

Modelação Numérica em Elementos Finitos de Caixões de Sução em Areias sob Cargas Cíclicas

Diogo Oliveira Pinto

Dissertação submetida para satisfação parcial dos requisitos do grau de

**MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL — ESPECIALIZAÇÃO EM ES-
TRUTURAS E GEOTECNIA**

VERSÃO FINAL

Orientador: Doutora Sara Rios da Rocha Silva

Março 2026

MESTRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2021/2022

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E GEORRECURSOS

Tel. +351-22-508 1901

✉ m.ec@fe.up.pt

Editado por

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Rua Dr. Roberto Frias

4200-465 PORTO

Portugal

Tel. +351-22-508 1400

✉ feup@fe.up.pt

🌐 <http://www.fe.up.pt>

Reproduções parciais deste documento serão autorizadas na condição que seja mencionado o Autor e feita referência a *Mestrado em Engenharia Civil - 2021/2022 - Departamento de Engenharia Civil e Georrecursos, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2022*.

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respetivo Autor, não podendo o Editor aceitar qualquer responsabilidade legal ou outra em relação a erros ou omissões que possam existir.

Este documento foi produzido a partir de versão eletrónica fornecida pelo respetivo Autor.

Agradecimentos

Agradeço, em primeiro lugar, à minha orientadora, Doutora Sara Rios, pelo acompanhamento ao longo de todo este trabalho. Obrigado pela disponibilidade, pela paciência e pelas críticas construtivas, que me ajudaram a melhorar, a clarificar ideias e a manter o rigor em cada etapa da dissertação.

Agradeço ao Renzo, pelo apoio e comentários construtivos ao longo deste percurso.

À minha família, deixo um agradecimento muito especial pelo apoio incondicional. Obrigado por estarem sempre presentes, por acreditarem em mim mesmo quando eu duvidava e por me darem a estabilidade e a motivação necessárias para chegar até ao fim.

Aos meus amigos, obrigado pela força, pelas conversas, pela ajuda quando foi preciso e por todos os momentos que serviram para aliviar a pressão e manter a cabeça no sítio durante este percurso.

Por fim, agradeço a todos os que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização desta dissertação.

Resumo

O presente trabalho tem como objetivo analisar o comportamento de uma âncora de sucção instalada em solo arenoso, quando sujeita a carregamentos cíclicos como as ações transmitidas pelos cabos de amarração de plataformas flutuantes offshore. Apesar da crescente utilização de soluções flutuantes em águas profundas, a resposta destas âncoras em areia sob ações variáveis no tempo continua a levantar incertezas, sobretudo no que diz respeito à evolução dos deslocamentos e à distribuição de tensões ao longo dos ciclos.

A metodologia baseou-se na modelação numérica pelo método dos elementos finitos no PLAXIS 2D, recorrendo a uma análise axissimétrica, adequada à geometria circular da âncora. O modelo foi validado através de comparação com dados da literatura para carregamento estático (solução analítica de Hirai 2023) e com um caso de referência para carregamento cíclico, garantindo a consistência dos procedimentos numéricos adotados. Posteriormente, foi realizado um estudo paramétrico, variando propriedades do solo e da âncora e características do carregamento (incluindo condições de drenagem), de forma a avaliar a influência de cada parâmetro na resposta global do sistema solo-âncora. Códigos programados na linguagem Python foram muito úteis para agilizar os vários cálculos numéricos desenvolvidos, nomeadamente para o estudo paramétrico.

Os resultados mostram que os deslocamentos acumulados sob carregamento cíclico são particularmente sensíveis à esbelteza (L/D) da âncora e à rigidez do solo, enquanto a densidade relativa do solo (associada ao ângulo de atrito) apresenta um efeito secundário no conjunto de casos analisados. Verificou-se ainda que a frequência do carregamento pode alterar qualitativamente o regime de resposta, embora os resultados obtidos precisem de ser validados com análises pseudo-estáticas de forma a evitar as reflexões de ondas associadas a cálculos dinâmicos. Este trabalho contribui para uma melhor compreensão do desempenho de âncoras de sucção em areia sob ações cíclicas, fornecendo uma base útil para análises futuras e para o apoio ao dimensionamento de sistemas de ancoragem em plataformas flutuantes offshore.

Palavras-chave: Âncora de sucção; Solo arenoso; Carregamento cíclico; PLAXIS 2D; Modelação numérica

Abstract

The objective of this study is to analyze the behavior of a suction anchor installed in sandy soil when subjected to cyclic loads such as the actions transmitted by the mooring cables of offshore floating platforms. Despite the growing use of floating solutions in deep waters, the response of these anchors in sand under variable actions over time continues to raise uncertainties, especially with regard to the evolution of displacements and the distribution of stresses throughout the cycles. The methodology was based on numerical modeling using the finite element method in PLAXIS 2D, employing an axisymmetric analysis appropriate for the circular geometry of the anchor. The model was validated by comparison with data from the literature for static loading (Hirai's analytical solution 2023) and with a reference case for cyclic loading, ensuring the consistency of the numerical procedures adopted. Subsequently, a parametric study was carried out, varying soil and anchor properties and loading characteristics (including drainage conditions), in order to evaluate the influence of each parameter on the overall response of the soil-anchor system. Codes programmed in the Python language were very useful in streamlining the various numerical calculations developed, particularly for the parametric study. The results show that cumulative displacements under cyclic loading are particularly sensitive to the slenderness (L/D) of the anchor and the stiffness of the soil, while the relative density of the soil (associated with the friction angle) has a secondary effect in the set of cases analyzed. It was also found that the loading frequency can qualitatively alter the response regime, safety, although the obtained results need to be validated with pseudo-static analysis to avoid the wave reflections associated with dynamic calculations. This work contributes to a better understanding of the performance of suction anchors in sand under cyclic actions, providing a useful basis for future analysis and for supporting the design of anchoring systems on offshore floating platforms.

Keywords: Suction anchor; Sandy soil; Cyclic loading; PLAXIS 2D; Numerical modeling.

Índice

Resumo.....	vii
Abstract	ix
Lista de figuras	xiii
Lista de tabelas	xv
Abreviaturas e Símbolos	xvii
1.....	1
Introdução	1
1.1 - Enquadramento Geral.....	1
1.2 - Objetivos	2
1.3 - Estrutura do documento.....	3
2.....	5
Produção de energia offshore	5
2.1 - Produção de energia offshore	5
2.2 - Âncoras partilhadas	7
2.3 - Sistemas de ancoragem offshore	8
2.4 - Influência do tipo de solo no comportamento das âncoras de sucção	11
2.5 - Modelação numérica em elementos finitos	12
3.....	15
Métodos analíticos para avaliar a resistência ao carregamento em fundações.....	15
3.1 - Introdução.....	15
Ao longo das últimas décadas, vários estudos procuraram compreender com maior precisão o	
3.2 - Proposta de Hirai (2023)	15
3.3 - Trabalho de Zhao (2018).....	18
3.4 - Modelo de Cheng (2021).....	21
4.....	23

VALIDAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS COM DADOS DA LITERATURA.....	23
4.1 - Modelo numérico com carga estática	23
4.2 - Modelo numérico com carga cíclica.....	28
5.....	33
Modelo numérico usado no Estudo Paramétrico	33
5.1 - Introdução.....	33
5.2 - Geometria do modelo.....	33
5.3 - Discretização da malha de elementos finitos	35
5.4 - Interfaces solo-estrutura.....	36
5.5 - Condições de fronteira e Nível freático	37
5.6 - Modelação numérica do solo e âncora.....	38
5.7 - Carga aplicada	42
5.8 - Variáveis do estudo paramétrico.....	44
6.....	47
RESULTADOS	47
6.1 - Introdução.....	47
6.2 - Resultados do cálculo base	47
6.3 - Gráficos comparativos entre diferentes modelos	54
7.....	63
Conclusão e desenvolvimentos futuros	63
7.1 - Conclusão	63
7.2 - Trabalhos futuros.....	64
Anexo A	67

Lista de figuras

Figura 1 - Estação flutuante offshore (adaptado de Pacific Northwest National Laboratory (2026)).....	2
Figura 2 – Plataformas offshore flutuantes (Edwards et. al 2023).....	7
Figura 3 - Representação de âncora sucção que partilha 3 linhas de amarração (adaptado de Montalti et al., 2024)	8
Figura 4. Tipos de âncoras: a) âncora de gravidade, b) âncora de sucção, c) âncora de estaca, d) âncora de arrasto, e) âncora de placa. (Vryhof Anchors (2005)).....	11
Figura 5 - Carga vertical aplicada no modelo axissimétrico (Hirai 2023)	16
Figura 6 - Representa o equilíbrio vertical de um disco de solo confinado no interior da âncora, com área A_i e espessura dz . A equação de equilíbrio utilizada foi originalmente proposta por Janssen (1895)	17
Figura 7 - Gráfico força versus deslocamento.....	26
Figura 8 - Geometria do projeto (PLAXIS 2D, 2026)	28
Figura 9 - Sapata representada no programa PLAXIS 2D	29
Figura 10- Malha utilizada no programa PLAXIS 2D	30
Figura 11- Total deslocamento por fator de carga	31
Figura 12-Problema axissimétrico	33
Figura 13 - Esquema da âncora de sucção, Hirai(2023).....	34
Figura 14 - Âncora de sucção com os apoios e distância à fronteira.	35
Figura 15- Representação da malha e <i>cluster</i>	36
Figura 16-Modelo de referência com respectivas interfaces.....	37
Figura 17- Modelo com linha de nível freático aplicado	38
Figura 18 - Interpretação do módulo E_{50} no modelo Hardening Soil.....	39

Figura 19 - Distinção entre E_{50} , E_{oede} e E_{urno} no modelo Hardening Soil.	39
Figura 20 – Gráfico da carga aplicada no topo da âncora.	44
Figura 21 - Deslocamentos observados na fase de instalação da âncora.	48
Figura 22 - <i>Plastic Points</i> na fase de instalação da âncora.	49
Figura 23 - Deformações distorcionais para a fase de instalação da âncora.	49
Figura 24 – Deslocamentos observados sob carregamento cíclico.	50
Figura 25 – Deslocamentos totais observados no topo da âncora	51
Figura 26 – <i>Plastic Points</i> com âncora sob carregamento cíclico	52
Figura 27 – Deformações distorcionais sob o carregamento cíclico	53
Figura 28 - Percurso de tensões no plano $p'-q$, a laranja a reta de rotura definida através do ângulo de atrito.	54
Figura 29 – Gráfico comparativo variando a densidade relativa do solo	55
Figura 30 – Gráfico comparativo variando a esbelteza da âncora.	56
Figura 31 - Gráfico comparativo variando a rigidez do solo.	57
Figura 32 - Gráfico comparativo variando a frequência da carga cíclica.	58
Figura 33 – Deslocamentos associados à carga de 1 Hz (representado a azul) e à carga de 0.1Hz (representado a laranja).	59
Figura 34 – Gráfico dos deslocamentos da âncora com uma frequência de 2 Hz	59
Figura 35 – Excesso de pressão neutra quando aplicada a carga de 2Hz.	60
Figura 36 – gráfico comparativo entre o deslocamento máximo total para o caso drenado (representado a laranja) e o drenado (representado a azul).	61
Figura 37 - Excesso de pressões neutras para o modelo base em condições não drenadas.	62

Lista de tabelas

Tabela 1 - Parâmetros de solo utilizados por Zhao (2018).....	19
Tabela 2 – Parâmetros de solo utilizados por Cheng et al. (2021)	21
Tabela 3- Propriedades da âncora de sucção	23
Tabela 4- Propriedades do solo	24
Tabela 5 - Erro entre equações e resultado do Plaxis 2D.	27
Tabela 6 – Influência do ângulo de atrito na capacidade vertical da âncora	28
Tabela 7- Parâmetros utilizados no modelo	31
Tabela 8- Parâmetros do solo utilizados no modelo de referência.....	40
Tabela 9- Parâmetros da âncora utilizados no modelo de referência	42
Tabela 10- Diferentes casos de estudo (Nota: a azul está representado o caso base, que serviu de referência para as restantes variações):.....	45

Abreviaturas e Símbolos

- MEF — Método dos Elementos Finitos
- PLAXIS 2D — Software de modelação numérica
- HS — *Hardening Soil* (modelo constitutivo)
- HSsmall — Extensão do HS para pequenas deformações
- 3D-FEM — Modelo tridimensional por elementos finitos
- MMC — *Modified Mohr-Coulomb*
- UDCAM-S — *Simplified UnDrained Cyclic Accumulation Model*
- PDCAM — *Partially Drained Cyclic Accumulation Model*
- TLP — *Tension Leg Plataforms* (TLP)
- L — Profundidade/comprimento da saia (m)
- D — Diâmetro (m)
- L/D — Esbelteza (razão de esbelteza)
- Di — diâmetro interior (m)
- De — diâmetro exterior (m)
- t — Espessura (m)
- b — Largura unitária adotada no 2D ($b = 1$)
- dz — espessura diferencial (m)
- c — Coesão do solo
- ν — coeficiente de Poisson
- γ_{sat} — peso volúmico saturado (kN/m^3)
- E_{50ref} — Módulo de deformabilidade secante para uma tensão média de referência de $p'=100$ kPa (kN/m^2)
- E_{oedref} — Módulo de deformabilidade-oedométrico para uma tensão média de referência de $p'=100$ kPa (kN/m^2)
- E_{urref} — Módulo de deformabilidade em descarga/recarga para uma tensão média de referência de $p'=100$ kPa (kN/m^2)

- m — Expoente de dependência da rigidez com a tensão
- ψ — ângulo de dilatância ($^{\circ}$)
- ϕ — ângulo de atrito interno ($^{\circ}$)
- e_{init} — índice de vazios inicial
- e_{min} — índice de vazios mínimo
- e_{max} — índice de vazios máximo
- D_r — densidade relativa
- k_0 — coeficiente de impulso em repouso
- R_{inter} — fator de redução de resistência na interface
- δ — ângulo de atrito na interface solo-âncora ($^{\circ}$)
- E — Módulo de elasticidade
- W_c — Peso submerso da âncora (kN)
- K — Coeficiente de pressão lateral
- σ'_h — Tensão efetiva horizontal
- σ'_v — Tensão efetiva vertical
- ΣM_{stage} — multiplicador de carga da fase
- F_{ref} — força/carga de referência
- Δu — excesso de pressão neutra

1.

Introdução

1.1 - ENQUADRAMENTO GERAL

A crescente procura global de energia, aliada à necessidade de reduzir as emissões de gases com efeito de estufa para mitigar os impactos das alterações climáticas, tem levado a uma aposta mais forte nas fontes de energia renovável. Este esforço é reforçado por compromissos internacionais como o Acordo de Paris, adotado em 2015, o qual estabelece o objetivo de limitar o aumento da temperatura média global e de promover a descarbonização dos sistemas energéticos. Neste contexto, a transição para fontes de energia sustentáveis é fundamental, tanto do ponto de vista ambiental, como em termos de segurança energética e estabilidade económica a longo prazo.

A energia eólica destaca-se como uma das tecnologias renováveis mais competitivas, assumindo um papel fundamental nos sistemas energéticos atuais e futuros. A sua maturidade tecnológica, juntamente com os custos de instalação e operação relativamente baixos, tem permitido a sua implementação em larga escala, tornando-a uma excelente opção como fonte de energia renovável.

A expansão da energia eólica para o ambiente marítimo deve-se às limitações observadas nas aplicações terrestres. As zonas *offshore* apresentam ventos mais intensos e regulares, o que permite obter um rendimento energético mais elevado. A inexistência de restrições relacionadas com a ocupação do solo, ruído ou impacto visual torna a energia eólica *offshore* atrativa em regiões costeiras densamente povoadas, vantagens estas confirmadas por projetos recentemente implementados.



Figura 1 - Estação flutuante offshore (Pacific Northwest National Laboratory (2026)).

À medida que os melhores locais em águas pouco profundas são ocupados, torna-se cada vez mais relevante explorar regiões com águas mais profundas. Nestas condições, as fundações fixas tradicionais deixam de ser tecnicamente ou economicamente viáveis, sendo necessário o desenvolvimento de estruturas flutuantes, capazes de permitir a instalação de aerogeradores em águas profundas e de ampliar significativamente as áreas marítimas disponíveis para a produção de energia eólica.

A energia eólica *offshore* flutuante surge, como uma solução promissora para responder aos atuais desafios energéticos, reduzindo as emissões associadas à produção de energia e mitigando os impactos das alterações climáticas, garantindo simultaneamente uma produção energética sustentável e em larga escala. Por outro lado, as estruturas flutuantes podem ser utilizadas para outros usos como a produção de energia através das ondas, a aquacultura, etc...

1.2 - OBJETIVOS

O principal objetivo desta dissertação é analisar o comportamento de uma estrutura de fundação de uma plataforma flutuante-*offshore* instalada em solo arenoso, recorrendo à modelação numérica no programa informático PLAXIS 2D (Bentley®). Para tal, serão aplicadas cargas cíclicas simulando o efeito da ação induzida pelo cabo de amarração devido às ondas, ventos e marés. Pretende-se, desta forma, avaliar a resposta do sistema solo-âncora e identificar os mecanismos de deformação e resistência mobilizados no solo.

Para atingir este objetivo geral, foram definidos os seguintes objetivos específicos:

- Desenvolver um modelo numérico axissimétrico de uma âncora de sucção *offshore* em solo arenoso, utilizando o programa informático PLAXIS 2D, de modo a assegurar uma representação adequada da geometria da âncora e das propriedades do solo;
- Aplicação de cargas cíclicas, de modo a simular ações representativas das solicitações impostas pelos cabos de amarração que seguram as estruturas flutuantes;

- Avaliar a resposta do solo e da âncora em termos de deslocamentos, campos de deformação e distribuição de tensões ao longo do tempo;
- Analisar a influência das cargas cíclicas no comportamento global da âncora em comparação com as condições estáticas, identificando possíveis alterações nos mecanismos de resistência do solo arenoso;
- Contribuir para uma melhor compreensão do desempenho de âncoras de sucção em ambiente *offshore*, quando sujeitas a ações cíclicas, fornecendo informação relevante para o projeto e a análise de sistemas de ancoragem de plataformas flutuantes.

1.3 - ESTRUTURA DO DOCUMENTO

A presente dissertação encontra-se organizada em seis capítulos principais, estruturados de forma a conduzir o leitor desde o enquadramento até à análise e interpretação dos resultados obtidos.

No primeiro capítulo, é apresentado o enquadramento geral do tema, onde se destaca a relevância da produção de energia *offshore* e a necessidade de soluções de ancoragem fiáveis para estruturas flutuantes. São também definidos os objetivos do trabalho e a metodologia geral adotada.

No capítulo 2, é apresentada a revisão da literatura sobre o tema, abordando-se a produção de energia em ambiente *offshore*, os principais tipos de estações flutuantes e os sistemas de ancoragem utilizados. É também analisada a influência do tipo de solo no desempenho dos caixões de sucção, sendo apresentados os modelos existentes para a previsão da capacidade de carga sob ações de tração em areias, incluindo métodos analíticos e modelação numérica por elementos finitos.

