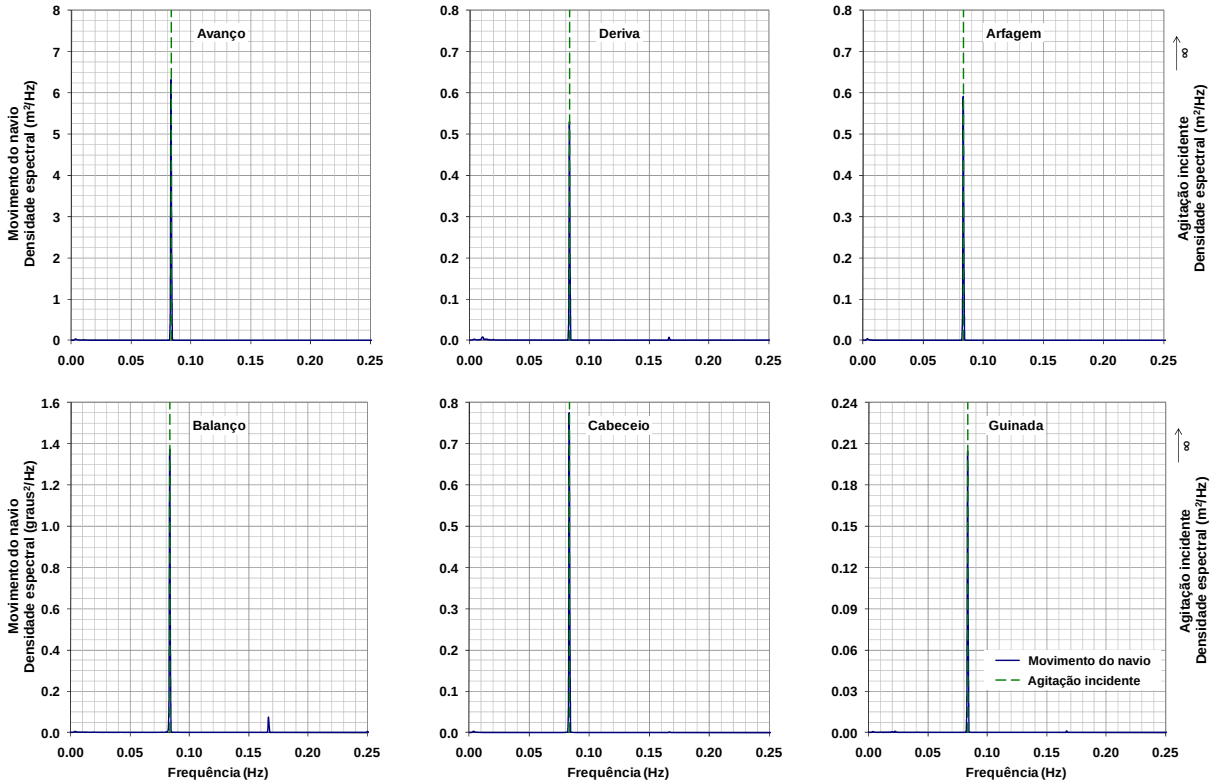


Figura F.4 – Testes realizados com agitação regular, com um T de 12 s e uma H de 1.5 m.

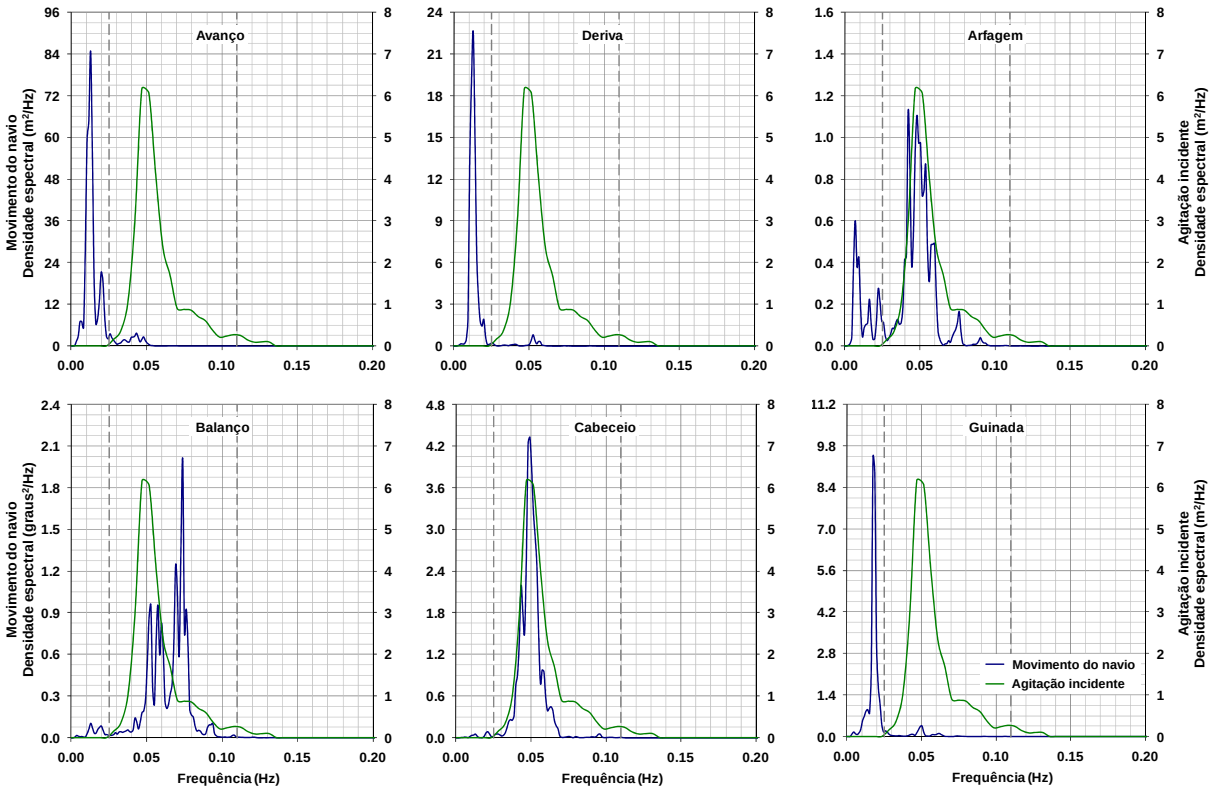


Figura F.5 – Testes realizados com agitação irregular, com um T_P de 20 s e uma H_S de 1.5 m.

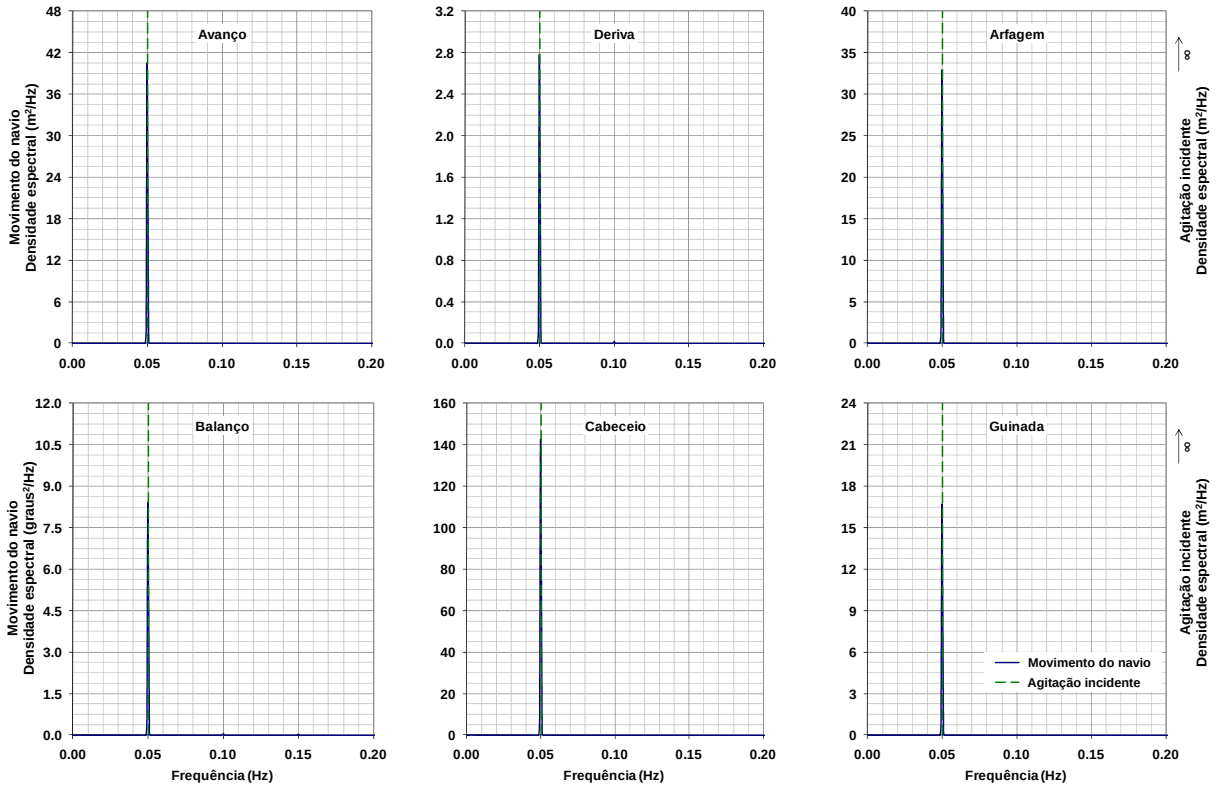


Figura F.6 – Testes realizados com agitação regular, com um T de 20 s e uma H de 1.5 m.

ANEXO G

ANÁLISE DA DIFRACÇÃO DA AGITAÇÃO MARÍTIMA EM TORNO DA CABEÇA DO QUEBRAMAR NORTE DE LEIXÕES

G. ANÁLISE DA DIFRACÇÃO DA AGITAÇÃO MARÍTIMA EM TORNO DA CABEÇA DO QUEBRAMAR NORTE DE LEIXÕES

Na secção 6.3.9.3 foi efectuada uma caracterização dos níveis de agitação na zona abrigada pelo quebramar Norte de Leixões e, em particular, na área adjacente ao Posto "A". A análise da difracção da agitação em torno da cabeça do quebramar foi efectuada para as diferentes condições de teste, embora apenas tivessem sido apresentados os resultados referentes aos testes em que se reproduziram estados de agitação marítima com uma altura de onda significativa incidente de 3.0 m. Neste anexo são apresentados os resultados obtidos para uma altura de onda incidente de 4.5 m.

A análise da difracção é feita com base nos registos de elevação da superfície livre da água medidos pelas nove sondas utilizadas nos testes preliminares (secção 6.3.9.1), tendo-se dividido a energia total associada aos diferentes estados de agitação numa componente de curto período e numa componente de longo período (ou infra-gravítica). O local de instalação das sondas de níveis hidrodinâmicos no modelo físico encontra-se esquematizado na Figura 6.75. Os testes analisados foram realizados para três profundidades de água, d, com estados de agitação marítima caracterizados por períodos de onda de pico entre 10 e 18 s.

Numa primeira fase, a caracterização dos níveis de agitação no modelo é feita com base na altura de onda significativa total, calculada a partir do momento espectral de ordem zero dos espectros de variância estimados para cada uma das sondas utilizadas no estudo. Numa fase posterior, a análise da difracção é realizada, de forma independente, para as componentes de curto e de longo períodos. Em qualquer uma dessas fases, a análise foi baseada em espectros estimados para uma janela de dados de 512 pontos, à qual corresponde uma largura da banda espectral de 0.004688 Hz.

