

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO



FEUP

Modelização, Controlo e Planeamento de Trajectórias para Veículos Aquáticos

Ana Sofia Rufino Ferreira

Dissertação realizada no âmbito do
Mestrado Integrado em Engenharia Electrotécnica e de Computadores
Major Automação

Junho de 2009

A Dissertação intitulada

“MODELIZAÇÃO, CONTROLO E PLANEAMENTO DE TRAJECTÓRIAS PARA VEÍCULOS AQUÁTICOS”

foi aprovada em provas realizadas em 17/Julho/2009

o júri



Presidente Professor Doutor Luís Paulo Gonçalves dos Reis

Professor Auxiliar do Departamento de Informática da Faculdade de Engenharia da
Universidade do Porto



Professor Doutor Luís Miguel Barros Lopes

Professor Auxiliar do Departamento de Ciência de Computadores da Faculdade de Ciências
da Universidade do Porto



Professor João Tasso de Figueiredo Borges de Sousa

Professor Assistente Convidado do Departamento de Engenharia Electrotécnica e de
Computadores da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

O autor declara que a presente dissertação (ou relatório de projecto) é da
sua exclusiva autoria e foi escrita sem qualquer apoio externo não
explicitamente autorizado. Os resultados, ideias, parágrafos, ou outros
extractos tomados de ou inspirados em trabalhos de outros autores, e
demais referências bibliográficas usadas, são correctamente citados.



Autor - ANA SOFIA RUFINO FERREIRA

Resumo

As alterações climáticas que se prevêem no nosso planeta têm realçado a urgência no estudo dos oceanos, e uma redefinição nas estratégias de manutenção da sua biodiversidade e exploração sustentadas do mesmo. Nos últimos anos tem-se visto uma crescente procura no desenvolvimento de novos veículos e tecnologias para o estudo dos oceanos, nomeadamente em actividades de inspecção, manutenção, prospecção e monitorização de estruturas, equipamentos e do meio aquático. Contudo, o sucesso destas actividades ainda carece do avanço tecnológico subaquático.

O Laboratório de Sistemas e Tecnologias Subaquáticas (LSTS) tem trabalhado no sentido de endereçar estas necessidades através de uma abordagem global de operação com múltiplos veículos. Na sua versão final, a visão do laboratório é a operação coordenada de vários veículos subaquáticos, suportados por outros veículos à superfície da água e no ar.

Esta dissertação pretende contribuir para a visão final do laboratório, através do melhoramento da plataforma de controlo de dois veículos: o *Autonomous Surface Vehicle* (ASV) *Swordfish* e o *Light Autonomous Underwater Vehicle* (LAUV). Para tal, é efectuado um estudo sobre a derivação e simplificação das equações de movimento de veículos aquáticos. São estudados e implementados filtros de navegação para estimação de estado. Procura-se identificar os modelos que traduzem o comportamento de viragem e de velocidade do veículo *Swordfish*. São definidas as técnicas de identificação, os trabalhos experimentais e os resultados obtidos.

É criado um simulador com estrutura modular que poderá ser usado por qualquer tipo de veículo do laboratório. São projectados controladores de baixo nível para o veículo LAUV. Os controladores são testados no simulador quanto à robustez face a incertezas nos parâmetros.

Numa segunda vertente, é endereçado o problema de planeamento de trajectórias óptimas, baseadas na minimização do tempo de operação. Os algoritmos são implementados através de uma *toolbox* de *Level Set Methods* (LSM) e incluem ambientes com obstáculos e outros custos para além do tempo.

Abstract

Climatic change have driven the emergency for ocean studies and for a redefinition of biodiversity maintenance and exploration strategies. In the last years, we have seen a growing need for the development of new vehicles and technologies in ocean studies. Namely, in activities such as inspection, maintenance, prospection and monitoring of aquatic life and manmade structures. However, the success of such activities still requires advances in underwater technology.

At the Underwater Systems and Technologies Laboratory (USTL), researchers have been working to address these needs through a global approach, operating multiple vehicles. The laboratory's vision is to operate several autonomous underwater vehicles cooperatively, supported by other surface and aerial vehicles.

The main goal of this dissertation is to contribute for the laboratory's vision, through the improvement of the control framework of two vehicles: the Autonomous Surface Vehicle (ASV) *Swordfish* and the Light Autonomous Underwater Vehicle (LAUV). For this reason, we study and discuss the derivation and simplification of motion equations for water vehicles. Navigation filters were implemented for state estimation. We present the techniques, experimental methods and results for model identification. The steering model and the speed equation is obtained for the *Swordfish* vehicle.

A simulator with modular structure is created in order to be used by all vehicles in the laboratory. Low-level controllers are designed for the LAUV vehicle, and tested in the simulator for robustness due to parameter inaccuracies.

The problem of optimal path planning based on minimum time operation is also addressed. Algorithms were implemented through a Level Set Methods Toolbox. Furthermore, some add-ons include path planning for environments with obstacles and other costs rather than time.

“I was like a boy playing on the sea-shore, and diverting myself now and then finding a smoother pebble or a prettier shell than ordinary, whilst the great ocean of truth lay all undiscovered before me.”

Sir Isaac Newton

Conteúdo

Resumo	i
Abstract	iii
Abbreviations	xiii
1 Introdução	1
1.1 Motivação	1
1.2 Objectivos	3
1.3 Estado da Arte	4
1.4 Estrutura da Dissertação	6
2 Equações de Movimento e Identificação	7
2.1 Equações de Movimento de Veículos Aquáticos e Subaquáticos	7
2.1.1 Equação Geral do Movimento	10
2.1.2 Sistemas de Propulsão Tradicionais	11
2.1.3 Modelos para o veículo LAUV	12
2.1.4 Modelos para Veículos de Superfície	16
2.2 Teste e Identificação de Sistemas	19
2.2.1 Testes de Veículos	19
2.2.2 Identificação de Sistemas	21
2.3 Conclusões	24
3 Testes de Identificação do Veículo <i>Swordfish</i>	25
3.1 Configuração Experimental	25
3.1.1 Descrição do Veículo	26
3.1.2 Filtros de Navegação	27
3.2 Manobras com Veículo de Superfície (ASV)	31
3.2.1 Manobras de Aceleração e Paragem	33
3.2.2 Manobras Circulares	33
3.2.3 Testes Estáticos com Propulsor	34
3.3 Identificação e Discussão de Resultados	37
3.3.1 Modelização da Corrente em Função da Tensão no Motor	38
3.3.2 Modelização da Velocidade em Função da Corrente	40
3.3.3 Modelização da Velocidade de Rotação em Função da Corrente	42
3.4 Conclusões	44

4	Simulação e Controle de Veículos Aquáticos	45
4.1	<i>USTL Control Toolbox</i>	45
4.2	Controladores de Baixo Nível	48
4.2.1	Controladores para LAUV	51
4.3	Conclusões	57
5	Planeamento de Trajectórias	61
5.1	Problema do Tempo Mínimo	61
5.1.1	Formulação do Problema	61
5.1.2	Princípio da Optimalidade	62
5.1.3	Equação de Hamilton-Jacobi-Bellman	62
5.1.4	Planeamento de Trajectórias	63
5.2	Level Set Methods	63
5.3	Level Set Methods Toolbox	64
5.3.1	Exemplo para um Sistema Holonómico	66
5.3.2	Exemplo para um Sistema de Duplo Integrador	67
5.4	Problemas Implementados na Toolbox	68
5.4.1	Ambientes com Obstáculos	69
5.4.2	Geração de Trajectórias	69
5.4.3	Problemas com Minimização de Vários Custos	72
5.4.4	Veículos com Orientação	73
5.5	Conclusões	76
6	Conclusões e Trabalho Futuro	77
6.1	Comentários ao Trabalho Realizado	77
6.2	Trabalho Futuro	79
	Referências	81

Lista de Figuras

1.1	<i>Swordfish</i> - Autonomous Surface Vehicle	2
1.2	<i>LAUV-green</i> - Light Autonomous Underwater Vehicle	2
2.1	Sistemas de Coordenadas no Referencial do Veículo e no Referencial da Terra	8
3.1	Estimação de Estado com IMU	31
3.2	Estimação de Estado com IMU e com <i>Resets</i> de GPS	32
3.3	Evolução das Variáveis numa Manobra de Aceleração com o ASV	33
3.4	Actuação Comum e Diferencial do ASV para uma Manobra Circular	34
3.5	Trajectória Circular do ASV	35
3.6	Tendência de Evolução das Variáveis no Propulsor do ASV	36
3.7	Dados de Tensão e Velocidade do ASV Utilizados para Identificação	37
3.8	Validação do Modelo de Velocidade do ASV em Função da Tensão	38
3.9	Dados de Tensão e Corrente do ASV Utilizados para Identificação	39
3.10	Validação do Modelo dos motores do ASV	39
3.11	Dados de Corrente e de Tensão do ASV Utilizados na Identificação	40
3.12	Validação do Modelo de Velocidade do ASV em Função da Corrente no Motor	41
3.13	Manobra de Aceleração e Travagem com ASV	42
3.14	Validação do Modelo de Velocidade do ASV para Actuações Negativas	43
3.15	Validação do Modelo de Viragem do ASV	43
4.1	Estrutura do Simulador	46
4.2	Simulação dos Modelos Identificados para o ASV <i>Swordfish</i>	47
4.3	Resposta do Controlador PID de <i>Heading</i> a um Degrau	52
4.4	Diagrama da Função de Saturação e Anti-Windup	53
4.5	Comparação da Resposta do Controlador PID de <i>Heading</i> a Diferentes Amplitudes	53
4.6	Resposta do SMC de <i>Profundidade</i> a um Degrau na Referência	54
4.7	Comparação da Resposta ao Degrau dos Controladores SMC e SMCI	55
4.8	Controlo de Profundidade com <i>Loop</i> de Inclinação e <i>Loop</i> de Profundidade	56
4.9	Resposta do Controlador PID de Profundidade a um Degrau	56
4.10	Comparação das Respostas do controlador PID e SMCI de Profundidade	56
4.11	Comparação dos Controladores PID e SMCI de Profundidade Face a Variações nos Parâmetros	58
4.12	Resultados da Simulação dos Controladores PID em Acção Simultânea	59

5.1	Ilustração dos <i>Level Set Methods</i>	64
5.2	Solução Numérica do Tempo Mínimo para um Veículo Holonómico . . .	67
5.3	Solução numérica do Tempo Mínimo para um Veículo Tipo Duplo Integrador	68
5.4	Ilustração da Evolução da Superfície ϕ na Presença de uma Superfície de Obstáculos	70
5.5	Solução Numérica do Tempo Mínimo num Ambiente com Obstáculos . .	71
5.6	Geração de Trajectórias para Sistema Holonómico num Ambiente com Obstáculos	72
5.7	Variação das Trajectórias com a Variação do Peso de Diferentes Custos .	73
5.8	Trajectória Óptima para um Veículo Holonómico com Dimensão não Desprezável	75

Lista de Tabelas

2.1	Coordenadas para um sistema de 6 graus de liberdade	8
3.1	Resultados dos testes de regime permanente para o sistema de propulsão .	35

Abreviaturas e Símbolos

APDL	Autoridade Portuária do Douro e Leixões
ARX	Autoregressive Exogenous
ASV	Autonomous Surface Vehicle
CPU	Central Processing Unit
DGPS	Differential Global Positioning System
EKF	Extended Kalman Filter
FMM	Fast Marching Methods
GPS	Global Positioning System
GSM	Global Systems for Mobile communications
HJ(B)	Hamilton-Jacobi(-Bellman)
IMU	Inertial Measurement Unit
KF	Kalman Filter
LAUV	Light Autonomous Underwater Vehicle
LSM	Level Set Method
LSTS	Laboratório de Sistemas e Tecnologias Subaquáticas (USTL)
PDE	Partial Differential Equation
PID	Proportional Integrative Derivative
PF	Particle Filter
SISO	Single-Input Single-Output
SMC(I)	Sliding Mode Controller (with Integral action)
SNAME	Society of Naval Architects and Marine Engineers
UKF	Unscented Kalman Filter
USTL	Underwater Systems and Technologies Laboratory (LSTS)

Capítulo 1

Introdução

1.1 Motivação

O problema das alterações climáticas tem vindo a realçar a importância do estudo dos oceanos com uma urgência sem precedentes. A manutenção da sua biodiversidade e a sua exploração sustentada são um problema de elevada importância num país como Portugal, onde a proximidade com o mar é histórica. Contudo, o nosso conhecimento dos oceanos, e dos fenómenos que neles ocorrem é ainda muito limitado. Nos últimos anos tem-se vindo a verificar uma crescente procura no desenvolvimento de sistemas e tecnologias para o acesso ao estudo e intervenção nos oceanos. Esta procura tem-se verificado em diversas áreas como por exemplo a inspecção de infra-estruturas subaquáticas (condutas, pontes, barragens), construção civil, inspecção e manutenção de cascos de navios, prospecção e exploração de recursos, manutenção e contenção de catástrofes ecológicas, instalação e manutenção de cabos de telecomunicações e de energia, monitorização e detecção remota, arqueologia subaquática, climatologia e ambiente, vulcanologia, pescas e aquacultura, entre outros. De facto, algumas destas áreas carecem ainda de resposta por parte dos investigadores envolvidos no desenvolvimento de sistemas e tecnologias subaquáticas.

A exploração dos oceanos tem vindo a ser a motivação do Laboratório de Sistemas e Tecnologias Subaquáticas (LSTS), da FEUP, através de uma abordagem global de operação com múltiplos veículos. Na sua visão final, o objectivo do LSTS é desenvolver um sistema de operação global onde vários veículos subaquáticos, de baixo custo, cooperarão entre si, em articulação com veículos à superfície da água. Estes veículos de superfície servirão de plataforma de apoio e comando aos pequenos submarinos, e poderão eventualmente receber dados e/ou comandos a partir de uma segunda plataforma de operação em terra, ou a partir de veículos aéreos não tripulados em manobras de monitorização. Nestes casos, os veículos de superfície servirão de plataforma de *gateway* entre ar, terra e

mar. Neste sentido, o LSTS tem vindo a desenvolver novos veículos autónomos em três vertentes, subaquática, de superfície e aérea. No laboratório, tem sido ainda desenvolvido todo o sistema de planeamento, comando e controlo das operações.

Os veículos do laboratório que irão ser focados nesta tese são o ASV *Swordfish* (1.1) e o LAUV (1.2). O *Swordfish* é um veículo de cerca de 4.5m, de tipo *catamaran* que opera à superfície da água. Este veículo está equipado com dois propulsores e uma *docking station* para LAUVs. Tem capacidade de comunicação por WiFi, rádio, GSM (*Global System for Mobile communications*) e modem acústico para comunicação subaquática. Para efeitos de navegação, está equipado com uma unidade de GPS (*Global Positioning System*), outra de bússola GPS, e ainda uma unidade de medição inercial (IMU) de baixo custo com bússola magnética. Pode-se ainda adicionar-lhe um sonar e uma câmara de vídeo, entre outros equipamentos. O LAUV é um protótipo para um submarino de baixo custo. Tem a forma de um torpedo, com comprimento de 110 cm e diâmetro de 16 cm. A actuação é feito por um propulsor colocado no topo de trás, e o controlo está a cargo de quatro lemes (dois horizontais e dois verticais). O seu equipamento é configurável dependendo da operação pretendida. Na sua configuração mais usual é instrumentado com um IMU de baixo custo, um sensor de profundidade, um sistema de navegação acústico LBL (*Long BaseLine Acoustic Positioning System*), GPS, GSM e WiFi.



Figura 1.1: *Swordfish* - Autonomous Surface Vehicle



Figura 1.2: *LAUV-green* - Light Autonomous Underwater Vehicle

A plataforma de planeamento, comando e controlo é definida em quatro níveis distintos: controlo de baixo nível, controlo de manobras, supervisão do veículo e supervisão da missão. A supervisão do veículo controla todas as actividades a bordo do mesmo e trata da mediação das interacções com o controlador externo dos múltiplos sistemas (supervisor da missão) e com os controladores de manobras. O supervisor do veículo aceita comandos de manobras, do controlador de manobras para o de baixo nível e, no outro sentido, passa-lhe os parâmetros para controlo. O controlador de baixo nível recebe referências de posição e atitude provenientes do controlador de manobras, e actua no veículo

através do propulsor e da deflexão dos lemes. O supervisor da missão controla e comanda a execução do plano de missão. É definido como uma estrutura de transições onde os nós são manobras e as transições são funções lógicas.

A implementação da plataforma de planeamento, controlo e comando está a cargo de três ferramentas de *software* desenvolvidas no laboratório. O *NEPTUS* é uma ferramenta distribuída de comando, controlo e comunicação para operações com múltiplos veículos em rede, outros sistemas e operadores humanos. Suporta todas as fases do ciclo de vida de uma missão, tipicamente: representação do mundo, planeamento da missão, simulação, execução e análise pós-missão. O *SEAWARE* encontra-se no nível médio das ferramentas de software e endereça o problema das comunicações em ambientes heterogéneos. Esta ferramenta adopta um sistema de publicação/subscrição de mensagens. Este sistema é definido por um conjunto de mensagens de dados anónimas trocadas entre agentes de publicação e subscrição promovendo o interface de dados entre aplicações em rede, através de vários meios de transporte (Wi-Fi, RF e acústica). O *DUNE* funciona como o sistema operativo de cada veículo. Suporta a implementação da arquitectura de controlo do veículo, de uma forma modular e eficiente, para performance em tempo real.

1.2 Objectivos

Este trabalho surge no sentido de contribuir para a visão final do laboratório, descrita em 1.1, através do melhoramento dos sistemas de navegação, controlo e simulação de dois veículos: o *Light Autonomous Underwater Vehicle* (LAUV) e o *Autonomous Surface Vehicle* (ASV) *Swordfish*. No sentido de realizar missões conjuntas com os dois veículos, os trabalhos centrar-se-ão na automatização do veículo *Swordfish*, que é ainda uma plataforma de controlo remoto. Como tal, pretende-se inicialmente criar um filtro de navegação e estimação de estado com estrutura similar à do LAUV. Posteriormente, pretende-se definir um controlador para o mesmo veículo. Para isso, serão inicialmente realizados os testes necessários para identificar o comportamento do veículo. Pretende-se realizar a identificação das equações de movimento que lhe são associadas. Estes modelos servirão de base ao dimensionamento do controlador. Com base nos modelos identificados, será ainda criado um simulador que servirá de plataforma de teste aos controladores desenvolvidos.

Numa vertente distinta, o trabalho pretende contribuir para o desenvolvimento das estruturas de controlo de alto nível também desenvolvidas no laboratório, e que se centrará no planeamento de trajetórias óptimas. Pretende-se utilizar uma *toolbox* que resolve numericamente as equações que definem este tipo de problemas.

1.3 Estado da Arte

O crescente interesse na pesquisa e exploração dos oceanos tem levado ao aparecimento de diversos tipos de tecnologias que permitem facilitar a acessibilidade a esses meios. Os veículos autónomos subaquáticos (AUVs) e os veículos remotamente operados (ROVs) surgiram com o papel de satisfazer esta necessidade. Nos últimos anos, têm surgido algumas soluções de veículos autónomos de superfície (ASVs), que servem essencialmente as operações subaquáticas. Os ASVs têm vindo a ser usados como veículo de apoio a AUVs permitindo uma maior complexidade das suas missões, ou mesmo como veículo de pesquisa, pela facilidade com que se pode acrescentar novos instrumentos à sua estrutura [1, 2].

As questões fundamentais com que os laboratórios de desenvolvimentos se têm deparado são a arquitectura dos veículos, modelização, navegação, controlo e planeamento de missões, e comunicações.

Na última década, têm sido desenvolvidos AUVs com diversas formas, tamanhos, e sistemas de controlo. Os mais comuns são os veículos que apresentam formas cilíndricas e delgadas, em que o sistema de propulsão é realizado por uma hélice instalada na parte de trás e o sistema de controlo de direcção e profundidade é feito pela deflexão de lemes tanto na vertical como na horizontal [3]. Já os ROVs apresentam uma forma mais paralelepípedica sendo que o controlo de posição é realizado pela actuação de hélices em funcionamento diferencial, e/ou orientadas segundo os três eixos do veículo [4]. Nos ASVs, as soluções típicas passam pelas embarcações de casco único em que a actuação é feita por um sistema de propulsão e um leme de controlo de direcção[5]. Mais recentemente, têm-se observado algumas abordagens com veículos do tipo *catamaran*, cuja forma de controlo é normalmente realizada pela acção comum e diferencial de dois propulsores, colocados em cada um dos dois flutuadores [1, 2, 6].

Servindo como base para os estudos de simulação e controlo, têm-se verificado essencialmente dois tipos de abordagens para a modelização e identificação dos modelos: o recurso a tanques especiais equipados com braços de suporte instrumentados, e o recurso a manobras livres [7]. O recurso aos tanques especiais, dado o seu ambiente controlado, é considerado o melhor método para obter com exactidão os parâmetros hidrodinâmicos dos veículos. Contudo, é uma solução muito dispendiosa, e os investigadores procuram fazê-lo através da aquisição de dados de dispositivos de navegação por manobra livres como as de zig-zag, de aceleração e travagem, de viragem em círculo e de espiral. Tipicamente, nas aplicações de ASVs, este processo decorre por manobras livres [5, 8]. Já nas aplicações de veículos subaquáticos, e dada a sua complexidade, a abordagem não é tão consensual, recorrendo-se mais frequentemente aos tanques em ambientes controla-

dos [9]. Os métodos de Mínimos Quadrados [8] e as técnicas de Filtros de Kalman [10] são as duas abordagens mais comuns na estimação dos parâmetros dos modelos.

O sistema de navegação, que serve a malha de feedback para o sistema de controlo, envolve a estimação do estado dos veículos a partir de informação fornecida por sensores, a qual é corrompida por ruído. Em termos de instrumentação, os veículos subaquáticos são normalmente providos de GPS (quando à superfície), IMUs, bússolas magnéticas, e DVLs (Doppler Velocity Logger). Há alguns casos que, por questões económicas, não contemplam os DVLs, sendo compensados por um sistema de posicionamento acústico LBL, ou então por IMUs de melhor qualidade. Para os veículos de superfície, o consenso é maior, recorrendo-se a GPSs, IMUs e bússolas. O problema da estimação, recorre a métodos de filtragem e fusão das medidas dos vários sensores, tendo vindo a ser abordado através da teoria dos filtros de Kalman [2, 11, 12].

A maioria das técnicas de controlo de baixo nível é desenvolvida seguindo uma estrutura desacoplada do comportamento do veículo nos planos horizontal e vertical [13]. Vários resultados têm sido apresentados com recurso tanto a métodos lineares como não lineares. Os controladores PID [14, 15] e *Sliding Mode* [16, 17] são os mais comuns. O *Sliding Mode* é uma técnica não-linear que através de uma lei de comutação concede robustez à incerteza de parâmetros. O Regulador Quadrático Linear (LQR) [18], o de Lógica Difusa (*Fuzzy*) [19, 20], são também controladores bastante comuns, sendo este último uma técnica bastante popular para seguimento de trajectórias. Outras estratégias de controlo típicas para veículos aquáticos são: as técnicas por *Gain-Scheduling* que usualmente ajustam ganhos de controladores lineares em função do intervalo de operação em que se encontram; e os métodos de H_∞ [21], Controlo Adaptativo e de *Self-Tuning*, adequados em casos com variação da dinâmica do veículo no tempo, da sua carga, e de perturbações no ambiente envolvente, que tipicamente se traduzem numa variação dos seus parâmetros [22].

Ao nível da decisão e planeamento de trajectórias têm sido propostas várias técnicas de optimização. O alvo deste estudo será em técnicas de decisão com abordagem global, por programação dinâmica. Este tipo de problemas caracterizam-se pela sua divisão em pequenos subproblemas de optimização, o que permite uma formulação recursiva, e uma consequente manipulação em equações parciais diferenciais (PDEs). A resolução destas PDEs não é trivial, existindo contudo alguns métodos que permitem determinar a sua solução numérica, como os *Fast Marching Methods* e os *Level Set Methods* [23], que funcionam bem para problemas simples. A implementação destes métodos é muito laboriosa, havendo contudo algumas ferramentas já disponibilizadas por alguns investigadores [24, 25, 26].

1.4 Estrutura da Dissertação

Para além do presente capítulo de introdução, onde se pretende fazer o enquadramento dos problemas endereçados, a dissertação contém mais cinco capítulos.

No capítulo 2 é discutido o *background* para o trabalho de identificação. Começa-se por apresentar as equações de movimento de veículos aquáticos e discute-se um conjunto de simplificações para os modelos de veículos subaquáticos e de superfície. É ainda feita uma discussão sobre o tipo de testes e manobras que se realizam para a análise do comportamento dos veículos. Por fim, apresenta-se uma abordagem para a identificação destes sistemas.

Fazendo uso destas discussões, o capítulo 3 apresenta os resultados experimentais obtidos na identificação dos modelos do veículo *Swordfish*. É descrito o set-up experimental, e as manobras realizadas. É apresentado o método utilizado na identificação e são discutidos os resultados obtidos.

No capítulo 4 é descrita a estrutura do simulador criado, são apresentados os métodos para dimensionamento de controladores de baixo nível para o LAUV. São discutidos os resultados dos testes de robustez do controladores, implementados no simulador.

Numa vertente diferente, o capítulo 5 retrata o problema do planeamento óptimo de trajectórias para veículos genéricos. Neste capítulo define-se a formulação do problema para a minimização do tempo de operação. Através da utilização de uma *toolbox* de LSM é implementado um algoritmo que calcula trajectórias óptimas para certo tipo de sistemas. É ainda implementada uma solução para ambientes com obstáculos e minimização de outros custos.

Por fim, no capítulo 6, são discutidos os resultados do trabalho desenvolvido ao longo da dissertação. São também discutidas algumas direcções para trabalho futuro.

Capítulo 2

Equações de Movimento e Identificação

Neste capítulo pretende-se apresentar, de uma forma resumida, o material necessário para a modelização e identificação de veículos aquáticos.

Para tal, a primeira secção (2.1) irá incidir no estudo das equações de movimento para veículos aquáticos. Inicialmente será dada uma introdução à notação e aos sistemas de coordenadas utilizados, sendo posteriormente apresentadas as equações gerais e o significado físico das matrizes que as compõem. Algumas simplificações dos modelos são discutidas. Os modelos para o LAUV e para o ASV são apresentados em subsistemas lineares desacoplados.

Na segunda secção (2.2) é abordado o trabalho de identificação de sistemas necessário para um veículo de superfície como o ASV. Discutem-se os tipos de testes usados na determinação dos coeficientes hidrodinâmicos dos veículos. São também discutidas as técnicas de identificação de sistemas.

2.1 Equações de Movimento de Veículos Aquáticos e Subaquáticos

Variáveis de Estado: O estado de um corpo rígido é definido por 6 variáveis independentes. Três coordenadas (*surge*, *sway*, *heave*) descrevem o movimento de translação segundo x , y e z , enquanto que as outras três (*roll*, *pitch*, *yaw*) descrevem as rotações em torno dos mesmos eixos. A tabela 2.1 define a notação de coordenadas adoptada pela SNAME (*Society of Naval Architects and Marine Engineers*).

Sistemas de Coordenadas: Vários sistemas de coordenadas são tipicamente considerados quando se analisa a dinâmica de veículos aquáticos. A utilização de múltiplos referenciais deve-se à sua utilidade em diferentes problemas, ou ao facto de certos fenómenos se expressarem de uma forma natural num dado referencial. Por exemplo, em navegação preocupamo-nos em saber a posição e velocidade de um veículo em relação a um ponto na terra. Por outro lado, a direcção da força gerada pela rotação de uma hélice é considerada com mais naturalidade no referencial do veículo. No estudo destes veículos,

DOF	Movimento	Forças e Momentos	Vel.Linear e Angular	Posição e Orientação
1	Translação segundo a direcção x (surge)	X	u	x
2	Translação segundo a direcção y (sway)	Y	v	y
3	Translação segundo a direcção z (heave)	Z	w	z
4	Rotação em torno do eixo x (roll)	K	p	ϕ
5	Rotação em torno do eixo y (pitch)	M	q	θ
6	Rotação em torno do eixo z (yaw)	N	r	ψ

Tabela 2.1: Coordenadas para um sistema de 6 graus de liberdade

definem-se usualmente dois sistemas de coordenadas: um que é móvel e solidário com veículo e, portanto, designado por referencial do veículo (*body-fixed*); e outro que é fixo com a Terra, referencial da Terra (*earth-fixed*). Representados na figura 2.1.