No capítulo 3, o modelo numérico é validado com recurso a dados da literatura. Inicialmente, é avaliado o comportamento sob carregamento estático, comparando os resultados do PLAXIS 2D com a solução analítica de *Hirai (2023)*. Em seguida, é analisado um caso de carregamento cíclico com base num tutorial do PLAXIS, de modo a confirmar a correta implementação de procedimentos associados a ações variáveis no tempo.

No capítulo 4, é apresentado o estudo paramétrico, no qual é descrito o modelo numérico utilizado bem como as principais variáveis investigadas para avaliação da influência na resposta do sistema solo-âncora. Este capítulo inclui a descrição da geometria do modelo axissimétrico adotado, o tipo de elementos finitos e, a discretização da malha, as condições de fronteira e o nível freático, a definição dos parâmetros do solo e da âncora, a matriz dos casos analisados e, por fim, a caracterização do carregamento cíclico aplicado para representar ações típicas do ambiente marítimo.

No capítulo 5 (Resultados e Discussão), são apresentados e analisados os resultados obtidos nas várias simulações numéricas indicadas no capítulo anterior, comparando a influência das diferentes variáveis estudadas na evolução dos deslocamentos ao longo do tempo. O capítulo em questão sintetiza as tendências observadas e discute a interpretação física do comportamento do sistema, com especial enfoque no efeito do carregamento cíclico e na sensibilidade aos parâmetros geotécnicos.

Por fim, no capítulo 6 (Conclusões), são apresentadas as principais conclusões do trabalho, realçando as contribuições obtidas, as limitações identificadas e as recomendações para trabalhos futuros, com vista a aprofundar o estudo das âncoras de sucção em ambiente *offshore*.

2.

Produção de energia offshore

2.1 - PRODUÇÃO DE ENERGIA OFFSHORE

2.1.1 - TIPOS DE ENERGIA OFFSHORE

A produção de energia *offshore* tem-se afirmado como uma das principais vertentes do desenvolvimento das energias renováveis, permitindo aproveitar os diferentes recursos naturais disponíveis no meio marinho. Além da energia eólica, têm sido exploradas outras formas de produção, nomeadamente a energia das ondas e a energia solar fotovoltaica, contribuindo para uma abordagem mais diversificada na produção de eletricidade a partir de fontes renováveis.

A energia das ondas baseia-se no aproveitamento do movimento ondulatório da superfície do mar, o qual transporta uma quantidade significativa de energia resultante da ação combinada do vento sobre grandes extensões oceânicas. Este recurso distingue-se pela sua elevada densidade energética e previsibilidade sazonal, relativamente elevadas, em comparação com outras fontes renováveis. No entanto, a sua exploração ainda se encontra numa fase inicial, condicionada por desafios tecnológicos associados à fiabilidade dos dispositivos, mais propriamente à resistência limitada pelas condições marítimas extremas e à eficiência dos sistemas de conversão da energia mecânica das ondas em energia elétrica (Tiron et al. 2015).

A energia solar fotovoltaica *offshore* é uma alternativa mais recente que consiste na instalação de painéis solares flutuantes na superfície do mar. Embora o ambiente marinho apresente condições exigentes, como a corrosão, a salinidade e o movimento induzido pelas ondas, esta solução permite aproveitar vastas áreas disponíveis sem competir com a utilização do solo em terra. Além disso, a integração de sistemas fotovoltaicos em alto mar tem sido apontada como uma estratégia promissora para aumentar a regularidade da produção de energia e otimizar a utilização das infraestruturas de ligação à rede elétrica (Liu et al. 2024)

Entre os diferentes tipos de produção de energia *offshore*, a energia eólica destaca-se pelas vantagens significativas face às outras tecnologias renováveis marinhas, tanto em termos de eficiência como de viabilidade económica. A sua operação baseia-se na conversão da energia cinética do vento em energia mecânica através da rotação das pás do aerogerador, a qual é transformada em energia elétrica por meio de um gerador. Em ambiente *offshore*, os aerogeradores beneficiam de ventos mais intensos, regulares e menos turbulentos, o que resulta em fatores de capacidade mais elevados e numa produção energética mais estável ao longo do tempo. A possibilidade de instalar aerogeradores de grande dimensão, associada à elevada disponibilidade de vento no meio marítimo, permite a produção de grandes quantidades de energia.

Com o aumento do interesse em explorar energias renováveis em zonas mais afastadas da costa, surgiram limitações técnicas. As grandes profundidades e estações fixas (*Monopile, Jacket, Tripod*) tornam-se muito dispendiosas e complexas. Neste contexto, a utilização de plataformas flutuantes revelou-se ser uma excelente alternativa, permitindo a instalação em águas profundas. Um sistema flutuante resulta da integração da plataforma flutuante, do sistema de amarração e do sistema de ancoragem. Estes elementos definem a estabilidade, os deslocamentos, o desempenho energético e a viabilidade do sistema.

2.1.2 - TIPOS DE PLATAFORMAS FLUTUANTES

Entre as diferentes configurações de plataformas flutuantes destacam-se as *spar-Buoy, Barge, as semi-submersíveis e as tension leg platform (TLP)*. A plataforma do tipo *spar* caracteriza-se por uma estrutura longa e esguia, com centro de gravidade baixo e que oferece grande estabilidade à rotação (Core Wind 2020). Esta estabilidade é obtida adicionando massa na zona inferior da estrutura, deslocando o centro de gravidade para baixo. O *spar* pode ser rebocado na horizontal e, posteriormente, verticalizado numa zona abrigada com a profundidade adequada. No entanto, o seu elevado calado em configuração vertical impõe restrições logísticas e portuárias, dado que muitos portos não têm profundidade suficiente para operações de montagem e manobra deste tipo de estrutura (Edwards et. al 2023).

A plataforma do tipo *barge* distingue-se por ser uma estrutura larga e de baixo calado. A sua estabilidade é essencialmente hidrostática. A plataforma obtém rigidez ao colocar a área de flutuação mais afastada do seu centro de gravidade, reforçando a estabilidade global e favorecendo a integração e operação do aerogerador. Do ponto de vista operacional, as plataformas *barge* apresentam vantagens, como a menor exigência de docas profundas e de equipamento especializado para a instalação. A profundidade da água não se revela um grande problema para estas plataformas (Edwards et. al 2023).

As plataformas semi-submersíveis, são compostas por vários flutuadores verticais parcialmente submersos e interligados por elementos estruturais horizontais (*bracings*), formando uma estrutura com grande área de flutuação. Este conceito obtém estabilidade combinando flutuabilidade distribuída e rigidez estrutural, oferecendo boa rigidez operacional e diminuindo a sensibilidade a ondas. Apresentam uma grande flexibilidade de instalação, podendo ser montadas em terra e rebocadas até ao local de operação, sendo depois estabilizadas e ligadas ao sistema de amarração. Este processo simplifica a logística, reduzindo a necessidade de operações offshore complexas dependentes das condições meteorológicas. Contudo, apresentam uma interação hidrodinâmica complexa, exigindo análise detalhada do comportamento dinâmico e do acoplamento com o sistema de amarração, sendo necessário controlar deslocamentos laterais e rotações, garantindo conforto estrutural e eficiência energética (Edwards et. al 2023).

Tension leg Platforms (TLP) utilizam cabos verticais, altamente tensionados, que ligam a plataforma ao fundo do mar limitando o movimento vertical. Esta plataforma é caracterizada por excesso de flutuabilidade, sendo que os cabos a colocam em equilíbrio, gerando elevada rigidez vertical. As TLPs apresentam excelente desempenho na redução de deslocamentos verticais, o que pode ser benéfico para a estabilidade e para o comportamento do aerogerador. Em contrapartida, o sistema de ancoragem está altamente tracionado, exigindo âncoras ou fundações com elevada capacidade ao arrancamento. As âncoras são pré-instaladas, sendo posteriormente realizada a ligação à plataforma, o que pode tornar o processo mais exigente e sensível a condições operacionais. A complexidade e o custo associados ao sistema de cabos e à ancoragem fazem com que as TLPs sejam menos comuns em aplicações comerciais atuais, apesar das suas vantagens dinâmicas (Edwards et. al 2023).

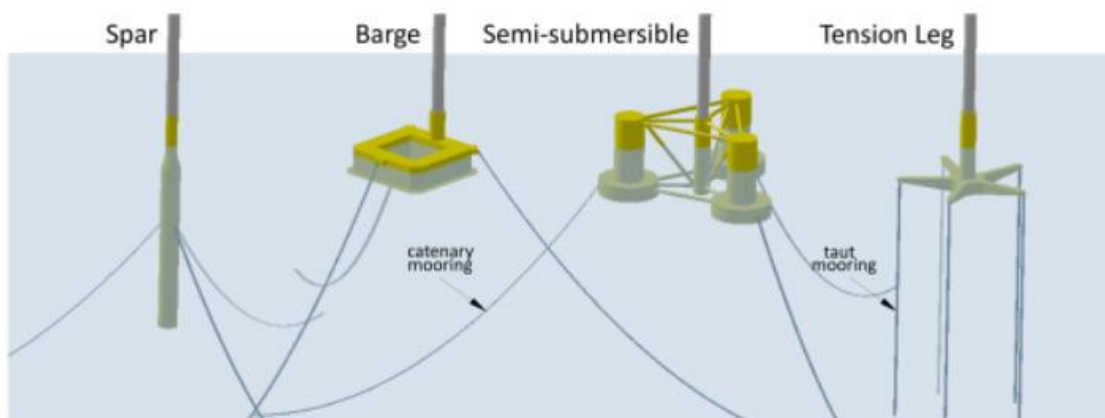


Figura 2 – Plataformas offshore flutuantes (Edwards et. al 2023)

Estas soluções flutuantes têm vindo a ser progressivamente adotadas em projetos piloto e comerciais, particularmente no setor da energia eólica offshore. Em Portugal, o *WindFloat Atlantic* (<https://windfloat-atlantic.com/>) localizado ao largo de Viana do Castelo, é um exemplo de projeto piloto, baseado numa solução flutuante semi-submersível, com 25 MW instalados, ligado à rede no final de 2019 e comissionado em 2020. Como exemplo de projeto comercial, destaca-se o *Hywind Tampen* (<https://www.equinor.com/energy/hywind-tampen>) (Noruega), descrito pela *Equinor* © como o maior parque eólico flutuante, desenvolvido para fornecer eletricidade renovável a instalações *offshore* nos campos *Snorre* e *Gullfaks*. O parque tem 88 MW (11 turbinas) e iniciou produção em novembro de 2022 (Wind Europe 2026).

A utilização de plataformas flutuantes, é um passo fundamental para a expansão da produção de energia offshore, na medida em que permite aceder a regiões com melhores condições energéticas e reduzir algumas das limitações impostas pelas soluções fixas. Neste contexto, o desempenho dos sistemas associados a estas estruturas, nomeadamente os sistemas de ancoragem, assume um papel central, visto garantir a estabilidade e a segurança das instalações face às ações ambientais, constituindo um elemento determinante para a viabilidade técnica e económica das infraestruturas offshore.

2.2 - ÂNCORAS PARTILHADAS

Uma estratégia cada vez mais utilizada no sentido de reduzir custos e complexidades é a partilha de âncoras. Consiste em ligar múltiplas linhas de amarração, provenientes de diferentes plataformas, ao mesmo elemento de ancoragem. Com esta abordagem é possível reduzir até 60% o número total de âncoras. Do ponto de vista estrutural, a partilha consegue reduzir as cargas máximas laterais, uma vez que as linhas podem puxar a âncora em direções opostas. Vários estudos indicam uma redução de picos da carga lateral na ordem de 30% a 50% quando comparado com âncoras carregadas de forma essencialmente unidirecional (Montalti et al., 2024). A Figura 3 apresenta um exemplo de uma âncora de sucção partilhada por 3 plataformas.

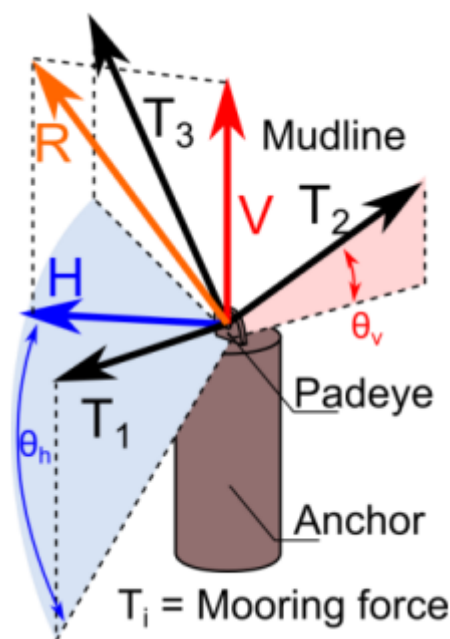


Figura 3 - Representação de âncora sucção que partilha 3 linhas de amarração (Montalti et al., 2024)

A partilha também introduz efeitos que podem ser desfavoráveis e que devem ser discutidos no dimensionamento. Apesar das componentes horizontais das linhas tenderem a anular-se, as componentes verticais somam-se. Assim a resultante apresentada a laranja na Figura 3, apresenta uma inclinação superior em relação à horizontal face às linhas de amarração individual.

Relativamente ao risco, a tecnologia ainda tem pouca experiência operacional, pelo que há poucos dados e pouco trabalho de dimensionamento especificamente para âncoras partilhadas. Neste momento, existe apenas um parque flutuante comercial (Hywind Tampen) que opera com âncoras partilhadas, que pode contribuir para aumentar a confiança em aplicações futuras. É de salientar o risco de efeito em cascata, ou seja, a rotura de uma âncora ou de uma linha de amarração pode induzir redistribuições de carga que potenciem roturas progressivas, reduzindo a fiabilidade do sistema em comparação com soluções não partilhadas.

2.3 - SISTEMAS DE ANCORAGEM OFFSHORE

A estabilidade e o desempenho das estruturas flutuantes offshore, dependem do tipo de plataforma flutuante, sistema de ancoragem, e tipos de cabos de amarração. O sistema de ancoragem assegura a transferência das forças ambientais (das ondas, ventos, marés e correntes) para o leito marinho limitando os deslocamentos da estrutura. Nos sistemas flutuantes, as âncoras são essenciais para manter a posição da plataforma e estão sujeitas a combinações complexas de cargas verticais, horizontais e momentos, resultantes da ação do vento, das ondas e das correntes.

Ao longo das últimas décadas, foram desenvolvidos e utilizados vários tipos de âncoras em aplicações offshore, inicialmente no setor do petróleo e gás e, mais recentemente, no contexto da energia eólica offshore flutuante. A escolha do tipo de âncora depende de vários fatores, nomeadamente das condições geotécnicas do local, da profundidade da água, do tipo de estrutura flutuante e, do seu sistema de amarração.

De um modo geral, as âncoras offshore podem ser classificadas em diferentes categorias, consoante o respetivo mecanismo de instalação e o modo como mobilizam a resistência do solo.

2.3.1 - ÂNCORAS DE GRAVIDADE

A âncora de gravidade é uma das soluções mais simples para ancorar uma turbina eólica flutuante. Esta âncora consiste, essencialmente, num corpo de grande massa, normalmente feito de betão ou aço, que contraria o movimento sobretudo através do seu próprio peso, criando resistência ao entrar em contacto com o fundo do mar.

A colocação deste tipo de âncora no leito marinho costuma implicar o uso de meios de transporte de grande dimensão, como embarcações com gruas pesadas, o que pode tornar a operação mais difícil e menos prática em zonas com topografia irregular ou fundo do mar inclinado.

Entre as vantagens, destacam-se a possibilidade de construção no local, a capacidade de suporte previsível resultante da sua massa, a facilidade de ligação da amarração e de verificação/inspeção, e o bom desempenho em substratos duros ou muito resistentes.

A capacidade de retenção das âncoras de gravidade resulta principalmente do seu peso e, em parte, do atrito gerado na interface com o fundo marinho (Vryhof Anchors, 2005). Além disso, o tamanho e o peso máximos podem estar condicionados por limitações de instalação, nomeadamente pela capacidade dos meios de elevação disponíveis.

2.3.2 - ÂNCORAS DE ARRASTO

As âncoras de arrasto são amplamente utilizadas em aplicações offshore tradicionais, sendo instaladas por meio de um processo de arrasto ao longo do fundo marinho promovendo a sua penetração no solo. Durante este processo, a âncora roda e enterra-se, mobilizando a resistência do solo, sobretudo através da sua geometria e da interação com o terreno.

Estas âncoras são particularmente eficazes na resistência a cargas predominantemente horizontais e apresentam vantagens em termos de simplicidade construtiva e custos reduzidos. No entanto, a sua capacidade de suportar cargas verticais significativas é limitada, o que restringe a sua aplicação em sistemas flutuantes. As âncoras de arrasto têm ainda a desvantagem de exercer um maior impacto sobre o fundo marinho e consequentemente sobre a biodiversidade existente, uma vez que são arrastadas por longas distâncias até mobilizar a resistência. Por outro lado, não permitem a utilização de plataformas flutuantes com âncoras partilhadas (Vryhof Anchors, 2005).

2.3.3 - ÂNCORAS DE ESTACA

As âncoras do tipo estaca consistem em elementos alongados cravados ou perfurados no solo marinho, podendo ser instaladas por cravação, vibração ou perfuração seguida de betonagem. A resistência é mobilizada através do atrito lateral ao longo do fuste da estaca e, em alguns casos, pela resistência de ponta.

Este tipo de âncora tem uma elevada capacidade de carga, tanto na direção vertical como na horizontal, e é adequada para uma ampla variedade de condições geotécnicas. No entanto, os respetivos métodos

de instalação podem ser complexos e dispendiosos, especialmente a grandes profundidades, podendo ainda levantar preocupações ambientais associadas ao ruído durante a sua cravação (Vryhof Anchors, 2005). As âncoras de estaca são adequadas para a partilha pois possuem simetria vertical, mas são mais vulneráveis a carregamentos cíclicos inclinados (Montalti et al., 2024).

2.3.4 - ÂNCORAS DE PLACA

As âncoras de placa são concebidas para aproveitar a resistência do solo através de uma superfície de contacto relativamente elevada, funcionando essencialmente por impulso passivo. Normalmente enterradas no solo, são orientadas de modo a maximizar a resistência quando sujeitas a carregamento.

Este tipo de solução é muito eficiente em termos de capacidade por unidade de massa, sendo particularmente adequado para suportar cargas verticais elevadas. No entanto, o seu desempenho depende em grande medida do posicionamento e da orientação corretos da placa durante a instalação, o que pode introduzir incertezas adicionais no comportamento da âncora (Vryhof Anchors, 2005).

2.3.5 - ÂNCORA DE SUCÇÃO

A âncora de sucção, é um tipo de âncora offshore constituída por uma estrutura oca, geralmente cilíndrica, aberta na base e fechada no topo. Este tipo de âncora é instalado no fundo marinho através da criação de pressão negativa no seu interior, permitindo a sua penetração no solo.

O processo de instalação começa com a colocação da âncora no fundo do mar, onde esta penetra inicialmente devido ao seu peso. Em seguida, é extraída água do interior do caixão por meio de um sistema de bombagem, a fim de reduzir a pressão interna. A redução da pressão gera uma força descendente que faz com que a âncora penetre no solo até à profundidade desejada. A instalação por sucção permite um controlo elevado do processo, possibilitando ajustar a velocidade e garantir a verticalidade da âncora durante a instalação.