G.1. CARACTERIZAÇÃO DOS NÍVEIS DE AGITAÇÃO COM BASE NA ALTURA DE ONDA SIGNIFICATIVA TOTAL

Quadro G.1 – Altura de onda significativa (total), $H_{S,cp+lp}$, e índice de agitação, Υ_{cp+lp}, em diferentes locais do modelo físico. Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 4.5 m.

d (m)	T_P (s)	10		12		14		16		18	
	Sonda	$H_{S,cp+lp}$ (m)	Υ_{cp+lp} (-)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	Υ_{cp+lp} (-)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	Υ_{cp+lp} (-)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	Υ_{cp+lp} (-)	$H_{S,cp+lp}$ (m)	Υ_{cp+lp} (-)
20	S1-S4	4.78	1.000	4.71	1.000	4.71	1.000	4.74	1.000	4.76	1.000
	S5	5.19	1.085	5.39	1.144	5.50	1.169	5.21	1.100	5.22	1.095
	S6	1.05	0.221	1.06	0.225	1.11	0.236	1.19	0.251	1.27	0.268
	S7	0.84	0.175	0.94	0.199	1.03	0.218	1.13	0.238	1.22	0.256
	S8	0.63	0.133	0.77	0.164	0.85	0.181	0.96	0.203	1.06	0.222
	S9	0.58	0.122	0.67	0.142	0.78	0.165	0.92	0.193	1.02	0.214
18	S1-S4	4.72	1.000	4.75	1.000	4.76	1.000	4.72	1.000	4.77	1.000
	S5	4.97	1.053	5.04	1.062	5.01	1.051	5.07	1.076	5.18	1.086
	S6	0.95	0.201	1.03	0.217	1.08	0.227	1.14	0.241	1.24	0.259
	S7	0.78	0.166	0.89	0.187	1.00	0.209	1.07	0.228	1.15	0.240
	S8	0.54	0.114	0.68	0.144	0.79	0.166	0.89	0.189	0.98	0.205
	S9	0.51	0.107	0.61	0.127	0.69	0.146	0.83	0.177	0.95	0.199
16	S1-S4	4.79	1.000	4.75	1.000	4.73	1.000	4.85	1.000	4.86	1.000
	S5	5.15	1.074	5.06	1.066	5.04	1.065	5.22	1.076	5.31	1.092
	S6	0.90	0.188	0.98	0.206	1.06	0.225	1.11	0.229	1.21	0.249
	S7	0.79	0.165	0.86	0.182	0.98	0.207	1.02	0.211	1.11	0.228
	S8	0.58	0.120	0.69	0.145	0.79	0.167	0.84	0.174	0.93	0.191
	S9	0.49	0.102	0.59	0.124	0.70	0.148	0.82	0.169	0.94	0.193

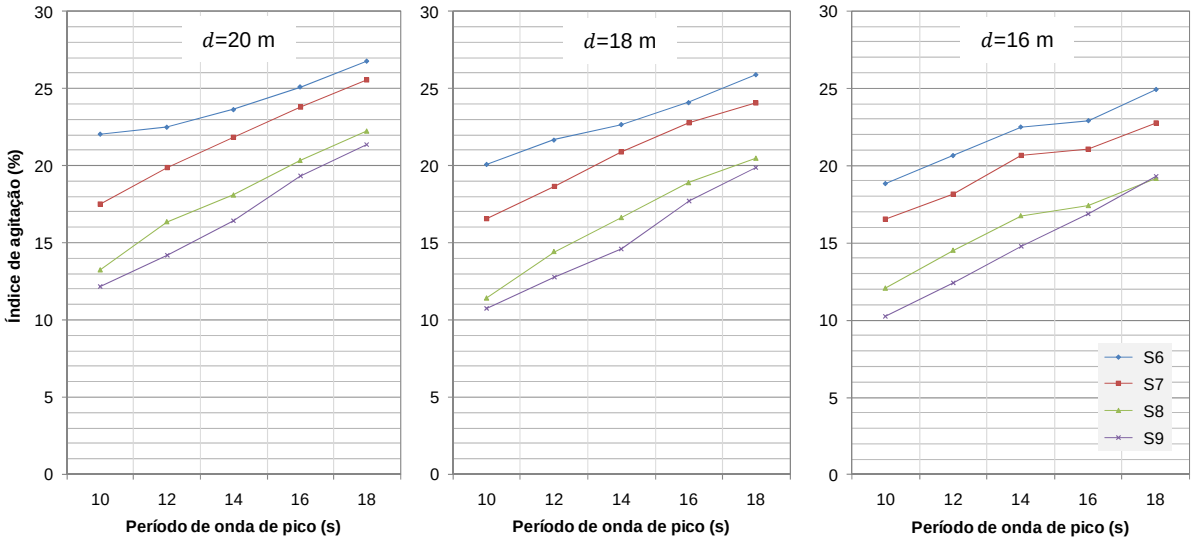


Figura G.1 – Índice de agitação (altura de onda significativa total) em função do local de instalação das sondas e do período de onda de pico, para três profundidades de água distintas: d=20 m (esquerda), d=18 m (centro) e d=16 m (direita). Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 4.5 m.

G.2. CARACTERIZAÇÃO DOS NÍVEIS DE AGITAÇÃO COM BASE NA ALTURA DE ONDA SIGNIFICATIVA DE CURTO E DE LONGO PERÍODOS

Quadro G.2 – Altura de onda significativa de curto período, $H_{S,cp}$, e índice de agitação, Υ_{cp}, em diferentes locais do modelo físico. Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 4.5 m.

d (m)	T_P (s)	10		12		14		16		18	
	Sonda	$H_{S,cp}$ (m)	Υ_{cp} (-)	$H_{S,cp}$ (m)	Υ_{cp} (-)	$H_{S,cp}$ (m)	Υ_{cp} (-)	$H_{S,cp}$ (m)	Υ_{cp} (-)	$H_{S,cp}$ (m)	Υ_{cp} (-)
20	S1-S4	4.72	1.000	4.62	1.000	4.60	1.000	4.61	1.000	4.60	1.000
	S5	5.10	1.082	5.23	1.131	5.31	1.155	4.96	1.075	4.93	1.071
	S6	0.99	0.209	0.97	0.210	1.01	0.219	1.05	0.229	1.11	0.240
	S7	0.74	0.156	0.81	0.176	0.88	0.191	0.97	0.210	1.04	0.226
	S8	0.52	0.110	0.65	0.140	0.70	0.151	0.78	0.169	0.85	0.184
	S9	0.41	0.087	0.48	0.103	0.53	0.114	0.61	0.132	0.67	0.146
18	S1-S4	4.64	1.000	4.65	1.000	4.64	1.000	4.60	1.000	4.59	1.000
	S5	4.86	1.047	4.83	1.038	4.74	1.021	4.75	1.035	4.80	1.046
	S6	0.88	0.189	0.93	0.200	0.96	0.207	1.00	0.218	1.04	0.226
	S7	0.66	0.143	0.75	0.160	0.82	0.176	0.90	0.196	0.95	0.207
	S8	0.40	0.085	0.52	0.112	0.61	0.131	0.70	0.153	0.75	0.162
	S9	0.32	0.069	0.39	0.084	0.42	0.091	0.48	0.105	0.54	0.118
16	S1-S4	4.66	1.000	4.61	1.000	4.56	1.000	4.66	1.000	4.57	1.000
	S5	4.94	1.061	4.74	1.029	4.66	1.021	4.81	1.031	4.79	1.047
	S6	0.81	0.174	0.85	0.184	0.91	0.201	0.95	0.204	0.97	0.213
	S7	0.61	0.131	0.67	0.145	0.73	0.161	0.79	0.170	0.83	0.182
	S8	0.39	0.084	0.47	0.101	0.54	0.119	0.62	0.134	0.65	0.142
	S9	0.27	0.059	0.32	0.070	0.37	0.081	0.42	0.090	0.46	0.100

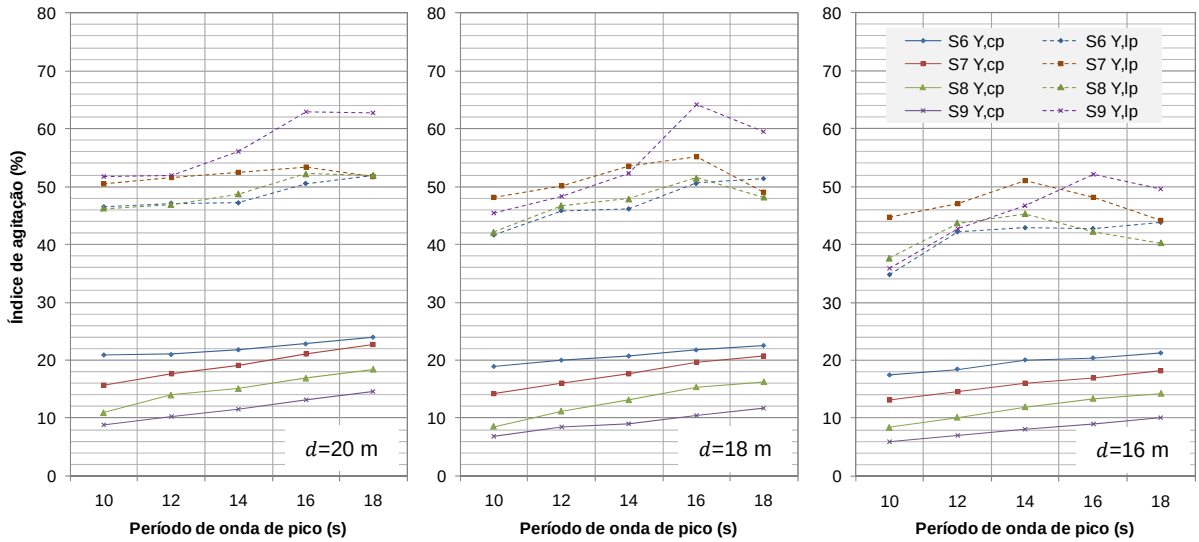


Figura G.2 – Índices de agitação associados às componentes de curto e de longo períodos em função do local de instalação das sondas e do período de onda de pico, para as três profundidades de água: d=20 m (esquerda), d=18 m (centro) e d=16 m (direita). Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 4.5 m.