O movimento do referencial móvel é normalmente definido em relação a um referencial

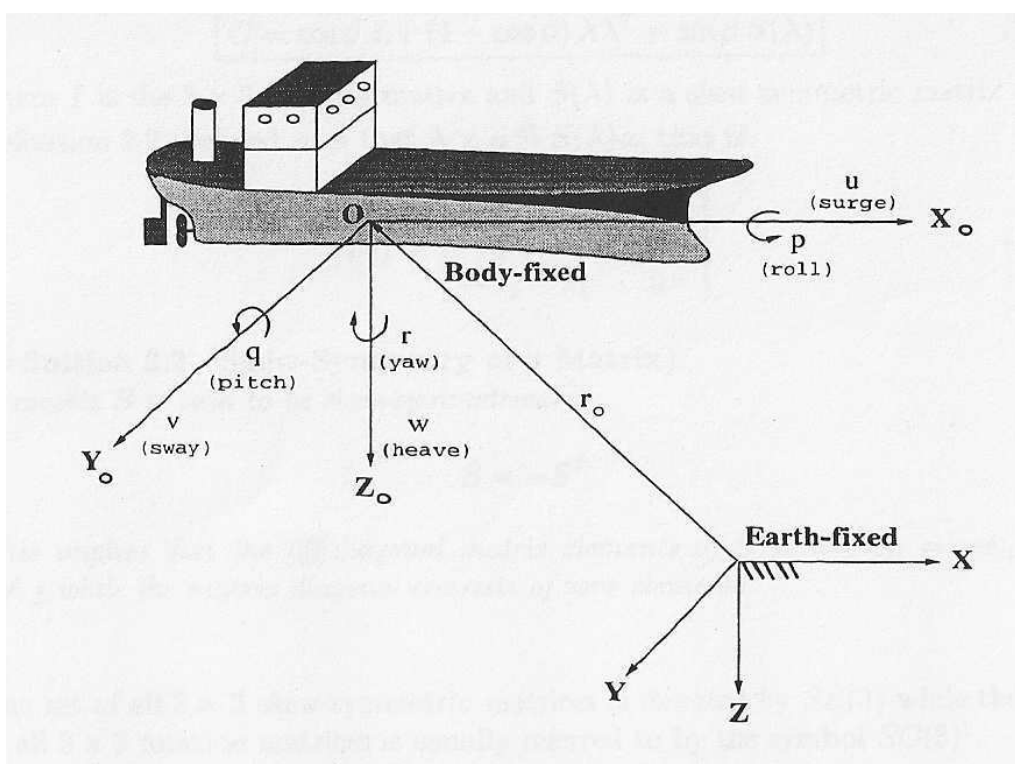


Figura 2.1: Sistemas de Coordenadas no Referencial do Veículo *Body-Fixed* e no Referencial da Terra *Earth-Fixed* (fonte: [27, pág.6])

inercial. De uma forma simplista, considera-se que o referencial da Terra XYZ é um referencial inercial. A origem do referencial móvel é normalmente definida no centro de gravidade do veículo, quando este coincide com o seu principal plano de simetria. Em veículos marítimos, os eixos X_0 , Y_0 e Z_0 do referencial solidário com o veículo coincidem com os principais eixos de inércia do mesmo:

- X_0 - eixo longitudinal (sentido: de trás para a frente)
- Y_0 - eixo transversal (sentido: para o lado direito)
- Z_0 - eixo normal (sentido: para baixo)

A posição e orientação do veículo são expressas em relação ao sistema de coordenadas inercial, enquanto que as velocidades lineares e angulares são definidas no sistema de coordenadas do veículo. Estas variáveis definem-se de acordo com a notação da SNAME (tabela 2.1). Baseado nesta notação, o movimento de um veículo marítimo em 6 graus de liberdade é definido pelos seguintes vectores de estado:

$$\eta = [\eta_1^T \ \eta_2^T]^T = [x \ y \ z] \ [\phi \ \theta \ \psi]^T \quad (2.1)$$

$$\mathbf{v} = [\mathbf{v}_1^T \ \mathbf{v}_2^T]^T = [u \ v \ w] \ [p \ q \ r]^T \quad (2.2)$$

onde η representa a posição e orientação no referencial da Terra, $\mathbf{v}$ representa a velocidade linear e angular do referencial do veículo. τ define as forças e momentos que actuam no veículo, no referencial do mesmo:

$$\tau = [\tau_1^T \ \tau_2^T]^T = [X \ Y \ Z] \ [K \ M \ N]^T \quad (2.3)$$

Ângulos de Euler: A trajectória do veículo em relação ao sistema de coordenadas da Terra é dado pela transformação de velocidade:

$$\begin{bmatrix} \dot{\eta}_1 \\ \dot{\eta}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1(\eta_2) & O_{3 \times 3} \\ O_{3 \times 3} & J_1(\eta_2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{v}_1 \\ \mathbf{v}_2 \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

onde $J(\eta)$ é a matriz de transformação de velocidade linear e angular no referencial do veículo ($\mathbf{v}$) para o referencial da Terra ($\dot{\eta}$). A matriz de transformação é definida pelos ângulos de Euler que representam a atitude do veículo: *roll* (ϕ), *pitch* (θ) e *yaw* (ψ). A matriz $J_1(\eta_2)$ obtém-se aplicando uma sequência de rotações, segundo os três eixos x , y e z , dos ângulos de Euler:

$$J_1(\eta_2) = C_{z,\psi}^T C_{y,\theta}^T C_{x,\phi}^T = \begin{bmatrix} c_\psi c_\theta & -s_\psi c_\phi + c_\psi s_\theta s_\phi & s_\psi s_\phi + c_\psi c_\theta s_\theta \\ s_\psi c_\theta & c_\psi c_\phi + s_\psi s_\theta s_\phi & -c_\psi s_\phi + s_\psi c_\theta s_\theta \\ -s_\theta & c_\theta s_\phi & c_\theta c_\phi \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

Note que a matrix $J_1(\eta_2)$ é ortogonal $J_1(\eta_2)^T J_1(\eta_2) = I$. Enquanto que $J_2(\eta_2)$ relaciona velocidades angulares entre coordenadas no referencial do veículo e no da Terra:

$$\mathbf{v}_2 = \begin{bmatrix} \dot{\phi} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} + C_{x,\phi} \begin{bmatrix} 0 \\ \dot{\theta} \\ 0 \end{bmatrix} + C_{x,\phi} C_{y,\theta} \begin{bmatrix} 0 \\ \dot{\psi} \\ 0 \end{bmatrix} = J_2^{-1}(\eta_2) \dot{\eta}_2 \quad (2.6)$$

$$J_2(\eta_2) = \begin{bmatrix} 1 & s_\phi t_\theta & c_\phi t_\theta \\ 0 & c_\phi & -s_\phi \\ 0 & s_\phi/c_\theta & c_\phi/c_\theta \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

sendo que $c \cdot = \cos(\cdot)$, $s \cdot = \sin(\cdot)$ e $t \cdot = \tan(\cdot)$. Note que a matriz $J_2(\eta_2)$ tem uma singularidade em $\theta = \pm 90^\circ$, o que não constitui um problema uma vez que os veículos não operarão perto desta singularidade. Contudo, perante uma situação dessas, poder-se-ia recorrer a uma representação cinemática diferente, por exemplo através do uso de quaterniões [28].

2.1.1 Equação Geral do Movimento

As equações não lineares de dinâmica que descrevem a evolução das 6 variáveis de estado do veículo aquático são uma combinação das equações de dinâmica do corpo rígido com as equações para as forças e momentos que actuam no veículo [27], e que incluem, entre outros, as funções hidrodinâmicas. A equação geral de movimento, no referencial do veículo, é dada por:

$$M\dot{v} + C(v)v + D(v)v + g(\eta) = \tau \quad (2.8)$$

$$\dot{\eta} = J(\eta_2)v \quad (2.9)$$

sendo que:

- M Matrix de inércia e massa acrescentada
- $C(v)$ Matrix de Coriolis e centrípeta
- $D(v)$ Matrix de amortecimento hidrodinâmico
- $g(\eta)$ Vector de forças e momentos de restabelecimento
- τ Forças e binários aplicados ao sistema

A **matrix de inércia** engloba duas contribuições distintas: a massa e os momentos de inércia do corpo rígido (M_{RB}), e o deslocamento da água durante o movimento (M_A).

$$M = M_{RB} + M_A \quad (2.10)$$

A massa acrescentada (M_A) aplica-se a objectos que aceleram em líquidos, e está relacionada com a capacidade do líquido resistir a essa aceleração. O conceito de massa acrescentada deve ser visto como um conjunto de forças e momentos, induzidos por pressão no veículo, que são proporcionais à aceleração do corpo.

A **matrix Coriolis e centrípeta** engloba também as forças de Coriolis e centrípeta relacionadas com o movimento da massa do veículo ($C_{RB}(v)$) e o movimento da massa acrescentada ($C_A(v)$).

$$C = C_{RB} + C_A \quad (2.11)$$

A **matrix de amortecimento hidrodinâmico** tem duas componentes, a força de arrasto do corpo devido ao atrito hidrodinâmico (*drag*) e a força de sustentação (*lift*). A força de sustentação deve-se a diferenças de pressão geradas pela existência de um ângulo de ataque, principalmente em veículo esguios e compridos.

O **vector de forças e momentos de restabelecimento** representa a acção da força gravítica do veículo f_G , que actua no centro de gravidade do veículo r_G , e a acção da força de flutuação f_B , que actua no centro de flutuação do veículo r_B . No referencial da Terra, estas forças terão apenas componente no eixo dos zz , enquanto que no referencial do veículo são dadas por:

$$f_G(\eta_2) = J_1^{-1}(\eta_2) \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ W \end{bmatrix} \quad f_B(\eta_2) = -J_1^{-1}(\eta_2) \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ B \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

onde $W = mg$ e $B = \rho g \nabla$ são, respectivamente, o peso e a impulsão da água. O vector de forças e momentos de restabelecimento no referencial do veículo é:

$$g(\eta) = - \begin{bmatrix} f_G(\eta) + f_B(\eta) \\ r_G \times f_G(\eta) + r_B \times f_B(\eta) \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

O **vector de forças e binários** representa a actuação do sistema de propulsão e eventuais superfícies de controlo do veículo. Este vector depende da geometria destes sistemas e das superfícies, e portanto será discutido mais à frente.

2.1.2 Sistemas de Propulsão Tradicionais

Os sistemas de propulsão de um veículo subaquático (*thruster*) é composto por uma hélice (propulsor) acoplada a um motor, tipicamente de corrente contínua.

O propulsor gera uma força de propulsão e um momento. A força de propulsão actua segundo a direcção do eixo de rotação da hélice, com sinal dependente do sentido de rotação da hélice:

$$T(n, V_a) = T_{|n|n}|n|n + T_{|n|V_a}|n|V_a \quad (2.14)$$

onde $T_{|n|n} > 0$ e $T_{|n|V_a} < 0$ são os coeficientes do modelo, de acordo com a notação da SNAME. n é a velocidade de rotação do acoplamento e V_a é a velocidade de avanço no propulsor, e deve ser entendida como a velocidade da água que passa no propulsor. V_a relaciona-se com a velocidade do veículo V através de um ganho constante w ($V_a = (1 - w)V$), onde w toma valores entre 0.1 e 0.4. De forma similar, o momento que é necessário aplicar na hélice, para que esta rode à velocidade pretendida, é dado por:

$$Q(n, V_a) = Q_{|n|n}|n|n + Q_{|n|V_a}|n|V_a \quad (2.15)$$

Modelo do Motor DC: As equações do modelo de um motor DC são compostas por duas equações principais: equação eléctrica (2.16) e equação mecânica (2.17).

$$L_a \frac{di_a}{dt} = -R_a i_a - K_e \omega + u_a \quad (2.16)$$

$$J \frac{d\omega}{dt} = K_M i_a - Q \quad (2.17)$$

onde:

- L_a indutância da armadura
- R_a resistência da armadura
- i_a corrente na armadura
- u_a tensão de alimentação do motor
- J momento de inércia do veio e da hélice
- Q binário de carga (devido à rotação da hélice)
- ω velocidade de rotação
- K_M constante de binário do motor DC
- K_e constante eléctrica do motor DC

2.1.3 Modelos para o veículo LAUV

A equação de movimento definida em 2.1.1 define de uma forma geral o comportamento de qualquer veículo aquático. Tendo em conta a geometria e distribuição de massa no LAUV, as matrizes de 2.8 poderão ser simplificadas por algumas presunções:

- A origem do referencial do veículo é escolhida no seu centro de flutuação r_B . O que, assumindo que o veículo operará sempre submerso, é coincidente com o seu centro geométrico.
- Tendo em conta a escolha do referencial do veículo, faz sentido assumir a simetria do veículo segundo os planos xy e xz . Já no plano yz , a existência do conjunto de lemes na parte de trás do veículo traduz-se numa ligeira assimetria com a frente do mesmo.
- A matriz tensor de inércia é considerada diagonal, uma vez que os produtos de inércia são pequenos comparados com os momentos de inércia.

Propulsão do LAUV: Uma vez que o LAUV possui uma única hélice, acoplada a um motor DC, segundo o eixo x , a força de propulsão $T = X_{prop}$ segundo x corresponde à equação 2.14. O binário $Q = K_{prop}$ também corresponde a 2.15, como um momento aplicado em torno do eixo x (*roll*).

Superfícies de Controlo do LAUV: A orientação do LAUV é controlada por quatro superfícies de controlo, duas horizontais (*stern*) e duas verticais (*rudder*). Os pares de

lemes movem-se em conjunto, i.e. os lemes horizontais não se movem independentemente, nem tão pouco os lemes verticais. A actuação dos lemes horizontais irá provocar uma força segundo z (*heave*) e um momento em torno de y (*pitch*), permitindo controlar a profundidade e orientação em *pitch* (θ). Já os lemes verticais, controlam o movimento do veículo no plano horizontal, por acção de uma força segundo y (*sway*) e de um momento em torno de z (*yaw*). A amplitude destas forças e momentos é directamente proporcional ao ângulo de deflexão dos lemes (δ_r , δ_s) e ao quadrado da velocidade segundo x (*surge*). A presença dos lemes gera ainda outras forças e momentos, também de natureza similar às de sustentação do corpo do veículo. As suas amplitudes são dependentes das velocidades cruzadas do veículo, mas independentes da deflexão dos lemes, e como tal são consideradas na matriz de *damping* $D(v)$, em 2.1.1.

2.1.3.1 Equações de Movimento do LAUV

Combinando as simplificações assumidas para o LAUV, o seu sistema de propulsão, configuração geométricas das superfícies de controlo e a equação geral de movimento, as equações não-lineares para o LAUV em seis graus de liberdade são as seguintes:

$$(m - X_{\dot{u}}) \dot{u} - m z_g \dot{q} - m y_g \dot{r} = X_{HS} + X_u u + X_{u|u}|u| + (X_{wq} - m) w q + (X_{qq} + m x_g) q^2 + (X_{vr} + m) v r + (X_{rr} + m x_g) r^2 - m y_g p q - m z_g p r + X_{prop} \quad (2.18)$$

$$(m - Y_{\dot{v}}) \dot{v} - m z_g \dot{p} + (m x_g - Y_{\dot{r}}) \dot{r} = Y_{HS} + Y_v v + Y_{v|v}|v| + Y_r r + Y_{r|r}|r| + m y_g r^2 + (Y_{ur} - m) u r + (Y_{wp} + m) w p + (Y_{pq} - m x_g) p q + Y_{uv} u v + m y_g p^2 + m z_g q r + Y_{uu} \delta_r u^2 \delta_r \quad (2.19)$$

$$(m - Z_{\dot{w}}) \dot{w} - m y_g \dot{p} - (m x_g - Z_{\dot{q}}) \dot{q} = Z_{HS} + Z_w w + Z_{w|w}|w| + Z_q q + Z_{q|q}|q| + (Z_{uq} + m) u q + (Z_{vp} - m) v p + (Z_{rp} - m x_g) r p + Z_{uw} u w + m z_g (p^2 + q^2) - m y_g r q + Z_{uu} \delta_s u^2 \delta_s \quad (2.20)$$

$$-m z_g \dot{v} + m y_g \dot{w} + (I_{xx} - K_{\dot{p}}) \dot{p} = K_{HS} + K_p p + K_{p|p}|p| - (I_{zz} - I_{yy}) q r + m (u q - v p) - m z_g (w p - u r) + K_{prop} \quad (2.21)$$

$$m z_g \dot{u} - (m x_g + M_{\dot{w}}) \dot{w} + (I_{yy} - M_{\dot{q}}) \dot{q} = M_{HS} + M_w w + M_{w|w}|w| + M_q q + M_{q|q}|q| + (M_{uq} + m x_g) u q + (M_{vp} + m x_g) v p + [M_{rp} - (I_{xx} - I_{zz})] r p + m z_g (v r - w q) + M_{uw} u w + M_{uu} \delta_s u^2 \delta_s \quad (2.22)$$

$$\begin{aligned}
-m y_g \dot{u} + (m x_g + N_{\dot{v}}) \dot{v} + (I_{zz} - N_{\dot{r}}) \dot{r} = & N_{HS} + N_v v + N_{v|v} v |v| + N_r r + N_{r|r} r |r| \\
& + (N_{ur} - m x_g) u r + (N_{wp} + m x_g) w p + [N_{pq} - (I_{yy} - I_{xx})] p q \\
& - m y_g (v r - w q) + N_{uv} u v + N_{uu} \delta_r u^2 \delta_r
\end{aligned} \quad (2.23)$$

onde as equações 2.18-2.20 representam o movimento linear do veículo segundo os eixos $X_0 Y_0 Z_0$ do referencial móvel, e as equações 2.21-2.23 representam o seu movimento angular em torno dos mesmos eixos. Note que os coeficientes dos parâmetros seguem a nomenclatura da SNAME. Por exemplo, a força hidrodinâmica de massa adicional Y_A segundo o eixo y devido à aceleração $\dot{v}$ é representada por:

$$Y_A = Y_{\dot{u}} \dot{u} \quad \text{onde} \quad Y_{\dot{u}} \equiv \frac{\partial Y}{\partial \dot{u}} \quad (2.24)$$

Note ainda que as letras dos coeficientes das forças e momentos são coerentes com a definição do vector de forças e momentos em 2.3. Por exemplo, uma força segundo o eixo z representa-se pela letra Z , enquanto que um momento em torno do eixo x representa-se pela letra K .

2.1.3.2 Modelo Linear do LAUV

As equações lineares de movimento do LAUV são obtidas pela linearização da expressão 2.8 em torno de um ponto de equilíbrio, ou de uma referência variante no tempo segundo uma dada trajectória:

$$\mathbf{v}_0(t) = [u_0(t) \ v_0(t) \ w_0(t) \ p_0(t) \ q_0(t) \ r_0(t)]^T \quad (2.25)$$

$$\boldsymbol{\eta}_0(t) = [x_0(t) \ y_0(t) \ z_0(t) \ \phi_0(t) \ \theta_0(t) \ \psi_0(t)]^T \quad (2.26)$$

A linearização é feita de acordo com:

$$M \Delta \dot{\mathbf{v}} + \left. \frac{C(\mathbf{v}) \mathbf{v}}{\partial \mathbf{v}} \right|_{\mathbf{v}_0} \Delta \mathbf{v} + \left. \frac{D(\mathbf{v}) \mathbf{v}}{\partial \mathbf{v}} \right|_{\mathbf{v}_0} \Delta \mathbf{v} + \left. \frac{\partial g(\boldsymbol{\eta})}{\partial \boldsymbol{\eta}} \right|_{\boldsymbol{\eta}_0} \Delta \boldsymbol{\eta} = \Delta \boldsymbol{\tau}_0 \quad (2.27)$$

onde $\Delta \mathbf{v}(t) = \mathbf{v}(t) - \mathbf{v}_0(t)$, $\Delta \boldsymbol{\eta}(t) = \boldsymbol{\eta}(t) - \boldsymbol{\eta}_0(t)$ e $\Delta \boldsymbol{\tau}(t) = \boldsymbol{\tau}(t) - \boldsymbol{\tau}_0(t)$.

O desacoplamento do sistema de 6 equações linear em três subsistemas independentes tem vindo a ser utilizado no sentido de facilitar o controlo do movimento do veículo [16, 29]. Os três subsistemas, e variáveis de estados são os seguintes:

- Sistema de velocidade (*speed*): $u(t)$
- Sistema de viragem (*steering*): $v(t)$, $r(t)$ e $\phi(t)$
- Sistema de mergulho (*diving*): $w(t)$, $q(t)$, $\theta(t)$ e $z(t)$

A configuração do LAUV sugere que o sistema de velocidade possa ser controlado pela velocidade de rotação do motor DC, o de viragem pela deflexão dos lemes verticais, e o de

mergulho pela deflexão dos lemes horizontais. A simplificação para três sistemas SISO facilita a arquitectura necessária de controlo do veículo. As equações que descrevem estes sistemas são apresentadas de seguida.

Sistema de Velocidade: negligenciando as interacções de *sway*, *heave*, *roll*, *pitch* e *yaw*, a equação de velocidade pode ser escrita como:

$$(m - X_{\ddot{u}})\dot{u} = X_{|u|u}|u|u + X_{prop} \quad (2.28)$$

Neste caso, assume-se que o amortecimento quadrático é o efeito dissipativo dominante.

Sistema de Viragem: assume-se que os componentes de velocidade em regime permanente são $v_0 = w_0 = p_0 = q_0 = r_0 = 0$, que u_0 é diferente de zero, e que o ponto de equilíbrio é definido por $\phi_0 = \theta_0 = 0$. O sistema de equações pode ser expresso da seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} m - Y_{\dot{v}} & mx_G - Y_{\dot{r}} & 0 \\ mx_G - N_{\dot{v}} & I_{zz} - N_{\dot{r}} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v} \\ \dot{r} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -Y_v & mu_0 - Y_r & 0 \\ -N_v & mx_G u_0 - N_r & 0 \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ r \\ \psi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{\delta} \\ N_{\delta} \\ 0 \end{bmatrix} \delta_r \quad (2.29)$$

sendo $Y_{\delta} = Y_{uu\delta r}u_0u_0$ e $N_{\delta} = N_{uu\delta r}u_0u_0$.

Sistema de Mergulho: assume-se que o veículo opera a uma velocidade constante *surge* ($u_0 \neq 0$) e em torno de $\theta_0 = 0$, que as velocidades tomam valores $v_0 = p_0 = r_0 = 0$, e que o veículo opera dentro de um ponto de equilíbrio definido por $\phi_0 = \psi_0 = 0$. Uma nova simplificação pode ainda ser tida em conta com $x_G = 0$, e considerando que a velocidade em z (*heave*) é pequena durante a descida do veículo (i.e. $w = 0$). O modelo linear reduz para:

$$\begin{bmatrix} \dot{q} \\ \dot{\theta} \\ \dot{z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{M_q}{I_{yy} - M_{\dot{q}}} & -\frac{(z_g - z_b)W}{I_{yy} - M_{\dot{q}}} & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & -u_0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} q \\ \theta \\ z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{M_{\delta}}{I_{yy} - M_{\dot{q}}} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \delta_s \quad (2.30)$$

sendo $M_{\delta} = M_{uu\delta s}u_0u_0$.

Os modelos lineares de viragem e mergulho traduzem-se numa representação aproximada do modelo do veículo quando este é actuado em modo desacoplado. Isto é, quando o veículo é actuado de forma desacoplada, e em intervalos de tempo distintos, nos planos horizontal e vertical, o estado do veículo é mantem-se próximo do ponto de equilíbrio do modelo linear para cada um destes planos, como tal, o seu comportamento mantém-se próximo do descrito pelo modelo linear. De facto, para o movimento em profundidade, a

inclinação do veículo (θ) será não nula. Um controlador de profundidade dimensionado de acordo com este modelo linear deverá prever a limitação deste ângulo. Note ainda que assumir que a acção dos lemes de direcção e de profundidade é desacoplada é tanto mais aproximado quanto menor for o *roll* do veículo (ϕ).

2.1.4 Modelos para Veículos de Superfície

Os modelos para veículos de superfície são tipicamente mais simples do que aqueles que vimos anteriormente para veículos subaquáticos. Neste caso, é comum assumir-se que os movimentos em *heave*, *pitch* e *roll* são desprezáveis e que o veículo apenas se move no plano horizontal, à superfície da água. Por isso, a dimensão dos vectores para variáveis de estado reduz para $\mathbb{R}^3$:

$$\eta = [x \ y \ \psi]^T \quad (2.31)$$

$$v = [u \ v \ r]^T \quad (2.32)$$

A origem do referencial do veículo dever ser escolhida na linha central do veículo, $y_G = 0$. A distribuição da massa no veículo deverá ser homogénea e este deve apresentar simetria no plano xz (i.e. $I_{xz} = I_{yz} = 0$).

2.1.4.1 Modelo Não Linear para Veículos de Superfície

O modelo não linear de Blanke é reduzido de 2.1.3.1, simplificando para:

$$\begin{aligned} (m - X_{\dot{u}})\dot{u} = \\ X_{|u|u}|u|u + (m + X_{vr})vr + (mx_G + X_{rr})rr + \tau_u \end{aligned} \quad (2.33)$$

$$\begin{aligned} (m - Y_{\dot{v}})\dot{v} + (mx_G - Y_{\dot{r}})\dot{r} = \\ -(m - Y_{ur})ur + Y_{uv}uv + Y_{|v|v}|v|v + Y_{|v|r}|v|r + \tau_v \end{aligned} \quad (2.34)$$

$$\begin{aligned} (mx_G - N_{\dot{v}})\dot{v} + (I_{zz} - N_{\dot{r}})\dot{r} = \\ -(mx_G - N_{ur})ur + N_{uv}uv + N_{|v|v}|v|v + N_{|v|r}|v|r + \tau_r \end{aligned} \quad (2.35)$$

onde τ representa a acção dos propulsores no ASV.

A suposição de que o veículo apenas se movimenta segundo o plano horizontal permite a simplificação da equação de cinemática 2.9, que transforma as coordenadas no

referencial do veículo para o referencial da Terra:

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\psi) & -\sin(\psi) & 0 \\ \sin(\psi) & \cos(\psi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ r \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

Sistema de Propulsão e Controlo do ASV *Swordfish*: Usualmente, os veículos de superfície têm um sistema de propulsão e um leme de controlo que é responsável por controlar a direcção do veículo. No caso do veículo *Swordfish*, a actuação é realizada através de dois propulsores instalados na parte traseira do veículo. Os propulsores são presos em cada um dos flutuadores, i.e. $-y_l = y_r = r_f$, onde y_l e y_r é a posição do actuador esquerdo e direito, segundo y . Ou seja, r_f é a distância de cada propulsor à linha longitudinal do veículo.

A força realizada por cada propulsor, esquerdo e direito, é designada por $T_l(n_l, u)$ e $T_r(n_r, u)$, respectivamente, e define-se de acordo com 2.14. O vector de forças e binários τ é descrito por:

$$\tau = \begin{bmatrix} \tau_u \\ \tau_v \\ \tau_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (T_r + T_l) \\ 0 \\ (T_l - T_r)r_f \end{bmatrix} \quad (2.37)$$

A rotação da hélice, em cada um dos dois acoplamentos, irá exercer sobre o veículo uma força segundo x . Como esta força é aplicada fora da linha longitudinal do veículo (i.e. $y \neq 0$), irá também provocar um binário proporcional à força e à sua distância ao eixo dos yy . Uma vez que a força de propulsão é a soma das forças de cada propulsor, será designada de *thrust comum* (T_{com}). Por sua vez, sendo o binário aplicado definido pela diferença das forças exercidas nos propulsores, será designado de *thrust diferencial* (T_{diff}).

2.1.4.2 Modelo Linear para Veículos de Superfície

Adoptando o mesmo tipo de procedimento que em 2.1.3.2, é possível obter-se as equações lineares de movimento do veículo. O que permitirá o processo de identificação e de controlo do ASV.

Sistema de Velocidade: Tendo em conta o facto dos flutuadores do *Swordfish* serem bastante compridos e delgados, é de esperar que haja alguma inércia na rotação. Como tal, a velocidade de rotação r terá sempre valores muito pequenos $\Rightarrow (m x_G + X_{rr})rr \approx 0$. Também a velocidade transversal v é considerada desprezável $\Rightarrow (m + X_{vr})vr \approx 0$. A equação de velocidade reduz para:

$$(m - X_{\dot{u}})\dot{u} = X_{|u|u}|u|u + \tau_u \quad (2.38)$$

Apesar de pouco usual, a linearização de 2.38, vista como uma perturbação em: $u = u_0 + \Delta u$ e $T = T_0 + \Delta T$, é dada por:

$$(m - X_{\ddot{u}})\Delta\dot{u} = X_u\Delta u + \Delta\tau_u \quad (2.39)$$

Sistema de Viragem: Segundo uma linearização em torno de u_0 com $v_0 = r_0 = 0$, o sistema toma uma forma semelhante ao modelo de [30]:

$$\begin{bmatrix} m - Y_{\dot{v}} & mx_G - Y_{\dot{r}} \\ mx_G - N_{\dot{v}} & I_{zz} - N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v} \\ \dot{r} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -Y_v & mu_0 - Y_r \\ -N_v & mx_G u_0 - N_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} \tau_r \quad (2.40)$$

i.e.

$$\begin{bmatrix} \dot{v} \\ \dot{r} \end{bmatrix} = M^{-1}N(u_0) \begin{bmatrix} v \\ r \end{bmatrix} + M^{-1}b\tau_r \quad (2.41)$$

Uma alternativa aos modelos apresentados acima são os *modelos de Nomoto*. Eliminando a velocidade transversal v de 2.40, obtém-se a função de transferência, de segunda ordem, de Nomoto entre r e τ_r :

$$\frac{r}{\tau_r}(s) = \frac{K(1 + T_3s)}{(1 + T_1s)(1 + T_2s)} \quad (2.42)$$

Uma vez que a constante de tempo efectiva é praticamente dada por $T = T_1 + T_2 - T_3$, uma aproximação de primeira ordem do modelo de Nomoto é definido por:

$$\frac{r}{\tau_r}(s) = \frac{K}{(1 + Ts)} \quad (2.43)$$

2.1.4.3 Equações de Viragem Não-Dimensionais

Ao projectar um controlador de viragem, é conveniente normalizar as equações de viragem, de forma a que os parâmetros do modelo sejam constantes em relação à velocidade instantânea $U = \sqrt{u^2 + v^2} = \sqrt{(u_0 + \Delta u)^2 + \Delta v^2}$.

A forma the normalização mais comum para equações de viragem em navios é o *Prime-System* da SNAME que utiliza a unidade de tempo L/U e a unidade de massa $\frac{1}{2}\rho L^3$. O system normalizado pode ser relacionado com o sistema original através das seguintes transformações:

$$v = Uv'; \quad r = \frac{U}{L}r'; \quad \tau_r = \tau_r' \quad (2.44)$$

De uma forma similar, as constantes no modelo de Nomoto de primeira ordem podem ser normalizadas de acordo com: $K' = (L/U)K$ e $T' = (U/L)T$. O que sugere que o sistema

do veículo seja representado por:

$$(L/U)T'\dot{r} + r = (U/L)K'\tau_r \quad (2.45)$$

2.2 Teste e Identificação de Sistemas

A predição do comportamento de um veículo e o dimensionamento de controladores baseados nos seus modelos exige o conhecimento, com alguma exactidão, dos parâmetros do modelo do veículo, e que incluem os seus coeficientes hidrodinâmicos. Nesta secção irá discutir-se os testes e manobras tipicamente utilizadas em veículos de superfície, no sentido de conhecer certas características de comportamento do veículo, e na obtenção de parâmetros de modelos simplificados. Diferentes técnicas de identificação serão também discutidas.

2.2.1 Testes de Veículos

Os testes de veículos englobam um conjunto de diferentes técnicas e manobras que permitem determinar os coeficientes dos sistemas de equações que modelizam o comportamento dos veículo aquáticos. Existem diversas opções cuja facilidade de execução e custo irão naturalmente influenciar a confiança nos parâmetros obtidos, e/ou a possibilidade de identificar parâmetros para modelos mais complexos. Existem dois grandes tipos de testes: *Captive Model Tests* e *Free-Running Tests*.