Após a instalação, o comportamento da âncora de sucção é determinado pela interação entre o solo e a estrutura. A resistência é mobilizada principalmente ao longo das paredes laterais do caixão, através do atrito entre o solo e a âncora, e na base pela resistência do solo subjacente. Quando sujeita a carregamento, a âncora pode resistir a forças verticais, horizontais e a momentos, dependendo da geometria da estrutura e da posição do ponto de aplicação da carga.

A razão entre o comprimento e o diâmetro do caixão é um parâmetro relevante, uma vez que influencia a capacidade de carga e o tipo de mecanismo de deformação desenvolvido. Adicionalmente, o comportamento da âncora é fortemente condicionado pelo tipo de solo, dado que os solos arenosos e argilosos apresentam respostas distintas ao processo de instalação e ao carregamento em serviço.

As âncoras de sucção apresentam diversas vantagens quando comparadas com outras soluções de ancoragem offshore. Destacando-se pela eficiência estrutural, pelo controlo durante a instalação e pela possibilidade de remoção, quando necessária. Estas características tornam-nas particularmente adequadas para aplicações em estruturas flutuantes, nas quais são exigidas elevadas capacidades de carga em condições de carregamento combinadas e variáveis no tempo.

Apesar das vantagens associadas, o comportamento das âncoras de sucção em condições reais de utilização continua a ser alvo de investigação. A resposta a carregamentos inclinados, cíclicos ou dinâmicos, bem como a influência das propriedades do solo, introduz complexidade na análise e no dimensionamento destas estruturas. Por conseguinte, o estudo detalhado do comportamento das âncoras de sucção

é fundamental para o desenvolvimento de soluções de ancoragem seguras e eficientes aplicadas em alto mar (Vryhof Anchors, 2005).

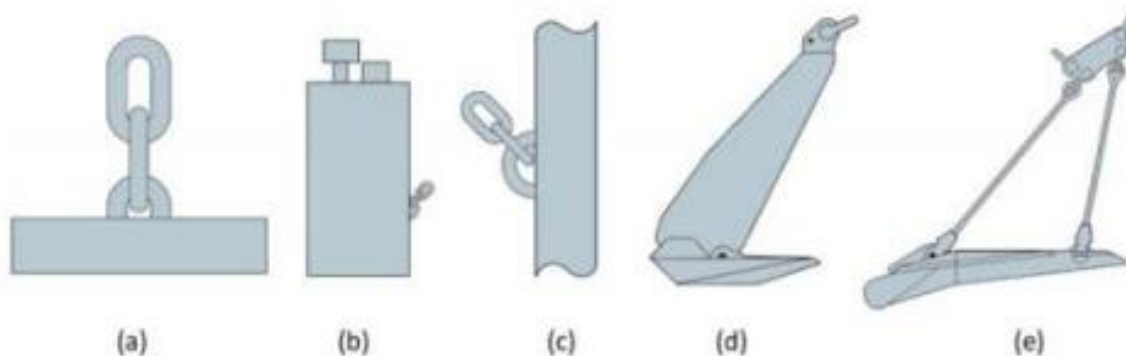


Figura 4. Tipos de âncoras: a) âncora de gravidade, b) âncora de sucção, c) âncora de estaca, d) âncora de arrasto, e) âncora de placa. (Vryhof Anchors (2005))

2.4 - INFLUÊNCIA DO TIPO DE SOLO NO COMPORTAMENTO DAS ÂNCORAS DE SUÇÃO

O tipo de solo em que a âncora é instalada influencia significativamente o seu comportamento. As diferenças entre os tipos de solo influenciam não só o processo de instalação da âncora, mas também os mecanismos de resistência e a sua resposta quando sujeita a cargas de serviço.

Em solos argilosos, o comportamento das âncoras de sucção é normalmente analisado sob condições não drenadas, sobretudo quando se consideram carregamentos de curta duração. Nestes solos, a resistência mobilizada está diretamente relacionada com a resistência ao corte não drenada da argila. A baixa permeabilidade do solo durante a instalação facilita a manutenção da pressão negativa no interior do caixão, permitindo uma penetração eficiente e controlada. Por este motivo, é geralmente possível atingir elevadas profundidades de instalação, com razões entre o comprimento e o diâmetro da âncora relativamente altas, DNV-RP-E303 (DNV 2021).

Após a instalação, a resposta da âncora pode evoluir ao longo do tempo, uma vez que ocorrem fenómenos de consolidação associados à dissipação das pressões intersticiais induzidas durante a instalação e o carregamento. Este efeito é particularmente relevante quando a âncora está sujeita a cargas cíclicas ou de longa duração, podendo causar alterações graduais na sua capacidade de resistência.

Em contraste, o comportamento das âncoras de sucção em solos arenosos é tipicamente dominado por condições drenadas, devido à elevada permeabilidade deste tipo de solo. Durante a instalação, a água tende a infiltrar-se rapidamente através da areia, dificultando a manutenção das pressões negativas. Este aspeto limita o nível de sucção que pode ser aplicado, exigindo um controlo mais rigoroso do processo de instalação em comparação com o caso das argilas.

Em termos de comportamento em serviço, a resistência das âncoras de sucção nos solos arenosos é assegurada sobretudo pelo atrito entre o solo e as paredes da âncora, assim como pela resistência passiva do solo adjacente. A densidade relativa da areia, o estado inicial de tensões e a profundidade de instalação são fatores determinantes na resposta da âncora. A aplicação de cargas inclinadas ou variáveis ao longo do tempo pode dar origem a redistribuições de tensões no solo e a alterações locais da sua estrutura, influenciando a rigidez e a capacidade de resistência do sistema (Vryhof Anchors, 2015).

Uma diferença importante entre os solos arenosos e os solos argilosos está relacionada com a forma como estes respondem a carregamentos cíclicos e dinâmicos. Nos solos argilosos, este tipo de carregamento pode resultar numa acumulação progressiva de deformações e numa alteração da resistência não drenada do solo. O carregamento cíclico vai aumentar as pressões neutras reduzindo a resistência não drenada, mas se entre cada tempestade (carga cíclica) existir um período de consolidação (dissipação dos excessos de pressão neutra) então a resistência não drenada pode aumentar.

Em solos arenosos, a resposta é diferente, podendo ocorrer fenómenos de densificação do solo ou, em determinadas condições, um aumento das pressões intersticiais induzindo liquefação total ou parcial do solo envolvente. Estas diferenças tornam inadequada a aplicação direta de modelos desenvolvidos para argilas nas areias.

As diferenças entre os solos arenosos e argilosos, acarretam que os métodos de análise e dimensionamento das âncoras de sucção sejam ajustados ao tipo de solo em questão. A utilização direta de resultados obtidos para um tipo de solo noutro tipo pode conduzir a estimativas incorretas da capacidade de carga ou da resposta estrutural da âncora.

É de notar que existe uma norma para o dimensionamento de âncoras de sucção em argilas, DNV-RP-E303 (DNV 2021), mas não existe uma semelhante para areias.

Neste contexto, a análise do comportamento das âncoras de sucção em solos arenosos é particularmente importante, sobretudo quando aplicadas a estruturas flutuantes sujeitas a cargas dinâmicas. A compreensão destas diferenças é essencial para o desenvolvimento de modelos de análise fiáveis, assunto esse que será estudado nos capítulos seguintes desta dissertação.

2.5 - MODELAÇÃO NUMÉRICA EM ELEMENTOS FINITOS

A modelação pelo método de elementos finitos (MEF) tem sido aplicada no estudo de âncoras de sucção em areias, sobretudo quando se pretende analisar mecanismos que são difíceis de observar experimentalmente. Alguns exemplos destes mecanismos são a redistribuição de tensões junto à saia, evolução espacial de deformações localizadas e a resposta sob ações variáveis no tempo. Em comparação com as abordagens analíticas, os modelos MEF permitem representar com maior detalhe a geometria da âncora, condições de fronteira e a interação solo-estrutura, sendo por isso uma ferramenta muito utilizada para estudos paramétricos na geotecnia offshore.

2.5.1 - TIPOS DE MODELOS NUMÉRICOS E PROGRAMAS DE CÁLCULO

Relativamente a tipos de formulação, é comum distinguir tipos de modelos numéricos consoante a geometria e o carregamento:

- 2D axissimétrico: Utilizado quando existe geometria de revolução (âncoras circulares com carregamento centrado). Permite representar um problema 3D por uma secção 2D com elevada eficiência computacional, sendo particularmente proveitoso nos estudos paramétricos (Plaxis, 2025).
- 2D deformação plana: Adequado a problemas invariáveis na direção fora do plano.
- 3D: Utilizado quando existem efeitos tridimensionais relevantes, como torção, carregamento inclinado, geometria não circular, linha de amarração à âncora e padeye excêntrico (Zhang, 2023), ainda que a sua utilização revele um custo computacional acrescido.

Quanto ao tipo de análise, podem ser consideradas análises estáticas e dinâmicas. As análises dinâmicas são muito úteis para representar ações associadas a ondas e ventos, bem como para estudar a acumulação de deformações (Plaxis, 2025)

Os programas de cálculo mais utilizados para este tipo de problema são o *PLAXIS* e o *ABAQUS*.

Estes programas são frequentemente utilizados devido à sua capacidade de tratar a não linearidade do solo, o contacto solo-estrutura e de possuírem múltiplas fases de cálculo. O *PLAXIS* é frequentemente utilizado para modelos constitutivos mais avançados e construção faseada, ao passo que o *ABAQUS* é utilizado em análises 3D mais complexas e em formulações explícitas, quando se pretende estudar cinemáticas e contactos mais exigentes entre a estrutura e o solo.

Um exemplo representativo da utilização do *ABAQUS* em 3D é o estudo de Zhang et al. (2023), que recorre ao *ABAQUS/Explicit* para realizar análises tridimensionais e investigar a capacidade de arrançamento e o mecanismo de rotura de âncoras de sucção em areia. Incorporando explicitamente os efeitos da torção e da linha de amarração, e com recurso ao modelo avançado *SANISAND*, os autores demonstram que a torção pode reduzir significativamente a capacidade de carga sob carregamentos inclinados e horizontais, bem como a importância de parâmetros como a esbelteza. A profundidade do *padeye* também altera de forma significativa a resposta global da âncora.

2.5.2 - TIPOS DE MODELOS CONSTITUTIVOS

A escolha do modelo constitutivo é determinante, uma vez que controla a relação tensão-deformação, a rigidez mobilizada e a forma como o solo acumula deformações sob carregamento repetido. Nos problemas offshore, em que as ações são tipicamente variáveis no tempo, esta escolha influencia diretamente a previsão dos deslocamentos e a interpretação de possíveis tendências de estabilização ou acumulação progressiva (Jostad et al., 2024).

O *HSsmall* é uma extensão do *Hardenig Soil* que introduz elevada rigidez a pequenas deformações, incorporando o módulo de corte inicial G_0 . É um parâmetro de referência para a degradação da rigidez com o aumento da deformação. Este modelo é particularmente relevante quando o objetivo envolve deslocamentos em regime de serviço e resposta inicial a ações repetidas, dado que os solos apresentam uma rigidez superior para deformações muito pequenas. Os modelos elastoplásticos clássicos tendem a não reproduzir com a mesma fidelidade (PLAXIS, 2025).

UDCAM-S (*Simplified UnDrained Cyclic Accumulation Model*) é abordagem implementada no *PLAXIS* 2D para representar a acumulação cíclica em condições não drenadas. Frequentemente aplicada a argilas e a problemas em que a resposta é dominada pelo comportamento não drenado e pela acumulação progressiva.

PDCAM (*Partially Drained Cyclic Accumulation Model*), modelo aplicável a condições parcialmente drenadas, em que a evolução da resposta depende do equilíbrio entre o carregamento cíclico e a dissipação de pressões intersticiais. Este modelo é descrito em trabalhos técnicos associados a procedimentos de acumulação utilizados em geotecnia offshore (Jostad et al 2024).

Para além das análises clássicas monotónicas, a literatura também aborda condições de carregamento por etapas e cenários com sucção ativa. No trabalho apresentado por Castillo-Fuentes et al. (2025), é

realizada uma modelação numérica de uma âncora de sucção em areia, sujeita a carregamento vertical de arrancamento aplicado por etapas, enquanto se aplica sucção no interior da âncora. Foi utilizado o modelo constitutivo NorSand e uma condição de infiltração para reproduzir a sucção medida no solo. O objetivo do trabalho é quantificar o impacto da sucção na capacidade mobilizada e analisar a influência da permeabilidade e das condições de drenagem na evolução dos deslocamentos.

3.

Métodos analíticos para avaliar a resistência ao carregamento em fundações

3.1 - INTRODUÇÃO

Ao longo das últimas décadas, vários estudos procuraram compreender com maior precisão o comportamento das âncoras de sucção instaladas em solos arenosos. Estas estruturas são fundamentais nos sistemas offshore, nomeadamente para a amarração de plataformas, sendo essencial prever de forma rigorosa a sua capacidade de carga em condições monotónicas, particularmente na carga de arrancamento vertical. Entre as contribuições mais recentes, destaca-se o trabalho de Hirai (2023), que apresenta três teorias complementares para estimar a resistência ao arrancamento em solos não coesivos. Em paralelo Zhao (2018) realizou uma análise tridimensional por elementos finitos (3D-FEM), validando o modelo numérico através da comparação com a solução analítica de Houlsby (2005). De forma semelhante, Cheng (2021) também recorreu a análises 3D-FEM, incorporando a influência da densidade relativa do solo, e compararam os resultados obtidos com os apresentados por Houlsby (2005). De seguida descreve-se em detalhes estas três propostas.

3.2 - PROPOSTA DE HIRAI (2023)

A metodologia proposta por este autor baseia-se em três pilares teóricos principais, cada um refletindo uma abordagem distinta para modelar os mecanismos de transferência de tensões mobilizadas durante o carregamento vertical.

1. A teoria de Janssen (1895)

Inicialmente desenvolvida para analisar silos, esta teoria descreve como as tensões verticais podem ser redistribuídas para as paredes laterais devido ao atrito. Hirai (2023) adaptou estes princípios ao contexto das âncoras de sucção, avaliando a forma como o peso do solo acima da âncora e o atrito ao longo da parede contribuem para a resistência ao arrancamento. Este modelo permite estimar a parte da carga vertical que é absorvida pelo fuste da âncora.

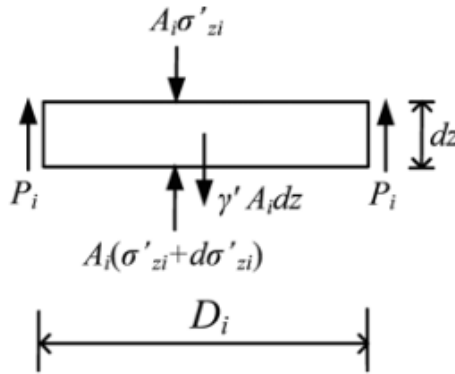


Figura 6 - Representa o equilíbrio vertical de um disco de solo confinado no interior da âncora, com área A_i e espessura dz . A equação de equilíbrio utilizada foi originalmente proposta por Janssen (1895)

Como mostra a Figura 4, o ponto central da formulação consiste na avaliação do equilíbrio vertical de um disco diferencial de solo com espessura dz , localizado no interior da âncora. A tensão efetiva vertical σ'_{zi} , a unidade de peso efetiva γ' e as dimensões internas do caixão (diâmetro D_i e área transversal A_i) são incorporadas de forma a capturar a interação solo–estrutura. O atrito mobilizado na parede interna é representado através de um coeficiente de transferência de tensões, definido por:

$$\mu = -\frac{4K \tan \delta}{D_i} \quad (1)$$

onde K é o coeficiente de impulso lateral e δ é o ângulo de atrito na interface solo–saia. Este termo é responsável por descrever a redistribuição das tensões verticais para tensões laterais ao longo da profundidade.

A partir do equilíbrio de forças atuantes no disco diferencial, Hirai (2023) estabelece a seguinte equação diferencial para a evolução da tensão vertical efetiva:

$$\frac{d\sigma'_{zi}}{dz} = \mu \sigma'_{zi} + \gamma' \quad (2)$$

A solução desta equação revela que a tensão vertical atinge um estado limite com o aumento da profundidade, comportamento tipicamente designado como *efeito silo*. Este fenómeno difere substancialmente da resposta hidrostática observada em fluidos, uma vez que, nos materiais granulares, parte do peso do solo é transferido para as paredes confinantes, reduzindo a pressão transmitida à base.

Hirai (2023) valida este comportamento recorrendo à analogia clássica apresentada por Janssen (1895), ilustrada experimentalmente através de materiais granulares como grãos ou milho. Os resultados históricos demonstram que a pressão na base tende para um valor quase constante, independentemente do aumento do material depositado, mecanismo fundamental para compreender a distribuição de tensões no interior de âncoras de sucção.

Com a expressão da tensão efetiva vertical resolvida, o autor determina a resistência mobilizada pelo solo no exterior e interior da saia, respetivamente:

$$P_{vye}(z) = K \tan \delta \sigma'_{ze} \pi D_e \quad (3)$$

$$P_{vyi}(z) = K \tan \delta \sigma'_{zi} \pi D_i \quad (4)$$

Integrando estas contribuições ao longo da profundidade da âncora, e incorporando o peso imerso da estrutura, Hirai (2023) obtém a expressão final para a capacidade vertical total:

$$V_t = \frac{\gamma' \pi D_i^3 (e^{\mu L} - 1)}{16 K \tan \delta} + \frac{\gamma' \pi D_i^2 L}{4} + 0.5 \gamma' \pi D_e L^2 K \tan \delta + W_c \quad (5)$$

onde:

- L é a profundidade da saia,
- W_c corresponde ao peso submerso da própria âncora.

A formulação de Hirai (2023) representa, assim, uma alternativa robusta às abordagens convencionais baseadas em equilíbrio limite (e.g., Meyerhof, 1948), permitindo capturar de forma mais realista os mecanismos de transferência de tensões que ocorrem em solos granulares confinados. Este modelo é particularmente relevante para o dimensionamento de âncoras de sucção sujeitas a cargas verticais de tração.

3.3 - TRABALHO DE ZHAO (2018)

Zhao realizou uma correlação entre a solução analítica proposta por Houlsby (2005) e uma análise tri-dimensional pelo método dos elementos finitos. O modelo constitutivo utilizado por Zhao (2018) foi o Mohr-Coulomb, e os parâmetros do solo estão representados na seguinte tabela 1.