Quadro G.3 – Altura de onda significativa de longo período, $H_{s,lp,}$ e índice de agitação, Υ_{lp}, em diferentes locais do modelo físico. Testes realizados para uma altura de onda significativa incidente de 4.5 m.

d (m)	T_P (s)	10		12		14		16		18	
	Sonda	$H_{s,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)	$H_{s,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)	$H_{s,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)	$H_{s,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)	$H_{s,lp}$ (m)	Υ_{lp} (-)
20	S1-S4	0.80	1.000	0.90	1.000	1.01	1.000	1.09	1.000	1.22	1.000
	S5	0.95	1.189	1.30	1.446	1.44	1.423	1.60	1.473	1.70	1.394
	S6	0.37	0.465	0.42	0.471	0.48	0.472	0.55	0.505	0.63	0.518
	S7	0.40	0.504	0.46	0.516	0.53	0.524	0.58	0.533	0.63	0.517
	S8	0.37	0.462	0.42	0.468	0.49	0.487	0.57	0.522	0.63	0.520
	S9	0.41	0.517	0.47	0.520	0.57	0.561	0.68	0.628	0.77	0.628
18	S1-S4	0.87	1.000	0.96	1.000	1.06	1.000	1.06	1.000	1.31	1.000
	S5	1.06	1.221	1.46	1.526	1.61	1.520	1.77	1.672	1.95	1.485
	S6	0.36	0.416	0.44	0.458	0.49	0.462	0.54	0.506	0.68	0.514
	S7	0.42	0.481	0.48	0.501	0.57	0.536	0.58	0.551	0.64	0.490
	S8	0.37	0.421	0.45	0.467	0.51	0.479	0.55	0.515	0.63	0.482
	S9	0.39	0.454	0.46	0.483	0.55	0.522	0.68	0.643	0.78	0.595
16	S1-S4	1.13	1.000	1.16	1.000	1.27	1.000	1.35	1.000	1.65	1.000
	S5	1.44	1.273	1.79	1.539	1.94	1.522	2.04	1.511	2.30	1.390
	S6	0.39	0.347	0.49	0.421	0.55	0.428	0.58	0.427	0.72	0.438
	S7	0.51	0.447	0.55	0.470	0.65	0.510	0.65	0.481	0.73	0.441
	S8	0.43	0.376	0.51	0.437	0.58	0.452	0.57	0.422	0.67	0.403
	S9	0.41	0.360	0.50	0.427	0.59	0.467	0.70	0.521	0.82	0.496

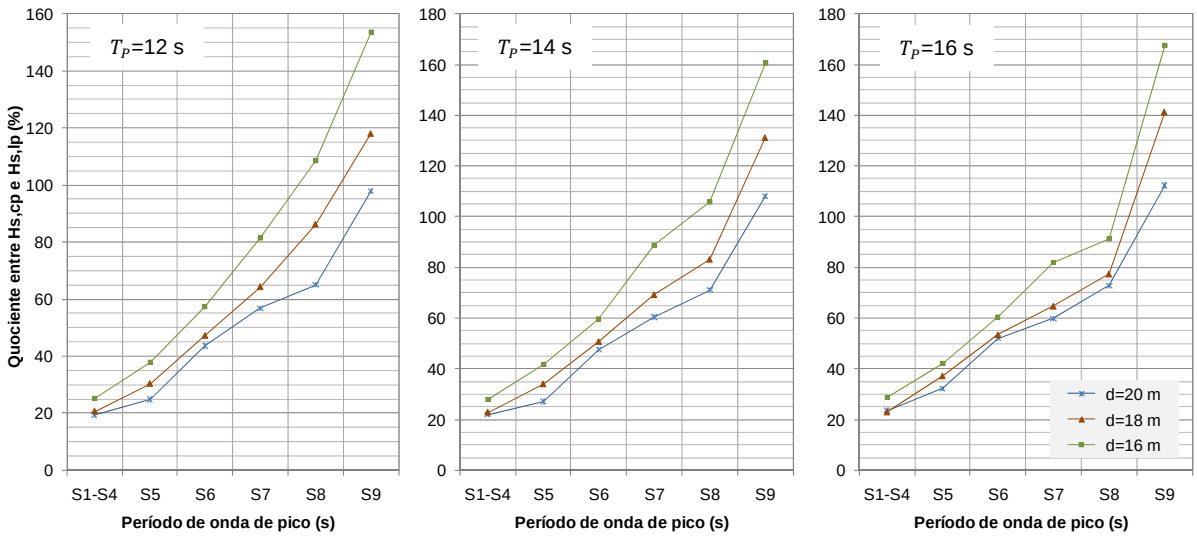


Figura G.3 – Quociente entre as alturas de onda significativas de longo e de curto períodos, em função do local de instalação das sondas e da profundidade de água, para os períodos de onda de pico de 12, 14 e 16 s.

ANEXO H

CARACTERIZAÇÃO DA ÁREA PORTUÁRIA REPRODUZIDA NA 2ª FASE DO ESTUDO. ELEMENTOS DE BASE PARA A CONSTRUÇÃO DO MODELO FÍSICO

H. CARACTERIZAÇÃO DA ÁREA PORTUÁRIA REPRODUZIDA NA 2ª FASE DO ESTUDO: ELEMENTOS DE BASE PARA A CONSTRUÇÃO DO MODELO FÍSICO

O Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões foi construído no final da década de sessenta para servir a refinaria de Leça da Palmeira. Dessa importante obra marítima destaca-se a elevação de um quebramar submerso existente (concluído em 1942), para protecção do posto de acostagem destinado à recepção dos navios de maior porte. Com efeito, o projecto do terminal de petroleiros previu a implantação do Posto "A" junto ao pé do talude interior desse quebramar submerso.

No entanto, o quebramar de taludes construído mostrou-se excessivamente vulnerável aos primeiros (grandes) temporais a que foi submetido, particularmente o seu trecho mais extremo. De facto, em maiores ou menores extensões, esse trecho da obra ficou por três vezes em estado de quase ruína, com os estragos a incidirem, especialmente, no talude em tetrápodes e na superstrutura em betão, tendo ocorrido o derrube de módulos do muro-cortina, Vera-Cruz e Carvalho, 1993. Os temporais marítimos que estiveram na origem dos estragos referidos ocorreram em 1973, 1974 e 1979. O último desses temporais terá sido o mais violento e o que causou maiores danos. Importa ainda referir que em 1972, apenas dois anos após a conclusão da obra de elevação do quebramar submerso, já se tinha procedido à recarga de 1000 tetrápodes, quando na construção desse talude tinham sido utilizados 2868 unidades.

Os trabalhos de reparação dos estragos dos temporais de 1973 e 1974 consistiram, essencialmente, na reconstituição da obra, isto é, na reposição das condições existente antes da ocorrência dos temporais. Claro que um número significativo dos elementos derrubados (ou removidos) durante esses temporais não pode ser reutilizado nas operações de reconstrução do quebramar. Nas operações de reparação dos estragos causados pelos temporais de 1973 e 1974 foram utilizados 1010 novos tetrápodes, Vera-Cruz e Carvalho, 1993. Esses trabalhos incluíram ainda o reforço do limite Sul do quebramar. Esse reforço consistiu em abandonar a aplicação de tetrápodes, que foram substituídos, abaixo da cota +1.0 m, por cubos de 40 tf, Figura H.1. Esses blocos foram encabeçados, acima da cota +1.0 m, por um pesado maciço de betão em degraus betonados '*in situ*'.

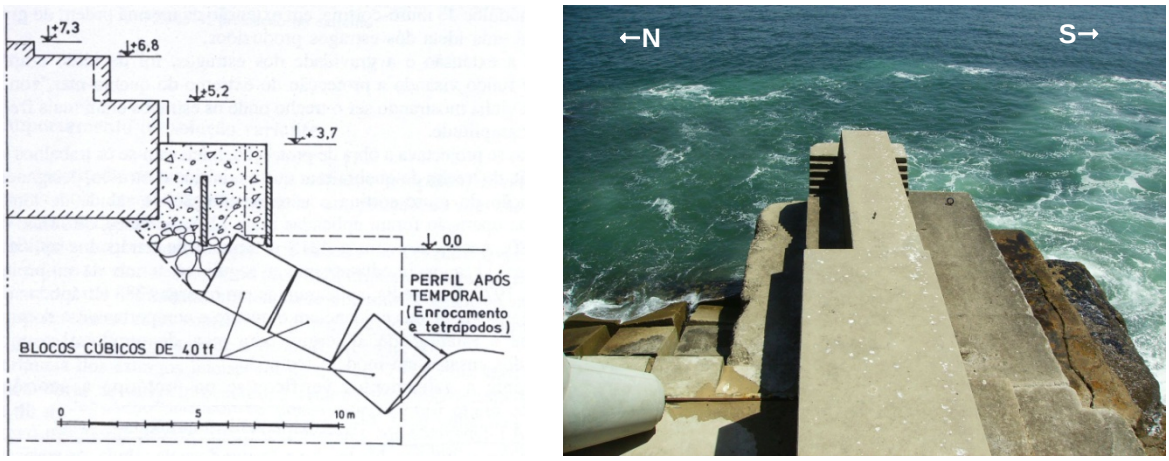


Figura H.1 – Perfil tipo utilizado na reparação do talude no extremo Sul do quebramar após o temporal de 1974, Vera-Cruz e Carvalho, 1993 (esquerda); condição do maciço de betão em degraus betonados '*in situ*', construído no âmbito dos trabalhos de reparação referidos, em Maio de 2009 (direita).

Após os temporais de 1979 foram tomadas medidas de fundo visando a protecção do extremo Sul do quebramar Norte de Leixões, de forma a melhorar as condições de segurança desse trecho da obra, Vera-Cruz e Carvalho, 1993. A intervenção que foi preconizada visava a correcção do comportamento

deficiente da obra no tocante a galgamentos do muro-cortina e à estabilidade do manto de tetrápodes. A solução executada consistiu na criação de um maciço submerso, com aproximadamente 100 m de comprimento, em frente ao trecho mais vulnerável do quebramar, Figura H.2. Essa estrutura tinha como finalidade provocar a rebentação das ondas e, assim, reduzir a intensidade da sua acção sobre esse trecho da obra principal.

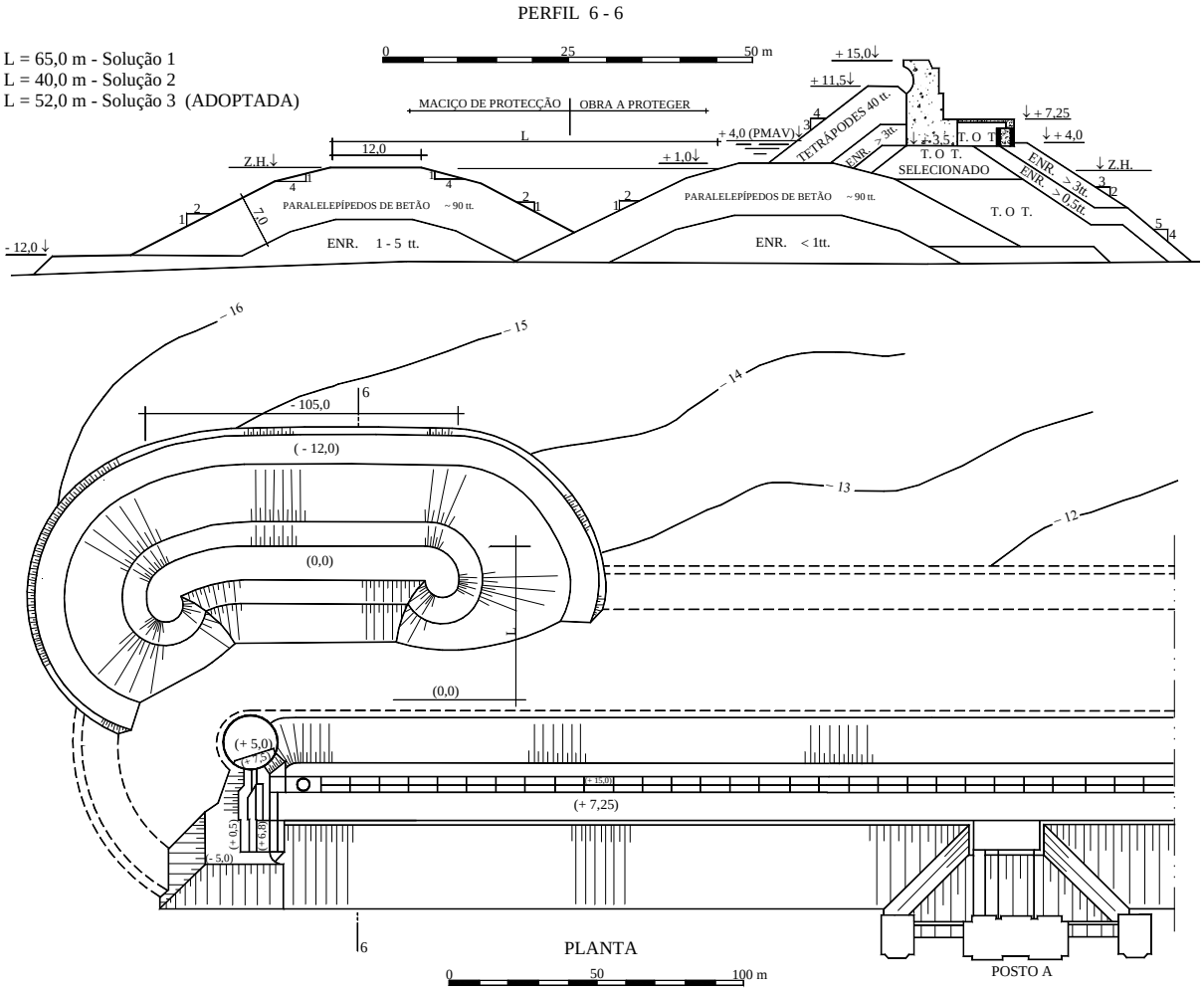


Figura H.2 – Planta e perfil da cabeça do quebramar Norte do Porto de Leixões (Vera-Cruz e Carvalho, 1993).