2.2.1.1 Captive Model Tests

Os *captive model tests* decorrem em tanques com carrinhos de reboque equipados com mecanismos de movimento planar (Planar Motion Mechanism - PMM) ou braços rotativos. Em ambos os casos o veículo é fixado ao dispositivo, permitindo rebocar o veículo na água segundo uma manobra pretendida. Estes braços são instrumentados com dinamómetros no sentido de poder medir as forças e momentos que actuam no veículo. É comum testar modelos de veículos segundo um vasto leque de variáveis, que inclui o ângulo de ataque, velocidade e aceleração angular, aceleração em y (*sway*), velocidade de rotação de propulsores e ângulos de lemes. Os dados obtidos são analisados de forma a obter os coeficientes de hidrodinâmica e completar as equações de movimento. Estes testes, associados com estudos de simulação de equações não-lineares, são os que actualmente providenciam os meios mais flexíveis e poderosos para a estimação dos parâmetros de controlo.

Testes típicos são os de linha recta e as técnicas de braço rotativo. Nos *testes em linha recta* o veículo é rebocado a várias velocidades constantes e diferentes ângulos de ataque. Esta técnica também serve para determinar coeficientes de superfícies de controlo,

rebocando o veículo a várias velocidades para vários ângulos de leme, bem como para determinar efeitos de acoplamento cruzado. Os *testes com braço rotativo* são utilizados para determinar coeficientes de rotação. O modelo é rebocado no braço rotativo, a várias velocidades angulares. Outros testes incluem a realização do movimento circular com o navio a vários ângulos de ataque. A grande desvantagem do teste com braço rotativo prende-se com a necessidade de ter uma instalação especializada com um tamanho razoável.

As técnicas que utilizam um *mecanismo de movimento planar* - PMM - surgiram no sentido de colmatar o grande custo de uma instalação de braço rotativo. A ideia é utilizar este mecanismo em tanques compridos e estreitos, para medir coeficientes dependentes da velocidade. O PMM consiste em dois osciladores, um que produz oscilação transversal na frente do veículo, e outro na parte de trás. Ao mesmo tempo que o carrinho rebocador do tanque impõe várias velocidades constantes.

Tendo em conta os equipamentos instrumentados e as instalações necessárias para realização deste tipo de testes, é de esperar que esta abordagem seja bastante mais dispendiosa de que uma abordagem com *free-running tests*.

2.2.1.2 Free-Running Tests

Ao contrário dos *captive tests*, os *free-running tests* baseiam-se na obtenção de diversos índices de performance de viragem e estabilidade do veículo. Para tal, é necessário que o veículo, ou o modelo do veículo, estejam equipados com os sistemas de propulsão e controlo, tipicamente controlados por controlo remoto. O veículo terá que ser provido da instrumentação necessária para obter o estado das suas variáveis e actuadores. As manobras tipicamente levadas a cabo para o estudo do sistema de viragem do veículo são as do círculo, de zigzag e de espiral. As propriedades de velocidade linear podem ser estudadas através de manobras de aceleração e paragem. Não sendo tão indicados para obtenção de coeficientes de hidrodinâmica, certas manobras podem ser utilizadas para fazer uma identificação das equações de movimento mais simplificadas.

Segundo um consenso de algumas organizações competentes descrito em [7], os testes mínimos que devem ser realizados no estudo de um veículo de superfície são: a manobra de *turning* a velocidade máxima, manobra de zig-zag e o teste de *crash-stop* a partir de velocidade máxima; outros testes sugeridos são os de espiral directa ou inversa, a manobra de saída de curva (*Pullout*) e a manobra de *turning* a baixa velocidade.

O *teste de Zig-Zag* é um teste standard utilizado para comparar as capacidades de viragem e controlo entre navios. Através de algoritmos de identificação de sistemas, os

resultados experimentais do teste permitem o cálculo das variáveis K e T do modelo de Nomoto de primeira ordem.

A **manobra de Turning Circle** serve normalmente para determinar o raio de curvatura do navio em regime permanente, e também para verificar a performance do mecanismo de viragem para manobras em que há alteração do curso do veículo. É também possível determinar o ganho e a constante de tempo do modelo de Nomoto de primeira ordem.

A **manobra em espiral de Dieudonné** e a **manobra em espiral inversa de Bech** são utilizadas para analisar a estabilidade do veículo, sendo que a segunda é recomendada para estudo de veículos instáveis.

Testes de Aceleração e Paragem permitem determinar o comportamento do veículo em linha recta, e o espaço de paragem do veículo em situações de emergência. O estudo do espaço de paragem é realizado tipicamente pelos testes de *Crash-stop* e *Low-speed stop-ping trial*.

Todas as manobras que englobam alteração da direcção da trajectória baseiam-se em veículos cuja actuação é realizada com um propulsor posicionado segundo a linha longitudinal do veículo, e um leme de controlo de viragem. No nosso caso, a aproximação é ligeiramente diferente, uma vez que o controlo não é realizado pelo ângulo de deflexão do leme, mas sim por actuações nos propulsores de forma diferenciadas. Pretende-se que a abordagem seja similar às tipicamente utilizadas. De qualquer forma, pretende-se realizar as manobras em espiral e de círculo para analisar a estabilidade e performance de viragem do mecanismo diferencial do *Swordfish*. Os testes de zig-zag, através de técnicas de identificação de sistemas, permitirão determinar os parâmetros de um modelo simples (2.43) de viragem do veículo. Enquanto que os parâmetros da equação de velocidade (2.38) serão identificados com recurso a dados de manobras de aceleração e paragem, com actuação dos propulsores apenas em modo comum. As técnicas de identificação e estimação de parâmetros serão discutidas na secção seguinte.

2.2.2 Identificação de Sistemas

A identificação de sistemas consiste em técnicas de obtenção de modelos matemáticos de veículos através das suas respostas dinâmicas a alterações dos elementos de actuações, ou de perturbações externas mensuráveis. A ideia é que, a partir de um conjunto de registo de dados de entrada (actuações) e saída (estado do veículo) sejam estimados os parâmetros do modelo físico que melhor se ajustam aos dados observados.

Estas técnicas passam por três passos principais: (1) Definição da estrutura do modelo, (2) estimação de parâmetros e (3) Validação do modelo.

A **definição da estrutura do modelo** prende-se com a selecção da forma matemática das equações de movimento. É neste passo que se escolhe a ordem do modelo e a forma

de representação de características não lineares nas equações de dinâmica.

Estimação de parâmetros é o passo que obtém numericamente os parâmetros pretendidos. Os parâmetros são calculados através da optimização de uma função de custo, que define quantitativamente a capacidade do modelo matemático em representar os dados observados. Os métodos de *output error* e filtro de Kalman extendido têm vindo a ser aplicados em casos de estimação da hidrodinâmica do veículo.

O método de *output error* baseia-se na minimização do erro de predição entre a trajectória medida e a estimada. Define-se $y(t)$ como o vector das variáveis de estado medidas e $\hat{y}(\theta, t)$ o das medidas correspondentes estimadas pelo modelo. A estimação do sistema é descrito por $\hat{y}(\theta, t) = x(t)^T \theta$, onde θ é o vector dos parâmetros a estimar e $x(t)$ os valores das variáveis de actuação no sistema. O erro de predição $\varepsilon(\theta, t)$ e a função de custo S são dados por:

$$\varepsilon(\theta, t) = \hat{y}(\theta, t) - y(t), \quad S = \sum \varepsilon(\theta, t) W \varepsilon(\theta, t) \quad (2.46)$$

onde W é uma matrix diagonal que determina o peso de cada componente. O método de *Filtro de Kalman extendido* é similar ao do *output error* à excepção do facto de parâmetros serem tratados como equações diferenciais adicionais, para além das equações diferenciais do movimento do navio. Este método tem a vantagem de estimar os parâmetros em tempo real, à medida que os dados são obtidos. Contudo, a sua convergência pode ser mais difícil de controlar.

A **validação do modelo** baseia-se normalmente num segundo conjunto de dados, não utilizados na estimação dos parâmetros. A ideia é comparar a estimação da resposta do modelo identificado com a resposta do sistema nesta segunda amostra de dados. Usualmente calcula-se a função de custo J (2.46) para esta resposta por forma a definir qualitativamente a qualidade do modelo. Este valor é muitas vezes utilizado para comparar a aproximação de diferentes estruturas do modelo, nomeadamente para a escolha da ordem do sistema.

2.2.2.1 Estimação de Parâmetros por Algoritmos de Mínimos Quadrados

Existem diversos métodos de estimação, sendo os algoritmos de mínimos quadrados os mais utilizados. Esta técnica deriva do método de *output error* definido acima, sendo usual considerar a matriz de peso W como a identidade. Existem diversas variantes para as técnicas de mínimos quadrados que podem ser aplicadas para diferentes contextos: desde sistemas discretos a sistemas contínuos, com esquecimento para parâmetros variantes no tempo, e predição de erro para sistemas com ruído.

Para estimação dos modelos do ASV *Swordfish*, irá utilizar-se o estimador de mínimos quadrados não recursivos para sistemas discretos, apresentado de seguida. Apesar dos

seus modelos serem definidos em tempo contínuo, a implementação do um estimador para sistemas discretos é bastante simples. Em particular para o caso não recursivo, onde o vector dos parâmetros desconhecidos é determinado por uma única equação definida em 2.55. Para além disso, a abordagem não recursiva evita a necessidade de indicar uma estimação dos parâmetros para a iteração inicial. Este estimador é descrito de seguida.

Um qualquer modelo discreto de um sistema com uma entrada e uma saída (modelo ARX) pode ser descrito como:

$$y(k) + a_1 y(k-1) + \dots + a_{n_a} y(k-n_a) = b_0 u(k) + b_1 u(k-1) + \dots + b_{n_b} u(k-n_b) + e(k) \quad (2.47)$$

Define-se o vector de parâmetros desconhecidos como $\theta = [a_1 \dots a_{n_a} b_0 \dots b_{n_b}]^T$ e os dados de estado como $x(k) = [-y(k-1) \dots -y(k-n_a) u(k) \dots u(k-n_b)]^T$. O modelo do sistema (2.47) pode ser rescrito no formato matricial, ou seja:

$$y(k) = x(k)^T \theta + e(k) \quad (2.48)$$

Após os testes com o sistema, para cada uma das N observações a equação 2.48 terá o formato $Y = X\theta + E$, onde:

$$Y = \begin{bmatrix} y(1) \\ \dots \\ y(N) \end{bmatrix} \quad X = \begin{bmatrix} x(1)^T \\ \dots \\ x(N)^T \end{bmatrix} \quad E = \begin{bmatrix} \varepsilon(1) \\ \dots \\ \varepsilon(N)^T \end{bmatrix} \quad (2.49)$$

Uma vantagem deste formato é que nos permite utilizar este método para modelos não lineares, com parâmetros lineares. Por exemplo, a equação de velocidade do ASV (2.38), definida em tempo discreto por:

$$u(k) = a_{11} u(k-1) + a_{12} u(k-1) |u(k-1)| + b_1 \tau_u(k-1) \quad (2.50)$$

Pode ser escrita na forma:

$$u(k) = [u(k-1) \ u(k-1)|u(k-1)| \ \tau_u(k-1)] \begin{bmatrix} a_{11} \\ a_{12} \\ b_1 \end{bmatrix} \quad (2.51)$$

Com este tipo de formulação a função objectivo é definida por:

$$\begin{aligned} S &= \sum_{i=1}^N (y(i) - x(i)^T \theta)^2 \\ &= (Y - X\theta)^T (Y - X\theta) \end{aligned} \quad (2.52)$$

Dada a convexidade de S , é possível derivar S em ordem ao vector de parâmetros e igualar a zero para obter o valor óptimo destes parâmetros, que minimiza S :

$$\frac{\partial S}{\partial \theta} = -2X^T Y + 2X^T X \theta \quad (2.53)$$

$$\frac{\partial S}{\partial \theta} = 0 \Rightarrow X^T X \theta^* = X^T Y \quad (2.54)$$

$$\theta^* = (X^T X)^{-1} X^T Y \quad (2.55)$$

Assim, o estimador de mínimos quadrados é dado pela equação 2.55, e só é definida se $X^T X$ for invertível.

Algumas propriedades importantes para a formulação deste método de estimação não foram aqui derivadas. Uma formulação completa pode ser encontrada em [31]. Outros métodos de estimação tipicamente utilizados para veículos aquáticos podem ser encontrados em [27].

2.3 Conclusões

Neste capítulo discutiram-se as equações de movimento para veículos aquáticos de superfície e subaquáticos. Diversos sistemas de equações foram abordados, desde a equação geral de movimento, às equações lineares e às equações desacopladas dos sistemas de velocidade, viragem e mergulho. Foram ainda discutidos os sistemas de propulsão e de controlo dos veículos. Em particular para o caso do *Swordfish*, em que o sistema de controlo não é o tipicamente abordado na literatura. Contudo, pretende-se utilizar a mesma abordagem que a utilizada para um navio de propulsor+leme.

Foram ainda discutidas as técnicas de identificação de parâmetros de sistemas, nomeadamente os testes e manobras típicas num navio e o processo de identificação de sistemas. Apresentou-se a derivação do estimador de mínimos quadrados a utilizar na identificação do modelo do ASV *Swordfish*.

Capítulo 3

Testes de Identificação do Veículo *Swordfish*

Neste capítulo pretende-se fazer uma apresentação dos procedimentos experimentais levados a cabo para a obtenção do modelo do ASV *Swordfish*.

Na primeira parte do capítulo é apresentada a configuração experimental considerada para os testes do *Swordfish*. É feita uma descrição do *Swordfish* e dos seus equipamentos, dando-se especial ênfase aos instrumentos de medição instalados, e à estimação de estado por filtros de navegação.

Na segunda secção são discutidos os procedimentos para as manobras realizadas com o veículo, e testes estáticos realizados com o acoplamento motor+hélice.

Por fim, são apresentados os procedimentos e resultados da identificação dos modelos de viragem e velocidade. É discutida a forma como se define a estrutura do modelo, são apresentados os resultados da estimação de parâmetros e a validação dos mesmos.

3.1 Configuração Experimental

A obtenção de dados para a análise do comportamento do *Swordfish* e identificação do seu modelo dinâmico foi realizada através dos testes e manobras discutidos em [2.2.1](#), que foram realizados em várias missões na marina da APDL.

Para além do *Swordfish*, a configuração das missões inclui uma base em terra de onde se pode enviar comandos ao veículo, ou mesmo aceder ao seu sistema de ficheiros para efectuar eventuais alterações nas aplicações de controlo, navegação, entre outras. As manobras de teste funcional do veículo foram realizadas por um controlo remoto em terra. Posteriormente, as actuações para as manobras foram definidas no software do veículo através de uma tarefa que envia vários comandos de actuação dos propulsores, parametrizados no tempo. O estado do veículo é obtido através da conjugação de medidas provenientes de instrumentos distintos. Nas secções seguintes apresenta-se uma descrição mais

detalhada do veículo e do algoritmo de estimação de estado.

3.1.1 Descrição do Veículo

O *Swordfish* é um veículo autónomo de superfície, com estrutura parecida à de um *catamaran*. É composto por dois flutuadores ligados através de duas barras transversais em alumínio, que suportam uma plataforma central para a carga. Nesta plataforma estão montadas duas caixas estanques que protegem os equipamentos das condições rigorosas do mar: uma delas condiciona os equipamentos de potência (baterias e controlador DC/DC dos motores), enquanto que a outra condiciona o CPU e placas de expansão, router Wi-Fi, e vários sensores do sistema. O veículo está ainda equipado com um suporte vertical, onde são fixados diversos dispositivos: antenas de GPS, câmara de vídeo, antena de comunicações e luzes de sinalização.

Em termos de *dimensões*, o veículo possui um comprimento de 4.5m, uma largura de 2.2m e uma altura de 0.5m. O peso do veículo no ar é de cerca de 180kg (mais baterias). O *sistema de propulsão e controlo* está a cargo de dois acoplamentos hélice+motor Minn Kota Riptide com uma capacidade de propulsão de cerca de 220N, cada. A velocidade cruzeiro é de 1.2m/s e a máxima de 2m/s.

O *sistema de computação* baseia-se na tecnologia PC-104. Este standard é especialmente concebido para computação em ambientes embebidos. A vantagem destes sistemas prende-se ainda com as suas dimensões reduzidas e uma composição modular do sistema (uma pilha de placas). Este formato modular permite, de uma forma simples, a adição de mais periféricos.

Alimentação: Os motores do veículo e controlador dos motores são alimentados por um circuito de potência através de quatro baterias AMG (12V ligadas em paralelo). A alimentação dos outros dispositivos, designada como circuito de controlo, (CPU, comunicações e sensores) é independente do circuito de potência e alimentado por uma quinta bateria de 12V, de menor capacidade.

Em termos de *instrumentação*, o veículo está equipado com uma unidade de GPS da Garmin e um IMU da Microstrain, com bússola magnético. Recentemente, foi acrescentada ao *Swordfish* uma unidade de bússola GPS da Comnav.

3.1.1.1 Instrumentos de Medição

Para os dois conjuntos de missões que decorreram na APDL, a configuração da instrumentação foi diferente. No primeiro, o *Swordfish* estava apenas equipado com IMU e GPS, enquanto que no segundo foi-lhe adicionada uma bússola GPS.

A *Unidade de Medição Inercial* (IMU) 3DM-GX1 da Microstrain, é composta por três acelerómetros, três giroscópios dispostos ortogonalmente entre si, e uma bússola

magnética. Normalmente, os eixos do IMU são dispostos de forma a que coincidam com os do referencial do barco. Como tal, as medições disponíveis são as seguintes:

- acelerómetros: $[\dot{u} \ \dot{v} \ \dot{w}]^T$;
- giroscópios: $[p \ q \ r]^T$;
- bússola magnética $[\phi \ \theta \ \psi]^T$;

À primeira vista, poderia dizer-se que a posição do veículo poderia ser integrada, a partir dos dados de aceleração deste sensor. Contudo, nos IMUs de custo mais reduzido, a integração dos erros de aceleração e velocidade angular que vão sendo acumulados ao longo do tempo de integração, levam ao crescimento dos mesmos com o tempo. A utilização deste instrumento nos veículos do laboratório tem levado à conclusão de que os dados do acelerómetro são afectados de grande erro; uma análise sobre este assunto será discutida mais à frente. Em termos de ângulos, a bússola magnética tem apresentado bons resultados, excepto quando é colocada próxima de outros dispositivos, sendo fortemente afectada pelos seus campos magnéticos.

O módulo de **Sistema de Positionamento Global** (GPS) GPS16 da Garmin calcula a posição do *Swordfish* em latitude e longitude com uma frequência de 1Hz e um erro declarado inferior a 15 metros com serviço GPS, e inferior a 5 metros em DGPS. Este módulo envia uma mensagem GPGLL com a latitude/longitude, altitude, qualidade da medição, número de satélites utilizados no cálculo da posição e diluição horizontal da precisão.

Recentemente adquirido, a **bússola GPS** Vector G2 da Comnav mede outros estados para além da posição latitude/longitude do navio. Nomeadamente, a bússola calcula a orientação do navio (ψ), a sua velocidade de rotação (r) e a velocidade e orientação do curso (*Speed Over Ground* e *Course Over Ground* (COV)). Para este sensor, o fabricante declara um erro de posição inferior a 2.5m, e os dados são obtidos a uma frequência de 5Hz.

3.1.2 Filtros de Navegação

Os sistemas de navegação para veículos de superfície são estimadores de estado tipicamente baseados em dados provenientes de um sistema de posicionamento global (GPS) em conjugação com dados provenientes de um sistema de navegação inercial (INS). Estes dois sistemas complementam-se com o objectivo de melhorar a exactidão da navegação de um veículo, em particular, nos casos em que as medidas de GPS vêm degradadas ou com interrupções (ex: pontes, submersão do LAUV, ...). Este tipo de estimadores tem ainda um papel importante na conjugação de medidas de sensores distribuídos e assíncronos, ou mesmo na estimação de estados para os quais não existem medições directas. Existem diversas técnicas para sistemas de navegação. Os mais conhecidos são o filtro de

Kalman (KF) e o filtro de partículas (PF) [32]. O filtro de Kalman é bastante popular, não só em navegação mas também na identificação de parâmetros [33]. Algumas variantes conhecidas do filtro de Kalman para sistemas não lineares são o *unscented Kalman filter* (UKF) [34] e o filtro de Kalman estendido (EKF). A implementação do filtro de navegação para o *Swordfish* utilizará a método do EKF, dada a sua simplicidade e a característica não linear do modelo dos veículos aquáticos. De seguida é feita uma breve descrição do algoritmo do EKF.

3.1.2.1 Filtro de Kalman Estendido (EKF)

O filtro de Kalman é um filtro preditivo recursivo que estima o estado de um sistema dinâmico. Este sistema dinâmico pode ser afectado por ruído, tipicamente assumido como ruído branco. No sentido de melhorar a estimação de estado, o filtro utiliza medidas de sensores, também estas afectadas por ruído. O filtro é composto por dois passos [35]: **predição** e **correção**, que se repetem sucessivamente. No primeiro passo o estado é estimado através do **modelo dinâmico** do veículo, e no segundo passo é corrigido pelas várias medidas através do **modelo de observação**. Desta forma, a covariância do erro do estimador é minimizada, ou seja, o filtro de Kalman é um estimador considerado óptimo [36]. O procedimento é repetido a cada intervalo de tempo, passando o estado de uma iteração a ser considerado como o valor inicial na iteração seguinte.

O conjunto de equações define-se de seguida. As variáveis são as seguintes:

- X = Vector a Estimar
- P = Matriz de Covariância de X
- Q = Matriz do Ruído do Processo
- A = Matriz de Transição do Modelo
- Z = Vector de Medições $Z = HX$
- H = Matriz de Observação
- R = Matriz de Covariância das Medições
- K = Ganho de Kalman

No passo de **predição**, o intervalo de tempo é propagado em X e P de acordo com a matriz de transição (A):

$$\bar{X}_{k+1} = A\hat{X}_k \quad (3.1)$$

$$\bar{P}_{k+1} = A\hat{P}_kA^T + Q \quad (3.2)$$

Enquanto que na **correção** são usadas medições dos sensores (Z) para fazer o update do

estado (X) e da covariância (P):

$$K_{k+1} = \bar{P}_k H^T (H \bar{P}_k H^T + R)^{-1} \quad (3.3)$$

$$\hat{X}_{k+1} = \bar{X}_k + K_k (Z_k - H \bar{X}_k) \quad (3.4)$$

$$\hat{P}_{k+1} = (I - K_k H) \bar{P}_k \quad (3.5)$$

Para o filtro de Kalman extendido, a matriz de transição do modelo (A) obtem-se pela linearização da função de dinâmica do modelo. Caso as equações de observação sejam não lineares, a matriz de observação (H) é também obtida por uma linearização dessas mesmas equações.

Para o caso do ASV, o movimento no plano horizontal é definido pelo vector de estado $x = [N \ E \ \psi \ u \ v \ r]^T$, ou $x = [N \ E \ \psi \ u \ v \ r \ W_N \ W_E]^T$ se incluirmos a estimação da velocidade da água. A posição (N, E) do veículo é definida no referencial da terra segundo a direcção norte N e este E . O referencial da terra é definido com a origem num ponto da marina da APDL (*Homeref*) enquanto que o eixo dos xx aponta para norte e o dos yy para este. Seguindo a arquitectura típica dos sistema de navegação para veículos subaquáticos [11], o **modelo dinâmico** do ASV é definido no plano vertical apenas pelo seu modelo cinemático:

$$\begin{bmatrix} \dot{N}(t) \\ \dot{E}(t) \\ \dot{\psi}(t) \\ \dot{u}(t) \\ \dot{v}(t) \\ \dot{r}(t) \\ \dot{W}_N(t) \\ \dot{W}_E(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u(t) \cos \psi(t) - v(t) \sin \psi(t) + W_N \\ u(t) \sin \psi(t) + v(t) \sin \psi(t) + W_E \\ r(t) \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} + w(t) \quad (3.6)$$

onde $w(t)$ é o ruído dinâmico (assume-se que é ruído branco com covariância definida em Q). Note que se assume que as velocidades do veículo são constantes, bem como a velocidade da água.

O **modelo de observação**, descreve a relação entre os estados estimados e as medições dos sensores. Para o caso do ASV, equipado com GPS+IMU, a matriz de observação H é dada por:

$$\begin{bmatrix} North_{GPS}(t) \\ East_{GPS}(t) \\ Compass_{IMU}(t) \\ Gyro_{IMU}(t) \end{bmatrix} = HX = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N(t) \\ E(t) \\ \psi(t) \\ r \end{bmatrix} + v(t) \quad (3.7)$$

Para o caso do ASV equipado com bússola GPS o conjunto de funções não lineares é dado por:

$$\begin{bmatrix} North_{GPS}(t) \\ East_{GPS}(t) \\ Head_{GPS}(t) \\ Speed_{GPS}(t) \\ Course_{GPS}(t) \\ RateOfTurn_{GPS}(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N(t) \\ E(t) \\ \psi(t) \\ \sqrt{u(t)^2 + v(t)^2} \\ \arctan(v(t)/u(t)) \\ r \end{bmatrix} + v(t) \quad (3.8)$$

onde $v(t)$ é o ruído do processo de medição com covariância R .

Os dados do IMU são recebidos a uma taxa de 30Hz, enquanto que os do GPS são recebidos a 1Hz e os da bússola GPS a 5Hz. Tendo em conta esta frequência de *updates*, o passo de **predição** é realizado a uma frequência de 30Hz, sincronizado pelas medições do IMU. Ou seja, sempre que são recebidos dados do IMU, é realizada a **predição** do estado e posterior **correção** do estado com as medidas do IMU. Sempre que são recebidas medidas referentes ao GPS e à bússola GPS, é realizada a correção do estado, tomando como referência a predição calculada a uma taxa de 30Hz.

Estes algoritmos foram simulados no MatlabTM e implementados no DUNE, para correr no veículo. Os resultados foram bons para a estimação do estado do veículo, apesar de não terem sido validados com exatidão. Mesmo no caso em que a estimação de velocidade (u, v) não era directamente observável, obtiveram-se resultados coerentes, mas não validados.

Após a introdução da bússola GPS, simplificou-se o problema da estimação uma vez que todos os estados do veículo são medidos directamente. Isto é, o filtro de Kalman foi mantido para permitir a conjugação dos dados de velocidade de rotação do IMU e dados de posição do GPS da Garmin, bem como para controlar a filtragem do ruído das medidas de velocidade da bússola GPS e de velocidade de rotação.

3.1.2.2 Simulação da Navegação com Interrupções de GPS

Foi feita uma breve análise aos acelerómetros do IMU, no sentido de se poder estimar em quanto tempo cresce o erro de estimação de estado ao utilizar unicamente este sensor. Esta análise serve tipicamente para observar a evolução do erro de estimação de estado sempre que há falhas no sistema de GPS. Este problema ainda se enquadra melhor para o caso do LAUV, em que se pretende determinar o tempo que este pode permanecer mergulhado sem haver grande erro na estimação de estado.

Com base no filtro de Kalman implementado, foi simulada em MatlabTM uma missão para um veículo parado. Isto é, simulou-se que o GPS enviava dados de posição $(0,0)$ durante

um intervalo de tempo inicial (para fazer convergir o filtro). Após esse intervalo de tempo, a estimação de estado é feita com base na observação das aceleração provenientes de um IMU 3DM-GX1 parado.

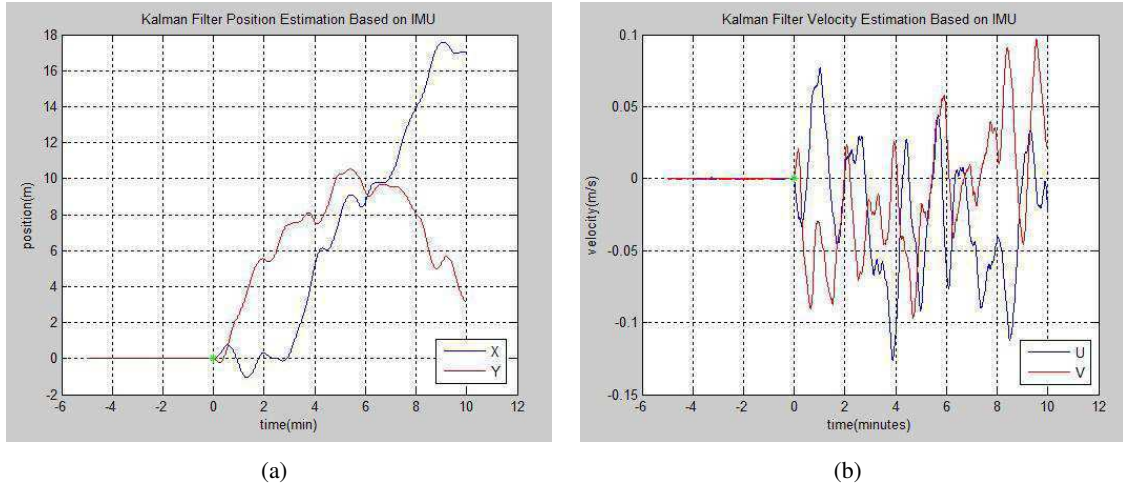


Figura 3.1: Estimação de Estado com IMU: (a) Posição, (b) Velocidade

Como se pode observar em 3.1, o erro de posição vai acumulando, sendo superior a 10 metros ao fim de 5 minutos. Ora, no caso do GPS falhar, o que em princípio ocorrerá em ambientes com obstáculos próximos, a estimação da posição do ASV degrada-se rapidamente inviabilizando a sua operação em certos tipos de missões.

Considere, por exemplo, o caso simulado do LAUV (3.2). Quando mergulhado, o LAUV utiliza apenas o IMU. Na figura seguinte é apresentada uma simulação para o erro da estimação da posição para um veículo subaquático que mergulha durante 5 minutos e depois volta à superfície readquirindo o sinal de GPS. O erro na posição ultrapassa sempre os 10 metros.