Tabela 1 - Parâmetros de solo utilizados por Zhao (2018)

Parâmetros	Valor	Unidade
Coesão (c)	0,1	kPa
Coefficiente de poisson (ν)	0,3	(-)
Peso volúmico saturado (γ_{sat})	9 a 11	kN/m ³
Ângulo de dilatância (ψ)	2	°
Ângulo de atrito de pico (ϕ_{pk})	40	°
Ângulo de atrito no estado crítico (ϕ_{cv})	32	°
Coefficiente de impulso em repouso (k_0)	(1-sin ϕ_{cv})	(-)
Densidade relativa (D_r)	83	%

Para reduzir o custo computacional, o estudo recorreu ao *Abaqus/Implicit* e modelou apenas metade da geometria (um domínio semicilíndrico), tirando partido da simetria do problema. Foram consideradas diferentes âncoras variando o diâmetro exterior (D_o) entre 3 e 5 metros. Para a espessura da saia foi utilizado 0.1m. Para avaliar o efeito da esbelteza na resposta da âncora recorreu-se a diferentes razões de esbelteza (0,5; 0,8; 1).

No que diz respeito à condição de contacto solo–estrutura, o valor do atrito na interface foi definido com base em intervalos frequentemente reportados para alumínio com superfície tratada. Como essa interação é usualmente representada por uma fração do atrito de pico do solo (tipicamente entre 0,5 e 0,7), adotou-se o valor 0,6 nas simulações.

Com os resultados numéricos, os autores compararam o fator de nível de tensões do solo com a capacidade vertical última normalizada, expressa por V_{ult}/W . Observou-se uma relação aproximadamente linear entre estas grandezas e uma boa concordância com a formulação analítica de Houlsby (2005). O fator de nível de tensões é definido na Equação (6).

$$k = \frac{\gamma' \lambda D_o}{pa} \quad (6)$$

Onde:

D_o - Diâmetro exterior da âncora;

γ' - Peso volúmico efetivo (submerso) do solo;

λ - Esbelteza do caixão;

pa - Pressão atmosférica.

Para caracterizar o desenvolvimento da resistência vertical em condições drenadas, Houlsby (2005) descreve a resultante vertical mobilizada como uma contribuição combinada das superfícies exterior e interior da saia, incorporando o efeito do atrito na interface através do termo $K \tan \delta$. A resultante vertical V_r pode ser expressa por:

$$V_r = \gamma' \pi (K \tan \delta) [D_o Z_o^2 (e^{-\frac{L}{Z_o}} - 1 + \frac{L}{Z_o}) D_i Z_i^2 (e^{-\frac{L}{Z_i}} - 1 + \frac{L}{Z_i})] \quad (7)$$

Onde:

D_o - Diâmetro exterior da âncora;

D_i - Diâmetro interior da âncora;

L - Profundidade da saia;

γ' - Peso volúmico efetivo (submerso) do solo;

K - Coeficiente de tensões laterais;

δ - ângulo de atrito na interface solo–estrutura.

Os parâmetros Z_o e Z_i são comprimentos característicos que controlam a mobilização do atrito e a evolução do efeito de redistribuição de tensões com a profundidade, sendo definidos por:

$$Z_o = \frac{D_o(m^2 - 1)}{4(K \tan \delta)} \quad (8)$$

$$Z_i = \frac{D_i}{4(K \tan \delta)} \quad (9)$$

No qual, m é um parâmetro associado à distribuição da carga (*load spreading*), utilizado para representar a redução das tensões verticais transmitidas ao solo exterior ao caixão.

A partir dos resultados obtidos para diferentes geometrias e condições de solo, Zhao (2018) propõe então uma relação aproximadamente linear entre a capacidade vertical última normalizada (V_{ult}/W) e o fator k , evidenciando boa concordância com a tendência prevista pela formulação de Houlsby (2005). A correlação é apresentada por:

$$\frac{V_{ult}}{W} = 0.73 K \tan \delta \frac{p_a}{\gamma'_c t} k + 1 \quad (10)$$

onde W representa o peso do caixão descontado da impulsão hidrostática, γ'_c é o peso volúmico efetivo do material do caixão e t é a espessura da saia. Esta forma normalizada permite comparar diferentes dimensões e configurações, destacando a influência do nível de tensões do solo (k) e da transferência por atrito na interface ($K \tan \delta$) na capacidade vertical última.

Zhao (2018) ao longo do seu estudo não engloba todas as configurações de âncoras disponíveis comercialmente, sobretudo quando se fala de caixões com elevado valor de esbelteza.

3.4 - MODELO DE CHENG (2021)

Cheng (2021) analisa a influência da densidade relativa no desempenho do sistema, recorrendo a uma variante do modelo *Mohr-Coulumb* (MMC, obtendo uma formulação comparável à de Zhao (2018). A principal diferença reside no facto de Cheng (2021) introduzir a densidade relativa como variável relevante do modelo permitindo que o seu efeito seja ajustado ao longo do processo.

No MMC utilizado, assume-se que os parâmetros de resistência do solo não permanecem fixos, sendo que os ângulos de atrito e dilatância são definidos em função da deformação plástica desviadora. Esta alteração permite reproduzir a transição entre respostas típicas de areias mais densas e mais soltas, incluindo estados em que ocorre aumento de volume com endurecimento e, em contraste, redução de volume com amolecimento, observando-se essa evolução na representação da rotura no plano $q-p'$. Como condição inicial, o ângulo de atrito correspondente ao estado *in situ*, φ_{ini} , é tomado como coincidente com o ângulo de atrito no estado crítico, φ_{cv} .

Na tabela seguinte serão apresentados os parâmetros utilizados por Cheng (2021) para representação do solo.

Tabela 2 – Parâmetros de solo utilizados por Cheng et al. (2021)

Parâmetros	Valor	Unidade
Coesão (c)	0,1	KPa
Coeficiente de poisson(v)	0,3	(-)
Peso volúmico saturado(γ_{sat})	9	KN/m ³
Ângulo de dilatância(ψ)	1	°
Ângulo de atrito de pico(φ_{pk})	$16Dr^2 + 0.17Dr + 28.4$	°
Ângulo de atrito no estado crítico(φ_{cv})	32	°
Coeficiente de impulso em repouso(k_0)	$(1-\sin\varphi_{cv})$	(-)
Densidade relativa (Dr)	40,60,80	%

Cheng (2021) procurou, entre outros fatores, estimar a capacidade vertical última do caixão de sucção. Para isso, adotou a decomposição proposta por Houlsby (2005), na qual a capacidade total resulta da soma entre a resistência por atrito mobilizada ao longo da interface solo-âncora e o peso submerso do próprio caixão, como se pode verificar na seguinte equação:

$$V_{ult} = V_f + W_s \quad (11)$$

onde W_s representa o peso do caixão submerso e V_f é a resistência por atrito desenvolvida na interface solo-estrutura.

De forma semelhante a Zhao (2018), Cheng (2021) trabalha com uma forma normalizada da capacidade vertical. Foram então efetuadas várias simulações abrangendo diferentes razões de aspeto, diferentes valores de densidade relativa da areia e diferentes diâmetros de âncora.

A expressão que apresentou melhor concordância simultaneamente com os resultados numéricos e com a tendência prevista pela formulação analítica de Houlsby (2005) foi:

$$\frac{V_{ult}}{W} = 0.8 D_r^{0.17} K \tan \delta \frac{p_a}{\gamma'_c t} \eta + 1 \quad (12)$$

Onde:

D_r – Densidade relativa;

δ – Ângulo de atrito na interface;

p_a – Pressão atmosférica;

γ'_c – Peso volúmico efetivo do caixão;

t – Espessura da saia;

η - *Fator* de nível de tensões do solo.

A equação mostra que, para além do efeito do atrito na interface, a densidade relativa influencia a inclinação da relação ($D_r^{0.17}$), permitindo distinguir a resposta de areias mais densas face a areias mais soltas.

4.

VALIDAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS COM DADOS DA LITERATURA

4.1 - MODELO NUMÉRICO COM CARGA ESTÁTICA

A validação do modelo numérico, é essencial para garantir a fiabilidade das análises realizadas ao longo do trabalho. Neste contexto, optou-se por validar o modelo comparando os resultados obtidos no *PLAXIS 2D* com os valores determinados por meio da solução analítica proposta por Hirai (2023), bastante utilizada no cálculo da capacidade resistente das âncoras de sucção ao arrancamento vertical.

O modelo numérico foi desenvolvido em *Plaxis 2D*, recorrendo a uma análise axissimétrica, adequada à geometria circular da âncora de sucção e ao tipo de carregamento considerado. A âncora foi modelada utilizando uma estrutura rígida inserida num domínio de solo suficientemente extenso, com o objetivo de minimizar a influência das condições de fronteira nos resultados obtidos. As fronteiras laterais foram restringidas horizontalmente, enquanto a base do modelo foi totalmente impedida de se deslocar, garantindo assim as condições de apoio adequadas. A dimensão de fronteira utilizada foi 5D horizontalmente e 2L verticalmente. Na tabela 3 são apresentados os parâmetros utilizados na modelação da âncora.

Tabela 3- Propriedades da âncora de sucção

Parâmetro	Valor	Unidade
Geral		
Tipo de material	Elástico	(-)
Peso volúmico	6,869	kN/m/m
Propriedades mecânicas		
Isotrópico	verdade	(-)
EA	210×10^{11}	kN/m
EI	$17,5 \times 10^9$	kNm ² /m

Para a modelação do comportamento do solo foi adotado o modelo constitutivo *Hardening-Soil*. Através deste modelo é possível representar o endurecimento do solo associado ao aumento da tensão efetiva, este aspeto é fundamental para reproduzir adequadamente a resposta do solo durante a instalação e

aplicação de cargas verticais. Adicionalmente, permite uma melhor representação da curva tensão-deformação do solo, expressando de forma mais realista o comportamento não linear antes da rotura. Esta capacidade é particularmente importante na análise da capacidade resistente e dos deslocamentos associados, uma vez que a resposta estrutural não depende apenas do valor máximo de carga suportada, mas também da forma como esta é mobilizada ao longo do processo de carregamento. A escolha deste modelo revelou-se adequada para simular o comportamento dos solos não coesivos, permitindo maior coerência entre os resultados numéricos e as soluções analíticas, justificando a sua adoção no âmbito do presente estudo.

Com o objetivo de assegurar uma representação adequada do comportamento geotécnico do solo no modelo numérico desenvolvido em *PLAXIS 2D*, foi definido um conjunto de parâmetros físicos e mecânicos com base em valores reportados na literatura e em práticas correntes de modelação geotécnica. Estes parâmetros permitem simular o comportamento do solo sob diferentes condições de carregamento, sendo fundamentais para a correta aplicação do modelo constitutivo adotado.

As propriedades do solo consideradas no presente estudo encontram-se sintetizadas na Tabela 4, onde são apresentados os principais parâmetros utilizados no modelo numérico.

Tabela 4- Propriedades do solo

Parâmetro	Valor	Unidade
Propriedades mecânicas		
Modelo de solo	Hardening Soil(HS)	(-)
tipo de drenagem	Drenado	(-)
Coesão (c)	0,5	kN/m ²
Coeficiente de poisson (v)	0,3	(-)
Peso volúmico saturado (γ_{sat})	14,2	kN/m ³
E_{ur}^{ref}	150000	kN/m ²
E_{oed}^{ref}	50000	kN/m ²
E_{50}^{ref}	50000	kN/m ²
Dependência da rigidez com a tensão(m)	0,5	(-)
Ângulo de dilatação (ψ)	0	°
Ângulo de atrito interno (ϕ)	36,8	°
Índice de vazios inicial (e_{init})	0,62	(-)
Índice de vazios mínimo (e_{min})	0,35	(-)
Índice de vazios máximo (e_{max})	0,8	(-)
Coeficiente de impulso em repouso (k_0)	0,5	(-)
Propriedades da interface		
Determinação da resistência	Manual	(-)
R _{inter}	1	(-)
Espessura da interface	0,1	m

Após a definição das propriedades do solo e da âncora, procedeu-se à aplicação de um carregamento vertical estático no modelo numérico, com vista a determinar a resistência última ao arrancamento. O carregamento foi aplicado de forma controlada e incremental no topo da âncora, permitindo acompanhar a evolução da resposta do sistema solo-estrutura desde os níveis iniciais de solicitação até à proximidade do estado limite. Esta abordagem não só permite determinar o valor máximo de resistência mobilizada, como também permite avaliar o desenvolvimento do processo de carregamento, através do atrito lateral na interface e pela redistribuição das tensões no interior e exterior da âncora.

De acordo com o procedimento descrito, é apresentada a configuração geométrica considerada para a âncora de sucção utilizada nesta validação. O modelo é definido por uma âncora com 3 metros de diâmetro e 9 metros de comprimento, correspondendo a uma razão de esbelteza, $L/D=3$.

Uma vez que a análise foi realizada em regime axissimétrico, os resultados obtidos no PLAXIS 2D são avaliados internamente por unidade de radiano, sendo necessário efetuar a respetiva conversão para o valor correspondente à geometria completa da âncora. O parâmetro $\Sigma Mstage$, representa o fator de amplificação aplicado à carga definida na fase, indicando a fração de carga que foi efetivamente mobilizada ao longo do processo incremental até à fase final.

Deste modo, a força vertical mobilizada no final da fase é obtida multiplicando o valor do carregamento de referência pelo respetivo multiplicador $\Sigma Mstage$. No entanto, para se obter o valor físico correspondente à estrutura completa, é ainda necessário a conversão típica do modelo axissimétrico, através do fator 2π . Assim, a carga vertical total mobilizada é determinada por:

$$F_{v, total} = Mstage \cdot 2\pi \cdot F_{ref} \quad (13)$$

F_{ref} representa o carregamento de referência aplicado no modelo. Neste estudo, foi adotado um valor de referência $F_{Ref} = 3150\text{kN}$, de modo a garantir que o processo incremental alcançava o regime de plasticificação e, consequentemente, o colapso do sistema solo-âncora durante a fase de carregamento. Através da equação 6 é possível comparar os resultados numéricos com as soluções analíticas disponíveis na literatura, uma vez que ambas passam a estar expressas em termos de força total efetiva mobilizada pela âncora. Na Figura 7 apresenta-se o gráfico dos deslocamentos por carga aplicada.

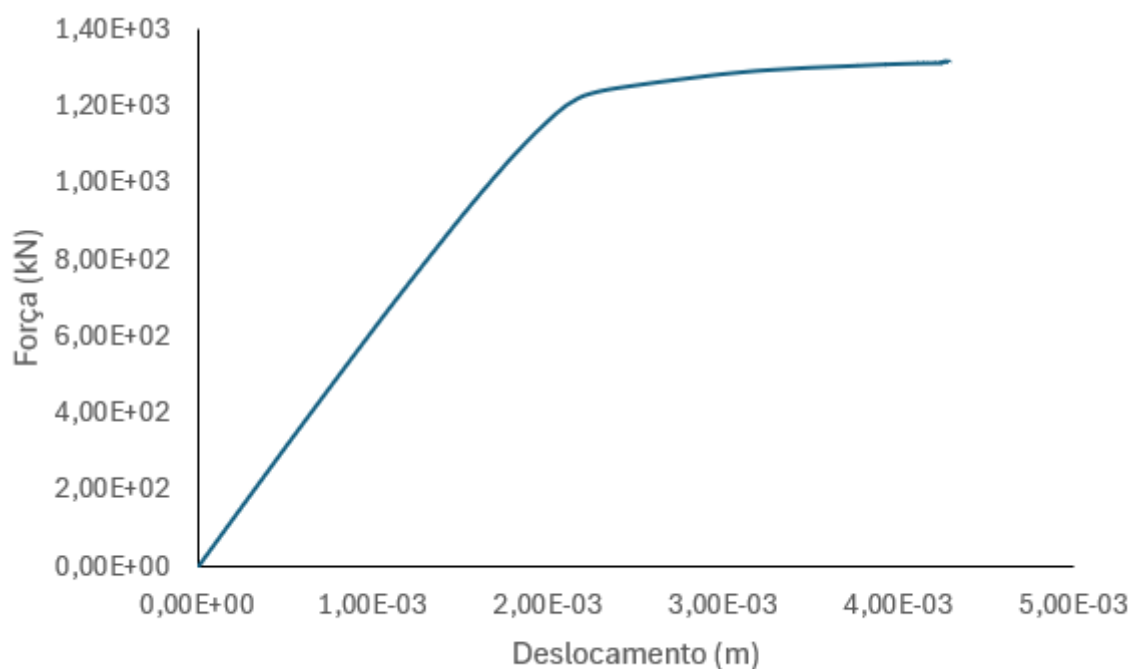


Figura 7 - Gráfico força versus deslocamento

Em seguida, é apresentado o cálculo analítico, que serve de referência para a validação do modelo numérico. A comparação foi efetuada com base na solução proposta por *Hirai* (2023), na qual a capacidade de resistência ao arrancamento é determinada a partir do equilíbrio limite das forças mobilizadas ao longo da saia e na base da âncora. Esta solução incorpora o confinamento do solo e a transferência de tensões laterais, que caracterizam o comportamento de materiais granulares em regime confinado.

Para garantir a consistência entre a formulação analítica e os resultados obtidos numericamente, foi necessário definir o coeficiente de pressão lateral K , uma vez que este parâmetro controla diretamente a mobilização de atrito ao longo da saia e está associado ao chamado "efeito silo". Este fenómeno é característico de materiais granulares confinados, em que parte do peso vertical do solo não é transmitido integralmente em profundidade, pois é parcialmente redistribuído pelas paredes laterais por mobilização de atrito. No caso de uma âncora de sucção em areia, este mecanismo contribui para uma evolução não linear das tensões verticais no interior e na vizinhança da saia, o que influencia diretamente a resistência ao arrancamento.

Inicialmente, foi adotado um valor K_0 igual a 0,5; no entanto, verificou-se que esta hipótese não conduziu aos resultados mais próximos do comportamento observado no modelo numérico, pelo que se recorreu a uma estimativa baseada na resposta do solo no PLAXIS.

Assim, o valor de K foi obtido a partir do campo de tensões efetivas resultante da análise numérica, tendo sido avaliadas as tensões efetivas horizontal e vertical (σ'_{xx} e σ'_{yy}), ao longo da profundidade, numa linha de pontos situada a 0,1 m da parede do caixão, permitindo reduzir a influência dos efeitos locais associados à interface e à discretização da malha. As medições iniciaram-se a 0,5 m de profundidade, evitando possíveis perturbações próximas da superfície, tendo sido considerados 50 pontos ao longo da parede do caixão.

Em cada ponto, o coeficiente foi determinado pela razão $K = \sigma'_{xx}/\sigma'_{yy}$. Posteriormente, calculou-se um valor médio representativo. Este procedimento conduziu a um valor médio de 0,56, que foi então adotado nos cálculos analíticos.

A utilização de um K médio obtido desta forma tem por base o efeito silo.

Através do valor K e do ângulo de atrito do solo é utilizada a expressão 14.

$$\mu = -\frac{4K \tan \delta}{D_i} \quad (14)$$

Este termo é responsável por descrever a redistribuição das tensões verticais para tensões laterais ao longo da profundidade. Posteriormente será utilizada a equação 15, obtendo assim a capacidade vertical da âncora.

$$V_t = \frac{\gamma' \pi D_i^3 (e^{\mu L} - 1)}{16K \tan \delta} + \frac{\gamma' \pi D_i^2 L}{4} + 0.5 \gamma' \pi D_e L^2 K \tan \delta + W_c \quad (15)$$

em que,

Di – Diâmetro interior (m)

De – Diâmetro exterior (m)

Wc – Peso submerso da âncora (kN)

L- Profundidade da saia (m)

Com os resultados numéricos e analíticos determinados, procede-se à quantificação do erro associado à validação do modelo. O erro foi calculado a partir da seguinte expressão:

$$Erro = \frac{|Resultado Analítico - Resultado Numérico|}{Resultado Analítico} \times 100 \quad (16)$$

Os resultados obtidos estão representados na tabela 5.