No que concerne à estabilidade da obra, ficou demonstrado o quanto o comportamento do protótipo divergiu, para pior, do que era expectável tendo por base os resultados dos testes em modelo físico. Em termos de galgamentos, verificou-se que grandes quantidades de água podiam galgar o quebramar no protótipo, particularmente no seu extremo Sul, próximo do maciço cilíndrico em betão. A intensidade desses galgamentos era tal que produzia, com frequência, estragos no talude interior do quebramar, Vera-Cruz e Carvalho, 1993. Assim, no trecho mais extremo desse talude, os blocos de enrocamento de peso superior a 3 tf (projecto inicial) foram substituídos por cubos de betão de 20 tf. A condição actual do talude interior na extremidade Sul do quebramar é apresentada na Figura H.3.

Figura H.3 – Talude interior do trecho final do quebramar Norte (Maio de 2009).

Na Figura H.3 é possível observar a disposição dos blocos cúbicos de 20 tf utilizados na reconstrução da extremidade Sul do quebramar Norte de Leixões, e algum do material removido deste quebramar nos temporais que antecederam a construção do maciço submerso de pré-rebentação de ondas. Com efeito, os materiais mobilizados por essas tempestades não foram completamente recuperados, tendo alguns desses destroços ficado acumulados numa área adjacente ao intradorso do quebramar Norte, local onde também existem afloramentos rochosos.

A vulnerabilidade do trecho extremo do quebramar Norte de Leixões reduziu-se com a construção do maciço submerso de pré-rebentação de ondas. De facto, as operações de recarga de tetrápodes nesse trecho do manto exterior do quebramar diminuíram de uma forma substancial após a construção dessa estrutura, tendo actualmente uma expressão residual comparativamente ao trecho não protegido da obra (e.g. trecho adjacente ao Posto "A"), IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005.

Face às sucessivas intervenções levadas a cabo no quebramar Norte ao longo dos anos, torna-se difícil fazer uma reprodução fiel das suas características actuais no modelo físico. Apesar de nos trabalhos de reparação da estrutura se ter procurado repor as características originais da obra e de as modificações introduzidas ao projecto inicial terem sido documentadas, é quase sempre inviável fazer a recuperação total do material removido da estrutura principal durante as situações de temporal, que assim acaba por ficar depositado junto ao pé de talude da obra e, de certa forma, por contribuir para o aumento da sua estabilidade. Na reprodução da batimetria da área envolvente (próxima) à cabeça do quebramar Norte foi utilizado um levantamento hidrográfico de Julho de 2008, que abrangeu o Posto "A", o muro cortina e a testa do quebramar.

A Figura H.4 mostra o Quebramar Norte de Leixões numa situação em que o nível de maré é próximo de uma baixa-mar de águas vivas, permitindo assim evidenciar uma zona de afloramentos rochosos e de acumulação de materiais removidos da estrutura principal, e o maciço submerso de pré-rebentação de ondas.

Figura H.4 – Quebramar Norte do Porto de Leixões (vista aérea).

Durante a preparação da segunda fase do estudo em modelo físico foram solicitados à Administração dos Portos do Douro e Leixões, SA, alguns elementos para a caracterização do Posto "A" e da sua área envolvente. Esses elementos, referentes a três áreas portuárias distintas (Figura H.5), serviram de base à construção do modelo testado na segunda fase do estudo, e incluíram as seguintes peças desenhadas e levantamentos topo-hidrográficos:

- peças desenhadas do projecto inicial e da situação actual da cabeça do quebramar Norte de Leixões, incluindo o quebramar submerso de pré-rebentação de ondas (área 1);
- peças desenhadas da zona do enraizamento do quebramar Norte (área 2), incluindo o trecho final do antigo quebramar Norte. Levantamentos topo-hidrográficos recentes da "Prainha" situada entre essas duas estruturas;
- peças desenhadas do trecho do molhe Sul assinalado na área 3 da Figura H.5, em particular do extradorso da estrutura;
- levantamentos topo-hidrográficos de toda a área envolvente ao Posto "A", incluindo o intradorso e o extradorso do quebramar Norte e a da Praia de Matosinhos (os mais actualizados).

Figura H.5 – Vista aérea do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões.

A Figura H.6 tem interesse histórico, referindo-se a um estudo em modelo físico do Porto de Leixões, realizado no LNEC em 1970.

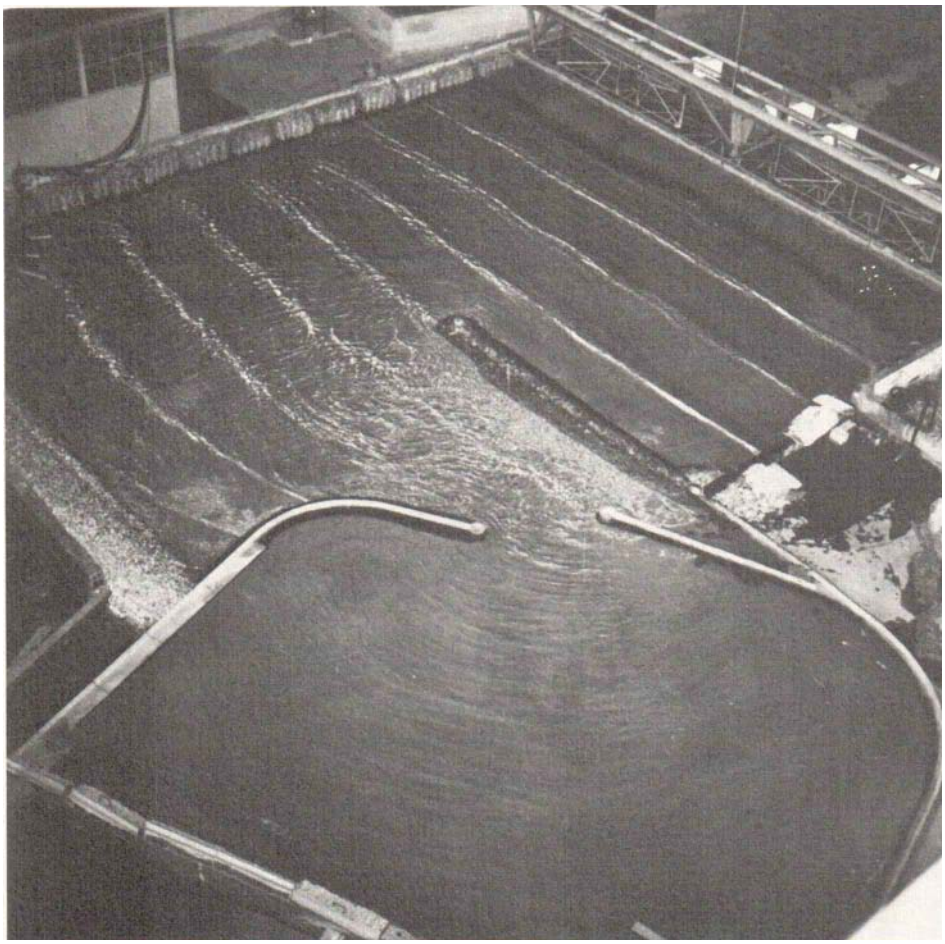


Figura H.6 – Estudo em modelo físico do Porto de Leixões no LNEC em 1970.

Nas páginas seguintes, após a caracterização, com base em elementos fotográficos recentes (Maio de 2009), de algumas áreas do Terminal de Petroleiros do Porto de Leixões com relevância para o presente trabalho, são apresentadas algumas das peças desenhadas e dos levantamentos topo-hidrográficos que foram disponibilizados pela Administração dos Portos do Douro e Leixões, SA.

ELEMENTOS FOTOGRÁFICOS

Figura H.7 – Talude interior, em blocos de enrocamento, do quebramar Norte de Leixões: trecho entre o Posto "A" e a cabeça da estrutura (esquerda), trecho extremo do quebramar (direita).

Figura H.8 – Testa da cabeça do quebramar Norte de Leixões: vista frontal do maciço em degraus (esquerda), remate do talude exterior em tetrápodes com o maciço cilíndrico de betão (direita).

Figura H.9 – Extremidade do antigo quebramar Norte de Leixões (superior). "Prainha" situada entre o trecho extremo do antigo quebramar Norte e o enraizamento do actual quebramar Norte de Leixões (inferior).

Figura H.10 – Talude exterior do molhe Sul do Porto de Leixões: entrada do anteporto.

Figura H.11 – Vista do enraizamento (esquerda) e da extremidade (direita) do actual quebramar Norte de Leixões a partir do Posto "A" do Terminal de Petroleiros.

Figura H.12 – Vista do Posto "A" a partir da extremidade Sul do quebramar Norte de Leixões (esquerda); zona de afloramentos rochosos e de acumulação de materiais removidos da estrutura principal do quebramar durante os temporais mais violentos (direita).

PEÇAS DESENHADAS E LEVANTAMENTOS HIDROGRÁFICOS DISPONIBILIZADOS PELA APDL, S.A.

MACIÇO DA CABEÇA DO QUEBRAMAR NORTE DE LEIXÕES

(Administração dos Portos do Douro e Leixões. Projecto do Quebramar de Leixões. Reparação da testa. Planta de definição do arranjo dos caixotões e cortes de definição. Sociedade de Empreitadas Somague, S.A.R.L. Desenhos nº 469/105 e 469/106 de 02/07/1973)