Destas duas observações pôde verificar-se os problemas relacionados com a utilização dos acelerómetros das unidades inerciais para estimar posição. Tipicamente, é necessário complementar os dados de aceleração e velocidade angular com dados de sistemas de posicionamento absoluto (por exemplo, triangulação acústica para veículos subaquáticos)

3.2 Manobras com Veículo de Superfície (ASV)

Como referido anteriormente, foram realizados dois conjuntos de missões com o ASV na marina da APDL. Para estas missões, pretendia-se realizar o conjunto de manobras descritas em 2.2.1, ou seja:

- fazer um estudo formal da sua estabilidade em termos de movimento de rotação (através da manobra em espiral);

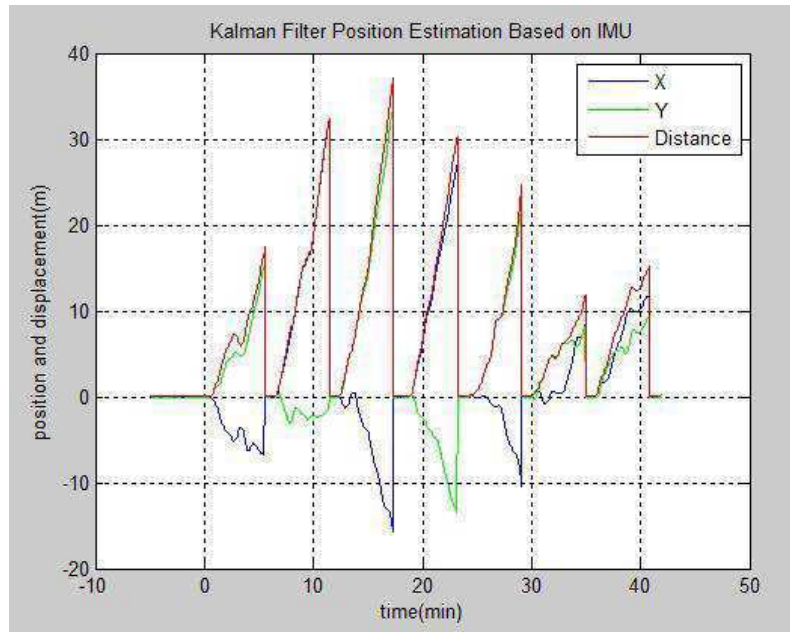


Figura 3.2: Estimação de Estado com IMU e com *Resets* de GPS

- ganhar sensibilidade relativamente ao ganho e constante de tempo do modelo de Nomoto e constatar da sua dependência com a velocidade (através da manobra de *Turning Circle*)
- identificar parâmetros do modelo de Nomoto de primeira e segunda ordem através da técnica de estimação por mínimos quadrados (com dados da manobra em zig-zag);
- identificar parâmetros da equação de velocidade (através de testes de aceleração) e espaço de travagem (manobra de paragem)

Aquando da realização das missões, a equipa sofreu alguns contratempos. Em ambos os conjuntos de missões, o conversor DC/DC que controla os motores sobreaqueceu e queimou, ainda por razão desconhecida. Como tal, no primeiro dia de testes (em Abril) apenas se fizeram testes de verificação do sistema por controlo remoto, não tendo sido possível realizar qualquer uma das manobras descritas anteriormente. Já em Junho, foram realizados dois dias de missões, tendo o novo conversor sofrido do mesmo problema. De qualquer forma, antes do novo conversor ter queimado, foi possível obter dados de testes de aceleração e travagem a várias velocidades, e de testes de *Turning Circle* com várias actuações diferenciais mas com mesma actuação comum. Não sendo estes os testes mais indicados para a realização da estimação de parâmetros, na secção 3.3 apresenta-se o tratamento de dados realizados e uma discussão dos resultados obtidos.

3.2.1 Manobras de Aceleração e Paragem

As manobras de trajectória linear foram realizadas no sentido de se obter um modelo para o comportamento de velocidade *surge* do ASV. A obtenção de dados foi realizada com comandos, em malha aberta, de tensão igual para ambos os motores. Estes testes foram realizados no sentido de obter diferentes curvas a várias velocidades terminais. As tensões de comando, normalizadas, que se utilizaram foram as seguintes: $(\bar{u}_{aL}, \bar{u}_{aR}) \in \{(1, 1), (0.8, 0.8), (0.6, 0.6), (-1, -1), (-0.8, -0.8)\}$. A figura 3.3 mostra a evolução de velocidade, corrente e tensão numa manobra deste tipo. Note que esta figura apresenta a actuação máxima em ambos os motores. A velocidade máxima que o ASV atinge é de 2 m/s. Durante a manobra o *Swordfish* manteve-se bastante equilibrado. Os ângulos de *roll* e *pitch* mantiveram-se inferior a 6° .

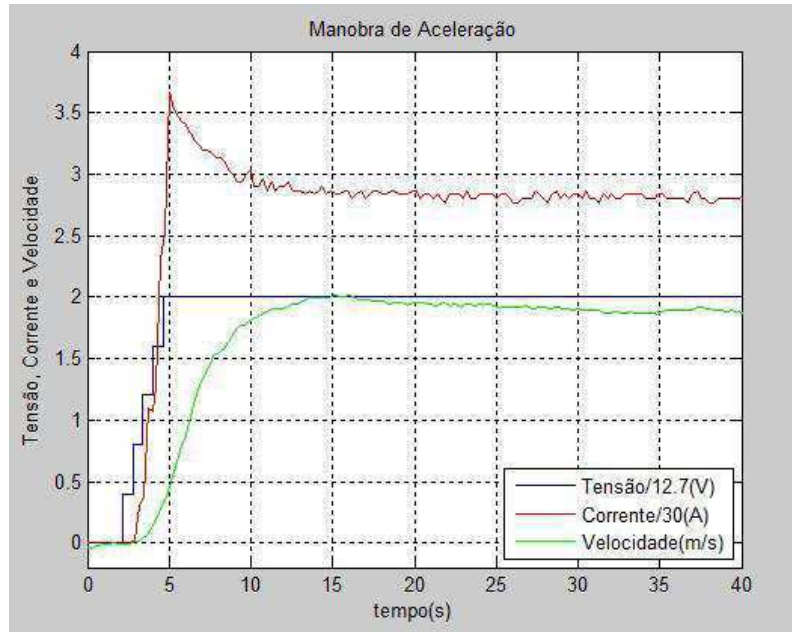


Figura 3.3: Evolução das Variáveis numa Manobra de Aceleração

3.2.2 Manobras Circulares

No sentido de obter o modelo de viragem do ASV, foram utilizados os dados das manobras em círculo. Para tal, os motores foram primeiro actuados em modo comum, e após o veículo atingir uma velocidade constante, foram actuados em modo diferencial. Vejamos, como exemplo, os gráficos da figura 3.4. No gráfico inferior pode-se verificar que a corrente diferencial provoca uma diferença de propulsão nos motores, levando ao aumento da velocidade angular. Verifica-se ainda que durante a manobra, na parte em

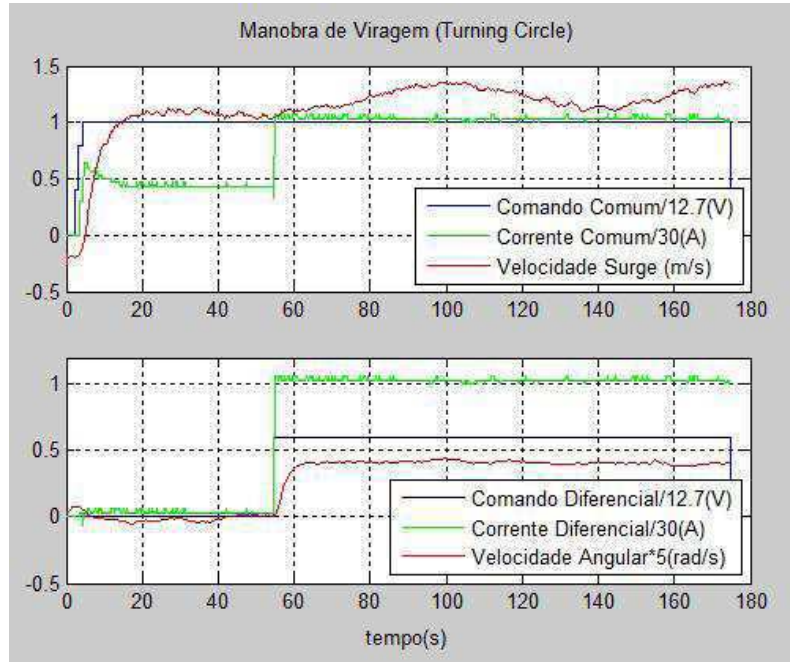


Figura 3.4: Actuação Comum de +1 e Diferencial de ± 0.3 para uma Manobra em Círculo

circunferência, a velocidade de *surge* não está a ser bem estimada, uma vez que oscila em torno de um valor médio. De facto, na figura 3.5 pode-se verificar o efeito da corrente na trajectória do barco (exclui-se o efeito do vento, nesse dia em particular), e que afecta a velocidade do veículo. No sentido de se evitar este efeito, seria interessante melhorar o filtro de navegação. Desta forma, a oscilação no gráfico da velocidade seria estimada como efeito da corrente, e a velocidade seria aproximadamente constante.

As manobras circulares foram obtidas com diversas actuações, mas sempre com actuação comum de +1. Para o estudo do modelo de viragem pretendia-se analisar o efeito variação das constantes no modelo de Nomoto (2.43) com a velocidade. Contudo, com o acidente no conversor DC/DC, tal não foi efectuado. Os dados existentes variam em termos de actuação diferencial, i.e. $u_{aL} - u_{aR} \in \{0.6, 1, -0.6\}$. Verificou-se contudo simetria na rotação uma vez que a velocidade angular, para actuações diferenciais iguais e opostas, atinge o mesmo valor absoluto.

Durante as manobras circulares o *Swordfish* manteve-se em equilíbrio. Os ângulos de *roll* e *pitch* a tomaram valores inferiores a 5° .

3.2.3 Testes Estáticos com Propulsor

Para além destes testes, foram ainda realizados testes estáticos ao sistema propulsor na piscina da faculdade de desporto. Um dos motores+hélice foi montado numa superfície flutuadora. Foram aplicadas várias tensões de actuação em malha aberta. E foi medida

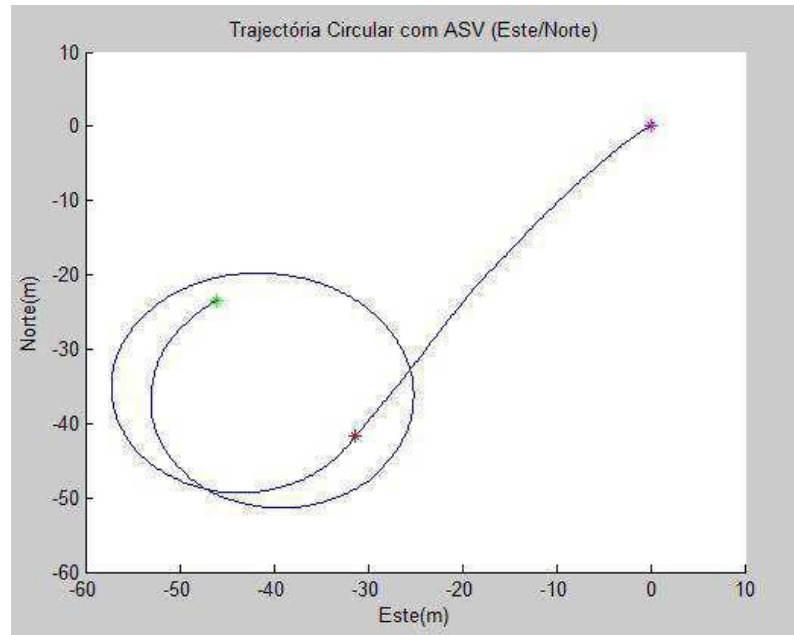


Figura 3.5: Trajetória Circular: início da trajetória (rosa), início do círculo (vermelho), fim da trajetória (verde)

a força, em regime permanente, que o propulsor fazia, através de um dinamómetro ligado ao mesmo. O motor não é provido de *encoder* e, por isso, pretende-se perceber o comportamento do sistema de propulsão a partir das variáveis mensuráveis (força, tensão de entrada e corrente no motor - medida pelo conversor DC/DC). Os resultados são apresentados na tabela seguinte (3.1):

Tensão(V)	Corrente(A)	Força(N)	Tensão(V)	Corrente(A)	Força(N)
4	3	26	-4	-2	-15
5	5	33	-5	-4	-22
6	7	44	-6	-5	-29
7	10	52	-7	-9	-36
8	13	67	-8	-11	-64
9	16	77	-9	-15	-49
10	22	88	-10	-20	-56
11	27	98	-11	-25	-62
12	33	106	-12	-31	-64
12.7	37	115	-12.7	-35	-69

Tabela 3.1: Resultados dos testes de regime permanente para o sistema de propulsão

Segundo os dados da tabela 3.1, pode-se observar uma substancial diferença no comportamento do propulsor dependendo do seu sentido de rotação, como seria de esperar. Note-se que para tensões de entrada com sinal oposto, a corrente é aproximadamente a mesma, pressupondo que em regime permanente a velocidade de rotação do acoplamento

seja igual. Ou seja, para a mesma velocidade de rotação, a hélice gera mais propulsão quando roda no sentido positivo. Este fenómeno faz sentido, uma vez que a propulsão gerada por uma hélice depende da sua forma geométrica. Ora, no caso do ASV, as hélices não têm forma igual quando vistas de ambos os lados.

Verifica-se ainda que a força máxima gerada pelo propulsor é de $115N$, o que é cerca de metade do valor declarado pelo fabricante ($\approx 220N$). Mais ainda, o fabricante declara para a tensão nominal ($12V$) uma corrente máxima de $50A$, o que claramente não acontece neste caso. Este problema foi posteriormente observado pelas pessoas responsáveis pelo hardware, que se depararam com grandes quedas de tensão no cabo e nos contactos existentes entre o controlador DC/DC e o motor. Após este problema ter sido revisto, foi realizado um teste único na piscina do laboratório e confirmaram-se então os dados do fabricante.

Concluindo, estes dados não podem ser considerados correctos, mas certamente podem ser utilizados para observar a tendência de evolução dos dados em regime permanente. Os gráficos de tensão vs. corrente (3.6(a)) e corrente vs. velocidade (3.6(b)) são apresentados de seguida.

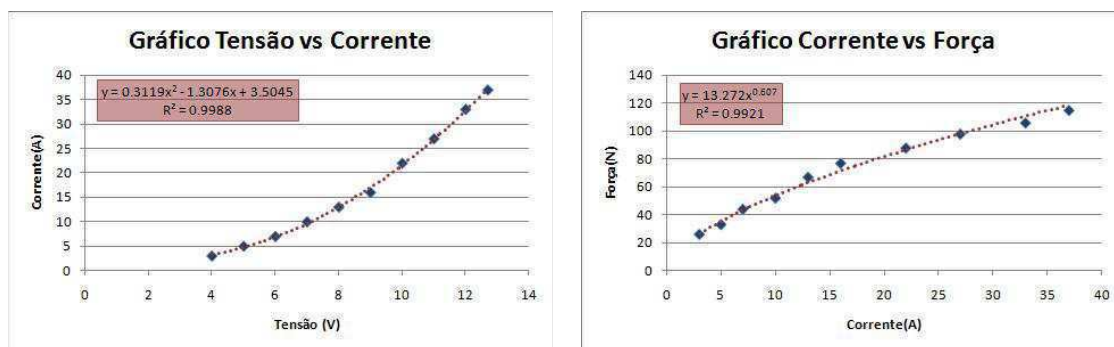


Figura 3.6: Tendência de Evolução das Variáveis no Propulsor: (a) Corrente em função da tensão de entrada; (b) Força em função da corrente

De facto, tendo em conta que não temos medições de velocidade de rotação do motor, apenas podemos concluir que, em regime permanente, se espera que a força gerada pela hélice dependa da corrente do motor segundo uma relação de raiz quadrada, enquanto que a corrente gerada dependerá da tensão de entrada de uma forma quadrática. De facto, pode-se também observar que a relação directa tensão vs. força é linear. Note que estas constatações só são válidas em regime permanente. Na secção seguinte faz-se uma análise em regime transitório.

3.3 Identificação e Discussão de Resultados

Pretende-se fazer a identificação dos parâmetros das equações de movimento que modelizam o comportamento de viragem *steering* e de velocidade *speed* do ASV. A técnica de mínimos quadrados apresentada em 2.2.2.1 será usada, baseando a estrutura dos modelos nas equações de movimento simplificadas do ASV (2.38 para velocidade, 2.42 e 2.43 para viragem). Os dados a utilizar são os registados durante as missões mencionadas em 3.2. As variáveis de interesse são u e r (velocidade e velocidade angular), u_a e i_a (tensão e corrente em cada motor). Quando se estimar a velocidade, u_a e i_a corresponderão ao modo comum dos motores, i.e. a soma de ambos. Quando se estimar a velocidade angular, estes valores corresponderão ao modo diferencial dos motores, i.e. a diferença entre tensões e correntes nos dois motores.

Motivado pela relação linear, em regime permanente, da tensão no motor u_a com a força do propulsor (T), começou-se por modelizar a equação de velocidade do ASV. Foram utilizados os dados dos testes de aceleração apresentados na figura 3.7. Note que os

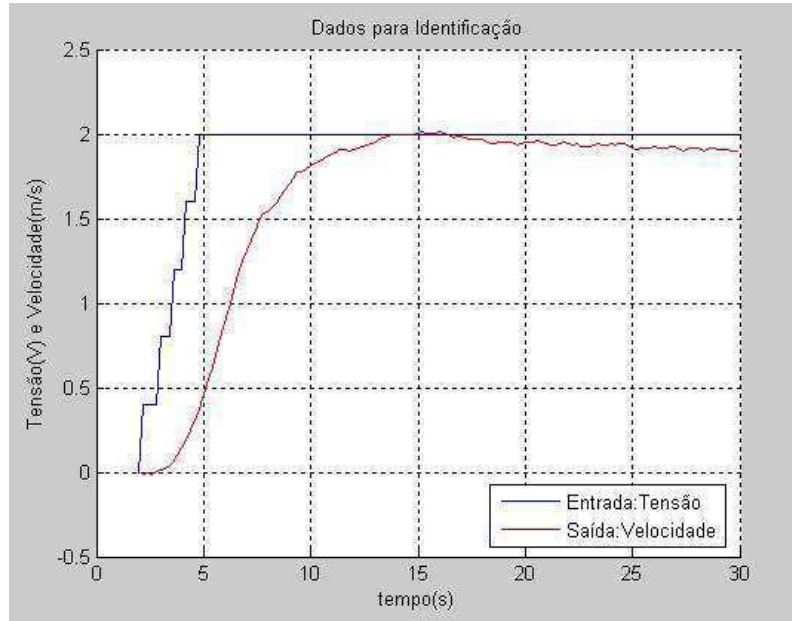


Figura 3.7: Dados de Tensão e Velocidade do ASV Utilizados para Identificação

valores de tensão encontram-se escalados. Neste caso, o valor máximo +2 corresponde a uma tensão comum de 25,4V.

A validação do modelo é feita através da comparação das medições com a estimação de velocidade noutra missão distinta, como se mostra na figure 3.8: Note que em 3.8(a) se fez uma comparação com outro conjunto de dados. Para uma actuação similar a estimação

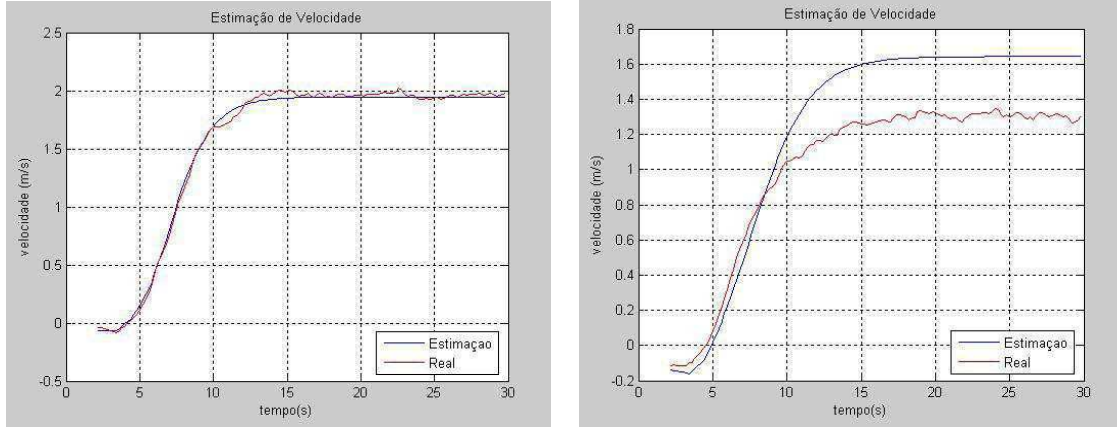


Figura 3.8: Estimação vs. Medição de Velocidade: (a) Tensão comum de amplitude idêntica (25.4V), (b) Tensão comum de amplitude menor (15.2V)

é muito boa. Contudo, ao fazer a estimação da velocidade para uma missão com actuação mais baixa, o resultado obtido é pouco satisfatório 3.8(b). Este facto, leva à conclusão de que o modelo estático para tensão/força ($T = b_1 u_a + c_1$) não se aplica ao modelo dinâmico. Como tal, vai ser realizada uma abordagem diferente.

O sistema será então modelizado em duas partes. Um primeiro bloco que estima a corrente no motor em função da tensão no mesmo (i.e. $i_a = f(u_a)$). Seguido da modelização dos outros dois blocos, de velocidade linear e angular, em função da corrente (i.e. $u = f(i_a)$ e $r = f(i_a)$).

3.3.1 Modelização da Corrente em Função da Tensão no Motor

Atentando nas equações do motor DC (2.16, 2.17) e nos registos do comportamento de ambas as variáveis desenhadas na figura 3.9, pode-se concluir que se pretende modelizar um comportamento de um sistema típico de segunda ordem, e que, em regime permanente, a relação da tensão com a corrente é quadrática (3.6(a)). A função às diferenças a modelizar terá a seguinte estrutura:

$$i_a(k) = -a_1 i_a(k-1) - a_2 i_a(k-2) + b_{0|0} u_a(k) |u_a(k)| + b_0 u_a(k) \quad (3.9)$$

onde os factores de $i_a(k-1)$ e $i_a(k-2)$ correspondem ao comportamento de segunda ordem e os factores $u_a(k)|u_a(k)|$ e $u_a(k)$ a relação quadrática da tensão com a corrente em regime permanente.

Conjugando as equações do motor, a relação tensão vs. corrente é dada por:

$$L_a \frac{d^2 i_a}{dt^2} + R_a \frac{di_a}{dt} + \frac{K_e K_M}{J} i_a = \frac{du_a}{dt} - \frac{K_e}{J} Q \quad (3.10)$$

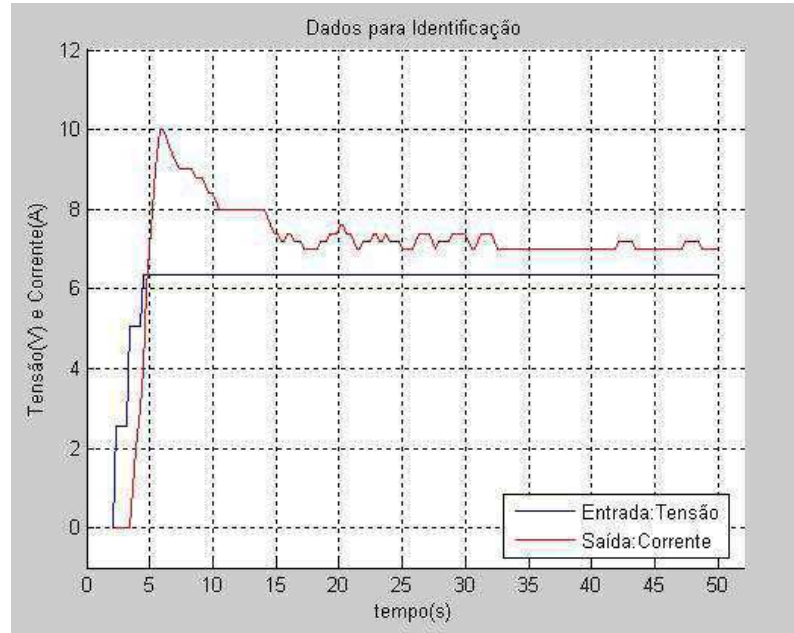


Figura 3.9: Dados de Tensão e Corrente Utilizados para Identificação

Ora, sendo que em 2.15 Q é dependente da velocidade do veículo, experimentou-se uma segunda estrutura de modelo, em que se adiciona a 3.9 um quinto parâmetro com $bv_{0|0}|u_a(k)V(k)$. Sendo $V(k)$ a velocidade do veículo. Os resultados para ambos os sistemas apresentam-se na figura 3.10. Note-se que ambos os resultados são bastante bons.

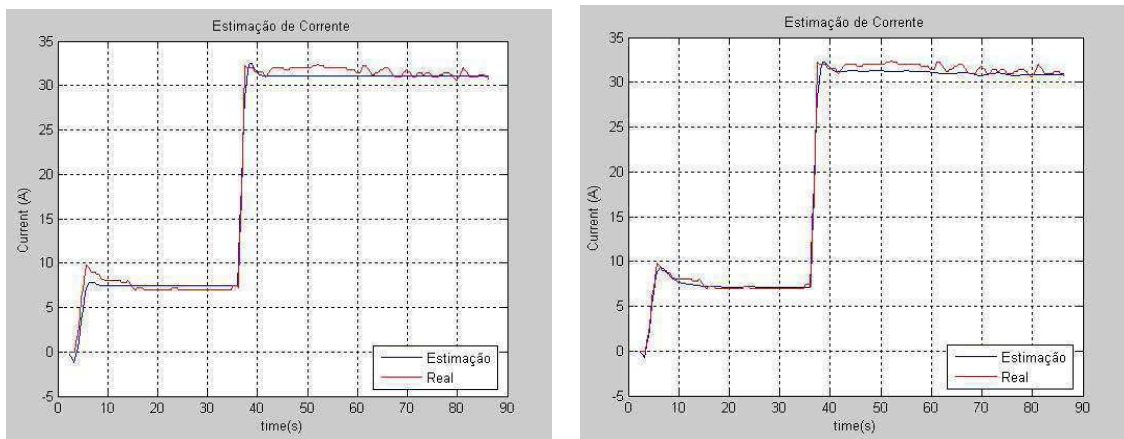


Figura 3.10: Estimação vs. Medição, Validação com Dados Distintos: (a) Modelo sem componente de velocidade (b) Modelo com componente de velocidade

Sendo o segundo modelo aquele que melhor modeliza o comportamento da corrente. Contudo, para simular o segundo modelo é necessário entrar com a estimacão de u , o que por sua vez é estimado a partir da corrente. A aproximao do primeiro modelo é também

bastante aceitável. Como tal, para o trabalho de simulação descrito no capítulo 4, irá usar-se o modelo mais simplificado, de acordo com a estrutura 3.9. Os parâmetros estimados são:

$$\theta = \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ b_{0|0|} \\ b_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1.2896 \\ -0.4760 \\ 14.9177 \\ -4.6722 \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

Durante esta análise, verificou-se que os parâmetros obtidos estimam com correcção os valores que se encontram na mesma gama de funcionamento que os dos dados utilizados na estimação. Fora dessa gama, a estimação já não é muito correcta. De facto, como apenas registamos dados de respostas ao degrau, a estimação vai dar muito peso a este modo de funcionamento. Em termos de trabalho futuro, e após se ter estabilizado o problema do conversor de tensão, fará mais sentido registar dados em que a tensão terá uma variação de ruído branco (excitando a todas as frequências), em torno do ponto de funcionamento pretendido, e com uma amplitude que abranja os comandos a aplicar.

3.3.2 Modelização da Velocidade em Função da Corrente

O método de estimação do modelo de velocidade recorre aos dados obtidos nas manobras de aceleração de trajectória linear descritas em 3.2.1. Os dados da corrente comum $i_a = i_{a_L} + i_{a_R}$ e do comportamento da velocidade u encontram-se esquematizados na figura 3.11. No caso da velocidade, a estrutura do modelo irá basear-se na equação diferencial da

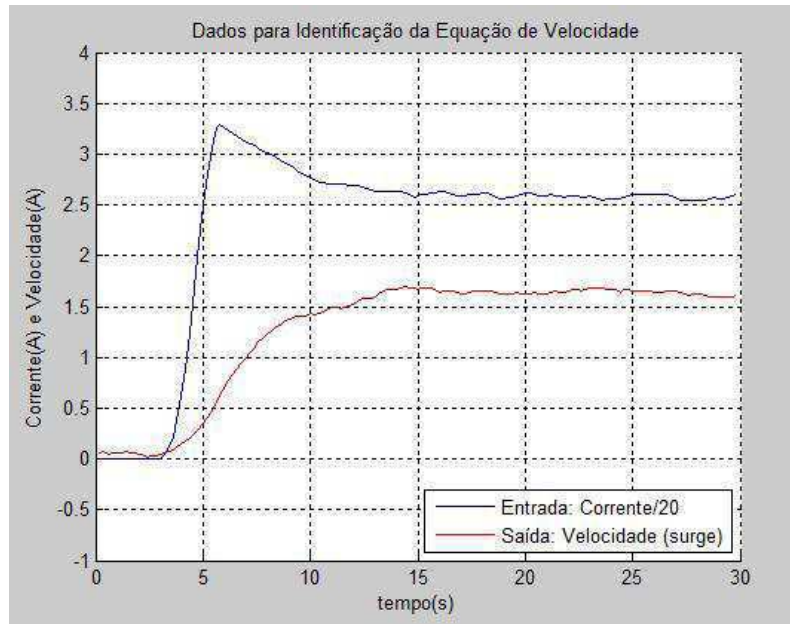


Figura 3.11: Dados de Corrente e Velocidade Utilizados na Identificação

velocidade 2.38. Ou seja, pensando que a integração de tempo é feita segundo o método de Euler, a equação às diferenças é definida por:

$$u(k) = a_1 u(k-1) + a_{1|1}|u(k-1)|u(k-1) + b_1 T_c(k-1) \quad (3.12)$$

onde a_1 terá que ser próximo de 1. A força comum dos propulsores T_c será dada em função de i_a . Em regime permanente, sabe-se que $T(k-1)$ e i_a se relacionam de forma quadrática, i.e. $T \approx k' \sqrt{i_a}$. Como tal, esta será a relação a usar: $T_c(k-1) = k'(\sqrt{i_{aL}} + \sqrt{i_{aR}})$. Vejamos na figura 3.12 os resultados da validação do modelo a várias velocidades. Os testes de validação mostram um bom comportamento do modelo a várias velocidades,

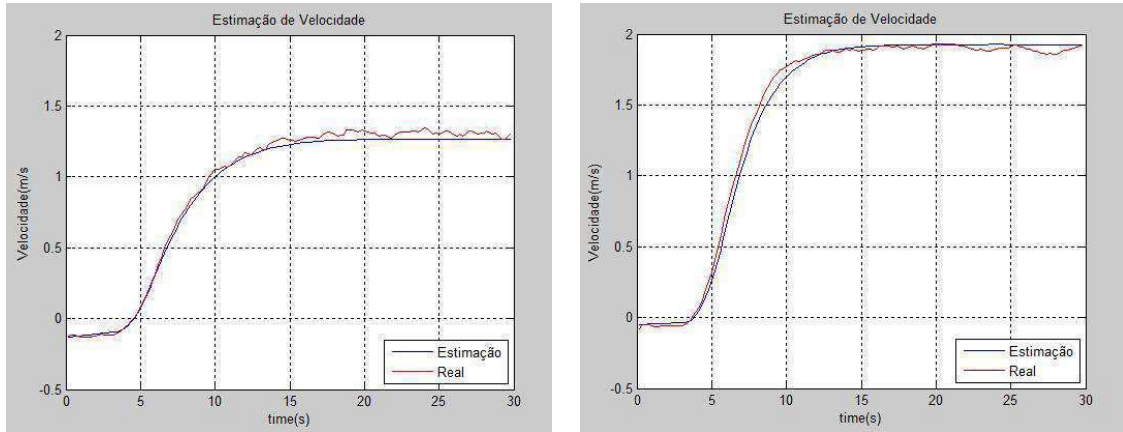


Figura 3.12: Estimação vs. Medição do Modelo de Velocidade a Várias Velocidades: (a) Resposta para uma actuação da tensão comum a 15.2V (7.6+7.6) (b) Resposta para actuação da tensão comum a 25.4V (12.7+12.7)

para além da velocidade com que se realizou a estimação. Os parâmetros identificados são os seguintes:

$$\theta = \begin{bmatrix} a_1 \\ a_{1|1} \\ b_1 k' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.9798 \\ -0.0165 \\ 0.0076 \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

onde $a_1 = 0.9798 \approx 1$, como seria de esperar.