Tabela 5 - Erro entre equações e resultado do Plaxis 2D.

	Valor	Unidade
Resultado analítico	1292,86	KN
Resultado numérico	1306,27	KN
Erro	1,04	%

Como no estudo paramétrico que se descreve no capítulo 5 e 6 foi variado o ângulo de atrito, a capacidade de carga ao arrancamento também varia. Na Tabela 6 apresenta-se a influência do ângulo de atrito na capacidade de carga verificando-se que as diferenças são reduzidas.

Tabela 6 – Influência do ângulo de atrito na capacidade vertical da âncora

Ângulo de atrito interno(φ)	Força(kN)
31.03	1246,9
34.26	1286,5
36.8	1306,3

4.2 - MODELO NUMÉRICO COM CARGA CÍCLICA

Juntamente com a validação do modelo numérico através da comparação com soluções analíticas disponíveis na literatura, é igualmente importante avaliar a sua capacidade de reproduzir situações de carregamento mais complexas, nomeadamente aquelas que envolvem ações variáveis no tempo. Muitas estruturas geotécnicas, especialmente em ambiente offshore, estão sujeitas a cargas associadas a ondas, vento e correntes marítimas, pelo que a aplicação de cargas cíclicas assume uma maior relevância.

Para reforçar a validação do modelo numérico desenvolvido, recorreu-se ao tutorial do *PLAXIS 2D*, mais concretamente ao capítulo 11 do manual, que aborda a análise de uma sapata circular rígida submersa sujeita a carregamento cíclico, como pode ser observado nas seguintes figuras.

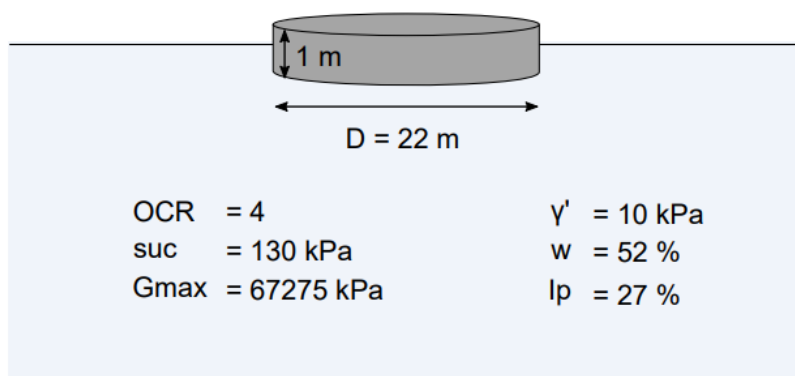


Figura 8 - Geometria do projeto (Bentley, 2026)

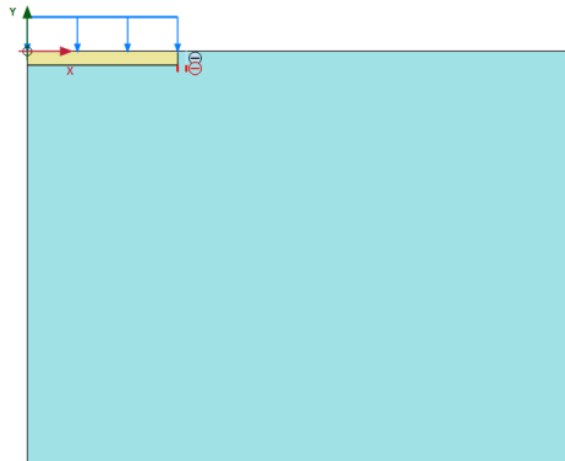


Figura 9 - Sapata representada no programa PLAXIS 2D (Bentley, 2026)

A sapata é analisada por meio de um modelo axissimétrico com 11 metros de raio. A fundação é colocada na superfície de uma camada de argila sobre consolidada, com o objetivo de calcular a sua capacidade de carga e rigidez verticais sob ações cíclicas representativas de tempestades. Partiu-se do princípio de que o comportamento resistente se verificaria em condições não drenadas, com uma resistência ao corte não drenada aproximadamente constante em profundidade ($s_u = 130 \text{ kPa}$).

A escolha deste tutorial como base de validação deve-se ao facto de o problema analisado envolver a aplicação de cargas cíclicas controladas, o que permite avaliar o comportamento do solo e da estrutura, bem como a acumulação de deformações ao longo do tempo.

Embora o exemplo apresentado no manual se refira a uma sapata superficial, os princípios fundamentais associados à modelação de carregamentos cíclicos e à resposta do solo podem ser diretamente transferidos para o estudo de âncoras de sucção.

Através do tutorial, é perceptível a importância de uma construção adequada da malha de elementos finitos, revelando-se determinante para a fiabilidade dos resultados obtidos. A definição da malha não é encarada como um processo automático, mas sim como uma decisão técnica que influencia a precisão do modelo. Evidencia-se a necessidade de refinar a malha nas zonas de maior concentração de tensões e deformações, mais propriamente na zona junto à fundação conforme se pode verificar na seguinte figura 10.

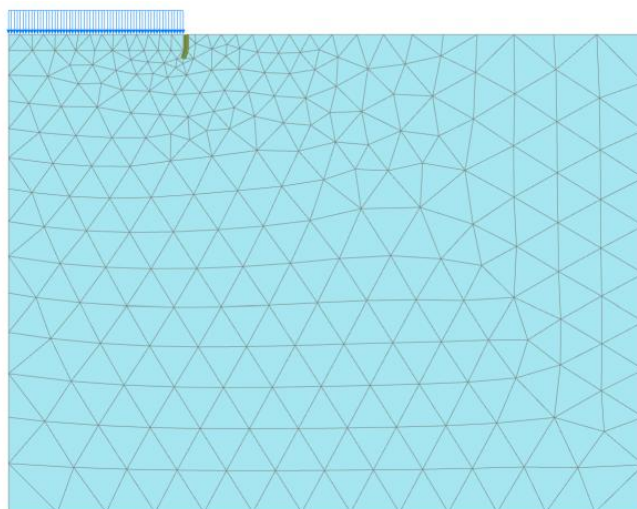


Figura 10- Malha utilizada no programa PLAXIS 2D (Bentley, 2026)

Nas zonas mais afastadas da estrutura, admite-se uma malha mais grossa, permitindo reduzir o esforço computacional sem comprometer a solução.

A definição criteriosa das fases de cálculo é essencial na compreensão do comportamento evolutivo do sistema solo-estrutura. O processo é estruturado em fases sequenciais, na primeira é estabelecido o estado de tensão no solo, garantindo as condições físicas iniciais. Segue-se a fase de instalação da fundação, na qual os elementos estruturais são ativados sem aplicação imediata do carregamento externo, permitindo assim avaliar a redistribuição das tensões resultantes da instalação da estrutura no solo. Posteriormente, é definida a fase do carregamento cíclico, através do modo dinâmico existente no programa de cálculo que permite a imposição de um carregamento variável de forma periódica ao longo do tempo. Esta fase permite observar a resposta do solo sob ações repetidas, nomeadamente a acumulação de deformações e a variação da resposta estrutural. O tutorial evidencia a necessidade da definição correta de parâmetros como o intervalo de tempo, a frequência e a amplitude de carga, uma vez que é aplicada uma carga harmónica. Todos os parâmetros foram retirados do manual do PLAXIS, estando apresentados na tabela 6.

Tabela 7- Parâmetros utilizados no modelo (Bentley, 2026)

Parâmetro	Valor	Unidade
Propriedades mecânicas		
Modelo de solo	UDCAM-S	(-)
tipo de drenagem	Não Drenado C	(-)
R_inter	0,5	kN/m2
Coeficiente de poisson(vu)	0,495	(-)
Peso volúmico saturado(γ_{sat})	10	kN/m3
Rigidez ao corte (G_{ur}/T^c)	420,4	(-)
Deformação de corte na rotura em compressão (γ_t^C)	6,431	%
Deformação de corte na rotura em extensão (γ_t^E)	7,873	%
Deformação de corte na rotura em corte simples (γ_t^{DSS})	11,97	%
Resistência degradada de referência em compressão (τ_{ref}^c)	149,7	(-)
Razão entre a resistência ao corte em compressão cíclica e compressão estática (τ^c/s_u^c)	1,152	(-)
Razão entre a resistência ao corte em extensão cíclica e compressão estática (τ^E/s_u^c)	0,6208	(-)
Razão entre a resistência ao corte em DSS cíclico e a resistência ao corte em compressão estática (τ^{DSS}/s_u^c)	0,7858	(-)
Propriedades da interface		
Determinação da resistência	Rígido	(-)
R_inter	1	(-)

Obtendo o seguinte gráfico de deslocamentos por fator de carga, exibido na seguinte Figura 11, exatamente igual ao do modelo.

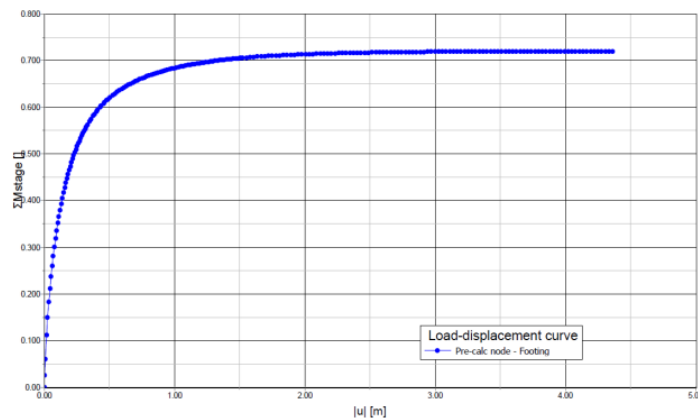


Figura 11- Total deslocamento por fator de carga

O objetivo da aplicação do tutorial não foi apenas reproduzir os resultados apresentados, mas serviu de consolidação da metodologia adotada no desenvolvimento do modelo numérico usado na presente dissertação. A correta definição da malha e das fases de cálculo demonstrou ser essencial para assegurar a estabilidade numérica, a coerência física dos resultados e a comparabilidade com soluções analíticas e dados da literatura. O tutorial foi fundamental para o processo de validação, reforçando a confiança na abordagem numérica utilizada, servindo de preparação e aprendizagem para a aplicação do modelo.

5.

Modelo numérico usado no Estudo Paramétrico

5.1 - INTRODUÇÃO

Após a validação com base em soluções analíticas e em exemplos de referência, é realizado um estudo paramétrico para avaliar a influência das principais opções de modelação e dos parâmetros geotécnicos na resposta da âncora de sucção. Neste capítulo, é definida a geometria do modelo numérico, a malha e tipo de elementos finitos, as interfaces e as condições de fronteira. Posteriormente, são definidos os parâmetros do solo e da âncora. É também descrito o procedimento de carregamento adotado, incluindo a aplicação de carga cíclica, reproduzindo condições mais próximas das ações variáveis no tempo, típicas do ambiente marítimo. Por fim, é apresentada a tabela com os casos analisados. Códigos programados na linguagem Python foram muito úteis para agilizar os vários cálculos numéricos desenvolvidos, nomeadamente para o estudo paramétrico. O código usado apresenta-se no anexo A.

5.2 - GEOMETRIA DO MODELO

A definição da geometria do modelo numérico é um passo determinante para o estudo paramétrico, condicionando diretamente a forma como o sistema solo-estrutura é representado e, consequentemente, a fiabilidade dos resultados obtidos. No caso das âncoras de sucção, a geometria apresenta simetria de revolução em torno do eixo vertical, pelo que a modelação no programa informático PLAXIS 2D pode ser realizada através de um modelo axissimétrico.

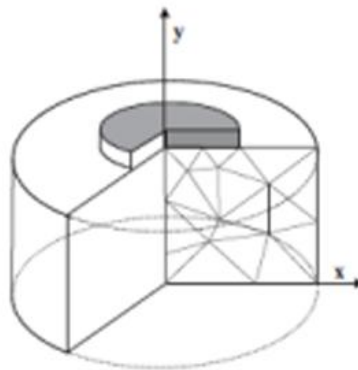


Figura 12-Problema axissimétrico (Bentley, 2026)

Consegue-se, assim, representar um problema tridimensional por meio de uma secção bidimensional. Esta idealização reduz significativamente o custo computacional, mantendo simultaneamente a capacidade de reproduzir os principais mecanismos de transferência de tensões e de mobilização da resistência ao longo da saia e da base da âncora.

Neste contexto, a forma da âncora foi definida por um cilindro com 1,5 metros de raio e 9 metros de comprimento, obtendo uma razão de esbelteza, L/D , de 3. A espessura da saia é 0,10 metros, sendo representada no modelo por um elemento estrutural cujas propriedades são definidas na fase de modelação estrutural. A aplicação da carga vertical é efetuada ao longo do eixo de simetria, no topo da âncora, garantindo coerência com a hipótese axissimétrica e permitindo avaliar a resposta global em termos de deslocamentos e de resistência mobilizada. Na figura 13 é representado um esquema de âncora de sucção.

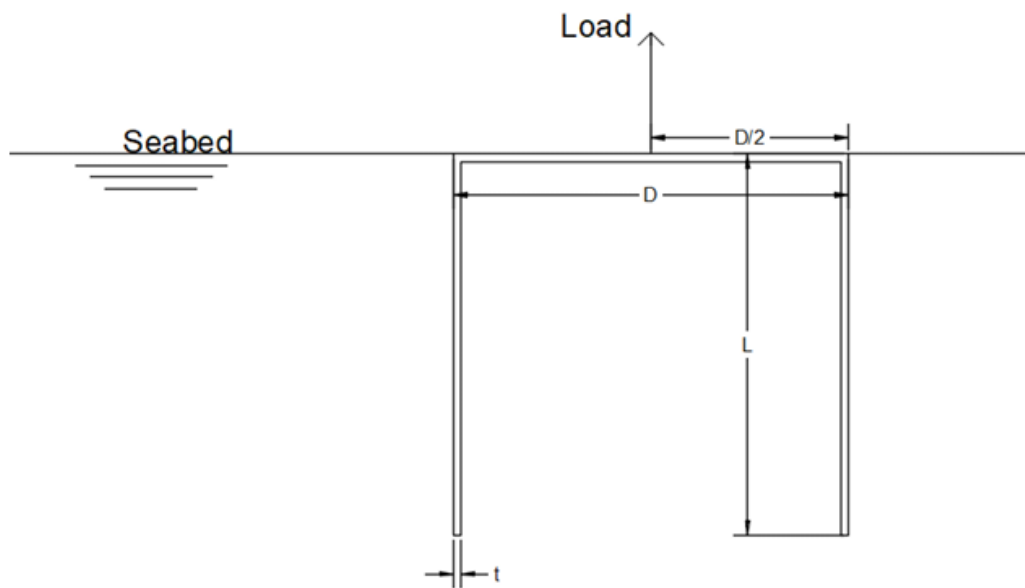


Figura 13 - Esquema da âncora de sucção, Hirai (2023).

Para limitar a influência das fronteiras na resposta do sistema solo-estrutura, o domínio do solo foi dimensionado de forma proporcional à geometria da âncora. Foi adotado um raio total de domínio igual a $5D$ da âncora e uma profundidade duas vezes superior à da âncora. Garantindo que a zona de plastificação e redistribuição de tensões permanece afastada das fronteiras do modelo. Na figura 14 é representado um esquema de âncora de sucção com os apoios e a distância à fronteira.

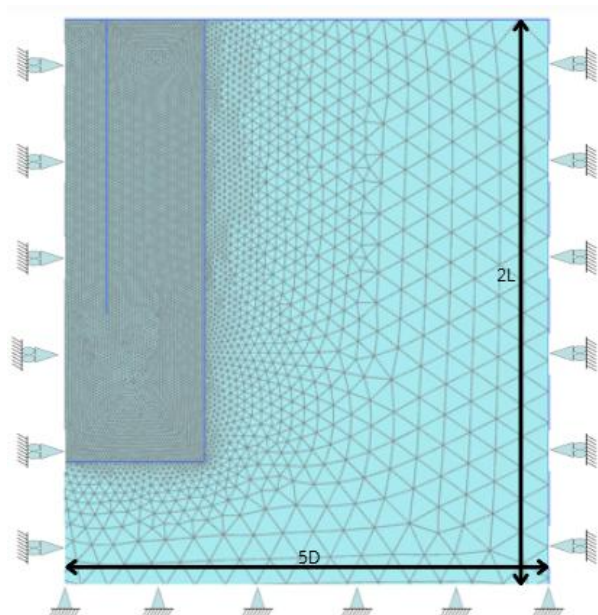


Figura 14 - Âncora de sucção com os apoios e distância à fronteira.

5.3 - DISCRETIZAÇÃO DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS

Definida a geometria da âncora, será agora estabelecido o domínio do solo e a discretização numérica, aspeto determinante para o equilíbrio entre o esforço computacional e a qualidade dos resultados. A capacidade do modelo representar gradientes acentuados de tensão e deformação depende diretamente do tipo de elementos finitos adotados, do nível de refinamento da malha e da forma como é modelada a interação solo-estrutura.

No presente estudo, a âncora de sucção e o maciço foram discretizados com o objetivo de equilibrar a precisão numérica com a eficiência computacional, sendo assegurada uma discretização suficiente na zona junto à saia, local onde se concentram as maiores variações de tensões e deslocamentos. Para assegurar esse efeito, foi criada uma zona de refinamento local em torno da âncora, enquanto as regiões mais afastadas foram representadas com uma malha progressivamente mais grossa, reduzindo o tempo de cálculo sem comprometer a resposta global do sistema. Note-se que, tratando-se de um cálculo dinâmico, o tempo de cálculo pode ser significativo. Como um dos objetivos deste trabalho era fazer um estudo paramétrico, a otimização da malha revelou-se determinante para a realização de todos os cálculos em tempo útil.

Com o objetivo de melhorar a resolução numérica na região de maior interesse, foi criado um *cluster* refinado em torno da âncora, possuindo uma extensão lateral na ordem de $3R$ e extensão vertical até cerca de $1.5L$ abaixo da ponta da saia, permitindo representar com maior detalhe a concentração de tensões junto à parede do caixão e a evolução dos deslocamentos na zona mobilizada durante o arrancamento, como se pode verificar na Figura 15.