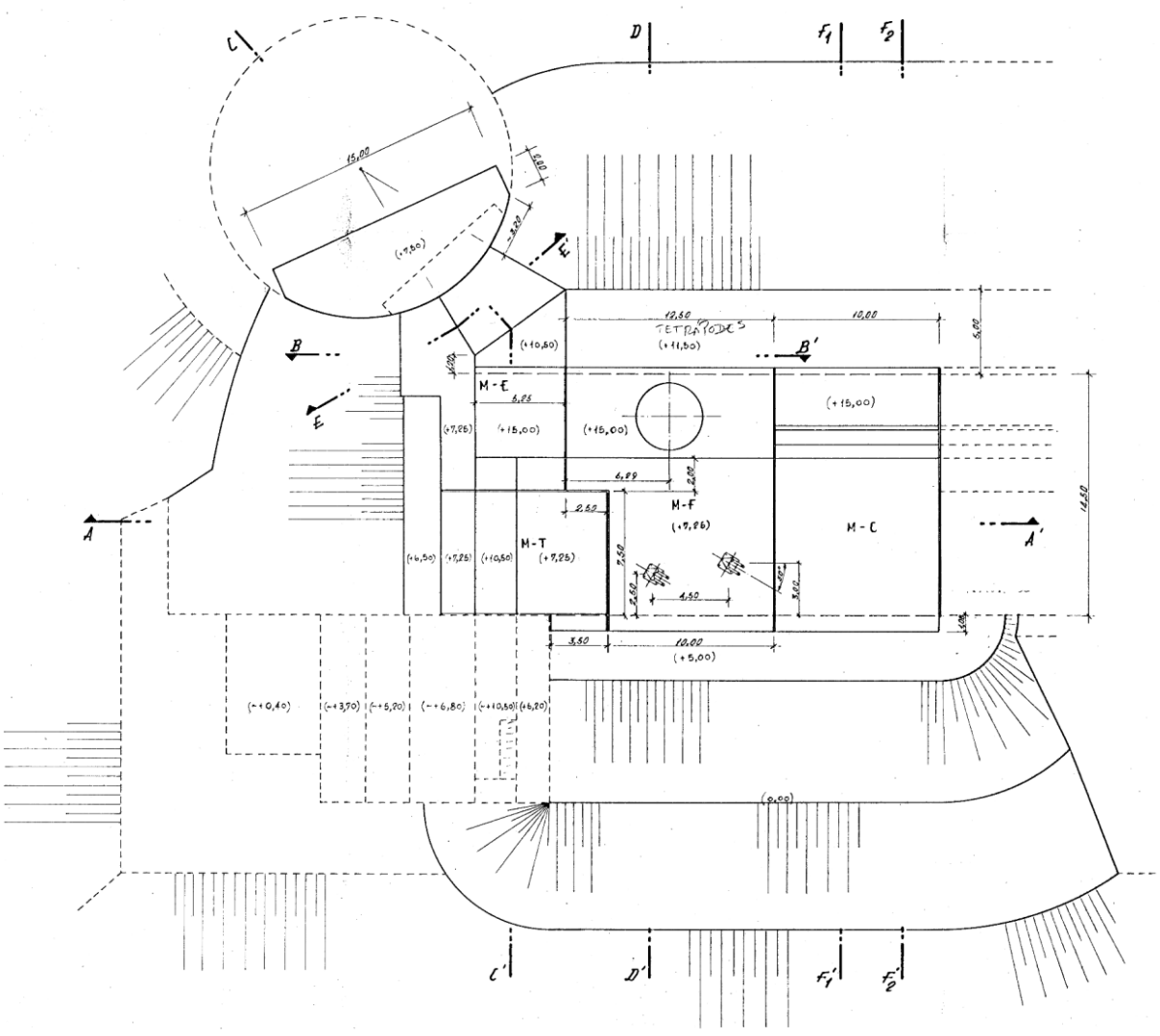


Figura H.13 – Planta de definição do arranjo dos caixotões. Desenho nº469/105 de 02/07/1973. Sociedade de Empreitadas Somague, S.A.R.L.

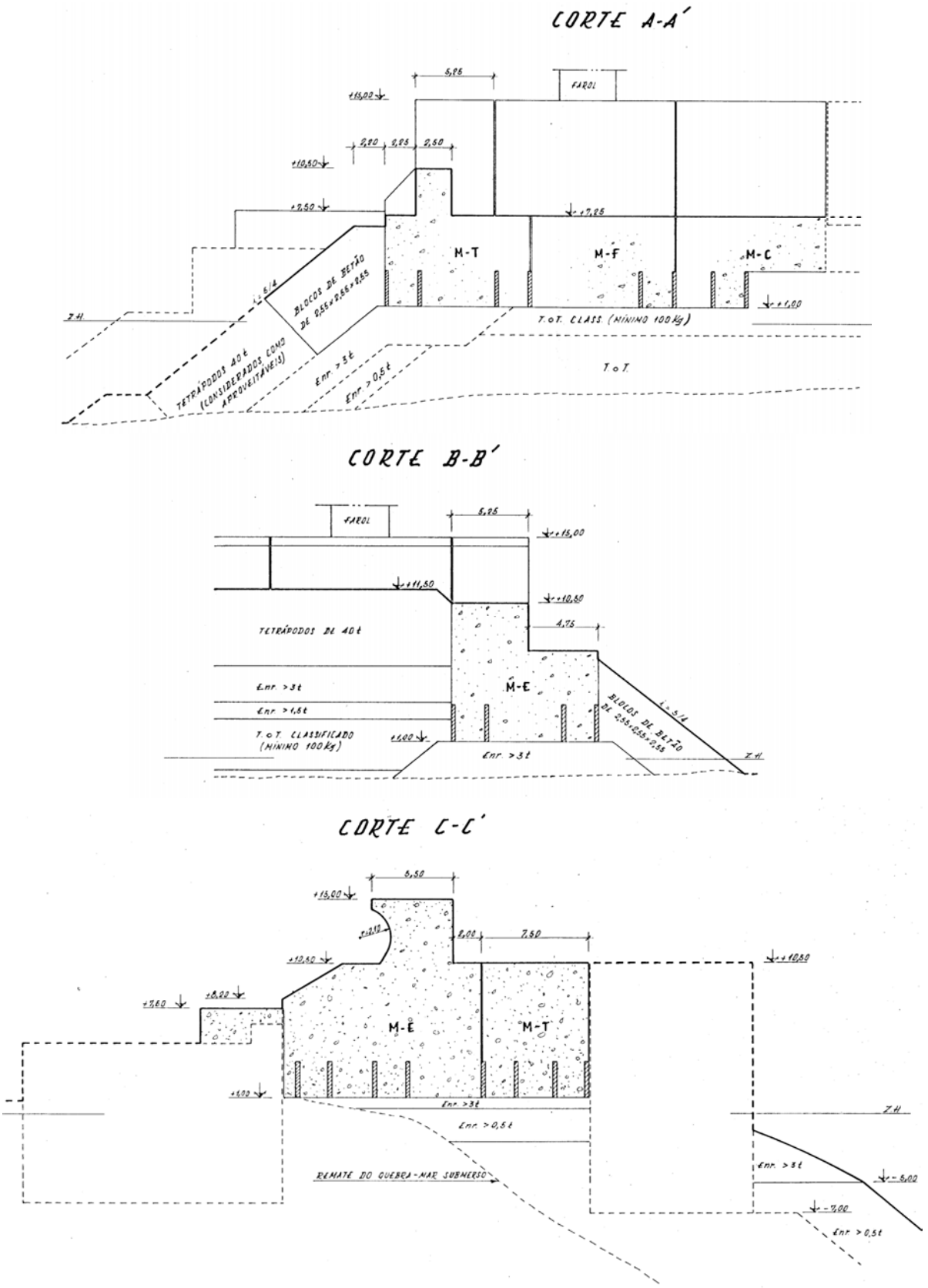


Figura H.14 – Cortes de definição A, B e C. Desenho nº469/106 de 02/07/1973.
Sociedade de Empreitadas Somague, S.A.R.L.

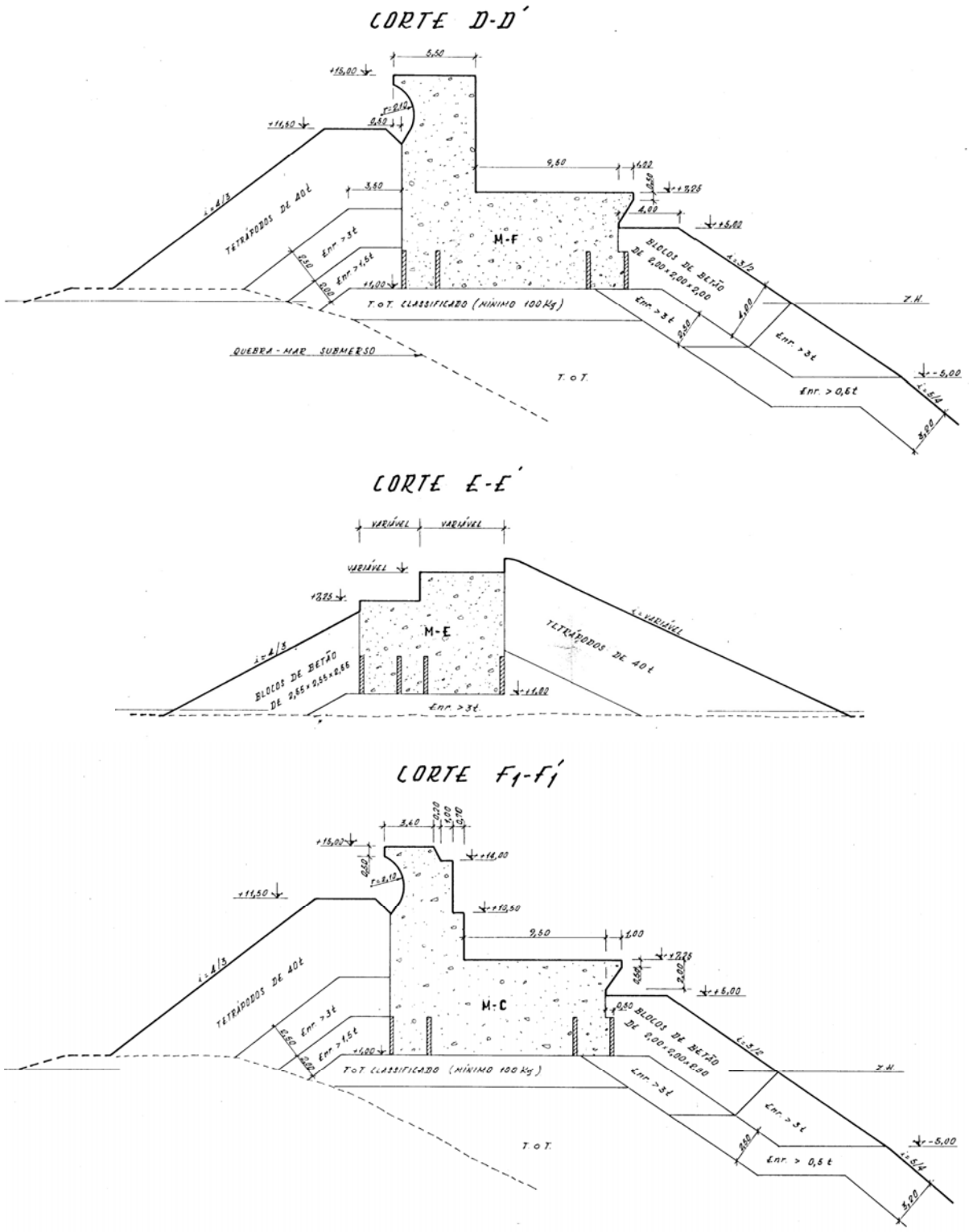


Figura H.15 – Cortes de definição D, E e F1. Desenho nº469/106 de 02/07/1973.
Sociedade de Empreitadas Somague, S.A.R.L.

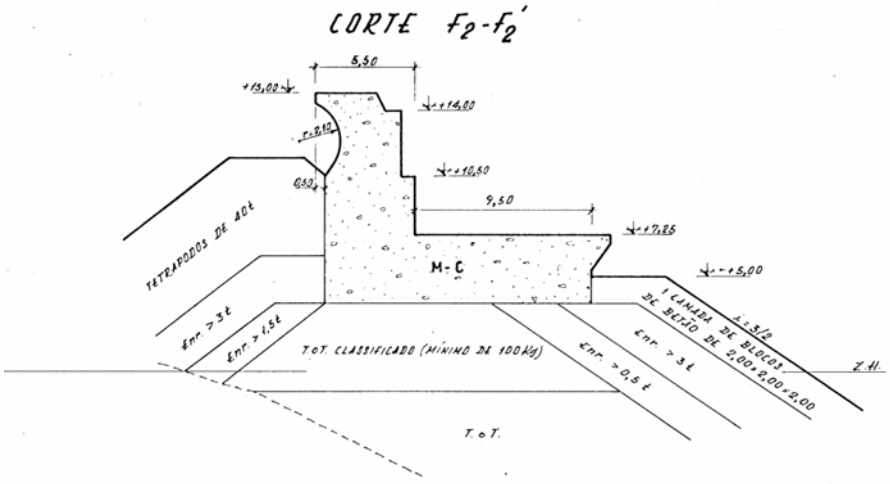


Figura H.16 – Corte de definição F2. Desenho nº469/106 de 02/07/1973.
Sociedade de Empreitadas Somague, S.A.R.L.