Note contudo, que este modelo apenas funcionará para actuações positivas do sistema de propulsão. De facto, tal como já havia sido concluído aquando dos testes de propulsão em regime permanente, a hélice gera mais força ao rodar no sentido positivo do que no negativo. Esta questão pode ser observada nos dados apresentados na figura 3.13. De facto, para uma tensão de actuação igual mas de sinais opostos, a corrente é semelhante, e como tal, a velocidade de rotação do motor em regime permanente também o será. Contudo, a velocidade do ASV no sentido negativo é claramente menor, denunciando uma menor força exercida pela hélice. O mesmo trabalho de estimação pode ser feito

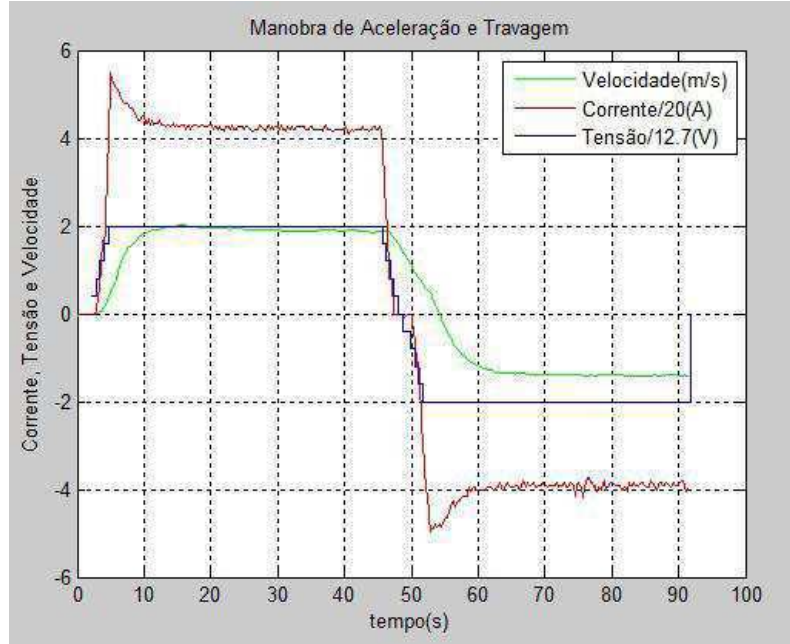


Figura 3.13: Manobra com Aceleração no Sentido Positivo, Seguida de Travagem e Aceleração no Sentido Negativo

para actuações negativas. A figura 3.14 apresenta os resultados da estimação. Neste caso os parâmetros estimados foram $\theta = [1.0061, -0.0399, 0.0046]^T$.

3.3.3 Modelização da Velocidade de Rotação em Função da Corrente

A determinação do modelo de viragem segue os mesmos passos dos modelos anteriores. A manobras circulares realizadas encontram-se descritas em 3.2.2. A estrutura da equação às diferenças baseia-se nas equações dos modelos de Nomoto de primeira ordem (2.43) e de segunda ordem (2.42), respectivamente:

$$r(k) = -a_1 r(k-1) + b_0 T_d(k) \quad (3.14)$$

$$r(k) = -a_1 r(k-1) - a_2 r(k-2) + b_0 T_d(k) + b_1 T_d(k-1) \quad (3.15)$$

A força diferencial dos propulsores T_d será dada em função de i_a . Como discutido para o modelo de velocidade, $T \approx k' \sqrt{i_a}$. Como tal, $T_d(k-1) = k'(\sqrt{i_{aL}} - \sqrt{i_{aR}})$.

Na figura 3.15 apresentam-se os resultados da estimação com Nomoto de primeira e segunda ordem. De facto, verifica-se que a equação de Nomoto de segunda ordem estima um melhor comportamento do que a de primeira ordem, especialmente em regime transitório. Contudo, também se verifica que o modelo de ambas explica muito bem o comportamento do ASV. Note-se que a função de custo S definida em 2.52 apresenta os valores: $S_{1st} = 0.0045$ e $S_{2nd} = 0.0016$. O que indica que apesar do modelo de segunda ordem

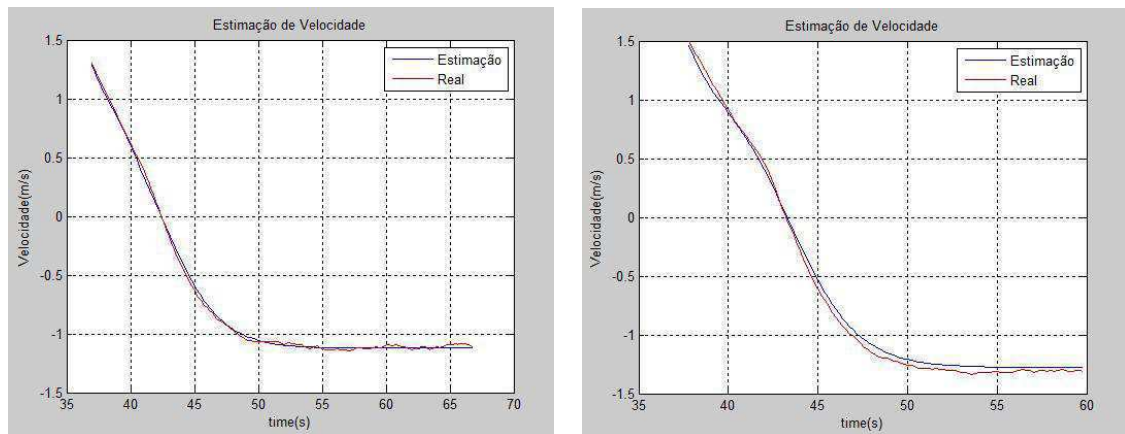


Figura 3.14: Estimação vs. Medição do Modelo de Velocidade para Actuações Negativas: (a) Estimação dos dados da identificação (b) Validação com tensão actuação mais alta

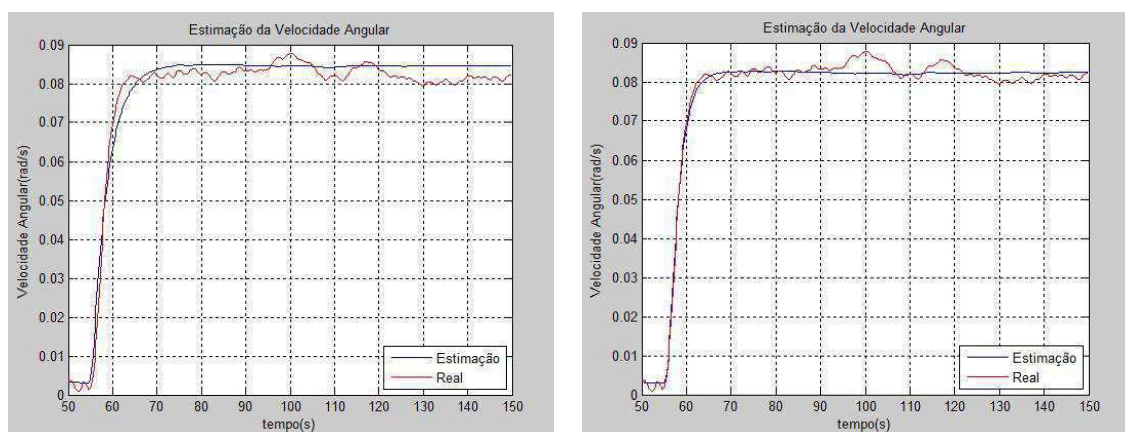


Figura 3.15: Estimação vs. Medição do Modelo de Viragem: (a) Nomoto de 1º ordem (b) Nomoto de 2º ordem

apresentar um erro menor, estes são muito próximos, não justificando o aumento de número de parâmetros do modelo. Para a simulação, irá ser utilizado o modelo de primeira ordem.

Os parâmetros obtidos com ambos os modelos são os seguintes:

$$\theta_{1st} = \begin{bmatrix} a_1 \\ b_{0k'} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.9454 \\ 0.0008 \end{bmatrix} \quad \theta_{2nd} = \begin{bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ b_{0k'} \\ b_{1k'} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1.6772 \\ 1.6772 \\ -2.47e^{-4} \\ 0.0003 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

Infelizmente os modelos estimados não puderam ser comprovados com outras velocidade lineares, dado a falta de dados de manobras. Mais ainda, apenas foi validada a estimação destes modelos para actuações diferenciais próximas da utilizada na identificação. Seria interessante, validar estes modelos numa gama maior de velocidades de rotação. Também seria interessante verificar o comportamento do veículo a outras velocidades, e a necessidade de normalização das equações de Nomoto. Tal como nos outros modelos, seria ainda importante fazer-se a aquisição de dados com um tipo de actuação que não o degrau (que apenas excita frequências quase infinitas e quase nulas).

3.4 Conclusões

Neste capítulo começou-se por descrever o set-up experimental utilizado: o veículo e os instrumentos instalados. Discutiram-se ainda algumas considerações acerca de estimação de estado, filtros de navegação e falhas de GPS. Descreveram-se as missões e manobras realizadas, bem como os incidentes ocorridos. Quanto ao processo de identificação, apresentou-se uma discussão acerca dos resultados experimentais da modelização do ASV. Foram obtidos e validados os modelos de viragem e velocidade do ASV. Discutiram-se os resultados obtidos, a utilização das medições de corrente como variáveis independentes nos modelos, e a necessidade de recorrer a outros tipos de manobras, com operação a várias velocidades.

Capítulo 4

Simulação e Controlo de Veículos Aquáticos

Neste capítulo pretende-se discutir a implementação de controladores de baixo nível para o LAUV.

Inicialmente, faz-se uma breve apresentação do ambiente de simulação desenvolvido como ferramenta de base no teste de controladores de baixo nível. É discutida a sua estrutura modular e a facilidade de utilização para o estudo dos diversos veículos do laboratório.

Posteriormente, discute-se a implementação de controladores PID e SMC para subsistemas desacoplados nos planos horizontal e vertical. Pretende-se ainda comparar, através de simulação, a robustez destes dois métodos de controlo face a variações de parâmetros no modelo do veículo.

Por fim, será testada a eficácia da acção simultânea dos dois controladores de PID dimensionados para os dois planos.

4.1 *USTL Control Toolbox*

A performance de um veículo prende-se tipicamente com a sua maior ou menor capacidade de realização de manobras, o que, por seu turno, requer um bom sistema de controlo. Esta foi a motivação que levou à implementação de um ambiente de simulação para o LAUV e para o ASV. A utilização de uma boa representação da dinâmica do veículo permite, para além de um melhor dimensionamento de controladores, um melhor ambiente de teste e comparação.

O ambiente de simulação foi implementado em MatlabTM, e serve essencialmente para o dimensionamento e teste de controladores. No sentido de estruturar o código de forma

modular, as tarefas típicas de um *loop* de controlo foram divididas por várias funções. O diagrama de blocos, na figura 4.1 esquematiza a sua estrutura.

Como se verifica, a estrutura do simulador segue aproximadamente a de um *loop* de

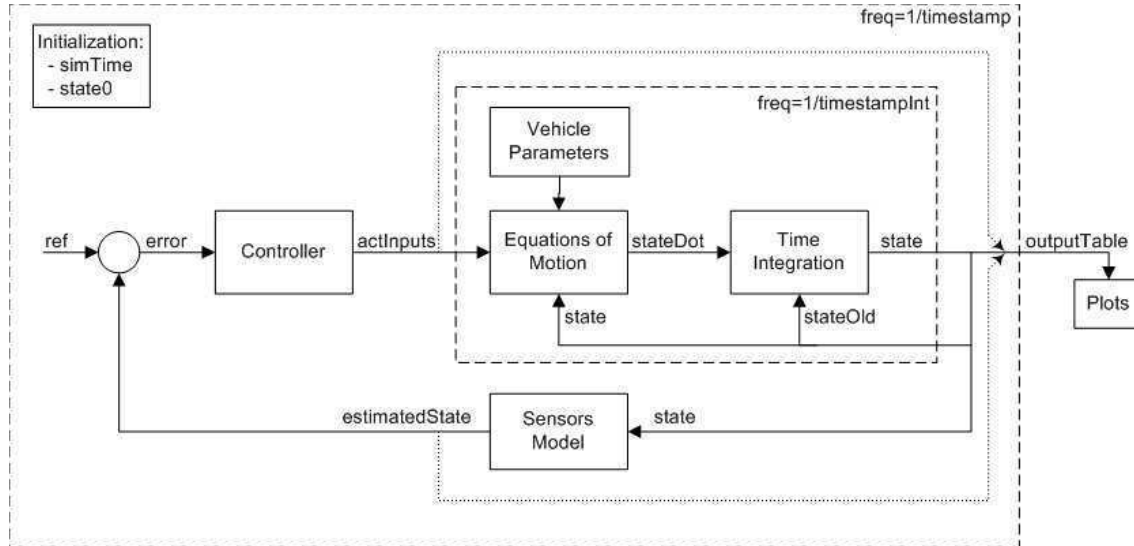


Figura 4.1: Estrutura do Simulador

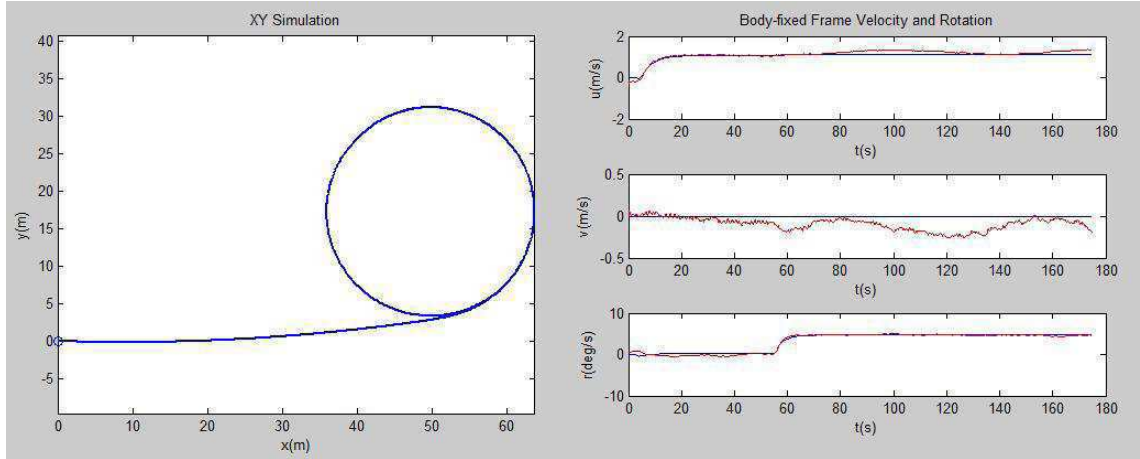
controlo. Note-se que *ref* é a referência que, como em qualquer *loop* de controlo, é comparada com o estado actual (*state*), ou então com uma estimativa do estado actual (*estimatedState*). O controlador recebe os erros calculados e actua no modelo (*actInputs*). Como é natural, se se pretender fazer a simulação em malha aberta, basta não adicionar o controlador e gerar directamente as referências como comandos para o modelo. Note que a simulação é feita com dois passos de tempo: o *timestampInt* refere-se apenas à simulação do estado actual do veículo, i.e. integração das equações diferenciais do modelo; enquanto que *timestamp* se relaciona com a frequência à qual os sensores e controladores do veículo realmente funcionam. Durante a simulação, os dados de actuação, estado e estado estimado são guardados numa estrutura de dados *outputTable* para posterior utilização/visualização.

A simulação do veículo é feita através de três *scripts*: (1) o conjunto de equações de movimento na forma $\dot{x} = f(x, u)$, onde x é o estado, e u os inputs para os actuadores; (2) o conjunto de parâmetros dos veículos, com valores numéricos constantes durante toda simulação, e que são usados nas equações de movimento; (3) a função de integração da derivada do estado ($\dot{x}$) que implementa o método de Euler.

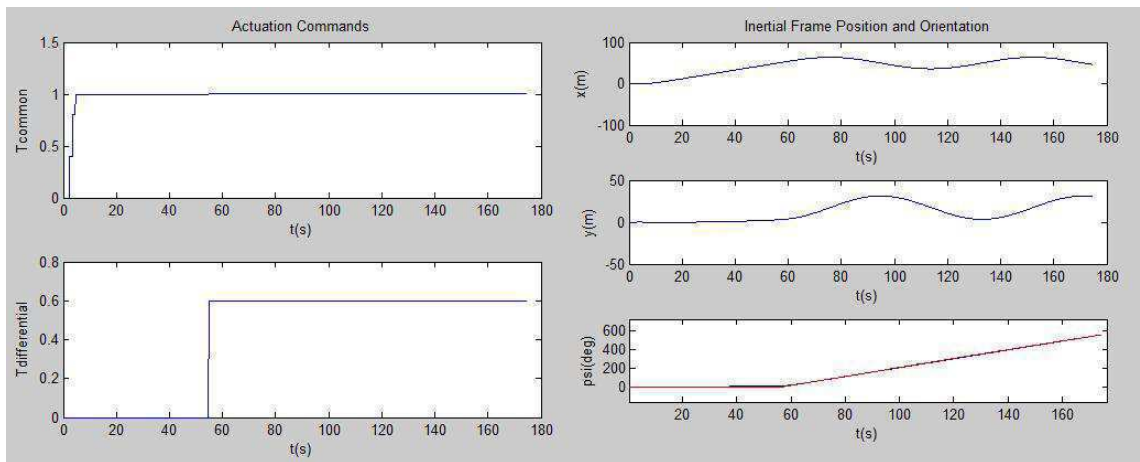
De facto, a primeira versão do simulador foi criada para o LAUV e apenas admite as equações contínuas na forma $\dot{x} = f(x, u)$. Uma vez que os modelos obtidos no capítulo 3 são modelos de equações às diferenças, a simulação do comportamento do ASV *Swordfish*

foi implementada com recurso aos blocos das equações e dos parâmetros, eliminando-se o bloco de integração no tempo.

Os resultados da simulação com os modelos de velocidade (3.12), de viragem (3.14) e



(a)



(b)

Figura 4.2: Simulação dos Modelos Obtidos para o ASV, dados reais (vermelho) e estimação (azul): (a) Posição e Velocidades (b) Actuação, Posição e Orientação

de propulsão (3.9) do ASV *Swordfish* encontram-se na figura 4.2, onde se pode observar a validação da simulação com os dados reais de velocidade linear (u e v), velocidade angular (r) e orientação (ψ). Para a simulação são apenas usados os registos de dados da actuação referentes a uma manobra. Posteriormente, os dados de estado (vermelho) são representados no mesmo gráfico que os estimados (azul). Tendo em conta que é o próprio simulador que faz a estimação da corrente a partir dos dados de tensão, pode-se concluir que os resultados são excelentes. Verifica-se contudo, que aquando do movimento circular (a partir dos 55 segundos), há uma ligeira oscilação nos dados reais da velocidade longitudinal (u), que não é simulada. De facto, este resultado permite-nos concluir que a

estrutura escolhida para o modelo é adequada, uma vez que não é suposto que esta oscilação ocorra. De facto, e como já discutido no capítulo 3, este será um efeito de ventos e correntes que não estão a ser devidamente filtrados na navegação. Este efeito também é sentido na velocidade transversal v , que apresenta oscilação a partir dos 60 segundos. Note, contudo, que o valor de v , apesar de reduzido, não é nulo durante viragem. A identificação do modelo para v seria uma interessante adição a este trabalho.

A implementação modular do simulador permite facilmente o teste de outros veículos. Foi o caso da passagem da simulação do LAUV, sobre o qual se obtiveram as primeiras simulações, para o ASV. Os gráficos de simulação para o LAUV poderão ser observados na secção 4.2, onde se discutirão os controladores de baixo nível.

Esta versão do simulador modular pode considerar-se ainda bastante simples. Mas a ideia é que este seja utilizado como base para a construção de um simulador mais complexo no laboratório. Uma melhoria interessante e útil para o trabalho do laboratório seria a adição de um bloco de seguimento de trajectória. Este bloco poderia ser facilmente implementado como gerador de referências *ref*, necessitando somente do feedback de estado.

4.2 Controladores de Baixo Nível

A estrutura de controlo de um veículo é normalmente constituída por diversas camadas. Usualmente, a sua arquitectura engloba, de cima para baixo:

- um controlador de missão - tarefa global de decisão e distribuição de tarefas. Por exemplo, em ambientes de múltiplos veículos (poderá ser realizada por um operador humano)
- planeamento de trajectórias - tarefa de optimização e geração de trajectórias, eventualmente óptimas, para cada veículo. Tem em conta um dado objectivo, um dado custo e o estado global das operações (para missões de múltiplos veículos)
- seguimento de trajectórias - tarefa de geração de referências que poderá depender do estado do veículo, do seu modelo, da trajectória a seguir, e de uma função de custo.
- controlador de baixo nível - tarefa de controlo (bloco *controller* em 4.1) que recebe referências do bloco de seguimento e que efectivamente realiza as ordens de comando para o sistema de actuação do veículo.

Nesta secção irá endereçar-se o controlo de direcção *heading* e de profundidade do LAUV. As técnicas de controlo baseiam-se normalmente nos modelos lineares desacoplados de viragem e de mergulho. Uma revisão das implementações típicas revela que

têm sido utilizadas diversas técnicas de controlo. Foram identificados como mais comuns o controlador clássico proporcional-integral-derivativo (PID), o controlador de *Sliding Mode* (SMC) e o controlador de lógica difusa.

Irão ser apresentados e implementados os controladores PID e os SMC. Na parte final, irão ser discutidos os resultados das simulações de comparação destes dois controladores face à incerteza nos parâmetros do modelo.

Controladores PID: A maioria dos sistemas aquáticos recorre aos controladores de PID para sistemas SISO (single-input single-output). Este controlador, é definido pelas constantes de controlo: K_p ganho proporcional, K_d ganho derivativo, e K_i ganho integral. Em cada instante, o sinal de erro $e(t)$ é recebido pelo controlador, que calcula a sua derivada e integral, obtendo assim a actuação para o veículo:

$$\tau_{PID} = K_p e(t) + K_d \dot{e}(t) + K_i \int_0^t e(\tau) d\tau \quad (4.1)$$

Neste tipo de controladores, cada um dos ganhos afectará a resposta do sistema em malha fechada de forma diferente. O ganho proporcional (K_p) reduz o tempo de subida e o erro em regime permanente, nunca chegando a eliminá-lo. O ganho integral (K_i) elimina o erro em regime permanente para referências constantes, mas pode degradar a resposta em regime transitório. Por fim, o ganho derivativo (K_d) melhora a estabilidade do sistema, através da redução do overshoot [37].

Na prática, há alguns cuidados a ter na implementação deste tipo de controladores. No caso de uma mudança instantânea de referência (*step*), o erro derivativo pode tornar-se muito grande. Uma forma de combater este problema é a derivação do valor da saída em vez do erro, ou limitação da variação do set-point por uma rampa. Outra questão a ter em conta é a integração do erro integral, cuja soma poderá crescer indefinidamente (*windup*). Neste sentido, é necessário implementar algum mecanismo de limitação ou de *reset* deste erro.

Controlador Sliding Mode: O controlo baseado em *sliding modes* é uma abordagem de controlo robusto que permite a manutenção da estabilidade e alguma performance do sistema na presença de imprecisões de modelos. Este tipo de controlo caracteriza-se então por recorrer a um conjunto de regras de controlo e a uma regra de decisão, designada por função de comutação. Esta função, faz com que os ganhos de feedback comutem entre dois valores, que dependem do estado do sistema em cada instante. Esta lei de comutação encaminha a trajectória de estado do sistema não-linear segundo uma superfície escolhida no espaço de estados, e mantém-na nessa mesma superfície durante o resto do tempo de operação. Por esse motivo, se designa esta superfície como *sliding manifold* ou *switching surface* [38].

A tarefa mais importante no dimensionamento do controlador é a de assegurar que o estado do sistema é efectivamente encaminhado para a superfície de comutação e que após a intersecção é mantido nessa mesma superfície. Tipicamente, é utilizada uma abordagem de Lyapunov para o estudo das propriedades destes controladores.

Seja um sistema definido por:

$$\dot{x}(t) = Ax(t) + bu(t) + \delta f(t, x, u) \quad (4.2)$$

onde A representa o modelo do sistema linearizado em torno de um ponto de operação, b representa o vector de transformação das entradas de controlo e δf representa os termos acoplados e não lineares do sistema. O estado do sistema é representado por $x \in \Re^n$, e a entrada de controlo por $u \in \Re^p$ (n é a dimensão do sistema e p a dimensão da sinal de controlo).

A acção de controlo é constituída por dois parâmetros:

$$u = \hat{u} + \bar{u} \quad (4.3)$$

onde $\hat{u}$ é determinado com base no modelo nominal, enquanto que $\bar{u}$ é a regra de comutação responsável por compensar a degradação da performance do controlador devido a incertezas do modelo e outras perturbações.

É possível demonstrar por Lyapunov [16] que se for escolhido um limite apropriado para os efeitos das não linearidades δf , para todo o x : $\eta > \|s\| \|\delta f - \delta \hat{f}\|$, a convergência é satisfeita ao escolher uma acção de controlo do tipo:

$$u = -(s^T b)^{-1} Ax - (s^T b(t))^{-1} \eta \text{sign}(\sigma) \quad (4.4)$$

Onde s define a superfície de deslizamento $\sigma(t)$ (*sliding*) como: $\sigma(t) = s^T \tilde{x}(t) = s^T (x(t) - x_d(t))$, onde $x_d(t)$ é a referência.

Quando o estado do sistema se encontra na superfície de deslizamento, i.e. $\sigma(t) = 0$, a lei controlo torna-se $u = -(s^T b)^{-1} Ax$. Esta acção linear de feedback deverá ser dimensionada de tal forma que o sistema tenha a dinâmica pretendida na superfície de deslizamento. A dinâmica em malha fechada é dada por:

$$\dot{x} = [A - b(s^T b)^{-1} s^T A]x = (A - bk)x \quad (4.5)$$

onde k pode ser calculado pelos métodos comuns de alocação de pólos [39]. A matriz em malha fechada ($A_c = A - bk$) deverá apresentar um pólo em zero, enquanto os outros são escolhidos para performance. Por tal facto, s é dado por $s^T (A - bk) = s^T A_c = 0$, podendo ser calculado como o vector próprio esquerdo de A_c associado ao pólo na origem.

Para evitar comutações sucessivas, a função descontínua $sign(\sigma)$ é usualmente suavizada através da substituição pela função $sat(\sigma/\phi)$, definida por:

$$sat(\sigma/\phi) = \begin{cases} +1, & \text{if } \sigma/\phi \geq 1 \\ -1, & \text{if } \sigma/\phi \leq -1 \\ \sigma/\phi, & \text{if } -1 < \sigma/\phi < 1 \end{cases} \quad (4.6)$$

ou $tanh(\sigma/\phi)$, onde ϕ pode ser visualizado como a espessura da camada de fronteira.

4.2.1 Controladores para LAUV

Como já foi discutido anteriormente, o controlo de baixo nível para veículos aquáticos é normalmente realizado de forma desacoplada, sendo definida e dimensionada uma lei de feedback de controlo para movimentos no plano horizontal e no plano vertical. Para o caso do LAUV, o movimento no plano horizontal é normalmente realizado pelo controlo da direcção (ψ), através da deflexão dos lemes verticais. Já no plano vertical, é normalmente controlada a profundidade, sendo que por vezes é implementada uma malha de controlo interna para a inclinação (θ) do veículo. Neste caso, o controlo é realizado pela deflexão dos lemes horizontais, que afectam directamente a sua inclinação.

Uma questão a ter em conta durante a implementação dos controladores é a máxima deflexão permitida na actuação dos lemes ($\approx 15^\circ$), o que obriga à implementação de uma função de saturação à saída do controlador.

4.2.1.1 Controlador no plano XY

Para o plano horizontal, foi implementado um controlador PID de direcção (*heading*) com base no modelo linear desacoplado de viragem definido em 2.29. O ponto de equilíbrio escolhido foi zero, com velocidade longitudinal de $1.5m/s$ (usual na operação do LAUV).

$$\begin{bmatrix} \dot{v} \\ \dot{r} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -0.6765 & -0.4559 & 0 \\ -1.4762 & -4.6190 & 0 \\ 0 & 1.0000 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ r \\ \psi \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0.6353 \\ -4.1143 \\ 0 \end{bmatrix} \delta_r \quad (4.7)$$

O dimensionamento do controlador foi realizado através do recurso à ferramenta de lugar de raízes (*rltool*) do MatlabTM. Uma vez que esta ferramenta não contempla um bloco de saturação para limitar os comandos dos lemes, foi implementado em SimulinkTM, um loop de controlo para teste e afinação dos ganhos dos controladores. Esta malha de controlo contempla o modelo linear descrito em 4.7, o bloco de limitação da actuação e um bloco de PID discreto (funcionando a uma frequência de 10Hz, de acordo com aquilo que

é implementado no DUNE). Os ganhos obtidos foram os seguintes:

$$k_p = -0.9610 \quad k_d = -0.3590 \quad k_i = -0.0200 \quad (4.8)$$

A figura 4.3 representa a resposta do sistema ao degrau na referência de heading simulada com o modelo não-linear completo do LAUV.