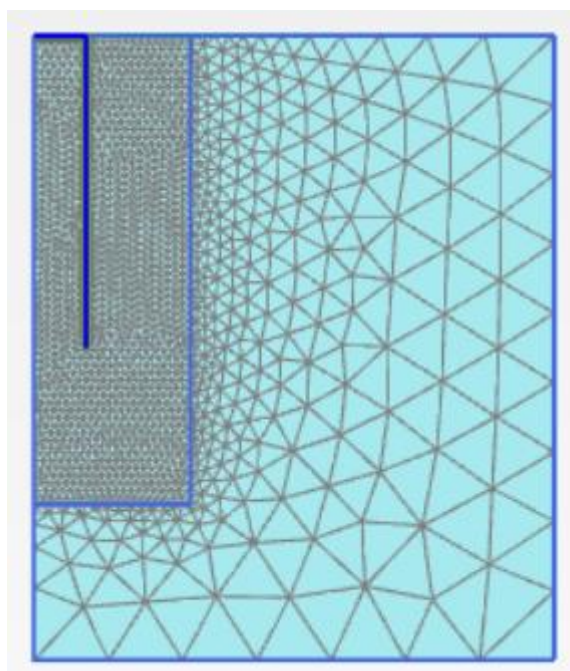


Figura 15- Representação da malha e *cluster*

A malha foi definida com refinamento mais elevado na vizinhança da âncora, com o objetivo de representar corretamente os elevados gradientes de tensão e deformação que se desenvolvem durante o carregamento. Fora do *cluster* a malha é mais grossa.

A parametrização do refinamento foi controlada através de fatores *de coarseness*, diferentes no interior e exterior do *cluster*. No interior do cluster foi imposto um refinamento elevado na ordem de grandeza de 0.1, já no exterior foi utilizado um refinamento mais reduzido com valores próximos de 1, assegurando uma transição gradual entre zonas.

O programa *PLAXIS 2D* permite diferentes formulações de elementos, desde elementos triangulares com 6 nós a elementos de 15 nós. Elementos de ordem superior tendem a representar melhor zonas curvas e gradientes elevados de tensões e deformações, mas aumentam o custo computacional, por outro lado, elementos de ordem inferior são mais rápidos, mas podem exigir refinamentos mais apertados para atingir o mesmo nível de precisão. Balanceando as opções, foram adotados elementos de 6 nós, revelando um compromisso adequado.

5.4 - INTERFACES SOLO-ESTRUTURA

Foram introduzidas interfaces ao longo dos elementos estruturais que modelam a saia do caixão, com o objetivo de representar adequadamente a interação entre a parede da âncora e o solo. A utilização das interfaces permite modelar o deslizamento relativo, a mobilização de atrito e a transferência de tensões tangenciais e normais na zona de contacto, aspetos fundamentais na avaliação da resistência ao arrancamento de uma âncora de sucção em solo granular.

As interfaces são aplicadas em ambos os lados do elemento estrutural (interface positiva e negativa), como se pode verificar na seguinte figura.

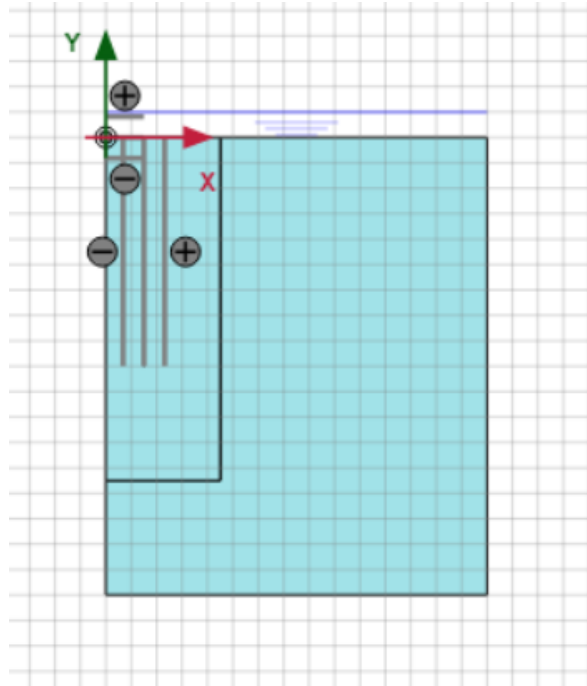


Figura 16-Modelo de referência com respetivas interfaces

As interfaces asseguram que o contacto solo-estrutura é representado de forma consistente ao longo de toda a parede da âncora. Esta opção é particularmente importante neste trabalho, uma vez que a resistência ao arrancamento depende significativamente do atrito mobilizado ao longo saia e da redistribuição do campo de tensões adjacente à interface. Esta resistência ao corte na interface é controlada no programa pelo parâmetro R_{inter} , no qual foi utilizado um valor de 0,8245. O R_{inter} foi obtido através da seguinte expressão para um ângulo de atrito solo-estrutura (δ) de 26.38°:

$$R_{inter} = \frac{\tan \delta}{\tan \varphi} \quad (17)$$

5.5 - CONDIÇÕES DE FRONTEIRA E NÍVEL FREÁTICO

A definição das condições de fronteira constitui um aspeto determinante na modelação numérica, uma vez que condiciona a forma como o domínio de solo se pode deformar, influenciando a resposta global do sistema solo-estrutura. Como referido atrás, o domínio foi definido com dimensões suficientemente extensas para reduzir a influência artificial das fronteiras, assegurando que o mecanismo resistente mobilizado pela âncora se desenvolve sem restrições numéricas indevidas.

As fronteiras laterais foram criadas com objetivo de restringir os deslocamentos na direção horizontal, permitindo a deformação vertical do maciço. Esta opção é particularmente importante no eixo de simetria do modelo axissimétrico uma vez que evita deslocamentos radiais que são impedidos no modelo 3D. Por sua vez, a base do modelo foi totalmente impedida de se deslocar, garantindo assim, uma condição de apoio estável e evitando movimentos do domínio.

Estas condições permitem que a deformação se concentre na região próxima da âncora, enquanto as zonas afastadas mantêm um comportamento compatível com um meio semi-infinito.

O nível freático foi definido 1 metro acima da superfície do solo, com o objetivo de representar a situação submersa. Esta configuração permite considerar o efeito da submersão no estado inicial de tensões, assim como, no comportamento resistente do solo. A adoção da lâmina de água acima da superfície do solo não tem apenas um carácter geométrico, mas também físico, uma vez que em condições offshore o solo encontra-se tipicamente saturado e submetido às pressões neutras associadas à coluna de água, sendo essencial garantir que o modelo reproduz este enquadramento de forma coerente. Note-se que as tensões efetivas não dependem da altura da coluna de água acima do fundo do mar, pelo que se usou apenas 1 m. A seguinte figura ilustra a aplicação no modelo.

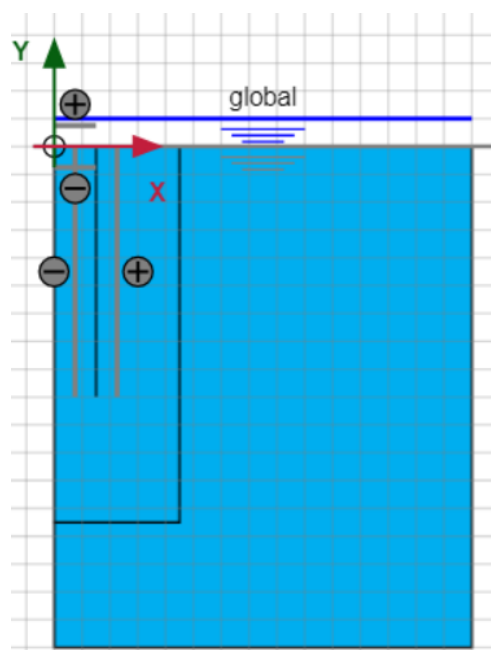


Figura 17- Modelo com linha de nível freático aplicado

5.6 - MODELAÇÃO NUMÉRICA DO SOLO E ÂNCORA

5.6.1 - PARÂMETROS DO SOLO

A modelação do solo foi realizada com o modelo constitutivo *Hardening soil* (HS), que permite representar a rigidez de forma dependente do nível de tensão e descrever uma relação tensão-deformação não linear, aspetos que são relevantes quando se pretende comparar diferentes níveis de carregamento e avaliar a evolução da resposta para diferentes combinações de parâmetros geotécnicos. Ao contrário de outros modelos elastoplásticos, o HS não recorre apenas a um único módulo elástico constante, distinguindo diferentes módulos de rigidez consoante o tipo de sollicitação e trajetória de carregamento. O modelo utiliza o módulo secante E_{50} para descrever a rigidez mobilizada em carregamento monotónico (definido para 50% da tensão desviadora de rotura) – Figura 18.

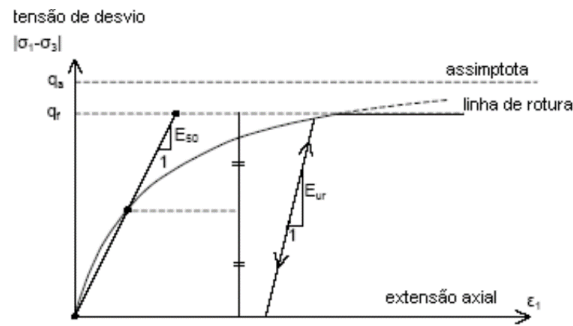


Figura 18 - Interpretação do módulo E_{50} no modelo Hardening Soil

O módulo E_{oed} representa a rigidez em compressão unidimensional e o módulo E_{ur} caracteriza a resposta em descarga/recarga, tipicamente mais rígida do que em carregamento. Na seguinte Figura 19 é feita a distinção entre E_{50} , E_{oed} e E_{ur} no modelo Hardening Soil.

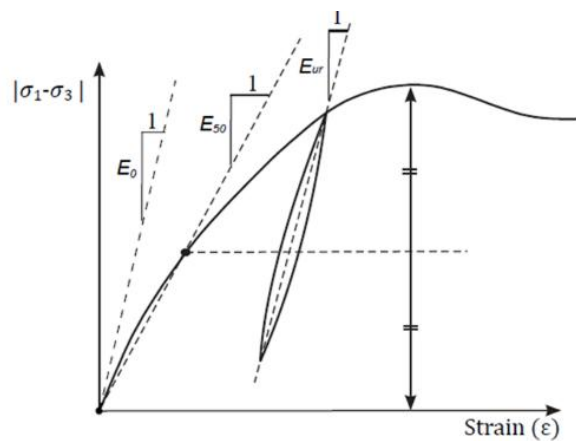


Figura 19 - Distinção entre E_{50} , E_{oed} e E_{ur} no modelo Hardening Soil.

Esta distinção permite reproduzir de forma mais realista a redução progressiva da rigidez com o aumento da deformação, tornando o HS adequado para a simulação da resposta do solo em diferentes fases de carregamento.

No modelo utilizado foi adotado um comportamento drenado, tendo ainda sido considerada uma coesão residual muito reduzida, de modo a evitar instabilidades numéricas associadas a um solo estritamente não coesivo.

Os parâmetros de base do HS adoptados neste estudo foram os descritos por Renzo (2025) resumindo-se na tabela 6.

Tabela 8- Parâmetros do solo utilizados no modelo de referência

Parâmetro	Valor	Unidade
Propriedades mecânicas		
Modelo de solo	Hardening Soil (HS)	(-)
tipo de drenagem	Drenado	(-)
Coesão (c)	0,5	kN/m ²
Coeficiente de poisson (v)	0,3	(-)
Peso volúmico saturado (γ_{sat})	19,81	kN/m ³
E_{ur}^{ref}	60000	kN/m ²
E_{oed}^{ref}	20000	kN/m ²
E_{50}^{ref}	20000	kN/m ²
Dependência da rigidez com a tensão(m)	0,5	(-)
Ângulo de dilatância (ψ)	0	°
Ângulo de atrito interno (ϕ)	31,03	°
Índice de vazios inicial (e_{init})	0,62	(-)
Índice de vazios mínimo (e_{min})	0,35	(-)
Índice de vazios máximo (e_{max})	0,8	(-)
Coeficiente de impulso em repouso (k_0)	0,5	(-)
Propriedades da interface		
Determinação da resistência	Manual	(-)
R_{inter}	0,8245	(-)
Espessura da interface	0,1	m

A densidade relativa (D_r) é um parâmetro característico dos solos granulares, que quantifica o estado de compactação da areia ao comparar o índice de vazios com os valores limite mínimo e máximo do

material em questão. No presente estudo, a densidade relativa foi adotada como variável paramétrica, uma vez que permite introduzir, diferentes condições de resistência do solo arenoso.

Tendo em conta que a densidade do solo afeta significativamente a resistência de pico de um solo granular (Matos Fernandes, 2015), o ângulo de atrito foi relacionado com a densidade relativa (D_r), segundo a expressão 18 (Cheng 2021):

$$\phi' = 16Dr^2 + 0.17Dr + 28.4 \quad (18)$$

Esta relação permite introduzir de forma direta o efeito do estado do material granular, uma vez que solos mais densos tendem a mobilizar maiores ângulos de atrito, possuindo maior capacidade resistente.

O ângulo de atrito na interface solo-âncora, δ , é então obtido a partir de R_{inter} e do ângulo de atrito interno do solo, ϕ' , através da seguinte expressão:

$$R_{inter} = \frac{\tan \delta}{\tan \phi'} \rightarrow \delta = \arctan (R_{inter} \tan \phi') \quad (19)$$

Desta forma, quando o ϕ' varia por causa da densidade relativa, δ acompanha essa variação, garantindo assim que a mobilização do atrito na interface se mantém fisicamente compatível com a resistência do solo. O confinamento lateral pode ser introduzido através de um coeficiente de impulso. Como referência foi utilizada a expressão de *Jaky* para o estado de repouso:

$$K_0 = 1 - \sin \phi' \quad (20)$$

No presente estudo paramétrico o valor de K_0 utilizado foi de 0,5.

5.6.2 - PARÂMETROS DA ÂNCORA

A âncora de sucção foi representada como um elemento estrutural rígido (elemento viga), com propriedades definidas de modo a garantir uma elevada rigidez em comparação com o solo e a evitar deformações estruturais artificiais. A sua caracterização pode ser feita a partir do módulo de elasticidade E do material e da espessura t , permitindo calcular diretamente as grandezas estruturais equivalentes através das seguintes expressões:

$$EA = E t b \quad (21)$$

$$EI = E b \frac{t^3}{12} \quad (22)$$

Onde b é a largura unitária adotada na representação 2D, ou seja, b será igual a 1.

Na seguinte tabela serão apresentados os parâmetros utilizados na modelação da âncora.

Tabela 9- Parâmetros da âncora utilizados no modelo de referência

Parametro	Valor	Unidade
Geral		
Tipo de material	Elástico	(-)
Peso volúmico	6,869	kN/m/m
Propriedades mecânicas		
Isotrópico	verdade	(-)
EA	210×10^{11}	kN/m
EI	$17,5 \times 10^9$	kNm ² /m

O peso volúmico do aço foi estabelecido através da seguinte expressão:

$$W_{aço} = \lambda'_{aço} \times t \quad (23)$$

em que:

$W_{aço}$ - Peso do aço por metro [kN/m]

$\lambda'_{aço}$ - Peso volúmico do aço = $78.5 \text{ [kN/m}^3\text{]}$

T – Espessura = 0.1m

5.7 - CARGA APLICADA

A força utilizada para definir o carregamento vertical aplicado no topo da âncora foi definida como $F(t) = 200 \text{ kN}$, representando cerca de um quinto da carga máxima obtida pela avaliação da capacidade de carga na secção 4.1 com a formulação de Hirai (2018) para um ângulo de atrito de $31,03^\circ$ e

razão de esbelteza de 3. A força aplicada foi constante em todos os cálculos analisados apesar da capacidade de carga da âncora variar com a densidade relativa e com a esbelteza da âncora, como se mostra na Tabela a 6. Ou seja, a carga aplicada não representa um quinto da carga máxima em todos os casos, embora as diferenças sejam pequenas. Em termos físicos, esta força corresponde ao esforço axial mobilizado no cabo de amarração, transferido para o conjunto solo-âncora, sendo a componente cíclica responsável por simular as oscilações de esforço induzidas pela variabilidade temporal do estado do mar.

Para incorporar este efeito no modelo numérico, foi utilizado um multiplicador de carga harmónico (sinusoidal) no PLAXIS 2D, aplicado diretamente à força de referência. Deste modo, a força imposta ao longo do tempo pode ser representada por:

$$F(t) = F_{ref} \times M(t) \quad (24)$$

$M(t)$ representa o multiplicador dinâmico definido no programa. O sinal harmónico é definido pela seguinte expressão:

$$M(t) = A \sin(2\pi ft + \varphi) \quad (25)$$

Onde A representa a amplitude do multiplicador, f a frequência e φ a fase. A evolução temporal da força aplicada é controlada pelo nível base de referência F_{ref} , a intensidade relativa de oscilação ($A=2$), assim como pela escala temporal do fenómeno ($f=0,1\text{hz}$). A fase utilizada foi 180. É importante referir que o modelo foi corrido para 30 segundos, por limitação de tempo de cálculo.

A utilização da força sinusoidal permite reproduzir o carácter repetido das solicitações em ambiente marítimo, sendo fundamental para analisar a resposta do sistema a ações cíclicas e avaliar fenómenos como a acumulação de deslocamentos e a evolução progressiva do estado de tensões no solo adjacente à âncora. Na seguinte Figura será apresentado um gráfico de representativo da carga.

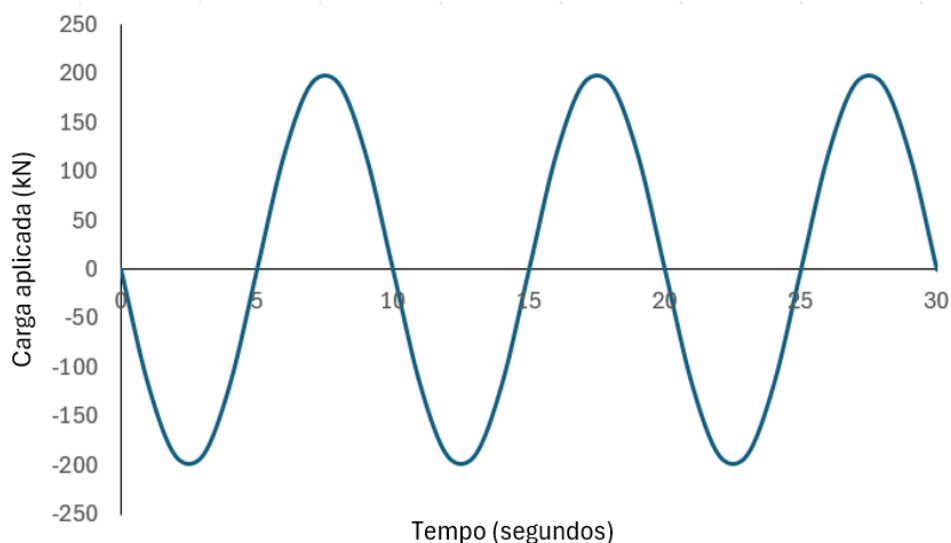


Figura 20 – Gráfico da carga aplicada no topo da âncora.

5.8 - VARIÁVEIS DO ESTUDO PARAMÉTRICO

Nesta secção serão apresentados os diferentes cenários analisados no estudo paramétrico, com o objetivo de avaliar de forma sistemática a influência das principais variáveis na resposta da âncora de sucção. A lógica adotada consiste em partir de um caso base, considerado representativo, e introduzir variações controladas de parâmetros individuais, de modo a identificar tendências e quantificar a sensibilidade do sistema. O cálculo base utilizado foi em condições drenadas, porém realizou-se um teste para condição não drenada

As simulações numéricas foram realizadas para observar alterações nos deslocamentos do solo e da âncora sob carregamento cíclico.