ANTIGO QUEBRAMAR NORTE DE LEIXÕES

(Administração dos Portos do Douro e Leixões, Direcção dos Serviços Técnicos. Quebramar Norte. Perfil transversal tipo. Desenho nº 218-A de 11/02/1956)

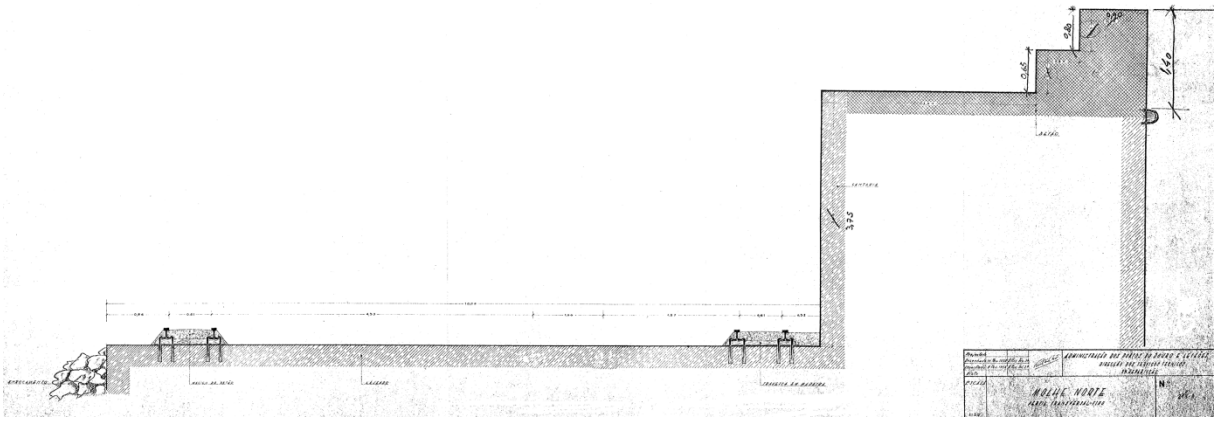


Figura H.17 – Perfil transversal tipo do (antigo) Quebramar Norte. Desenho nº 218-A de 11/02/1956.

ANTIGO QUEBRAMAR NORTE DE LEIXÕES

(Administração dos Portos do Douro e Leixões, Direcção dos Serviços de Produção e de Obras, Divisão de Obras. Protecção exterior do molhe Norte com blocos de 45 tf em 1980. Perfil tipo. Desenho nº 3341/3 de 07/07/1980)

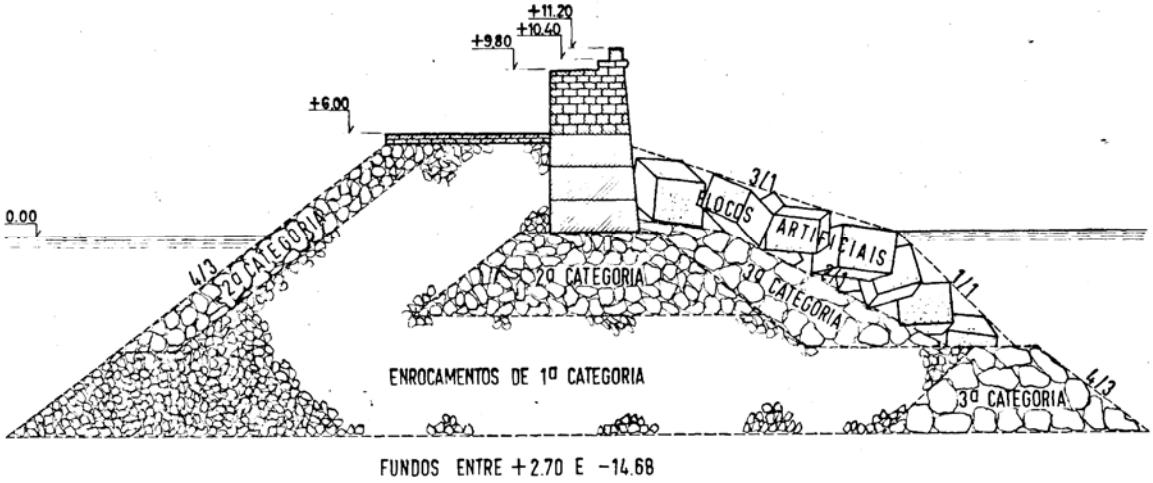


Figura H.18 – Protecção exterior do molhe Norte com blocos de 45 tf. Desenho nº 3341/3 de 07/07/1980.

MOLHE SUL DE LEIXÕES

(Administração dos Portos do Douro e Leixões, Direcção dos Serviços Técnicos, 5ª Repartição. Cabeça do molhe Sul. Vistoria com mergulhador em 30-1-1963. Desenho nº 2856/1 de 20/02/1963)

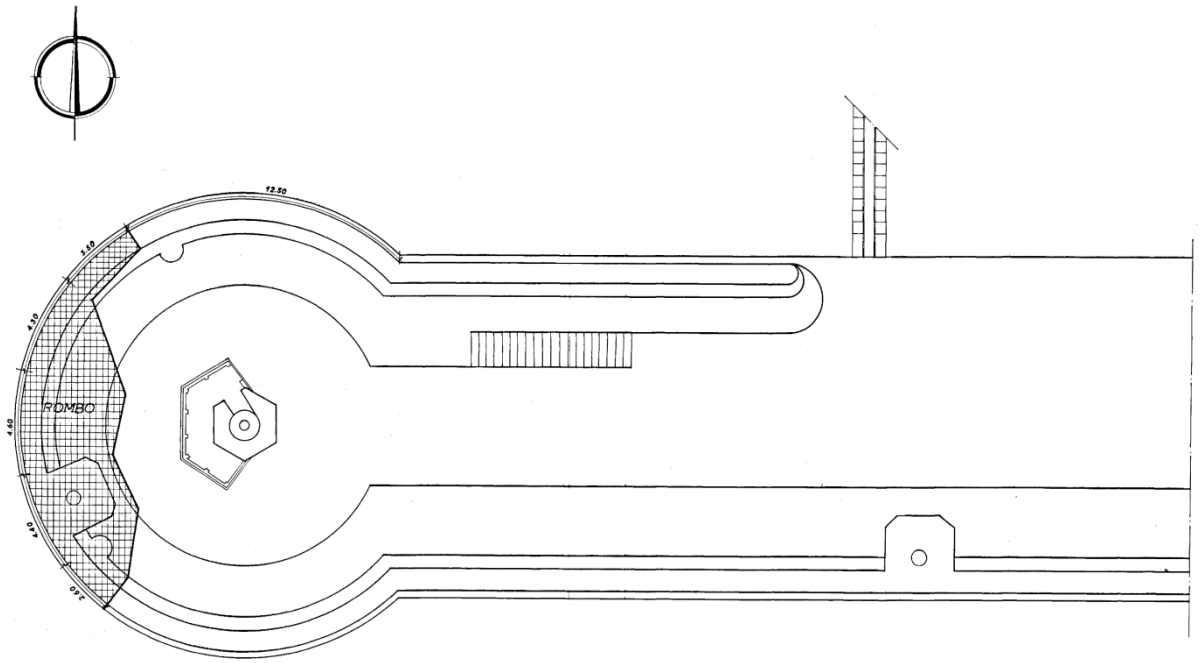


Figura H.19 – Cabeça do molhe Sul. Vistoria com mergulhador. Desenho nº 2856/1 de 20/02/1963.

MOLHE SUL DE LEIXÕES

(Administração dos Portos do Douro e Leixões, Gabinete de Projectos e Obras. Perfis Tipo das Estruturas Existentes. Molhe Sul. Desenho nº 3863 de 02/10/2007)

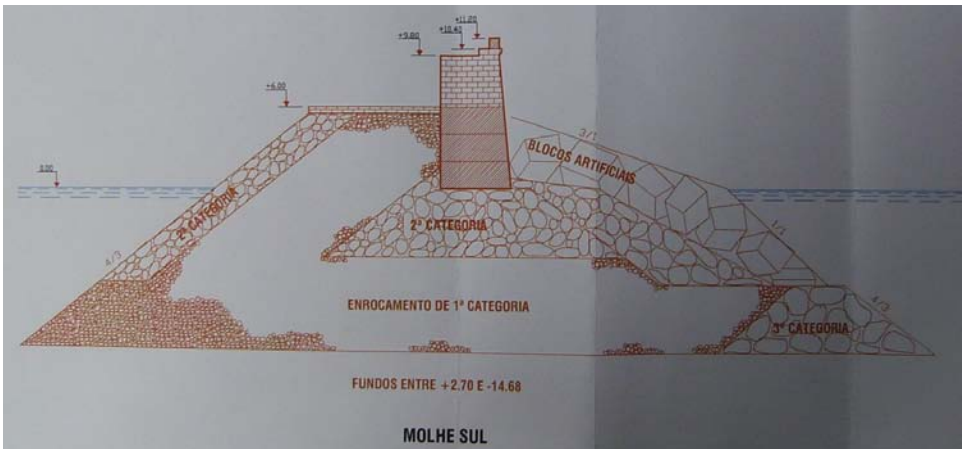


Figura H.20 – Perfil transversal do molhe Sul. Desenho nº 3863 de 02/10/2007.

LEVANTAMENTOS HIDROGRÁFICOS

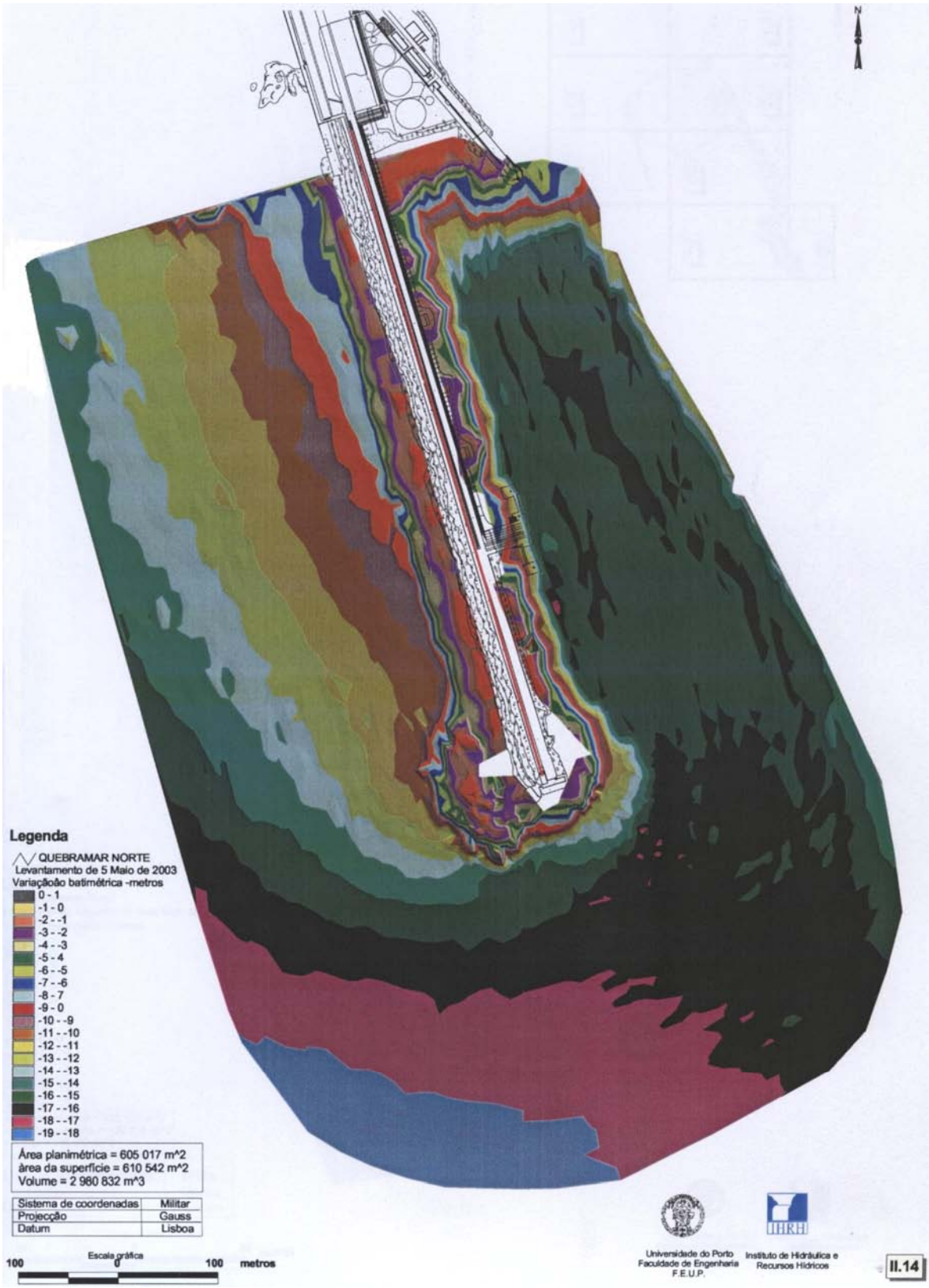


Figura H.21 – Levantamento hidrográfico da área envolvente ao quebramar Norte de Leixões (incluindo a "Prainha") de 5 Maio de 2003, IHRH-FEUP/CEHIDRO-IST, 2005.