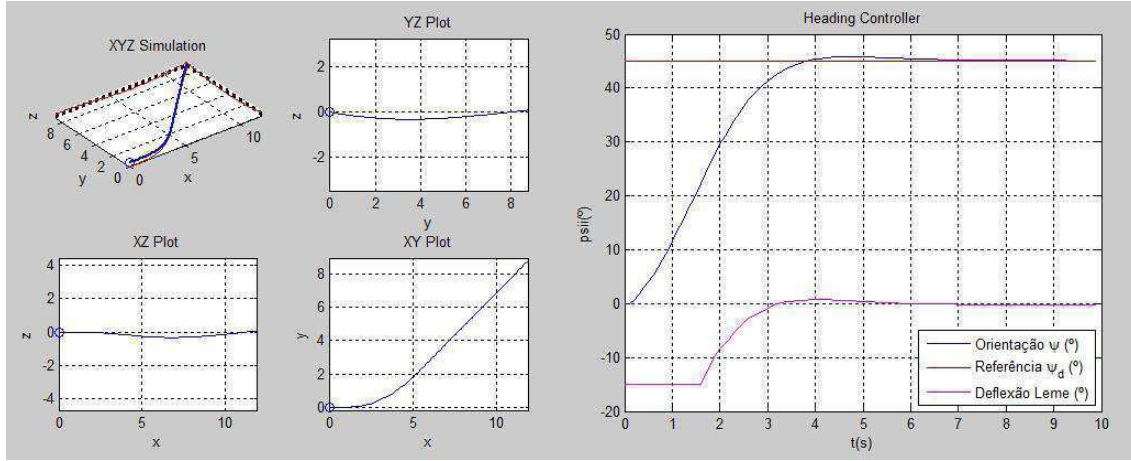


Figura 4.3: Resposta a um Degrau na Referência de *Heading* com o Controlador PID

Nesta implementação, o PID é implementado discretamente a uma frequência de 10Hz. O erro proporcional é calculado a cada passo de tempo por $e_p(k) = \psi_d(k) - \psi(k)$, o erro derivativo é calculado às diferenças por $e_d(k) = (e_p(k) - e_p(k-1))/t_{step}$, e o erro integral como $e_i(k) = e_i(k-1) + e_p t_{step}$.

Para além da implementação da saturação na actuação, é importante ter em conta o fenómeno de *windup* no erro integral. Por tal facto, a função de *anti-windup* foi implementada em conjunto com a saturação.

A figura 4.4 descreve esta função. Basicamente, o valor da actuação u é sempre limitado por u_{MAX} , tanto no sentido positivo como no negativo. A limitação do erro integral baseia-se na saturação das componentes proporcional e integral da actuação u_{pd} . Se esta componente for superior a u_{MAX} , então o erro integral é sempre zero. Se esta componente não for superior a u_{MAX} , então o erro integral será dado pelo que falta à acção u_{pd} para chegar ao valor máximo. Ou seja, o erro integral é limitado para que o controlador fique no limite de actuação. Por seu turno, se a actuação não atingir o valor máximo, não será necessário limitar a soma do integral.

A figura 4.5 mostra que a resposta entre uma referência de 45° ou 90° é bastante parecida, a menos do tempo de subida em que o actuador se encontra saturado. O limitação ao erro integral leva a que após a saturação a actuação tenha um intervalo de actuação muito próximo ($\approx 4s$) até ao estabelecimento do sistema.

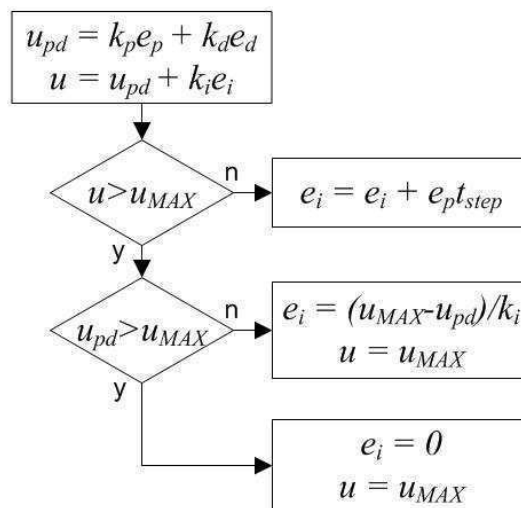
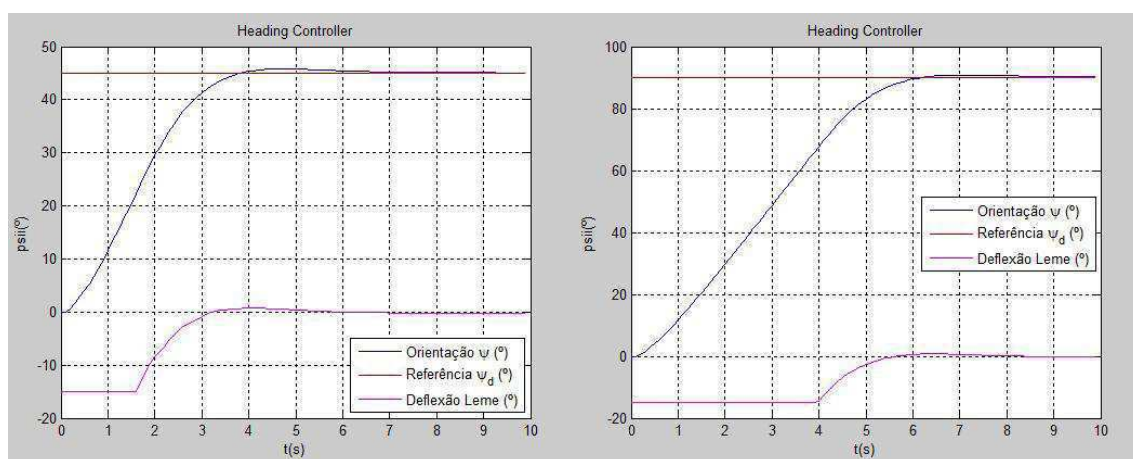


Figura 4.4: Diagrama da Função de Saturação e Anti-Windup

Figura 4.5: Comparação da Resposta do Controlador PID para Degraus na Referência de *Heading*, com Diferentes Amplitudes: 45°(esquerda) e 90°(direita)

4.2.1.2 Controladores no plano XZ

Para o plano vertical, foram implementados dois controladores: PID e SMC. Para ambos, o dimensionamento baseia-se no modelo linear desacoplado definido em 2.30, para uma velocidade longitudinal de $1.5m/s$:

$$\begin{bmatrix} \dot{q} \\ \dot{\theta} \\ \dot{z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -4.6190 & -1.2600 & 0 \\ 1.0000 & 0 & 0 \\ 0 & -1.5000 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} q \\ \theta \\ z \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -4.1143 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \delta_s \quad (4.9)$$

Controlador Sliding Mode: O controlador SMC foi dimensionado, com base no método apresentado em 4.2. Seguindo a sugestão de [17], o modelo nominal associado a $\hat{u}$ em 4.3 basear-se-á nos modelos linearizados em torno de um ponto de operação (4.9). A vantagem é que desta forma, a actuação é determinada por uma lei de feedback linear que pode ser determinada por alocação de pólos, mais a função de comutação. Definiu-se a alocação de pólos para $[0 \ -0.82 \ -0.84]$, o que permitiu o cálculo da lei de feedback com $k = [0.7192 \ 0.1388 \ 0]$. A superfície de deslizamento $\sigma = s^T \tilde{x}$ é então calculada por $s(A - bk) = 0$, resultando em $s = [1 \ 1.66 \ -0.4592]$. Finalmente, a lei de controlo é dada por:

$$\hat{u} + \bar{u} = -k^T \tilde{x} - \eta (s^T b)^{-1} \text{sat}(\sigma/\phi) \quad (4.10)$$

$$= 0.7192\tilde{q} + 0.1388\tilde{\theta} - 0.2431\eta \text{sat}((\tilde{q} + 1.66\tilde{\theta} - 0.4592\tilde{z})/\phi) \quad (4.11)$$

tendo-se escolhido $\eta = 4$ e $\phi = 0.4$.

A figura 4.6 representa o resultado da simulação com este controlador (SMC). Como seria

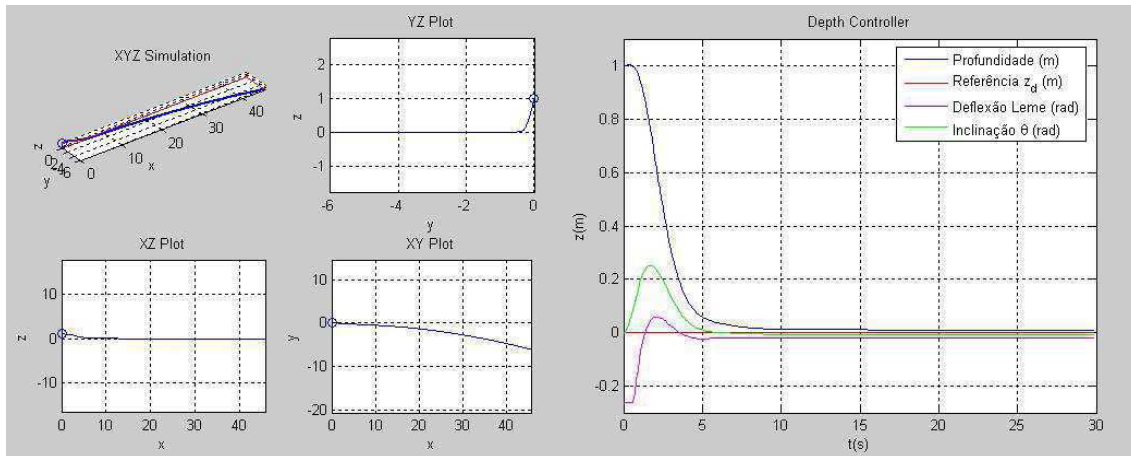


Figura 4.6: Resposta do SMC de *Profundidade* a um Degrau na Referência

de esperar, no gráfico do controlo de profundidade, a inclinação do veículo (θ) apresenta um comportamento bastante mais rápido que o da profundidade. Neste caso, a inclinação

não ultrapassa os 15° . Este parâmetro faz parte do controlador, onde a referência é nula, dada por $\theta_d = 0$.

Na figura 4.6, verifica-se também que a trajectória do veículo sofre um grande desvio para o lado direito. De facto, numa simulação em malha aberta só com propulsão (lemes a zero), o veículo tende a curvar para a direita. Tal deve-se ao binário gerado pelo motor, que provoca um ligeiro ângulo de *roll* (ϕ).

Apesar da resposta em profundidade denotar um erro muito pequeno em regime permanente, foi adicionado um ganho integral ao controlador (SMCI). O erro integral é dado pela integração dos erros de profundidade ($\int (z - z_d)$), definida tal como no controlador PID de *Heading*. Tal como na implementação do controlador PID, o efeito de *windup* é prevenido pela implementação da mesma função de saturação e limitação do erro integral. No sentido de não aumentar muito o *overshoot* do sistema, o ganho integral escolhido é: $k_p = 0.0012$.

A figura 4.7 mostra uma comparação entre estes dois controladores (SMC e SMCI). Como

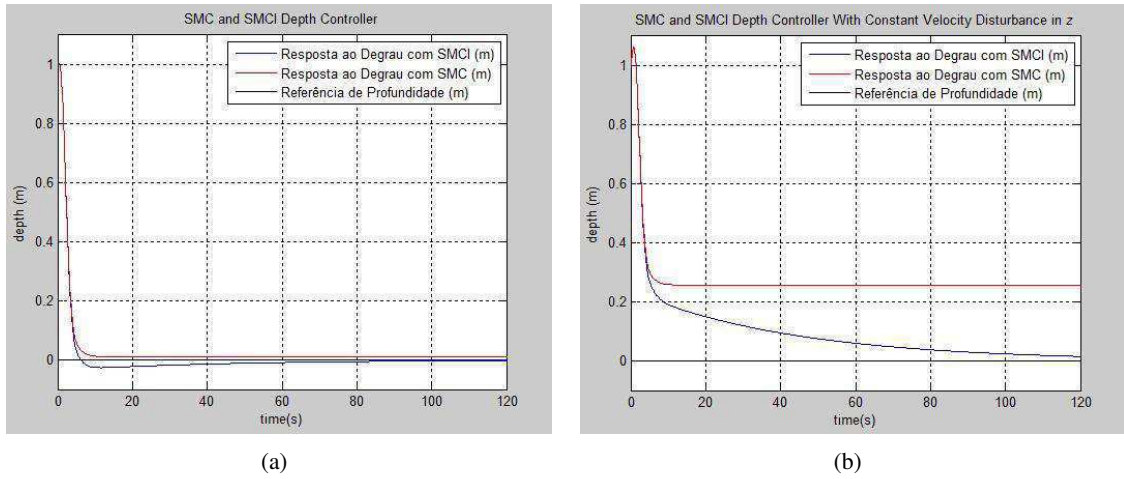


Figura 4.7: Comparação da Resposta ao Degrau dos Controladores SMC e SMCI: (a) Simulação sem Perturbação (b) Simulação com Perturbação na Velocidade segundo z ($\dot{z} + 0.1$)

esperado, o SMCI elimina o erro em regime permanente da resposta ao degrau. Dado o baixo erro em regime permanente existente em 4.7(a), a importância da acção integral é demonstrada na figura 4.7(b), onde se simula uma perturbação constante.

Controlador PID: A implementação deste controlador seguiu a arquitectura definida em [13], onde é sugerida a utilização de duas malhas de controlo. Uma mais rápida (*loop* interno) que controla a inclinação do veículo (θ). E outra mais lenta que assegura o controlo da profundidade. A figura 4.8 representa esta estrutura de controlo. Neste caso, são implementadas duas funções de saturação, uma para a deflexão do leme (15°) outra para a inclinação do veículo ($\theta_{MAX} = 30^\circ$). É necessário dimensionar dois controladores.

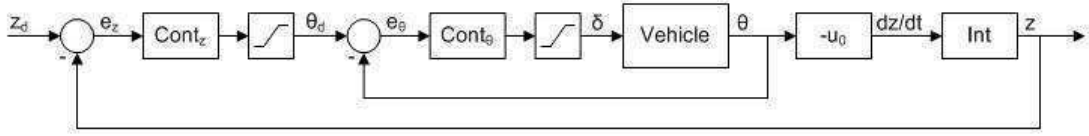


Figura 4.8: Controlo de Profundidade com *Loop* de Inclinação e *Loop* de Profundidade

Nesta implementação foram considerados os dois controladores como PID, apesar de tal não ser absolutamente necessário. Note que θ poderá apresentar um desvio em regime permanente, i.e. não seria necessário considerar ganho integral para $Cont_\theta$.

O processo de dimensionamento dos PID's foi semelhante ao do PID no plano XY. Sendo que $Cont_\theta$ foi dimensionado inicialmente, seguido de $Cont_z$. Note que $Cont_z$ depende do comportamento em malha fechada do *loop* de θ , i.e. depende de $Cont_\theta$. Os ganhos dos PID's determinados foram:

$$k_{P_\theta} = -3.0720 \quad k_{D_\theta} = -0.8960 \quad k_{I_\theta} = -0.3200 \quad (4.12)$$

$$k_{P_z} = -0.6800 \quad k_{D_z} = -0.3000 \quad k_{I_z} = -0.0050 \quad (4.13)$$

A resposta do controlador PID encontra-se esquematizada em 4.9. Neste caso não se chegou à limitação da inclinação (θ) do veículo. Note em 4.10 que o PID e o SMC foram

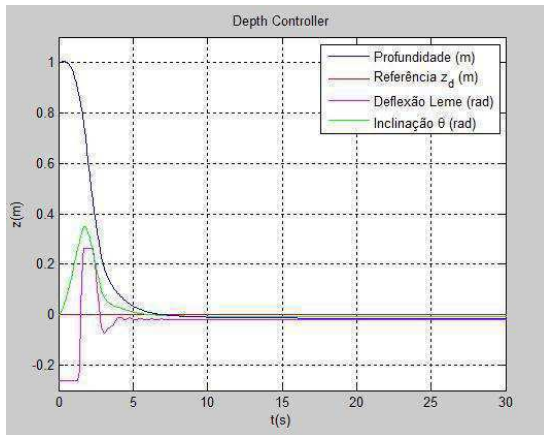


Figura 4.9: Resposta do Controlador PID de Profundidade a um Degrau na Referência

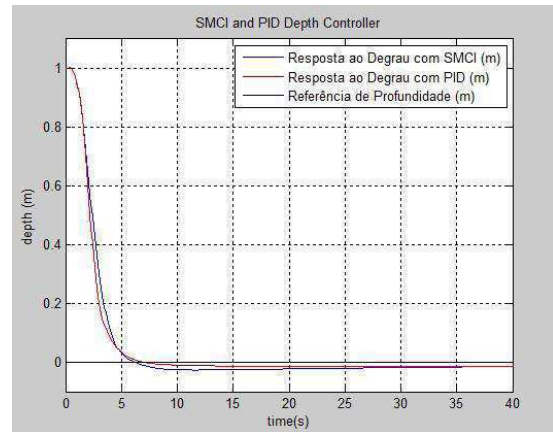


Figura 4.10: Comparação das Respostas do controlador PID e SMCI de Profundidade a um Degrau na Referência

dimensionados para ter uma resposta similar, o que mais à frente permitirá analisar resultados comparativos entre os dois controladores. É necessário ter em atenção que para degraus de maiores amplitudes, onde se atinja a saturação na inclinação do veículo, o PID já terá uma resposta mais lenta que o SMC. No SMC, a limitação da inclinação por

realimentação de estado só se dará em degraus com amplitudes muito superiores.

Comparação PID com SMCI: Com o objectivo de comparar a robustez dos dois controladores, foram realizados seis testes no simulador:

1. $M_\delta \Rightarrow 0.5M_\delta$ e $M_\delta \Rightarrow 0.25M_\delta$
2. $M_q \Rightarrow 0.5M_q$ e $M_q \Rightarrow 0.25M_q$
3. $z_g \Rightarrow 0.5z_g$ e $z_g \Rightarrow 0.25z_g$

Onde (1) representa uma alteração no momento, em torno de y , gerado pelos lemes horizontais, e directamente relacionado com a margem de ganho do sistema; (2) representa uma alteração no coeficiente de amortecimento de rotação, o que afecta o momento hidrodinâmico do veículo no plano vertical; e (3) representa uma alteração no momento de restabelecimento hidrostático. O resultado das simulações realizadas encontram-se na figura 4.11.

De uma forma geral, o controlador SMCI apresenta resultados melhores que o PID. De facto, a resposta do SMCI é quase invariante em qualquer um dos testes com alteração dos parâmetros do modelo. Contudo, nos casos a 50% do valor do parâmetro, o controlador PID apresenta um comportamento bastante próximo do SMCI. Já nos testes a 25%, apesar de se manter controlável, apresenta algumas oscilações. De facto, e tendo em conta que uma redução de 50% engloba já uma grande variação nos parâmetros, pode-se concluir que a robustez do PID é bastante satisfatória.

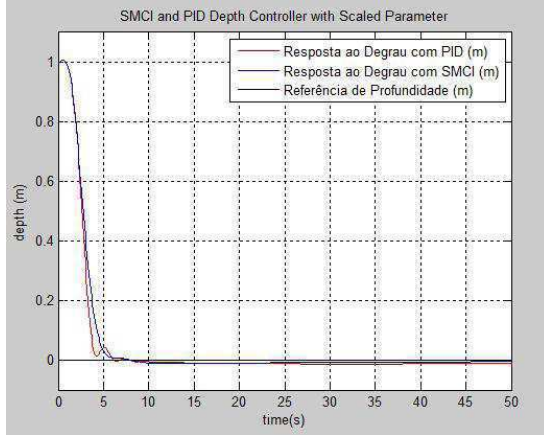
O limite de robustez do PID é inferior ao do SMCI. Contudo, se se pretender utilizar o veículo numa vasta gama de velocidades pode-se recorrer à técnica de *gain-scheduling*. Isto é, para um sistema não linear, os ganhos do PID são ajustados por zonas de funcionamento.

4.2.1.3 Simulação de Controlo Simultâneo nos Planos XY e XZ

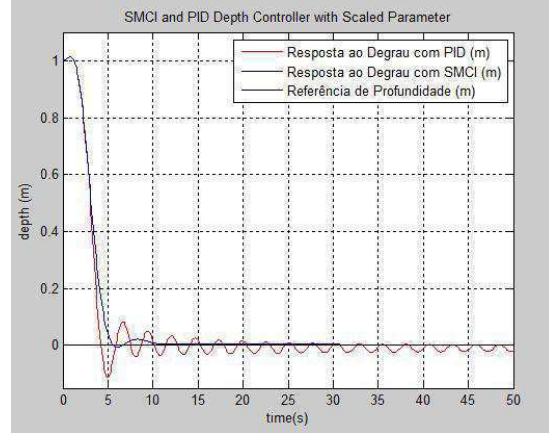
Os controladores de PID dimensionados nas secções anteriores para os planos XY e XZ foram simulados em acção simultânea. Foram geradas duas referências em degrau de 45° em termos de direcção, e de 1 m de profundidade. O resultado da simulação encontra-se na figura 4.12. Onde se pode verificar a correcta acção dos controladores, mesmo em funcionando simultâneo. Este resultado valida, até certo ponto, a abordagem desacoplada no dimensionamento dos controladores.

4.3 Conclusões

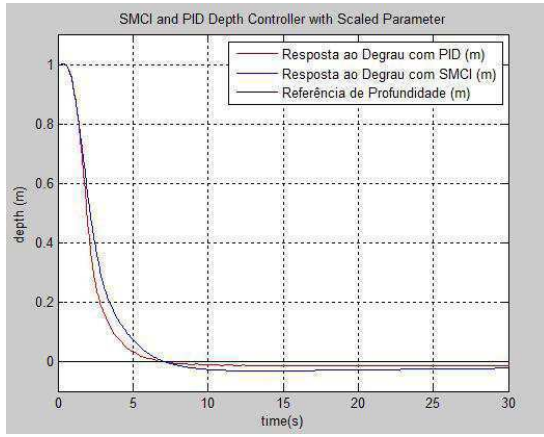
Neste capítulo fez-se uma descrição da ferramenta de simulação desenvolvida em MatlabTM e da sua utilização na validação dos modelos do ASV obtidos, na simulação de



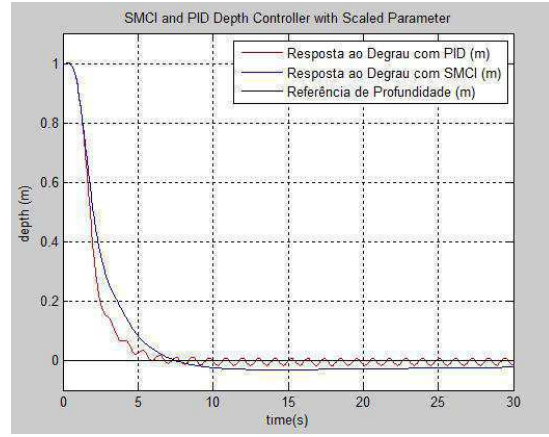
(a)



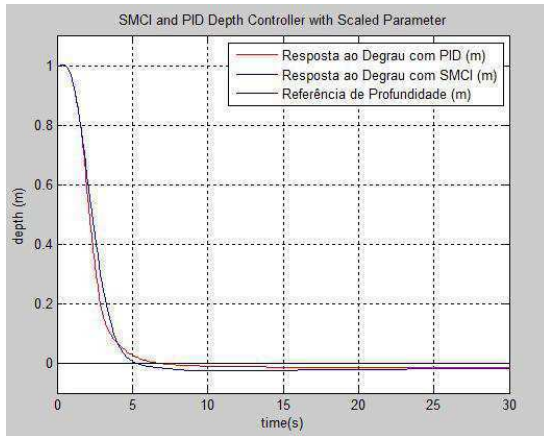
(b)



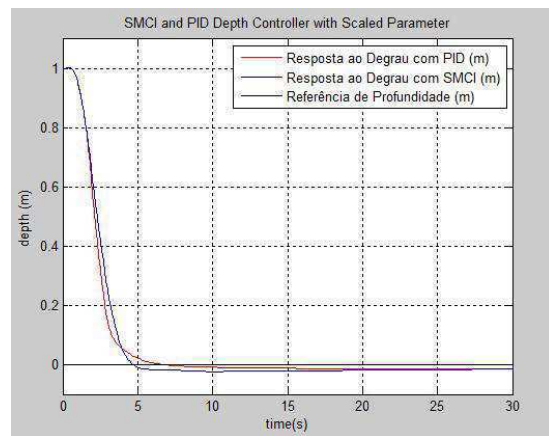
(c)



(d)

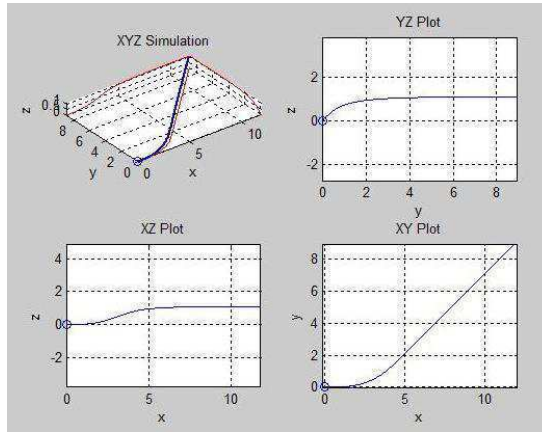


(e)

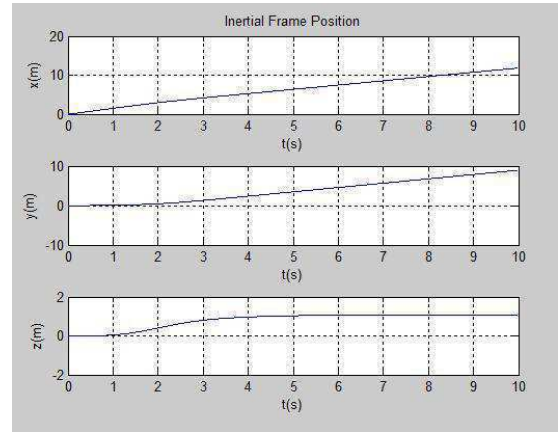


(f)

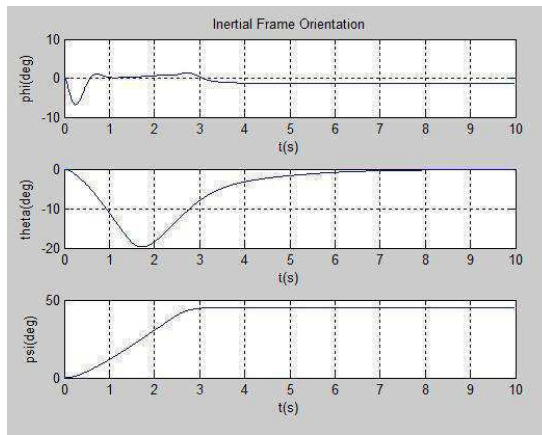
Figura 4.11: Comparação dos Controladores PID e SMCI Face a Variações nos Parâmetros: (a) $M_\delta = 0.5M_\delta$; (b) $M_\delta = 0.25M_\delta$; (c) $M_q = 0.5M_q$; (d) $M_q = 0.25M_q$; (e) $z_g = 0.5z_g$; (f) $z_g = 0.25z_g$;



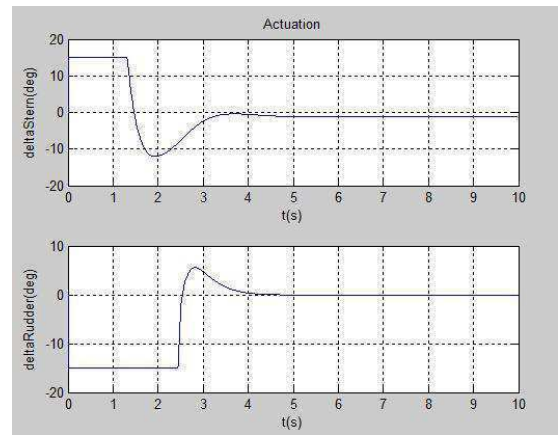
(a)



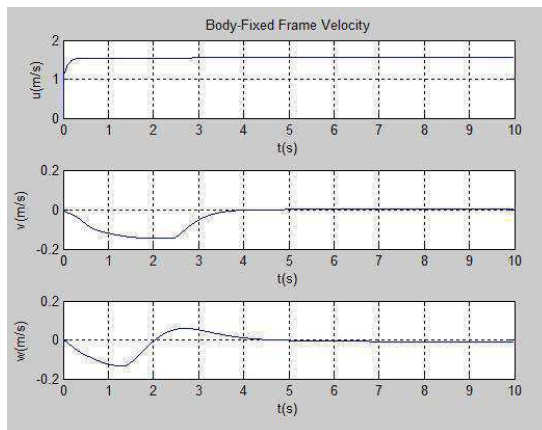
(b)



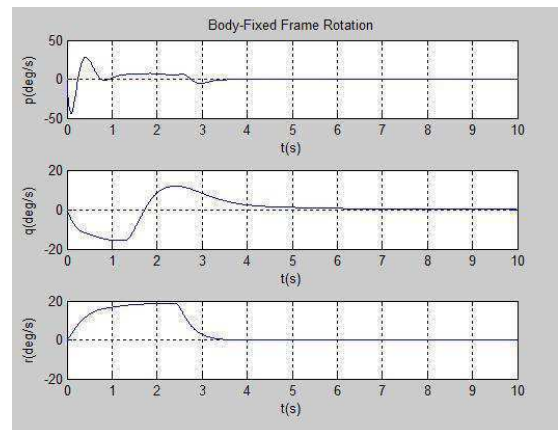
(c)



(d)



(e)



(f)

Figura 4.12: Resultados da Simulação dos Controladores PID em Acção Simultânea nos Planos Horizontal e Vertical

controladores para os planos verticais e horizontais, e na simulação completa do LAUV. Foi também discutido o trabalho de dimensionamento de controladores PID e SMC baseados no modelo linear do LAUV, ajustados em SimulinkTM para contemplar a limitação da acção dos lemes e simulados com o modelo não linear completo.