Para o efeito, foram considerados diferentes valores de densidade relativa do solo (D_r), que refletem níveis distintos de compactação e, consequentemente, diferentes condições de resistência. Em simultâneo, variou-se a razão L/D , que representa a esbelteza da âncora e condiciona diretamente a mobilização do atrito ao longo da saia para o mecanismo de resistência.

Adicionalmente, foi incluída a variação do parâmetro E_{50ref} , módulo de deformabilidade secante a 50% da carga de rotura, de modo a avaliar a influência da deformabilidade do solo na resposta global do sistema, visto que este parâmetro controla as deformações no solo para um dado carregamento. A frequência foi também variada, de modo a analisar a forma como a característica temporal da carga afeta a evolução da resposta, nomeadamente a acumulação de deformações e a estabilização do comportamento com o número de ciclos. O módulo de deformabilidade foi variado independentemente da densidade relativa apesar de se saber que a densidade do solo afeta a rigidez do mesmo.

Por conseguinte, o conjunto de casos definido assegura uma cobertura abrangente das variáveis mais relevantes para o problema em estudo, permitindo comparar diretamente cenários com diferentes combinações de compactação, geometria, rigidez e condições de carregamento, fornecendo uma base consistente para interpretar a resposta da âncora. Os diferentes casos de estudo estão resumidos na tabela 8.

Tabela 10- Diferentes casos de estudo (Nota: a azul está representado o caso base, que serviu de referência para as restantes variações):

Densidade relativa	Esbelteza	E_{50ref} (Mpa)	Frequência(Hz)
0,4	3	20	0,1
0,6	3	20	0,1
0,8	3	20	0,1
0,4	5	20	0,1
0,4	6	20	0,1
0,4	3	40	0,1
0,4	3	80	0,1
0,4	3	20	1
0,4	3	20	2

6.

RESULTADOS

6.1 - INTRODUÇÃO

Neste capítulo, são apresentados os resultados das simulações numéricas realizadas no âmbito do estudo paramétrico. Inicialmente, é analisado o modelo base de referência, com vista a caracterizar a resposta base do sistema solo-âncora e a identificar os principais mecanismos mobilizados durante o carregamento. Para esse efeito, são apresentados os deslocamentos obtidos, bem como a evolução das deformações de cisalhamento e a distribuição dos pontos plásticos, o que permite interpretar a zona de influência da âncora e a formação do mecanismo de deformação no solo.

Em seguida, o modelo base é comparado com os restantes casos de estudo, de modo a avaliar de forma consistente o impacto das variações introduzidas (geometria, parâmetros do solo e características do carregamento) na resposta global do sistema. Os resultados são apresentados de forma a facilitar a comparação entre cenários, evidenciando as alterações observadas dos deslocamentos no topo da âncora.

6.2 - RESULTADOS DO CÁLCULO BASE

6.2.1 - RESULTADOS DA FASE INSTALAÇÃO DA ÂNCORA

A fase de instalação define o estado inicial do sistema solo-âncora, a partir do qual são efetuadas todas as análises subsequentes. Nos problemas geotécnicos, a resposta ao carregamento não depende apenas das propriedades do solo e da geometria da estrutura. Depende também do campo de tensões e deformações existentes assim como das condições de contacto entre o solo e a estrutura. A análise desta fase permite compreender como o modelo evolui desde o estado geostático até à ativação da âncora no domínio, ficando esta pronta para receber carregamentos cíclicos.

No caso das âncoras de sucção, a resistência ao arrancamento está estreitamente relacionada com o confinamento do solo junto à saia. Nesta fase, a instalação é representada numericamente através da ativação da estrutura e das interfaces. Este procedimento possibilita a acomodação do solo e a redistribuição inicial das tensões em torno da âncora. Infelizmente, o processo físico de instalação da âncora por sucção não é simulado neste trabalho.

De seguida, serão apresentados os deslocamentos obtidos nesta fase. Serão também analisadas as deformações de corte e os pontos plásticos. O objetivo é determinar a zona de influência da âncora. Pretende-se também verificar se as deformações permanecem concentradas junto à saia.

A Figura 21 mostra o campo de deslocamentos totais obtido durante a instalação da âncora. Verifica-se que os deslocamentos se concentram sobretudo dentro da âncora, diminuindo progressivamente à

medida que se afasta do elemento estrutural. Tal indica que a perturbação induzida pela instalação é predominantemente local e limitada à zona de influência próxima da âncora.

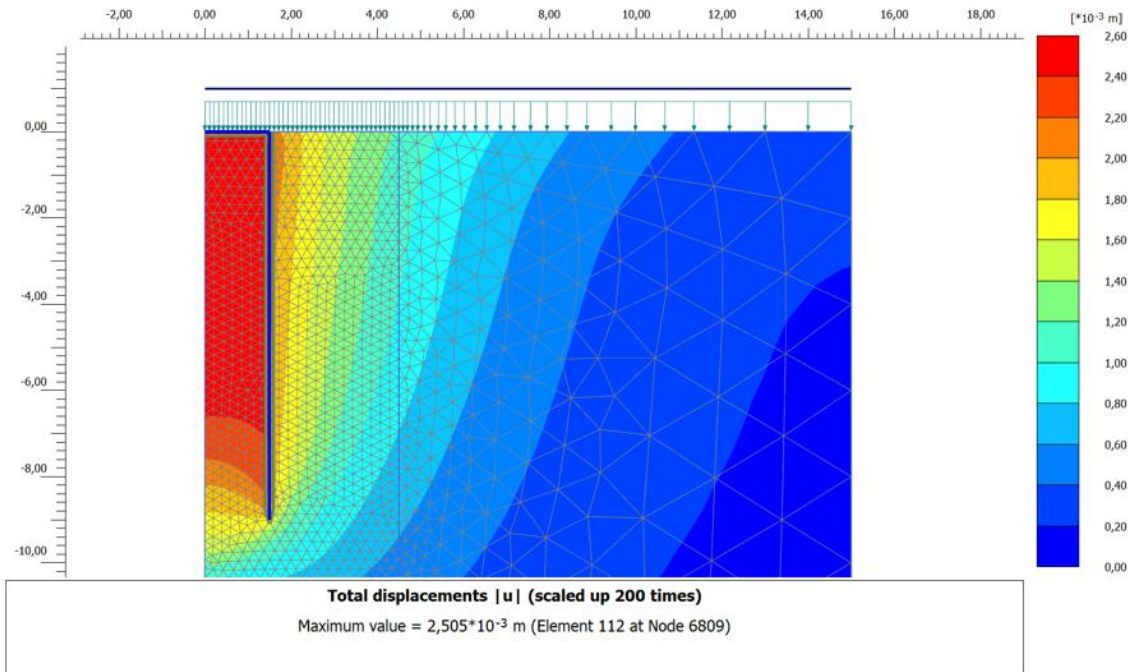


Figura 21 - Deslocamentos observados na fase de instalação da âncora.

O valor máximo registado é de cerca de 2,5 mm, o que é compatível com uma fase de instalação controlada, antes da aplicação do carregamento principal de arrancamento.

É de notar os excessos de pressão neutra foram nulos para a presente fase.

Como se pode observar na figura 22 não existem pontos plásticos na fase de instalação da âncora.

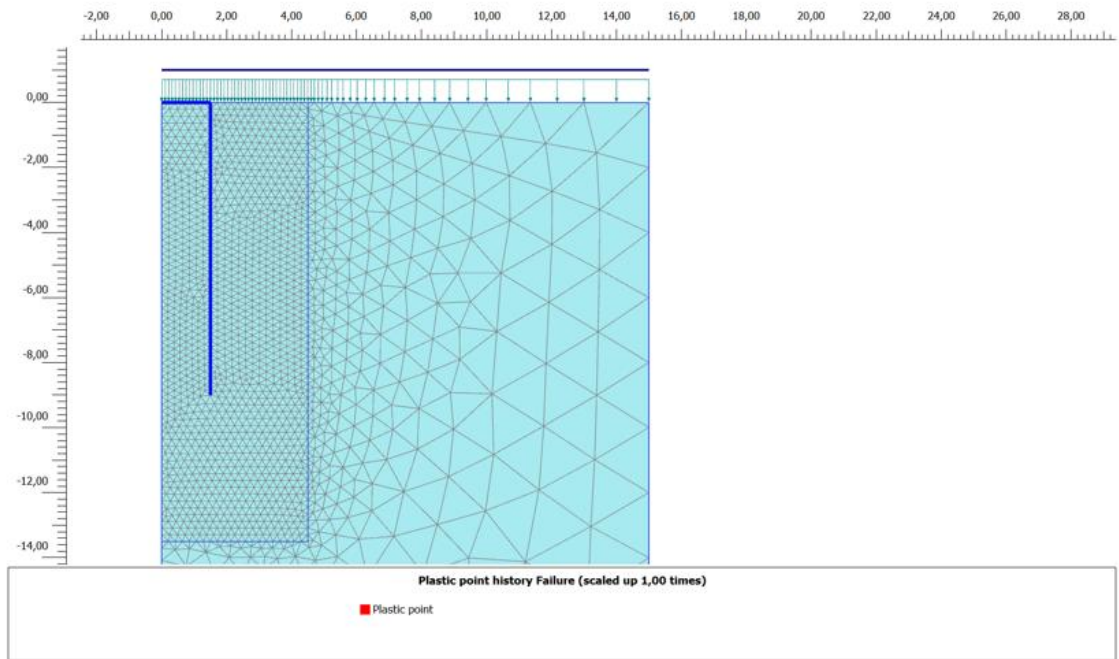


Figura 22 - *Plastic Points* na fase de instalação da âncora

Na Figura 23 iremos analisar as deformações distorcionais.

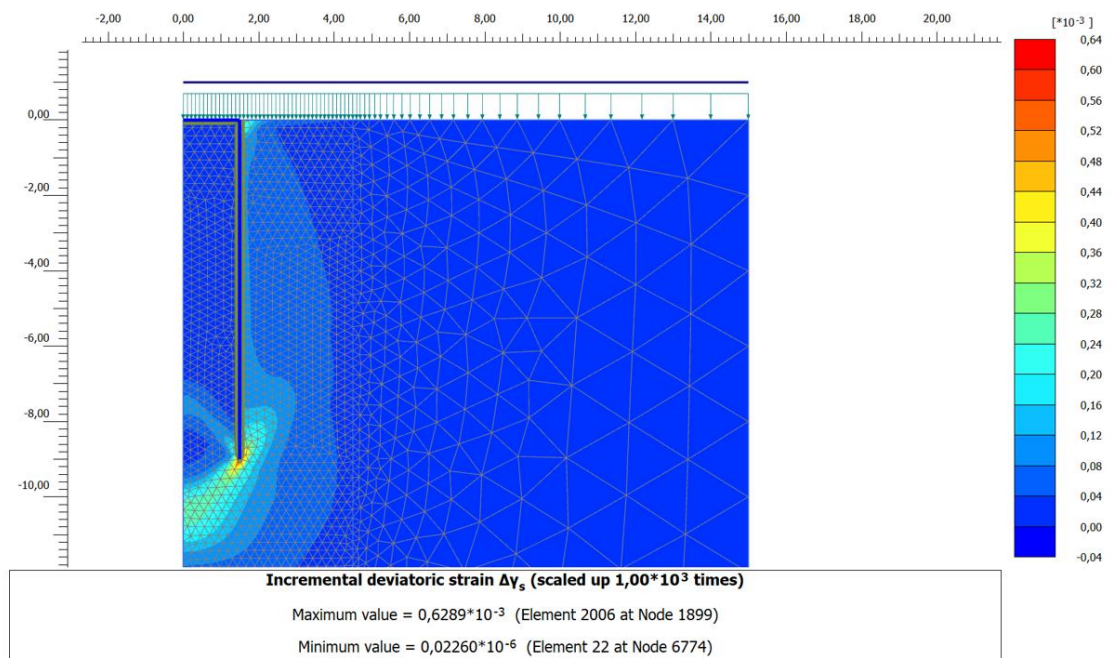


Figura 23 - Deformações distorcionais para a fase de instalação da âncora

Através da Figura 23 conseguimos identificar as zonas onde ocorreu a maior variação de deformação. Este tipo de representação é particularmente útil para interpretar o mecanismo de mobilização do solo e

localizar a região onde se inicia a resposta não linear mais significativa. Observa-se que os valores mais elevados de deformação se concentram na proximidade da âncora, com ênfase para a zona junto à ponta da saia.

6.2.2 - RESULTADOS SOB CARREGAMENTO CÍCLICO

A Figura 24 apresenta o campo de deslocamentos totais, obtido durante o carregamento cíclico no instante $t = 30$ s, sendo a deformada representada com um fator de escala 50 para facilitar a visualização.

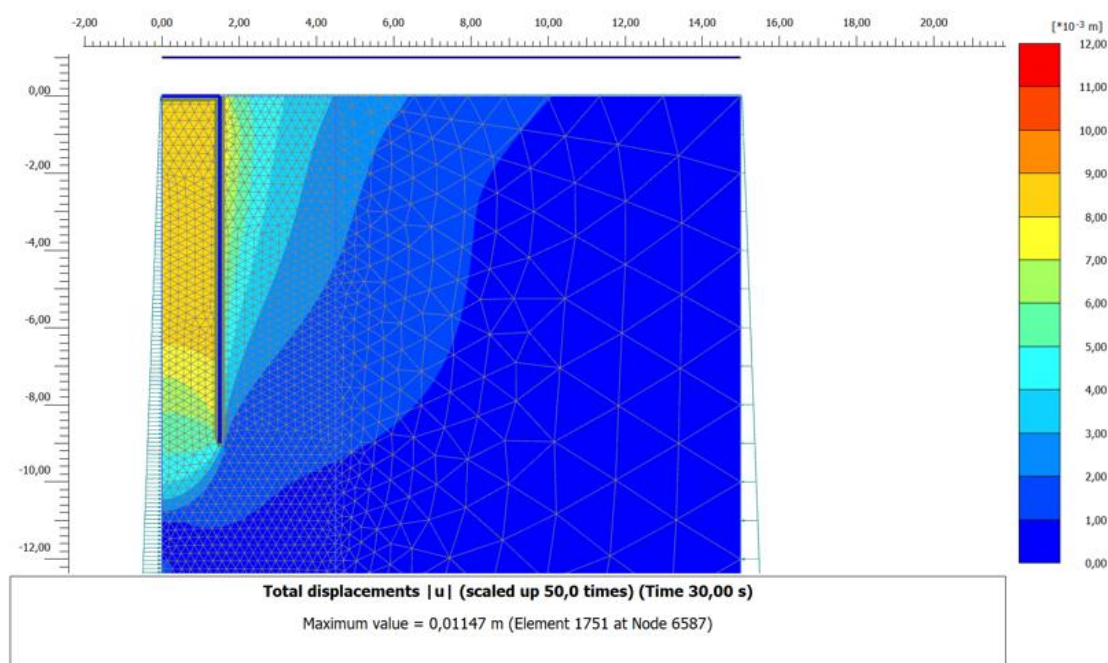


Figura 24 – Deslocamentos observados sob carregamento cíclico

Verifica-se, mais uma vez, que os deslocamentos se concentram sobretudo dentro âncora, com maior intensidade junto à saia e na zona de contacto entre o solo e a estrutura, diminuindo progressivamente com a distância. Este padrão confirma que a resposta ao carregamento permanece predominantemente local, estando associada à mobilização de deformações na vizinhança imediata da estrutura.

O valor máximo registado é de cerca de 11,5 milímetros, sendo que o sistema já mobilizou deslocamentos significativamente superiores aos observados na fase de instalação. A distribuição espacial sugere que a propagação dos deslocamentos ocorre principalmente ao longo de uma zona inclinada a partir da região inferior da âncora até à superfície, o que é compatível com a formação de uma região de deformação preferencial induzida pelo carregamento vertical. A Figura 16 fornece uma primeira indicação da zona de influência da carga cíclica.

A Figura 24 mostra a evolução do deslocamento no topo/centro da âncora ao longo do tempo durante o carregamento cíclico. É de notar que os deslocamentos foram retirados no centro da âncora. Observa-se uma resposta periódica, coerente com a natureza harmónica da força aplicada. a resposta torna-se oscilante de forma estável, sem variações abruptas de amplitude entre ciclos. Os deslocamentos possuem valores máximos próximos dos 12 mm. A coerência entre os valores máximos observados na Figura 23 e o valor máximo identificado na Figura 24 reforça a consistência dos resultados obtidos, uma vez que ambos refletem a mesma ordem de grandeza da deformação mobilizada no sistema ao fim do período analisado. Os deslocamentos totais do solo e da âncora são idênticos.

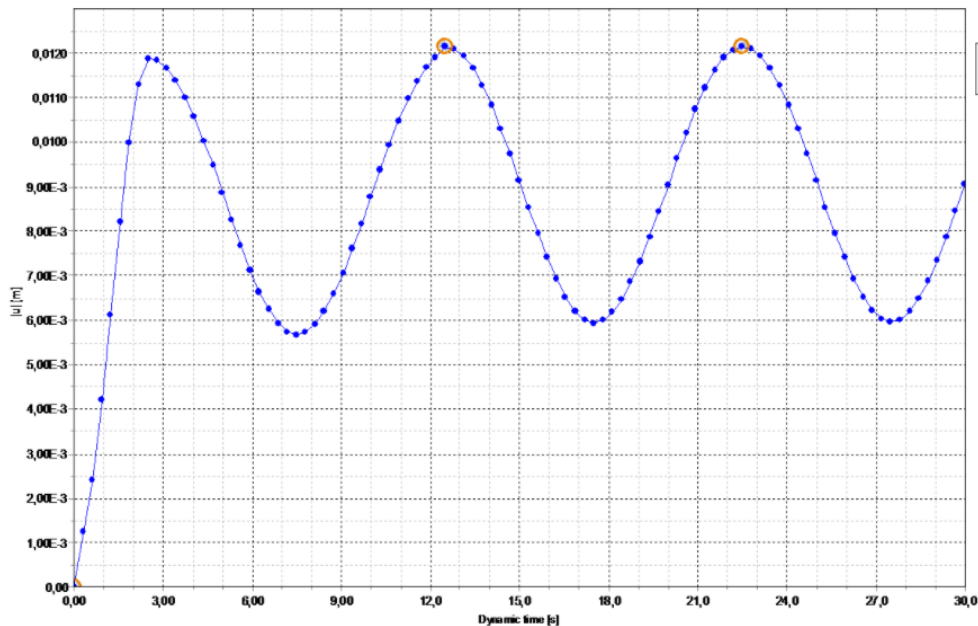


Figura 25 – Deslocamentos totais observados no topo da âncora

A Figura 26 apresenta a distribuição de *plastic points* no instante considerado. Estes pontos identificam regiões onde o critério de plastificação foi atingido localmente, fornecendo indicação sobre a existência de deformações irreversíveis. A distribuição observada não é generalizada no domínio, mantendo-se essencialmente localizada, o que é compatível com uma resposta dominada por mecanismos locais junto à âncora e sem evidência de rotura global do maciço no instante analisado.