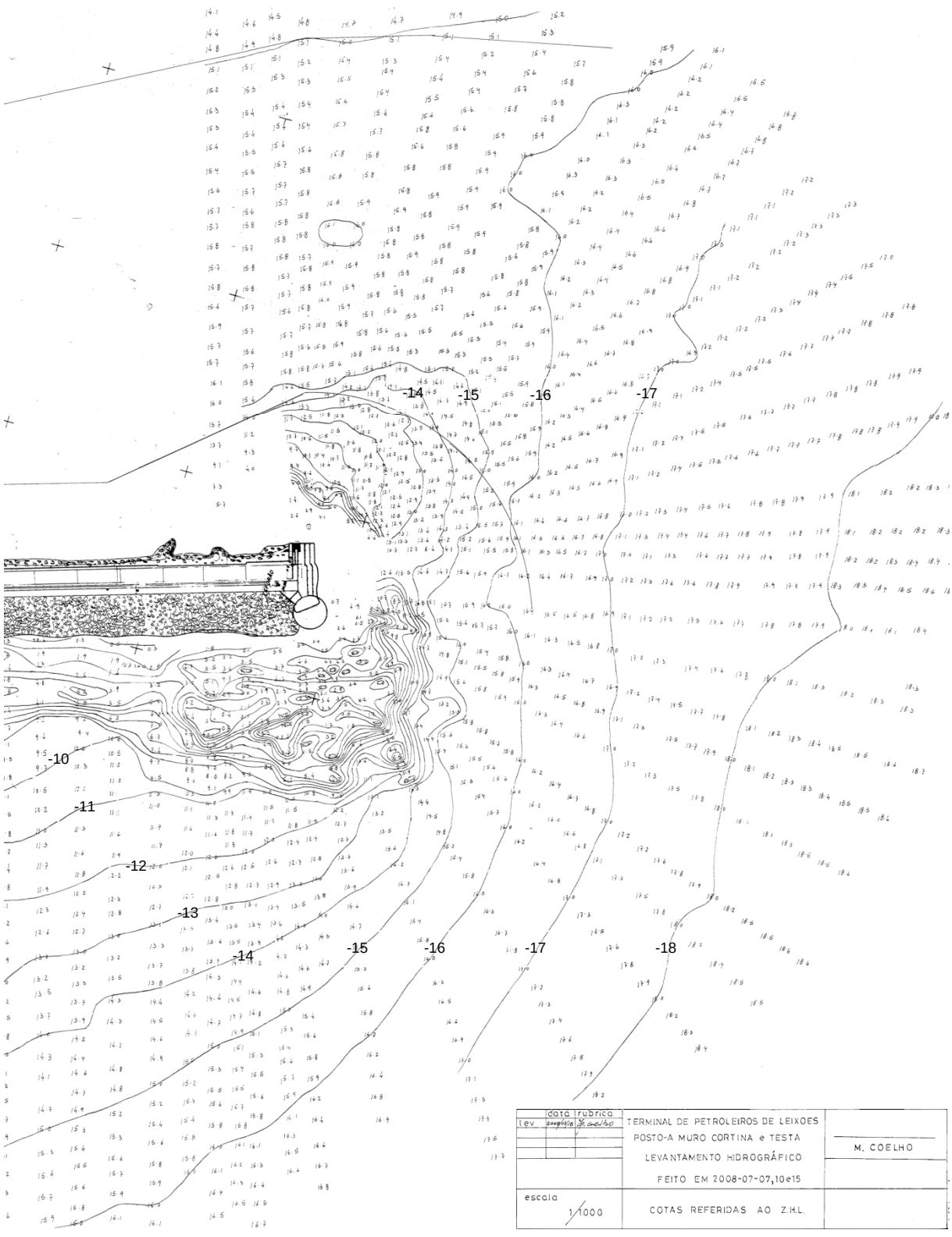


Figura H.22 – Levantamento hidrográfico da área envolvente ao quebramar Norte de Leixões, incluindo o Posto "A", o muro cortina e a testa do quebramar. Levantamento realizado em Julho de 2008 (nota: apenas uma parte do levantamento é apresentado na figura).

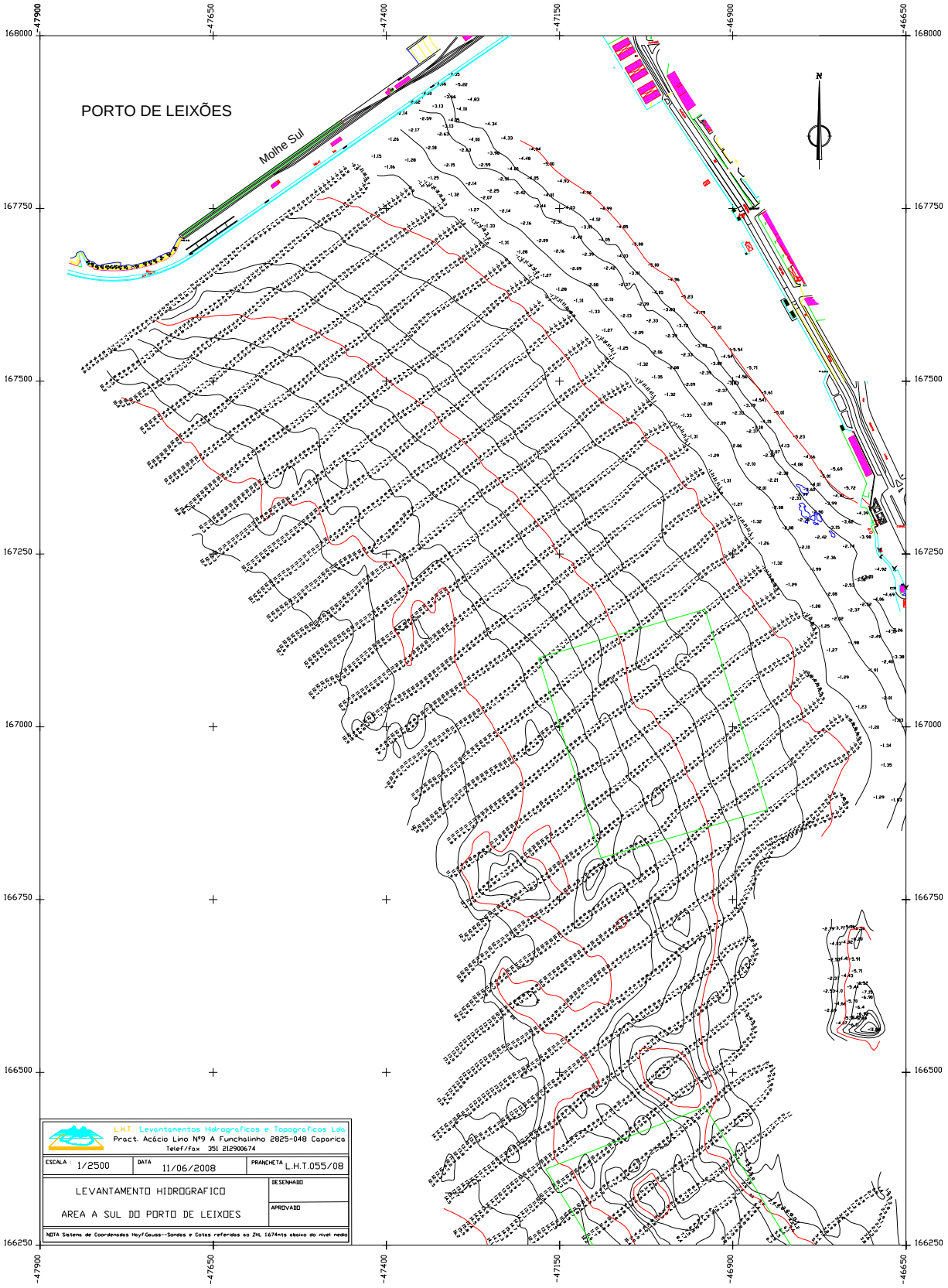


Figura H.23 – Levantamento hidrográfico da área a Sul do Porto de Leixões (Praia de Matosinhos) de 11 Junho de 2008 (nota: apenas uma parte do levantamento é apresentado na figura).

ANEXO I

ERRO DE PROGRAMAÇÃO DETECTADO NO SOFTWARE HR WAVEDATA, V2.13

I. ERRO DE PROGRAMAÇÃO DETECTADO NO SOFTWARE HR WAVEDATA V.2.13

I.1. INTRODUÇÃO

O sistema de medição das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas foi apresentado na secção 4.6. Na descrição desse sistema foi feita referência ao facto de ter sido detectado um erro (*bug*) nos algoritmos de uma das três rotinas base que constituem o *software* de aquisição e análise de dados *HR WaveData v.2.13*, desenvolvido pela *HR Wallingford, UK*. Este anexo tem como objectivo fazer uma breve descrição desse erro de programação (nunca antes detectado), das suas reais implicações no trabalho realizado (pouco significativas) e do modo como as mesmas foram corrigidas. O erro detectado consistia, muito genericamente, numa (pequena) 'transferência' do sinal de voltagem registado por um dos canais do sistema de aquisição (canal 20) para os quatro canais seguintes.

Como a causa do erro detectado era inicialmente desconhecida, após contacto com a equipa técnica da *HR Wallingford*, foi realizada uma série de testes ao equipamento para tentar eliminar/excluir algumas das suas causas mais prováveis, nomeadamente uma verificação exaustiva das ligações entre as várias componentes de *hardware* do sistema de aquisição de forças e do funcionamento dessas componentes, usando equipamentos e componentes disponibilizados pela *HR Wallingford*. Depois de se ter concluído que o problema detectado não podia estar relacionado com as componentes de *hardware*, e após se ter procedido à reinstalação do *software*, foi enviado um engenheiro da equipa técnica da *HR Wallingford* (em Junho de 2009) para efectuar alguns testes adicionais ao sistema, tendo concluído que se tratava, efectivamente, de um erro de programação num dos algoritmos do *software HR WaveData v.2.13.*

Na impossibilidade de o problema detectado ser corrigido, foi instalado no PC de aquisição do tanque de ondas do LH da FEUP o *software HR DAQ v1.5r3*, à data ainda em fase de desenvolvimento, mas que iria substituir, num curto espaço de tempo, o sistema de aquisição *HR WaveData v.2.13*. O facto de se ter tratado de um problema de *software*, como se explica posteriormente, permite que os registos adquiridos pelo sistema possam ser corrigidos, com relativa facilidade, na fase de pós-processamento desses dados.