Realizou-se uma análise comparativa entre o PID e o SMCI relativamente à robustez face a alteração/incerteza de parâmetros no modelo.

Por fim, apresentou-se uma simulação completa do modelo não linear do veículo, conjugando simultaneamente a acção dos controladores PID em XY e XZ, que permitiu validar a abordagem desacoplada no estudo dos veículos aquáticos.

Capítulo 5

Planeamento de Trajectórias

O planeamento de trajectórias óptimas é uma tarefa de optimização que pretende gerar um conjunto de trajectórias óptimas relativamente a um dado critério de performance. Nesta dissertação apenas se irá tratar de cenários com um único veículo, em que o processo de decisão é definido como um problema de programação dinâmica. Neste capítulo irá realizar-se uma abordagem ao problema através da resolução do problema do tempo mínimo. Irá ser apresentada a formulação deste problema através da equação às derivadas parciais de Hamilton-Jacobi-Bellman. E será realizada a ponte entre esta solução e o planeamento de trajectórias. Será utilizada uma ferramenta baseada em *Level Set Methods*, sobre a qual se implementarão soluções para ambientes com obstáculos. Serão abordados problemas com vários custos para além do tempo e para sistemas a duas dimensões que não incluem direcção, e ainda uma extensão para veículos em que a orientação faz parte do estado.

5.1 Problema do Tempo Mínimo

5.1.1 Formulação do Problema

Considere o modelo de um sistema cujo estado x evolui em $\mathbb{R}^n$:

$$\dot{x}(t) = f(x, u), u \in U \subset \mathbb{R}^p \quad (5.1)$$

onde f satisfaz as condições de existência e singularidade da equação diferencial, e onde u é a entrada de controlo. Seja S um conjunto alvo, limitado, fechado e com pontos interiores. Para um sistema globalmente controlável e para uma certa entrada u , t_f representa

o primeiro instante de tempo em que a trajectória do sistema alcança S , i.e.:

$$t_f = \inf\{t : x(t) \in S\} \quad (5.2)$$

Seja $x(0) = x_0$, o problema do tempo mínimo procura determinar:

$$\inf_{u(\cdot)} t_f \quad (5.3)$$

onde $u(\cdot) : \mathfrak{R} \rightarrow \mathfrak{R}^p$, sob certas condições, é uma função de controlo admissível. Tendo em conta as presunções para o sistema e para o conjunto alvo, o ínfimo é atingido no tempo $T \in \mathfrak{R}$. Desta forma, a função valor $T : \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}$ é definida como

$$T(x) = \inf_{u(\cdot)} t_f \quad (5.4)$$

5.1.2 Princípio da Optimalidade

Para uma trajectória que parte de $x(0) = x_0$, considera-se o par (x^*, t) na trajectória. O princípio da optimalidade pode ser expresso por:

$$T(x_0) \leq t + T(x^*) \quad (5.5)$$

sendo que a igualdade prevalece para trajectórias óptimas. Esta expressão mostra que a solução óptima para o problema contém sempre as soluções óptimas para todos os sub-problemas, i.e., qualquer que seja o estado inicial e a decisão inicial, as decisões seguintes devem ser óptimas em relação ao estado resultante da primeira decisão [40].

5.1.3 Equação de Hamilton-Jacobi-Bellman

Assumindo que a função valor T é diferenciável, a equação de Hamilton-Jacobi-Bellman (HJB) pode ser interpretada como a versão infinitesimal do princípio da optimalidade (5.5).

$$\inf_{u \in U} -\nabla T(x) \cdot f(x, u) = 1 \quad (5.6)$$

Esta é uma equação às derivadas parciais (PDE), cuja condição fronteira é $T(x) = 0, x \in S$. Definindo-se a função Hamiltoniana como:

$$H(x, \nabla T(x)) := \min_{u \in U} \langle \nabla T(x), f(x, u) \rangle \quad (5.7)$$

a equação às derivadas parciais 5.6 é vista como um caso especial de Hamilton-Jacobi:

$$H(x, \nabla T(x)) + 1 = 0 \quad (5.8)$$

De forma similar, o problema que pretende minimizar um custo genérico $c(x) > 0$ é formulado por:

$$\inf_{u \in U} -\nabla T(x) \cdot f(x, u) = c(x) \quad (5.9)$$

De um modo geral, $T(x)$ não é diferenciável. Existem, contudo, técnicas avançadas para tratar o problema da existência de solução para a equação HJB [41, 42].

5.1.4 Planeamento de Trajectórias

A solução das equações HJB, definidas anteriormente, é a função valor $T(x) : \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}$, que representa o tempo mínimo para alcançar um dado ponto x a partir do ponto inicial x_0 . Dado que o custo é sempre positivo ($c(x) > 0$), $T(x)$ não apresenta mínimos locais.

Note que, no caso de um sistema com dinâmica dada por $\dot{x}(t) = u$ e $u \in B_1[0] \subset \mathfrak{R}^n$, o controlo óptimo que minimiza 5.9 é obtido por $u = \nabla T(x) / \|\nabla T(x)\|$. Para este tipo de sistemas, a trajectória óptima $p(s)$ é obtida pelo método da descida do gradiente de $T(x)$:

$$\frac{dp}{ds} = -\frac{\nabla T(x)}{\|\nabla T(x)\|} \quad (5.10)$$

5.2 Level Set Methods

Os *level set methods* (LSM) são um conjunto de métodos numéricos utilizados para seguir o movimento de interfaces e formas. Nesta técnica, em vez de se recorrer a curvas com parametrização, o movimento destas interfaces é definido implicitamente, através da função $\phi(x_1, \dots, x_n)$, designada de função de conjuntos de nível.

Seja $\phi(x_1, \dots, x_n)$ definida em $\mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}$, um conjunto de nível será uma curva ($n = 2$), uma superfície ($n = 3$) ou uma hipersuperfície ($n > 3$) onde todos os pontos têm o mesmo valor c , e que se define por:

$$\Theta = \{(x_1, \dots, x_n) | \phi(x_1, \dots, x_n) = c\} \quad (5.11)$$

A figura 5.1 ilustra a geração da forma fechada de uma curva a duas dimensão (cinzento). A superfície vermelha é o gráfico da função de conjuntos de nível ϕ que irá definir a forma, e a região azul é o plano zero em x-y. A fronteira da forma (a cinzento) será determinada pelo conjunto de nível zero de ϕ , enquanto que os pontos no seu interior são aqueles para os quais ϕ é positivo. Note que a evolução da fronteira, se deve ao movimento da função de conjuntos de nível, a vermelho.

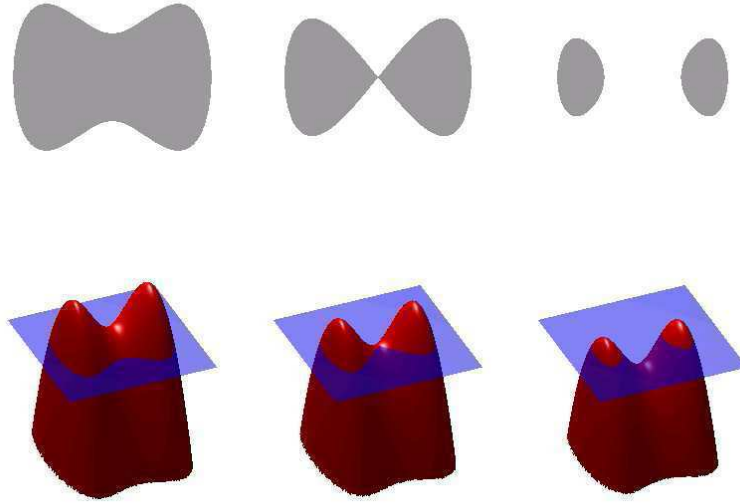


Figura 5.1: Ilustração dos *Level Set Methods* (fonte: Oleg Alexandrov @ University of Minnesota)

O movimento de uma fronteira no tempo, é obtido através de ϕ , cujo movimento e alteração da forma é representado por uma equação de Hamilton-Jacobi:

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = F|\nabla \phi| \quad (5.12)$$

onde F é a velocidade em cada ponto da fronteira, segundo a sua direcção normal.

Os LSMs apresentam um conjunto de algoritmos numéricos para simular superfícies dinâmicas implícitas e encontrar soluções aproximadas para a equação às derivadas parciais (PDE) de Hamilton-Jacobi (HJ). Como tal, estes algoritmos têm aplicações em diversos problemas de controlo óptimo, jogos diferenciais, matemática financeira, equações diferenciais estocásticas, entre outros.

5.3 Level Set Methods Toolbox

Nesta dissertação irá ser usada a *toolbox* de LSM desenvolvida por Ian Mitchell [24]. Esta ferramenta fornece uma conjunto de rotinas que implementam os algoritmos básicos dos LSMs em MatlabTM. O pacote de scripts engloba rotinas que resolvem as equações de Hamilton-Jacobi dependentes no tempo, num dado sistema de coordenadas cartesianas

(em qualquer dimensão n). A PDE a resolver terá a forma:

$$\begin{aligned} D_t \phi(x, t) + H(x, t, \phi, \nabla \phi, \nabla^2 \phi) &= 0 \quad \text{para } x \in \mathfrak{R}^n, t \geq 0 \\ \text{sub. to : } \phi(x, t) &= \phi_0(x) \quad \text{para } x \in \mathfrak{R}^n \end{aligned} \quad (5.13)$$

onde $x \in \mathfrak{R}^n$ é o espaço de estados, $\phi : \mathfrak{R}^n \times \mathfrak{R} \rightarrow \mathfrak{R}$ é a função de conjuntos de nível, $D_t \phi$ é a derivada parcial de ϕ em ordem ao tempo, $\nabla \phi$ é o gradiente de ϕ , $\nabla^2 \phi$ a sua matriz Hessiana, e H é o Hamiltoniano.

Para a PDE apresentada, a ferramenta a utilizar permite ainda adicionar uma restrição para a superfície implícita, para que não entre, ou não saia de uma outra superfície implícita ($\psi : \mathfrak{R}^n \times \mathfrak{R} \rightarrow \mathfrak{R}$):

$$\phi(x, t) \leq \psi(x, t), \quad \phi(x, t) \geq \psi(x, t) \quad (5.14)$$

Tendo em conta o problema de tempo mínimo definido em 5.1.3 na forma de uma equação de HJB estacionária, i.e. independente do tempo, teremos:

$$\begin{aligned} G(x, T(x), \nabla T(x)) &= 0 \quad \text{em } \mathfrak{R}^d \setminus S, \\ T(x) &= 0 \quad \text{na } \partial S \end{aligned}$$

Como tal, esta formulação não é directamente suportada pela *toolbox*. Contudo, é possível resolver uma aproximação desta equação através de utilização de um conjunto de transformações de variáveis que a tornam numa equação HJ auxiliar dependente do tempo [43]:

$$D_t \phi(x, t) + H(x, t, \nabla \phi(x, t)) = 0 \quad (5.15)$$

com as seguintes condições iniciais:

$$\begin{aligned} \phi(x, 0) &= 0 \quad \text{na } \partial S \\ \phi(x, 0) &< 0 \quad \text{dentro de } S \\ \phi(x, 0) &> 0 \quad \text{em } \mathfrak{R}^d \setminus S \end{aligned} \quad (5.16)$$

sendo $\phi(x, 0)$ uma função contínua e estritamente monótona. Tipicamente $\phi(x, 0)$ é escolhida como a distância (com sinal) para S perto da sua fronteira.

Para o problema formulado em 5.1.1, a equação HJ dependente do tempo conduz ao seguinte Hamiltoniano:

$$H(x, t, p) = \min_{u \in U} \frac{p \cdot f(x, t)}{c(x)} \quad (5.17)$$

onde $p = \nabla \phi$.

Nesta *toolbox*, o cálculo numérico da função Hamiltoniana é realizado por aproximação. A ideia básica é de substituição do valor analítico de $H(x, p)$ pela aproximação numérica [44]:

$$\hat{H}(x, p^+, p^-) = H\left(x, \frac{p^+ + p^-}{2}\right) - \alpha(x)^T \left[\frac{p^+ + p^-}{2}\right] \quad (5.18)$$

onde p^+ e p^- são as aproximações direita e esquerda do gradiente, respectivamente. O primeiro termo de $\hat{H}$ é simplesmente o Hamiltoniano analítico, avaliado com uma aproximação centrada do gradiente. Por si só, esta aproximação será instável, e como tal o segundo termo adiciona alguma dissipação à solução. A parte final deste segundo termo é similar ao Laplaciano, e originará a dissipação de estabilização. A porção escalar deste termo, $\alpha(x)$, depende de $D_p H(x, p)$ (a derivada parcial de H em ordem ao gradiente p). Segundo uma dada dimensão, o valor de $\alpha(x)$ é estimado por:

$$\alpha_{dim}(x) = \max_{p \in [p^-, p^+]} \left| \frac{\partial H(x, p)}{\partial p_{dim}} \right| \quad (5.19)$$

onde $p_{dim} = \frac{\partial \phi}{\partial x_{dim}}$. Se o cálculo deste valor for muito complicado, ou dispendioso, pode-se recorrer a uma estimativa majorada.

5.3.1 Exemplo para um Sistema Holonómico

Em controlo e robótica, um sistema holonómico é aquele que se define por possuir um grau de liberdade, nos seus estados controláveis, igual ao grau de liberdade do próprio sistema.

Considere-se o problema de tempo mínimo (i.e. $c(x) = 1$) definido em 5.6, e o conjunto alvo $S = [0 \ 0]^T$, para um sistema holonómico que se move, em qualquer direcção, no plano horizontal:

$$\dot{x} = f(x, b) = b \quad (5.20)$$

onde $x \in \mathbb{R}^2$, e $b \in \mathbb{R}^2$ é a entrada com $\|b\|_k \leq 1$, $k \in \{1, 2, \infty\}$. De forma equivalente:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} \quad (5.21)$$

Note que, por questões de implementação na *toolbox*, o conjunto alvo S é na realidade uma circunferência, em torno da origem, de raio reduzido (0.02 m).

As trajectórias para este sistema evoluem em qualquer direcção a uma velocidade limitada pela norma k . Sendo que para $k = 2$, por exemplo, o Hamiltoniano é dado por:

$$H_{hol}(x, p) = -\|p\|_2 \quad (5.22)$$

E o valor de $\alpha(x)$ (5.19) é maximizado como:

$$\alpha_{hol}(x) = \max|b| \quad (5.23)$$

A função valor terá a forma apresentada em 5.2(a). Note que é necessário que o

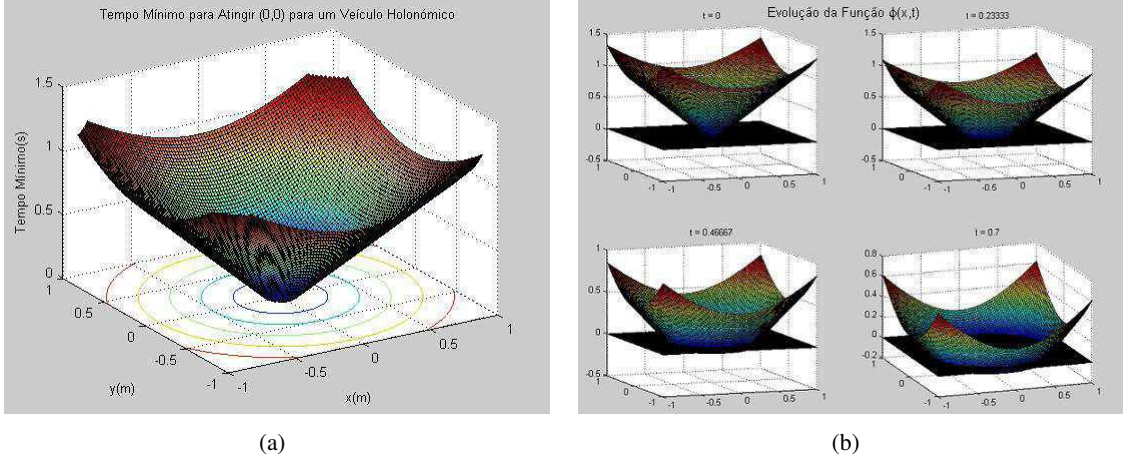


Figura 5.2: Solução Numérica do Tempo Mínimo para Atingir a Origem, por Parte de um Veículo Holonómico num Movimento a Duas Dimensões: (a) Gráfico com a função valor em cada ponto; (b) Representação da evolução da função de conjuntos de nível (ϕ) ao longo do tempo

conjunto de destino S tenha interior, como tal, este é definido como um círculo de raio 0.1 em torno da origem. As circunferências projectadas em baixo, representam, o conjunto de nível zero da função de conjuntos de nível em vários instantes de tempo. Para outras normas $k = 1$ e $k = \infty$, como a evolução do sistema é limitada de forma diferente, estas curvas de nível tomariam a forma um losango e de um quadrado, respectivamente. Na figura 5.2(b) pode-se observar o movimento descendente da função ϕ , e fazer-se uma analogia com o comportamento da mesma função na figura 5.1.

5.3.2 Exemplo para um Sistema de Duplo Integrador

Um segundo problema de tempo mínimo (5.6) exemplificado com a *toolbox* é o caso de um sistema de integrador duplo, definido por:

$$\ddot{x} = b \quad (5.24)$$

onde $x \in \mathfrak{R}$ é a posição do sistema e $b \in \mathfrak{R}$ é a entrada do sistema, limitada segundo $|b| \leq 1$. De uma forma equivalente, a representação do estado deste sistema é dada por:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_2 \\ b \end{bmatrix} \quad (5.25)$$

onde x_1 é a posição x_2 a velocidade. Neste caso, a função Hamiltoniana é dada por:

$$H(x, p) = \min_{|b| \leq 1} (p_1 x_2 + p_2 b) = (p_1 x_2 - |p_2|) \quad (5.26)$$

onde $p_1 = \frac{\partial \phi}{\partial x_1}$ e $p_2 = \frac{\partial \phi}{\partial x_2}$. Sendo $\alpha(x)$ escolhido como:

$$\alpha = \begin{bmatrix} \max |\partial H / \partial p_1| \\ \max |\partial H / \partial p_2| \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} |x_2| \\ \max |b| \end{bmatrix} \quad (5.27)$$

Para atingir um conjunto alvo na origem de posição e velocidade, i.e. $S = [0 \ 0]^T$, os resultados numéricos encontram-se na figura 5.3. Como seria de esperar, nos pontos dos

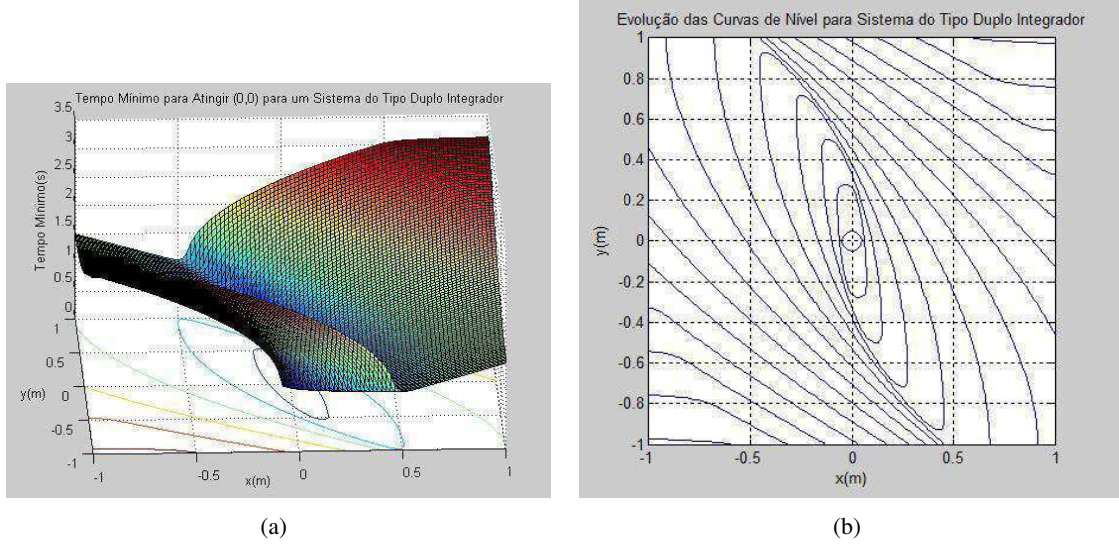


Figura 5.3: Solução numérica do Tempo Mínimo para Atingir a Origem, por um Veículo do Tipo Duplo Integrador: (a) Função valor para todos os pontos do domínio; (b) Curvas de nível para cada instante de tempo

quadrantes 1 e 3, a função valor toma valores mais altos. Isto deve-se ao facto do veículo estar numa posição com uma velocidade no sentido oposto ao de zero, o veículo é primeiro obrigado a mudar o sentido da velocidade. Note ainda, que tal como no caso holonómico, o conjunto S não pode ser apenas a origem.

5.4 Problemas Implementados na Toolbox

Nesta secção do capítulo pretende-se apresentar o trabalho realizado com a *toolbox* no sentido de implementar situações mais realistas, nomeadamente, no que compreende a existência de ambientes com obstáculos, outros custos da operação para além do tempo, e sistemas mais complexos.

5.4.1 Ambientes com Obstáculos

Para um veículo que circula num ambiente real, é comum que surjam diversos tipos de obstáculos. É absolutamente necessário que durante a fase de planeamento de trajectórias, se tenha este fenómeno em consideração. De facto, no sentido de evitar a obstáculos, mesmo um sistema como o holonómico, sofrerá uma grande distorção na superfície da sua função valor, e consequentemente na trajectória óptima que deve seguir. Como se pode ver em 5.2(b), os pontos que compõem o conjunto de nível são aqueles em que a função ϕ intersecta com o plano xz em zero. Ou seja, a função valor irá tomar o instante de tempo para esse conjunto de pontos, uma vez que estes representam o conjunto atingido pelo sistema nesse mesmo instante.

A ideia é criar uma forma de mascarar ϕ de forma a que os pontos correspondentes a obstáculos, nunca cheguem a tomar valor zero ou negativo. Nesse sentido, é definida uma segunda superfície, que representa os obstáculos. Nos pontos que são obstáculos, a superfície apresenta valores positivos, tal como, o exemplo na figura 5.4(a). Ao utilizar o operador de máximo entre ϕ e a superfície dos obstáculos, todos os pontos de ϕ que se encontrem dentro do obstáculo irão tomar valor positivo, e como tal nunca serão considerados atingidos. As figuras 5.4(b), 5.4(c) e 5.4(d) mostram a evolução de ϕ com o tempo, sendo que a última mostra claramente o efeito dos obstáculos na curva de nível que intersecta zero. A implementação deste método para os casos holonómico e de duplo integrador resulta nas funções valor desenhadas em 5.5. Note-se a distorção das curvas de nível na presença de obstáculos. Como seria de esperar, a função valor apresenta tempos mínimos maiores para os pontos afectados pela presença do obstáculo. A descontinuidade da superfície da função valor no caso do duplo integrador (5.5(d)) será discutida mais à frente.

5.4.2 Geração de Trajectórias

Uma vez que a função valor não apresenta mínimos locais, a geração de trajectórias óptimas torna-se trivial, no sentido em que basta pesquisar para cada ponto, qual é o vizinho com tempo menor. Ou seja, seguir o sentido do gradiente definido na equação 5.10.

O algoritmo de geração de trajectórias foi implementado para qualquer dimensão n . Como tal, foi implementada uma função recursiva para pesquisa de todos os vizinhos. Foi ainda tido em consideração os casos de dimensões que possam ser periódicas, em que a pesquisa é diferente. Nesses caso, se se estiver sobre um ponto do limite da grelha, é preciso ir procurar um vizinho no lado oposto. A título de exemplo, num veículo com orientação, se tiver $\psi = 180^\circ$ é necessário pesquisar também $\psi = -179^\circ$ que é um vizinho.

Na figura 5.6 mostra-se a geração de trajectórias para o sistema holonómico a partir da sua função valor.

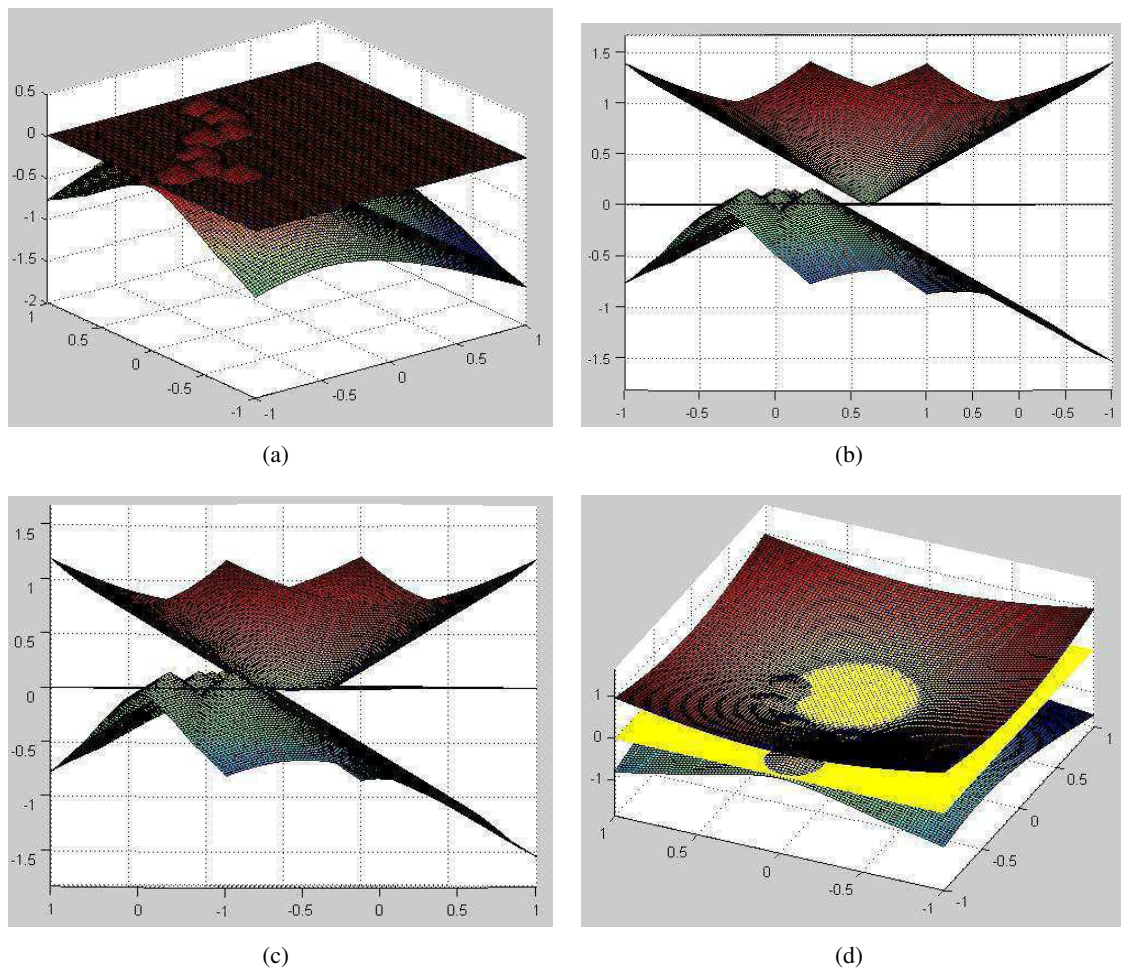
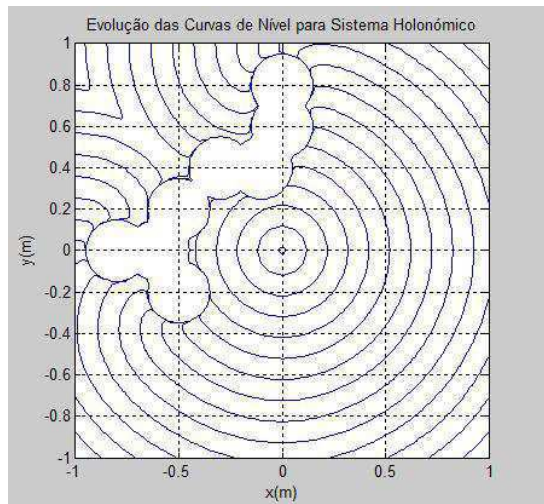
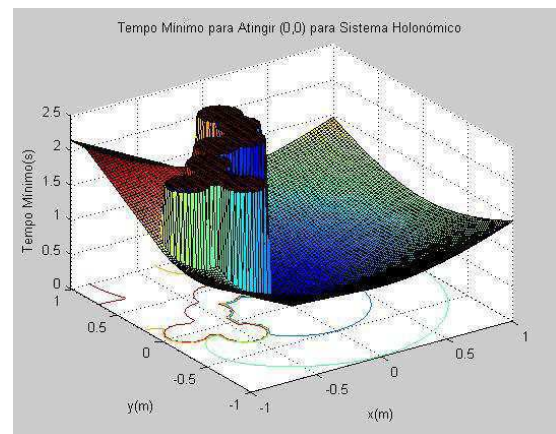


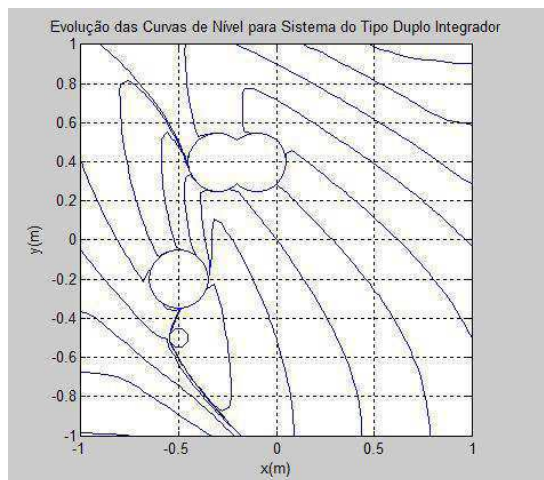
Figura 5.4: Ilustração da Evolução da Superfície ϕ ao Longo do Tempo, com a Presença de uma Segunda Superfície de Obstáculos: (a) Superfície dos Obstáculos; (b)-(d) Evolução de ϕ ao longo do tempo



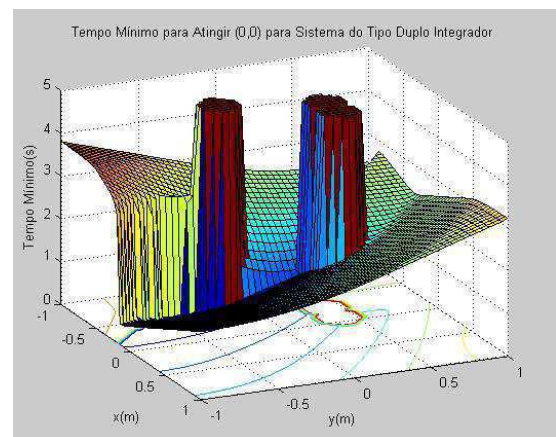
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 5.5: Solução Numérica do Tempo Mínimo para Atingir a Origem, num Ambiente com Obstáculos: Sistema Holonómico: (a) Curvas de nível, (b) Função valor; Duplo Integrador: (c) Curvas de nível; (d) Função valor

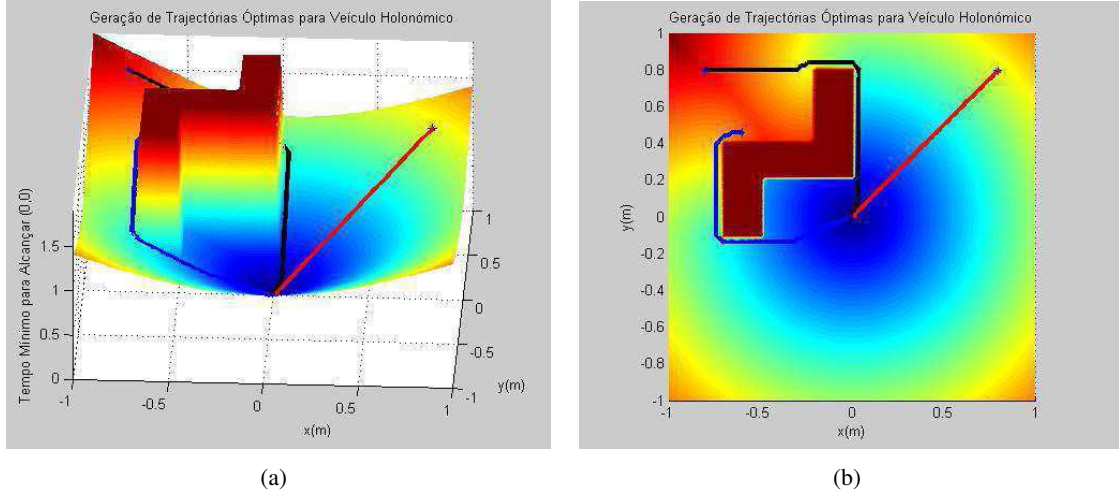


Figura 5.6: Geração de Trajectórias para Sistema Holonómico num Ambiente com Obstáculos

5.4.3 Problemas com Minimização de Vários Custos

Na tarefa de planeamento de trajectórias, a melhor solução pode ser definida pelo custo de um vasto conjunto de parâmetros para além do tempo. Nesse sentido, foi implementado um caso para o veículo holonómico que pretende ter em conta diversos conjuntos definidos por $c(x) = c_1(x) + c_2(x) + \dots + c_k(x)$. De facto as alterações à toolbox são bastante simples. Seguindo as expressões 5.17 e 5.19, o Hamiltoniano é dado por:

$$H'(x, t, p) = \frac{H_{hol}}{c(x)} \quad (5.28)$$

Enquanto que o coeficiente de dissipação $\alpha'(x)$ pode ser escolhido como:

$$\alpha'(x) = \frac{\alpha_{hol}}{\min(c(x))} \quad (5.29)$$

H_{hol} e α_{hol} são, respectivamente, o Hamiltoniano e o coeficiente de estimação do sistema holonómico, definidos em 5.22 e 5.23.