I.2. DESCRIÇÃO SUMÁRIA DO SISTEMA E DO PROBLEMA

As Figuras 4.2 e 4.4 apresentam o organigrama de funcionamento integrado dos diferentes sistemas de aquisição utilizados no presente trabalho experimental. O sistema de medição das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas, tal como o sistema de medição de movimentos de navios amarados baseado na aplicação de seis sensores laser de deslocamentos, foi integrado no sistema de aquisição de agitação marítima, podendo partilhar os mesmos *softwares* de aquisição e de análise de dados, Figura 4.4. Na secção 4.6.2.1 foi apresentado o funcionamento do sistema de medição de forças, que inclui um conjunto de dez transdutores de força. O Quadro 4.28 mostra a correspondência entre os conversores USB e os canais do sistema de aquisição *HR WaveData v2.13* utilizados por cada um dos transdutores de força (canais 17 a 26).

O *software HR WaveData*, embora permita fazer a aquisição de vários tipos de sinais, foi desenvolvido a pensar, essencialmente, na aquisição e na análise de registos de agitação marítima. Esse *software* é composto por três módulos que permitem: a calibração do sistema de medição de níveis hidrodinâmicos, a aquisição de dados, e o processamento e a análise desses dados (secção 4.4.4). Após ter sido realizado um conjunto de testes de diagnóstico concluiu-se que o erro de programação se encontrava no módulo de calibração das sondas de níveis hidrodinâmicos (independente dos restantes), e que estava limitado a cinco dos dez canais utilizados pelos transdutores de força (canais 20 a 24). Consequentemente, esse

erro não teve qualquer influência nos resultados das medições das condições de agitação marítima, uma vez que as sondas de níveis hidrodinâmicos apenas podem utilizar os canais 1 a 16.

Contudo, o módulo de calibração das sondas de níveis hidrodinâmicos, como permite a monitorização contínua dos sinais adquiridos pelos vários canais que constituem o sistema de aquisição, foi utilizado para efectuar a leitura do sinal enviado pelos transdutores de força, não apenas durante as operações de ajuste das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração do navio, mas também na definição dos valores de repouso (i.e. das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas antes do início de cada teste). Os valores de repouso e os factores de calibração dos vários equipamentos são gravados num ficheiro de calibração, que é posteriormente utilizado no processamento dos registos (voltagens) adquiridos pelo módulo de aquisição de dados propriamente dito.

O problema identificado manifestava-se da forma esquematizada na Figura I.1. Por exemplo, com os dez transdutores de força ligados ao sistema de aquisição, quando eram aplicadas forças de grandeza crescente apenas no transdutor de força 4 (TF 4), os registos observados no módulo de calibração do *software HR WaveData v2.13* mostravam que aproximadamente 7.7% da voltagem medida por esse transdutor era transferida para os transdutores de força 5, 6, 7 e 8.

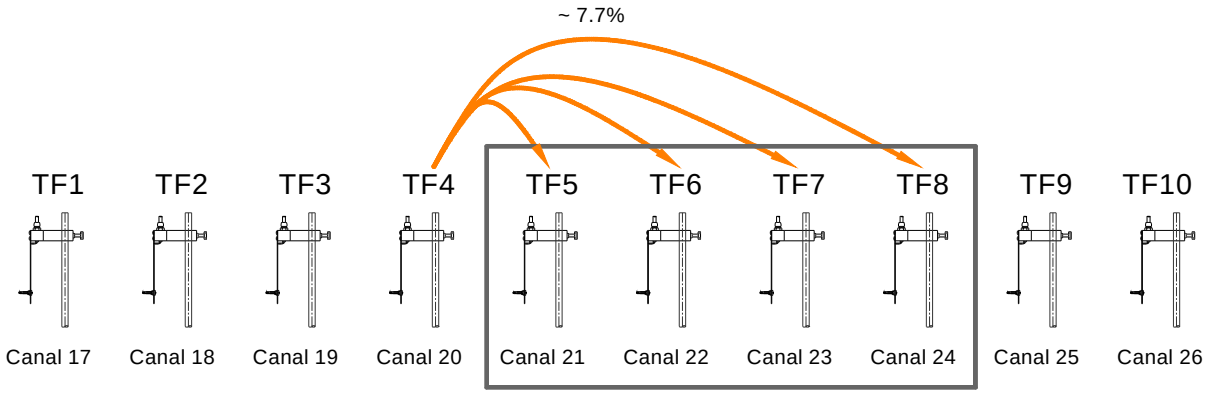


Figura I.1 – Esquematização do problema identificado no *software HR WaveData*, *v2.13*.

No entanto, quando eram solicitados, individualmente, os transdutores de força com os números 5, 6, 7 ou 8, não ocorria transferência de voltagem desses transdutores para o TF 4, ou entre eles. Verificações adicionais permitiram concluir que a voltagem efectivamente transferida do TF 4 para os TF 5 a TF 8 era igual a aproximadamente 7.7% da diferença entre as voltagens reais medidas por esses sensores. Por outro lado, quando os transdutores de força 5 a 8 eram solicitados individualmente, e apesar de não haver transferência de voltagem para o TF 4, as voltagens medidas nesses transdutores eram aproximadamente 7.7% superiores às reais.

O Quadro I.1 apresenta os factores de calibração dos vários transdutores de força utilizados no estudo. Os valores relativos às calibrações 1 e 2 foram determinados em duas alturas distintas com o *software HR WaveData v2.13*. Os factores de calibração corrigidos foram determinados com base nas leituras de voltagem efectuados com o *software DAQ v1.5r3*. Todas as calibrações foram realizadas com base na metodologia que foi apresentada na secção 4.6.2.2. Os resultados apresentados no Quadro I.1 são consistentes com as explicações já apresentadas.

Quadro I.1 – Factores de calibração dos elementos do sistema de amarração do navio (no modelo).

Canal HRW	Transdutor de Força	Elemento do sistema de amarração do navio	Factores de calibração		
			Calibração 1	Calibração 2	Corrigidos
17	TF 1	Cabo de Amarração 1	0.8596	0.8665	0.8635
18	TF 2	Cabo de Amarração 2	0.8469	0.8601	0.8568
19	TF 3	Cabo de Amarração 3	0.8710	0.8784	0.8769
20	TF 4	Cabo de Amarração 4	0.8490	0.8521	0.8470
21	TF 5	Cabo de Amarração 5	0.9298	0.9295	0.8606
22	TF 6	Cabo de Amarração 6	0.9231	0.9334	0.8583
23	TF 7	Cabo de Amarração 7	0.9237	0.9358	0.8620
24	TF 8	Cabo de Amarração 8	0.9190	0.9319	0.8573
25	TF 9	Defensa 1	0.8284	0.8431	0.8401
26	TF 10	Defensa 2	0.8349	0.8435	0.8406

O facto de os dez transdutores de força terem sido calibrados individualmente dificultou a identificação do problema. Contudo, logo na fase inicial de utilização desse sistema de aquisição, foram identificados alguns 'aspectos' estranhos relacionados com o funcionamento das componentes afectas à aquisição de forças. Aproveitando a deslocação ao Porto de dois engenheiros da *HR Wallingford*, foi solicitada uma verificação do sistema de aquisição e a análise das 'anomalias' detectadas, tendo sido concluído que o mesmo estava a funcionar correctamente.

Com o navio amarrado no cais e com todos os transdutores de força ligados em simultâneo, como se depreende das explicações apresentadas anteriormente, é praticamente impossível detectar o problema.

O problema apresentado e as suas verdadeiras repercussões nos resultados já adquiridos só puderam ser compreendidos durante a visita do Engenheiro Phillip Small, com a instalação do *software HR DAQ v1.5r3* e de um *software* básico (HR PMD), destinado exclusivamente à leitura do sinal enviado pelos transdutores de força. Analisando as leituras efectuadas pelos três sistemas foi possível concluir que o problema se encontrava, apenas, na rotina de calibração das sondas de níveis hidrodinâmicos e que os dados em bruto adquiridos pelo módulo de aquisição do *software HR WaveData v.2.13* eram idênticos aos adquiridos pelos outros dois *softwares*. Os factores de calibração dos transdutores de força foram também verificados (Quadro I.1).

Como foi referido anteriormente, no processamento dos dados adquiridos (i.e. em bruto), o *software HR WaveData v.2.13* utiliza os valores de repouso e os factores de calibração dos vários equipamentos. No caso dos transdutores de força 5 a 8, essa informação de base estava errada. A rotina desenvolvida em *MatLab* permite fazer a correcção das séries temporais das forças aplicadas nesses transdutores de força, determinando, numa primeira fase, os registos em bruto e, posteriormente, aplicando os valores de repouso e os factores de calibração correctos.

Considere-se que $X_{0,E}$ e $F_{cal,E}$ representam, respectivamente, o sinal medido por um dado transdutor de força com o navio numa situação de repouso e o factor de calibração desse equipamento de medição, ambos definidos com base em leituras dos valores apresentados pela rotina de calibração do *software HR WaveData v.2.13*, ainda sem terem sido corrigidos. Com base nessa informação e nos registos em bruto enviados pelo transdutor de força em análise, X_{bruto}, o *software* calcula o valor da força aplicada no transdutor no instante i, em relação ao valor de repouso, com base em,

$$X_{E,i} = \left(X_{bruto,i} - X_{0,E}\right) \times F_{cal,E} \tag{I.1}$$

Como só é possível ter acesso às séries temporais das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração depois de terem sido processadas, a rotina desenvolvida em *MatLab* determina, primeiro, a série temporal dos registos em bruto do transdutor de força com base em,

$$X_{bruto,i} = \frac{1}{F_{cal,E}}\left(X_{E,i} - X_{0,E} \times F_{cal,E}\right). \tag{I.2}$$

Utilizando o 'factor de calibração correcto' do transdutor de força, $F_{cal,c}$, é possível determinar a série temporal corrigida das forças aplicadas no transdutor em análise, em relação ao seu zero absoluto, com base em,

$$X_{C,i} = X_{bruto,i} \times F_{cal,c}. \tag{I.3}$$

A série temporal das forças aplicadas no transdutor de força relativamente ao seu valor de repouso (no caso dos cabos de amarração em relação ao valor da força de pré-tensão) é dada por,

$$X_{C0,i} = X_{C,i} - X_{C,0}. \tag{I.4}$$

em que $X_{C,0}$ representa a força aplicada no transdutor em análise, no instante inicial, depois de corrigida a correspondente série temporal. A análise estatística das forças aplicadas nos elementos do sistema de amarração do navio é efectuada, obviamente, com as séries temporais corrigidas.

No trabalho experimental efectuado foram estudadas duas condições de pré-tensão distintas (capítulo 6), tendo sido definidos intervalos de variação para as forças aplicadas nos cabos de amarração com o navio em situação de repouso (ver secção 6.2.3). No início de cada série de testes, o ajuste das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração foi efectuado com base na leitura directa dos valores apresentados pelo módulo de calibração do *software HR WaveData v.2.13*. Dadas as características do problema detectado, só muito excepcionalmente os valores das forças de pré-tensão aplicadas nos cabos de amarração (depois de corrigidas) não ficam compreendidas nos intervalos inicialmente definidos.

O sistema de medição dos movimentos do navio amarrado utilizado no presente estudo é completamente independente do sistema de medição das forças aplicadas nos cabos de amarração e nas defensas.