A figura 5.7 representa a solução de trajectórias óptimas para dois tipos de custos: tempo e grau de ameaça. O peso relativo de cada um destes custos foi variado de forma a obter-se diversos tipos de comportamentos. Na trajectória preta ($\lambda = 0.9$), o custo deu-se quase exclusivamente em relação à ameaça, fazendo com que o custo total da trajectória seja mais baixo, mesmo quando contornando as ameaças. Em vermelho, o tempo já toma alguma importância, e como tal o veículo já tende a passar por uma zona com um grau moderado de ameaça. No caso extremo (amarelo), o tempo é o factor dominante da missão, e o veículo atravessa uma zona de perigo muito elevado. Neste exemplo, pode ser visto um cenário de guerra, em que a trajectória óptima dependerá de uma ponderação

entre o combustível existente num avião e grau de ameaça do inimigo em terra.

Qualquer tipo de custo que dependa do estado ($c(x)$) pode ser implementado pelo método

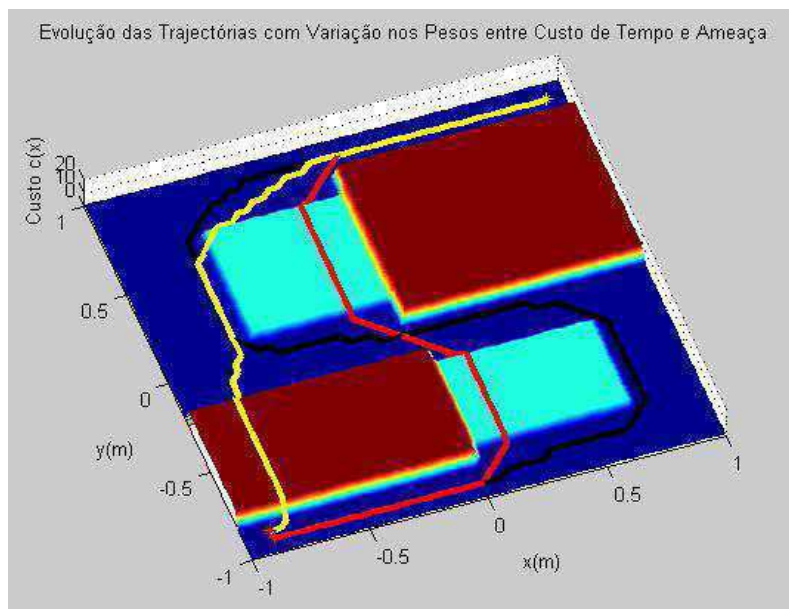


Figura 5.7: Variação das Trajectórias do Sistema Holonómico com a Variação do Peso entre o Custo de Tempo e de Grau de Ameaça: (preto) $\lambda = 0.9$, (vermelho) $\lambda = 0.2$, (amarelo) $\lambda = 0.1$)

aqui sugerido. Apesar da fácil implementação, os resultados poderão levar a conclusões bastante importantes. Note contudo que é necessário que o custo seja sempre positivo ($c(x) > 0$). Caso contrário, a função valor poderá apresentar mínimos locais ($c(x) < 0$), ou pontos de gradiente nulo $c(x) = 0$, o que impossibilita a geração de trajectórias pelo método do gradiente.

5.4.4 Veículos com Orientação

Tendo em conta a orientação desta dissertação para os veículos subaquáticos e de superfície, pretende-se aproximar os sistemas sobre os quais se geram as trajectórias aos destes veículos. Serão apresentados dois casos: (1) para um veículo holonómico com dimensão não desprezável, e (2) para um veículo tipo *Dubins* cujo movimento depende da sua orientação.

5.4.4.1 Veículo Holonómico

Imagine-se um objecto de grandes dimensão, que se pretende mover de um quarto para outro dentro de uma casa, passando por corredores estreitos. Assuma-se que esse veículo será transportado em cima de um carrinho que pode rodar (ψ) e mover-se livremente em qualquer direcção (x, y). Pretende-se utilizar a ferramenta de LSM para a trajectória

óptima. O sistema pode definir-se por:

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \omega \end{bmatrix} \quad (5.30)$$

onde a translação $u \in \mathbb{R}^2$ é limitada por $\|u\|_2 \leq 1$ e a rotação $\omega \in \mathbb{R}$ por $|\omega| \leq 1$.

Dada uma terceira dimensão em ψ é necessário alterar a definição da grelha de pontos por forma a contemplar a periodicidade da terceira variável. Esta é uma propriedade que se pode definir na *toolbox*, aquando da criação da grelha de pontos a utilizar.

A função Hamiltoniana $H(x, p)$ é dada como

$$\begin{aligned} H(x, p) &= \min_{\|u\|_2 \leq 1, |\omega| \leq 1} \frac{(p_1 u_1 + p_2 u_2 + p_3 \omega)}{c(x)} \\ &= -\frac{(\text{sqrt}(p_1^2 + p_2^2) + |\omega|)}{c(x)} \end{aligned} \quad (5.31)$$

Enquanto que a $\alpha(x)$ é escolhido como:

$$\alpha = \frac{1}{\min |c(x)|} \quad (5.32)$$

No sentido definir o ambiente, foi criada uma superfície de obstáculos, tal como descrito em 5.4.1. Contudo, neste caso foi necessário definir dois conjuntos de obstáculos, aqueles que são fisicamente (e.g. paredes, móveis, ...) e aqueles que são calculados como obstáculos de estado. Por exemplo, ao passar por um corredor estreito, o objecto só o poderá fazer com uma orientação segundo a sua linha longitudinal, como tal, há um intervalo de ângulos de orientação (ψ) que não irão permitir a sua passagem, e que serão calculados como obstáculos de estado.

A solução da trajectória óptima obtida foi esquematizada na figura 5.8(a). A *toolbox* faz o cálculo da função valor para posteriormente gerar a trajectória que determina a melhor orientação e deslocamento do sistema. Como seria de esperar, o veículo passa os corredores longitudinalmente.

Neste caso, as curvas de nível (5.8(b)) são agora superfícies de nível. Estas formas representam o alcance (*reachability*) do sistema. Note que as superfícies a vermelho não conseguem atingir os obstáculos físicos, e que nos corredores esta superfície é mais estreita segundo o eixo dos zz (que representa ψ). Pode-se ainda verificar a característica de periodicidade de ψ , no sentido em que em $t = 5.3333$, a superfície apresenta uma parte descontínua. Na realidade, isso prova que o movimento de rotação é tratado como periódico (passando de -179° a $+180^\circ$).

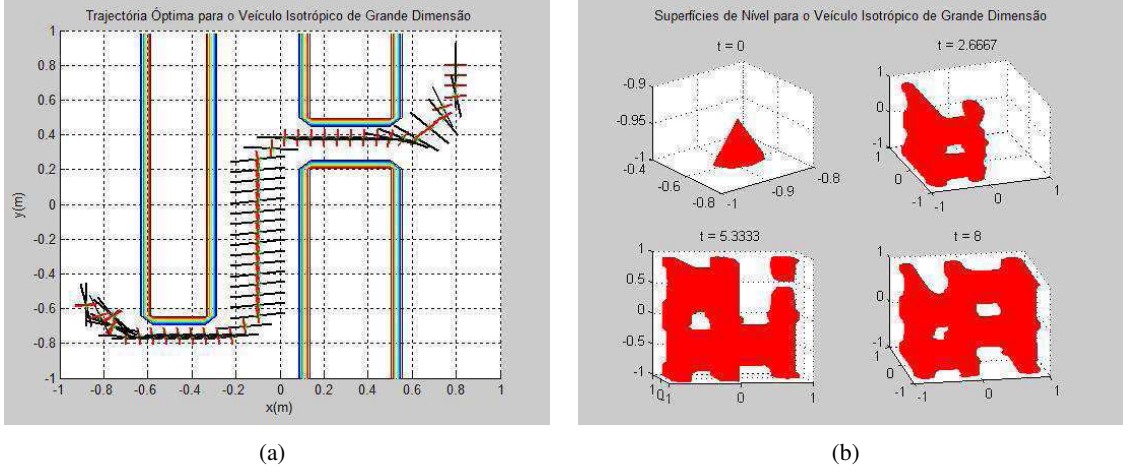


Figura 5.8: Trajectória Óptima para um Veículo Holonómico com Dimensão não Desprezável e com Orientação no estado: (a) Trajectória num Ambiente com Obstáculos; (b) Superfícies de Nível Associadas ao Cálculo da Função Valor

5.4.4.2 Veículo Dubins

De uma forma geral, quase todos os veículos existentes no laboratório movem-se apenas segundo a direcção definida pela sua orientação (ψ). É interessante estudar o caso de um veículo como o de Dubins, que se move a uma velocidade linear constante, segundo a sua orientação:

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u \cos(\psi) \\ u \sin(\psi) \\ \omega \end{bmatrix} \quad (5.33)$$

onde u é constante e $\omega \in \Re$ é a entrada limitada por $|\omega| \leq u/R$, sendo R o raio de curvatura do veículo. A implementação deste caso é idêntica à do anterior (5.4.4.1), sendo a função Hamiltoniana dada por:

$$\begin{aligned} H(x, p) &= \min_{|\omega| \leq 1} \frac{(u(p_1 \cos(\psi) + p_2 \sin(\psi)) + p_3 \omega)}{c(x)} \\ &= - \frac{(u(p_1 \cos(\psi) + p_2 \sin(\psi)) - |u/R|)}{c(x)} \end{aligned} \quad (5.34)$$

E sendo $\alpha(x)$ escolhido como:

$$\begin{aligned} \alpha &= \left[\max \left| \frac{u \cos(\psi)}{c(x)} \right| \quad \max \left| \frac{u \sin(\psi)}{c(x)} \right| \quad \max \left| \frac{\omega}{c(x)} \right| \right]^T \\ &\approx \left[\frac{|u|}{\min(c(x))} \quad \frac{|u|}{\min(c(x))} \quad \frac{|u|/R}{\min(c(x))} \right]^T \end{aligned} \quad (5.35)$$

Contudo, para este caso, as trajectórias obtidas não são certamente possíveis, já que o veículo faz movimentos transversais à sua orientação. De facto, se pensarmos no seu comportamento, chegamos facilmente à conclusão que a função valor não é contínua. O que acontece é que a solução obtida pela *toolbox* é uma aproximação da solução viscosa, que resolve a função valor através de aproximações de superfícies contínuas, para um tratamento detalhado ver [41]. O efeito destas descontinuidades pode ser visto na função valor apresentada em 5.5(d).

5.5 Conclusões

Neste capítulo foi discutido um método para resolver o problema de geração de trajectórias óptimas. Começou por se formular o problema de tempo mínimo, discutir a utilização de uma *toolbox* de LSM para obter a solução da função valor, e a sua utilização na geração de trajectórias.

Foi apresentada a implementação de algumas soluções extra para a *toolbox*. Nomeadamente na resolução numérica da função valor para ambientes com obstáculos, a geração de trajectórias pelo método da descida do gradiente, a introdução de vários custos a minimizar e a implementação de veículos com orientação. Para este tipo de veículos, pudemos concluir que o modelo de Dubins, por ter uma solução descontínua da função valor, não poderá ser tratado com a ferramenta utilizada.

Capítulo 6

Conclusões e Trabalho Futuro

6.1 Comentários ao Trabalho Realizado

O objectivo inicial do projecto era o desenvolvimento completo da plataforma de controlo do ASV. Tendo em conta os dois contratempos com o conversor DC/DC do motor, que queimou em duas missões, os objectivos foram alterados duas vezes.

De facto, após o primeiro incidente com o conversor DC/DC, a equipa foi obrigada a adiar as missões durante mais de um mês (Abril e Maio). Como tal, prosseguiu-se com o trabalho de planeamento de trajectórias, e decidiu-se não implementar os controladores para o ASV. O segundo conjunto de missões só foi realizado em início de Junho. Por isso, os algoritmos de estimação foram implementados anteriormente, mas todo o trabalho de estimação foi feito neste último mês.

Tendo em conta estes incidentes, esta tese apresenta resultados numa área bastante vasta. Contudo, considera-se que os resultados foram muito satisfatórios.

No trabalho de estimação, os modelos de viragem e de velocidade foram obtidos e validados com sucesso. A corrente no motor foi considerada a variável de entrada para estes modelos, tendo demonstrado bons resultados. De facto, seria mais interessante o estudo da força gerada pelos propulsores através da medição da velocidade de rotação das hélices, mas os propulsores utilizados não contemplam essa medição. Mais ainda, o modelo que estima a corrente no motor em função da tensão foi também validado. De notar que no simulador, os três modelos são implementados e os resultados são muito próximos dos reais. Este resultado, é muito bom, uma vez que é o próprio simulador que estima a corrente para as equações de viragem de velocidade.

Seria importante o estudo da manobra de viragem a várias velocidades. E também o teste dos propulsores, com dinamómetro, em regime transitório. Há contudo algumas considerações a ter em conta nos dados utilizados para a estimação dos parâmetros. Note que estes dados reflectem somente a resposta dos sistemas a entradas em degrau o que, dada

as frequências excitadas, não é ideal para estimadores como os mínimos quadrados. A actuação ideal deveria ser do tipo ruído branco, para excitar as várias frequências do sistema, e com uma amplitude que englobe a utilização pretendida. Na realidade, dada a baixa dinâmica do ASV, não será necessário que o sinal de actuação englobe frequências muito elevadas.

O simulador também se mostrou como uma ferramenta muito importante. Esta *toolbox* teve um papel importante, na simulação dos modelos do ASV, na simulação do LAUV e no teste dos dois controladores. Para além disso, a modularidade da sua estrutura mostrou-se muito útil uma vez que foi rápido testar os controladores para outro LAUV. Para isso bastou alterar-se o ficheiro de parâmetros e o dos controladores.

Os controladores para o LAUV seguiram o modelo desacoplado de mergulho, de viragem e de velocidade. Foram implementados controladores PID para mergulho e viragem, e controladores SMC e SMCI para mergulho. Dada a necessidade de limitar a inclinação (*pitch*) do veículo, a criação de um loop interno de controlo, abrangido por outro loop externo de controlo de profundidade, mostrou-se muito eficaz. A técnica de limitação do erro integral (*Anti-Windup*), dependente da saturação devido à limitação na deflexão dos lemes, mostrou-se bastante eficaz.

Mais ainda, os testes realizados no simulador, envolvendo o controlo de direcção (*heading*) simultaneamente com o de profundidade (*z*) foram muito positivos. Este resultado permite, de certa forma, validar a suposição de que o modelo do LAUV pode ser tratado de forma desacoplada.

O teste comparativo dos dois controladores mostrou-nos resultados bastantes interessantes. De facto, apesar de o controlador SMCI ser o mais robusto, dentro de uma certa gama, a diferença de resultados não é assim tão discrepante. Sendo assim, e tendo em conta a maior simplicidade do PID, justifica-se a escolha da utilização deste tipo de controlador para o LAUV.

A utilização da ferramenta de LSM para planeamento de trajectórias, com obstáculos e vários custos, demonstrou resultados interessantes ao nível de modelos de veículos holonómicos. Contudo, para modelos não-holonómicos os resultados já não podem ser utilizados, uma vez que a solução não é contínua. Infelizmente, e tendo em conta a característica dos veículos do laboratório, esta ferramenta só terá viabilidade para trajectórias de pouca precisão, onde o comportamento não-holonómico pode ser aproximado ao de um holonómico.

De uma forma geral, e apesar da dissertação discutir temas numa área muito abrangente, os resultados apresentam conclusões bastante importantes, e pode dizer-se que no

geral o trabalho considera soluções e discussões muito positivas.

6.2 Trabalho Futuro

Tendo em conta os resultados obtidos, há um vasto conjunto de direcções de trabalho a considerar no futuro:

Ao nível da *navegação*, e tendo em conta a instrumentação actual GPS + IMU + BússolaGPS, seria interessante endereçar mais eficazmente o problema da estimação da velocidade da água e do vento (W_N, W_E), mas também das perturbações devido a ondas (neste caso um movimento harmónico), que afecta bastante o barco. O modelo dinâmico no filtro de Kalman também poderia ser melhorado com os resultados de identificação obtidos para $\hat{u}$ e $\hat{r}$, e eventualmente $\hat{v}$.

Tendo em conta os resultados da estimação da posição com falhas de GPS, poderá ser discutido a introdução de um IMU melhor para LAUV. No sentido de se remover o dispositivo de LBL do veículo, e de se pretender a operação a profundidades maiores (maior tempo de submersão), é necessário que os dados dos acelerómetros dos IMUs apresentem um drift menor. Neste sentido, seria importante a implementação de um filtro de navegação mais completo, com uma boa estimação das tendências (*bias*) do IMU.

Em termo de *identificação*, e após a estabilização do problema com o conversor DC/DC, é importante realizar novas manobras para fazer a identificação de modelos mais complexos. Modelos mais complexos permitirão um ambiente de simulação mais realista, e o desenvolvimento de melhores técnicas de controlo, e mesmo de seguimento de trajectórias.

A modelização da velocidade transversal v também seria interessante, tanto para a simulação como para a navegação. Contudo, neste momento estamos num círculo fechado, uma vez que identificação do modelo de v requer uma melhor estimação do estado.

Com base nos modelos identificados nesta tese, falta ainda definir a estrutura e dimensionamento dos *controladores* para o ASV. Mais ainda, seria interessante a instalação de um conjunto de propulsores com medição de velocidade de rotação. Caso contrário, seria interessante implementar uma linearização por feedback do modelo de tensão para corrente.

O ambiente de *simulação* poderá ser enriquecido com uma função para o seguimento de trajectórias. No sentido de facilitar o seu interface, poderia também pensar-se numa forma de integrar o simulador com as ferramentas de SimulinkTM.

Para o *planeamento de trajectórias*, seria interessante implementar uma solução através de FMM, com uma função de custo anisotrópica.

Referências

- [1] H. Ferreira, R. Martins, E. Marques, J. Pinto, A. Martins, J. Almeida, J. Sousa, and E. P. Silva, “Swordfish: an autonomous surface vehicle for network centric operations,” in *Proc. OCEANS 2007 - Europe*, pp. 1–6, 2007.
- [2] J. Alves, P. Oliveira, R. Oliveira, A. Pascoal, M. Rufino, L. Sebastiao, and C. Silvestre, “Vehicle and mission control of the delfim autonomous surface craft,” in *Proc. 14th Mediterranean Conference on Control and Automation MED ’06*, pp. 1–6, 2006.
- [3] T. Prestero, “Development of a six-degree of freedom simulation model for the remus autonomous underwater vehicle,” in *Proc. MTS/IEEE Conference and Exhibition OCEANS*, vol. 1, pp. 450–455, 5–8 Nov. 2001.
- [4] M. Caccia, G. Indiveri, and G. Veruggio, “Modeling and identification of open-frame variable configuration unmanned underwater vehicles,” *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 25, pp. 227–240, April 2000.
- [5] F. J. Velasco, E. Revestido, E. Moyano, and E. Lopez, “Manoeuvring model parametric identification of an autonomous in-scale fast-ferry model,” in *Proc. OCEANS 2007 - Europe*, pp. 1–6, 18–21 June 2007.
- [6] W. Naeem, R. Sutton, and J. Chudley, “Modelling and control of an unmanned surface vehicle for environmental monitoring,” in *Proc of UKACC International Control Conference 2007*, 2006.
- [7] C. L. Crane, H. Eda, and A. C. Landsburg, *Principles of Naval Architecture Vol.III Ch.9*. The Society of Naval Architects and Marine Engineers, 1989.
- [8] M. Caccia, G. Bruzzone, and R. Bono, “A practical approach to modeling and identification of small autonomous surface craft,” *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 33, pp. 133–145, April 2008.
- [9] D. P. Ridley, R. J. Fontan, and D. P. Corke, “Submarine dynamic modeling,” 2003.
- [10] J. Kim, K. Kim, H. S. Choi, W. Seong, and K.-Y. Lee, “Depth and heading control for autonomous underwater vehicle using estimated hydrodynamic coefficients,” in *Proc. MTS/IEEE Conference and Exhibition OCEANS*, vol. 1, pp. 429–435, 5–8 Nov. 2001.
- [11] G. Grenon, P. E. An, S. M. Smith, and A. J. Healey, “Enhancement of the inertial navigation system for the morpheus autonomous underwater vehicles,” *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 26, pp. 548–560, Oct. 2001.

- [12] X. Yun, E. R. Bachmann, R. B. McGhee, R. H. Whalen, R. L. Roberts, R. G. Knapp, A. J. Healey, and M. J. Zyda, "Testing and evaluation of an integrated gps/ins system for small auv navigation," *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 24, pp. 396–404, July 1999.
- [13] A. R. Girard, J. B. Sousa, and J. E. Silva, "Autopilots for underwater vehicles: Dynamics, configurations, and control," in *Proc. OCEANS 2007 - Europe*, pp. 1–6, 18–21 June 2007.
- [14] D. P. Ridley, R. J. Fontan, and D. P. Corke, "Submarine automatic control," 2003.
- [15] S. Miyamoto, T. Aoki, T. Maeda, K. Hirokawa, T. Ichikawa, T. Saitou, H. Kobayashi, E. Kobayashi, and S. Iwasaki, "Maneuvering control system design for autonomous underwater vehicle," in *Proc. MTS/IEEE Conference and Exhibition OCEANS*, vol. 1, pp. 482–489, 5–8 Nov. 2001.
- [16] A. J. Healey and D. Lienard, "Multivariable sliding mode control for autonomous diving and steering of unmanned underwater vehicles," *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 18, pp. 327–339, July 1993.
- [17] R. Cristi, F. Papoulias, and A. Healey, "Adaptive sliding mode control of autonomous underwater vehicles in the dive plane," *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 15, pp. 152–160, Jul 1990.
- [18] P. Maurya, E. Desa, A. Pascoal, E. Barros, G. Navelkar, R. Madhan, A. Mascarenhas, S. Prabhudesai, S. Afzulpurkar, A. Gouveia, S. Naroji, and I. Sebastiao, "Control of the maya auv in the vertical and horizontal planes: Theory and practical results," in *Proceedings MCMC2006 - 7th IFAC Conference on Manoeuvring and Control of Marine Craft, Lisbon, Portugal, 7 ppp.*, 2007.
- [19] R. K. Lea, R. Allen, and S. L. Merry, "A comparative study of control techniques for an underwater flight vehicle," *International Journal of Systems Science*, vol. 30, pp. 947–964, September 1999.
- [20] Y. G. Le Page and K. W. Holappa, "Simulation and control of an autonomous underwater vehicle equipped with a vectored thruster," in *Proc. OCEANS 2000 MTS/IEEE Conference and Exhibition*, vol. 3, pp. 2129–2134, 11–14 Sept. 2000.
- [21] C. Silvestre and A. Pascoal, "Control of the infante auv using gain scheduled static output feedback," *Contr. Eng. Pract.*, vol. 12, pp. 1501–1509, 2004.
- [22] J. Craven, R. Sutton, and R. Burns, "Control strategies for unmanned underwater vehicles," *Journal of Navigation*, vol. 51, pp. 79–105, 1998.
- [23] J. A. Sethian, *Level Set Methods and Fast Marching Methods: Evolving Interfaces in Computational Geometry, Fluid Mechanics, Computer Vision, and Materials Science*. Cambridge University Press, June 1999.
- [24] I. M. Mitchell, "The flexible, extensible and efficient toolbox of level set methods," *J. Sci. Comput.*, vol. 35, no. 2-3, pp. 300–329, 2008.

- [25] G. Peyre, “Toolbox fast marching - a toolbox for fast marching and level sets computations.” url: <http://www.ceremade.dauphine.fr/~peyre/matlab/fast-marching/content.html>, 2008. (visited: May 2009).
- [26] B. Sumengen, “A matlab toolbox implementing level set methods.” url: http://barissumengen.com/level_set_methods, 2005. (visited: May 2009).
- [27] T. I. Fossen, *Guidance and Control of Ocean Vehicles*. John Wiley & Sons Ltd., 1994.
- [28] O. E. Fjellstad and T. I. Fossen, “Position and attitude tracking of auv’s: a quaternion feedback approach,” *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 19, pp. 512–518, Oct. 1994.
- [29] A. Healey and D. Marcos, “Slow speed flight control of autonomous underwater vehicles: experimental results with nps auv ii,” in *Proceedings of the second international offshore and polar engineering conference, San Francisco*, pp. 523–532, 1992.
- [30] K. S. M. Davidson and L. I. Schiff, “Turning and course keeping qualities,” in *Transactions of the Society of Naval Architects and Marine Engineers*, vol. 54, pp. 152–200, 1946.
- [31] A. P. Moreira, P. Costa, and P. Santos, “Introdução à identificação de modelos discretos para sistemas dinâmicos,” tech. rep., Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2002.
- [32] A. K. Lammas, K. Sammut, and F. He, “A 6 dof navigation algorithm for autonomous underwater vehicles,” in *Proc. OCEANS 2007 - Europe*, pp. 1–6, 18–21 June 2007.
- [33] J. Kim, K. Kim, H. S. Choi, W. Seong, and K.-Y. Lee, “Estimation of hydrodynamic coefficients for an auv using nonlinear observers,” *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 27, pp. 830–840, Oct. 2002.
- [34] P. Zhang, J. Gu, E. E. Milios, and P. Huynh, “Navigation with imu/gps/digital compass with unscented kalman filter,” in *Proc. IEEE International Conference Mechatronics and Automation*, vol. 3, pp. 1497–1502, 2005.
- [35] G. Welch and G. Bishop, “An introduction to the kalman filter,” tech. rep., Course 8, SIGGRAPH, 2001.
- [36] P. Maybeck, *Stochastic Models, Estimation and Control*. Academic Press, 1979.
- [37] D. Sellers, “An overview of proportional plus integral plus derivative control and suggestions for its successful application and implementation,” tech. rep., Energy Systems Laboratory, Texas A&M University, 2001.
- [38] V. I. Utkin, “Sliding mode control design principles and applications to electric drives,” *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, vol. 40, pp. 23–36, Feb. 1993.

- [39] T. H. S. Abdelaziz and M. Valasek, “Pole-placement for siso linear systems by state-derivative feedback,” *IEEE Proceedings -Control Theory and Applications*, vol. 151, pp. 377–385, 24 July 2004.
- [40] R. Bellman, *Dynamic Programming*. Dover Publications, March 2003.
- [41] M. Bardi and I. Capuzzo-Dolcetta, *Optimal Control and Viscosity Solutions of Hamilton-Jacobi-Bellman Equations*. Birkhauser Verlag, December 1997.
- [42] F. Clarke, “Nonsmooth analysis in control theory: A survey,” *European Journal of Control, Fundamental Issues in Control*, vol. 7, no. 2-3, pp. 145–159, 2001.
- [43] I. M. Mitchell, “A toolbox of level set methods,” Tech. Rep. TR-2007-11, UBC Department of Computer Science, June 2007.
- [44] S. J. Osher and R. P. Fedkiw, *Level Set Methods and Dynamic Implicit Surfaces*. Springer, October 2002.