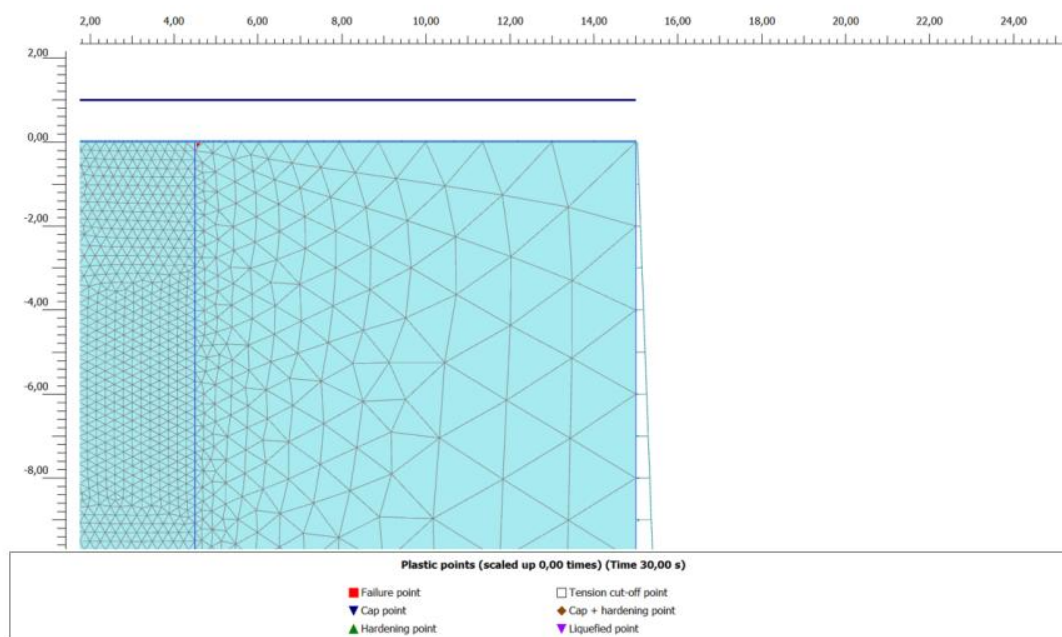


Figura 26 – *Plastic Points* com âncora sob carregamento cíclico

A Figura 26 apresenta a distribuição da deformação distorcional γ_s , no instante $t = 30$ s, durante a fase de carregamento cíclico. Observa-se que os valores de γ_s permanecem reduzidos na maior parte do domínio, aumentando de forma localizada na proximidade da âncora. Verifica-se uma concentração mais evidente junto à ponta da saia, região onde o gradiente de tensões é mais elevado e onde a interação solo–estrutura conduz a uma maior mobilização da resistência ao corte. Assim, o mecanismo de deformação tende a iniciar-se e a intensificar-se em profundidade, junto à extremidade inferior da saia, onde se desenvolvem maiores concentrações de deformação e se estabiliza a transferência de tensões laterais ao longo da parede.

A ausência de uma zona extensa com deformações elevadas sugere que o comportamento observado é dominado por uma resposta local do solo, sem evidência de um mecanismo de rotura global a envolver grande parte do maciço. Isto deve-se ao facto de a carga cíclica aplicada ser modesta relativamente à carga de rotura. Deste modo, a Figura 27 complementa a análise dos deslocamentos, fornecendo uma indicação clara de onde a deformação se acumula durante o carregamento cíclico.

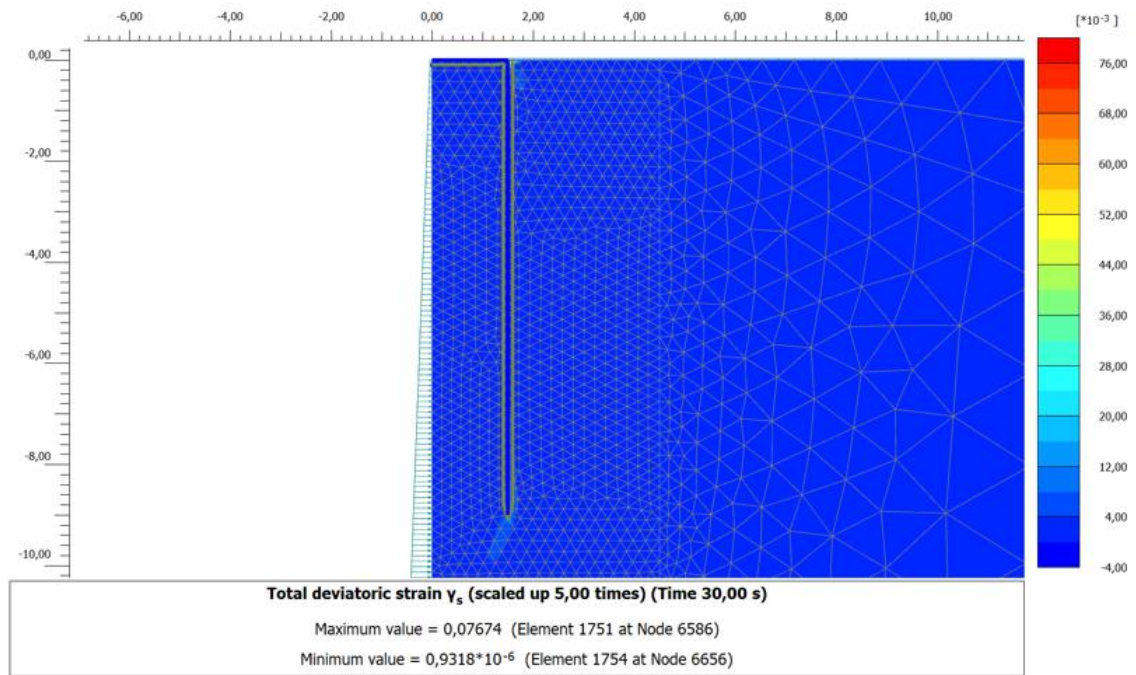


Figura 27 – Deformações distorcionais sob o carregamento cíclico

A Figura 28 apresenta a trajetória de tensões no plano $p'-q$, juntamente com a reta de rotura definida a partir do ângulo de atrito do solo. A reta laranja representa o limite resistente teórico do material, enquanto a trajetória azul corresponde à evolução do estado de tensões durante o carregamento cíclico. Verifica-se que o caminho de tensões permanece abaixo da reta de rotura ao longo de toda a análise, indicando que, para o caso estudado, o solo não atinge a condição de rotura, embora ocorra mobilização significativa de tensões desviadoras e variação cíclica do estado tensional.

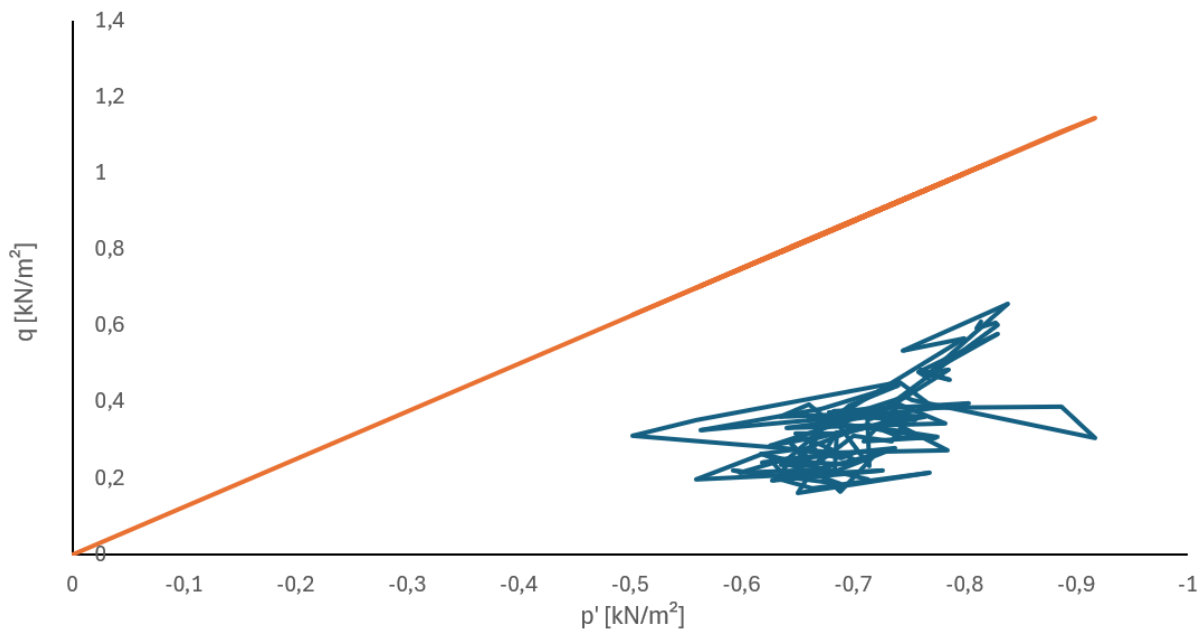


Figura 28 - Percurso de tensões no plano $p'-q$, a laranja a reta de rotura definida através do ângulo de atrito.

6.3 - GRÁFICOS COMPARATIVOS ENTRE DIFERENTES MODELOS

6.3.1 - INTRODUÇÃO

Nesta secção será realizada uma análise comparativa dos resultados do estudo paramétrico, tendo como referência o caso base. O objetivo é avaliar a resposta da âncora às variações introduzidas pelos diferentes parâmetros. Para garantir consistência na comparação, cada parâmetro foi variado isoladamente, permitindo identificar tendências e quantificar a influência individual de cada variável. Como referido na secção 4.7 foi analisada a influência:

- Da densidade relativa do solo associada ao ângulo de atrito do solo;
- Da esbelteza da âncora variando o seu comprimento enquanto o diâmetro ficou constante;
- Do módulo de deformabilidade do solo através do módulo E_{50}^{ref} ;
- Da frequência da aplicação da carga cíclica.

Os gráficos seguintes sintetizam os deslocamentos totais máximos obtidos no topo da âncora para os vários casos analisados. Sendo que o deslocamento a cada ciclo se mantém aproximadamente constante em todos os casos analisados com exceção da variação da frequência como explicado abaixo. O objetivo é verificar quais os parâmetros que condicionam mais a resposta global do solo e da âncora sob carregamento cíclico, servindo de base para a discussão final e para a comparação entre casos no âmbito do presente trabalho.

6.3.2 - INFLUENCIA DA DENSIDADE RELATIVA

No gráfico da Figura 28, observa-se uma tendência clara na redução do deslocamento máximo total à medida que a densidade relativa aumenta. Para $Dr = 0,4$, o deslocamento registado é 12,22 mm, diminuindo para 8,33 mm em $Dr = 0,6$ e atingindo 6,51 mm em $Dr = 0,8$. Isto corresponde a uma redução aproximada de 32% entre $Dr = 0,4$ e $Dr = 0,6$, e de cerca de 47% entre $Dr = 0,4$ e $Dr = 0,8$.

Este comportamento é coerente com o esperado para solos granulares. O aumento da Dr conduz a um acréscimo do ângulo de atrito efetivo ϕ' , o que se reflete numa maior resistência ao cisalhamento e numa maior capacidade de mobilização de atrito na interface solo-âncora. Consequentemente, para o mesmo carregamento cíclico, o sistema necessita de menores deslocamentos para equilibrar a solicitação aplicada. A diminuição progressiva do deslocamento com o aumento da Dr sugere que a compacidade do solo é um dos parâmetros mais influentes no comportamento da âncora, fortalecendo a importância de caracterizar adequadamente o estado de compacidade do solo quando se pretende estimar os deslocamentos das fundações offshore.

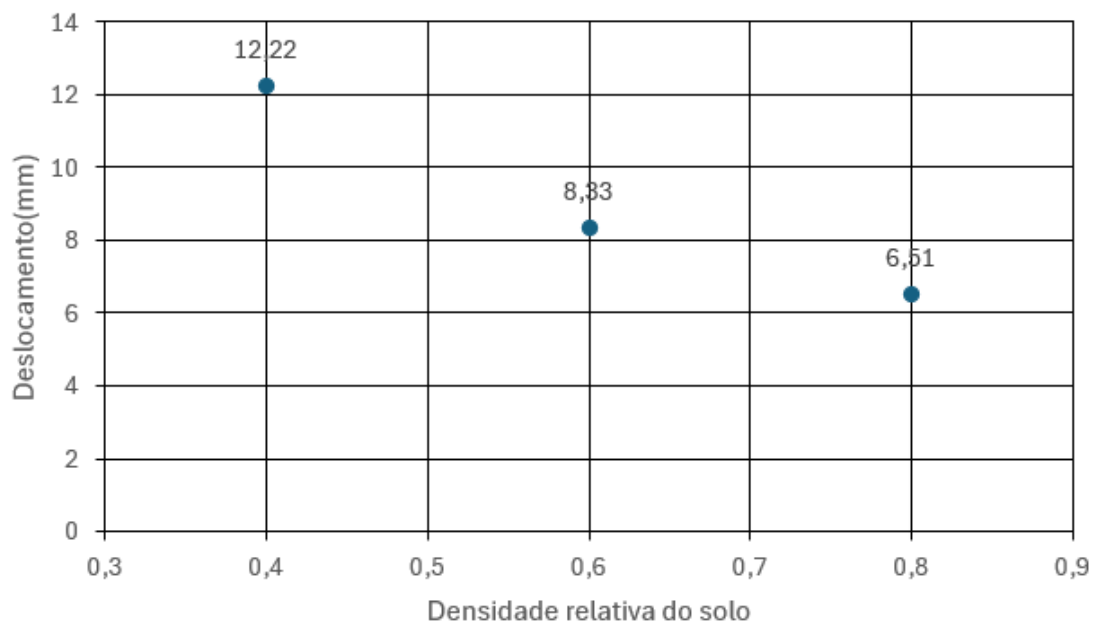


Figura 29 – Gráfico comparativo variando a densidade relativa do solo

O efeito observado para a densidade relativa está de acordo com Roy et al. (2024), que demonstra que solos menos densos tendem a apresentar maior acumulação de deformação/deslocamento sob carregamento cíclico.

6.3.3 - INFLUENCIA DA ESBELTEZA

Relativamente à influência da esbelteza da âncora, o gráfico da Figura 29 mostra uma redução muito acentuada no deslocamento total máximo à medida que aumenta a esbelteza da âncora. Para ampliar a esbelteza foi mantido sempre o diâmetro da âncora. Para $\lambda = \frac{L}{D} = 3$ (caso base), o deslocamento é 12,22 mm, enquanto para $\lambda = 5$, o deslocamento diminui para 4,10 mm e para $\lambda = 6$ atinge 3,37 mm. Isto corresponde a uma redução aproximada de 66% entre $\lambda = 3$ e $\lambda = 5$, e de cerca de 72% entre $\lambda = 3$ e $\lambda = 6$.

Com o acréscimo da esbelteza ocorre maior comprimento da saia, aumentando a área de contacto solo-estrutura. Como a resistência ao arrancamento nas areias é fortemente condicionado pela mobilização de atrito na interface, uma maior esbelteza permite mobilizar uma parcela superior de resistência lateral, levando a menores deslocamentos. Nota-se que a diferença entre $\lambda = 5$ e $\lambda = 6$ é relativamente menor do que a diferença entre $\lambda = 3$ e $\lambda = 5$, sugerindo uma tendência de ganho decrescente. A partir de determinado valor de λ , o aumento do comprimento da saia continua a melhorar o desempenho, mas com incrementos reduzidos na melhoria dos deslocamentos.

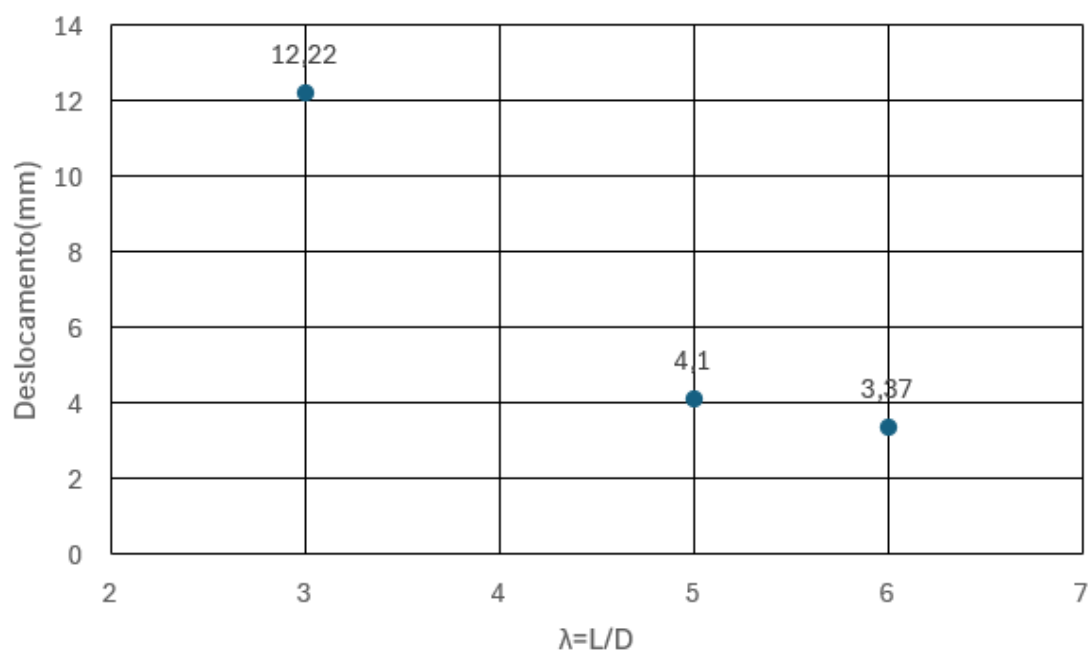


Figura 30 – Gráfico comparativo variando a esbelteza da âncora

A tendência de redução dos deslocamentos com o aumento de L/D é consistente com estudos anteriores que mostram que a esbelteza altera a resistência mobilizada e o desempenho global das âncoras de sucção, como discutido por Deng (2002).

6.3.4 - INFLUENCIA DA DEFORMABILIDADE DO SOLO

Para analisar a influência da deformabilidade do solo, o gráfico da Figura 30, mostra a variação do deslocamento máximo com o aumento de E_{50ref} . Para $E_{50ref} = 20 \times 10^3 \text{ kN/m}^2$ (caso base), o deslocamento é 12,22 mm. Ao aumentar a rigidez para $40 \times 10^3 \text{ kN/m}^2$, o deslocamento reduz-se para 5,87 mm, e para $80 \times 10^3 \text{ kN/m}^2$ desce para 2,95 mm. Isto corresponde a uma redução aproximada de 52% entre o primeira e o segundo caso, e de cerca de 76% entre o segundo e o terceiro.

Esta tendência é consistente com o significado físico de E_{50ref} uma vez que solos com maior E_{50ref} apresentam maior rigidez inicial e menor deformabilidade, mobilizando a resistência necessária com deslocamentos inferiores. O aumento da rigidez reduz a amplitude de deslocamento por ciclo, resultando numa resposta mais estável e menos deformável. O comportamento observado sugere que a rigidez do solo é um parâmetro que influencia diretamente a resposta do sistema solo-âncora.

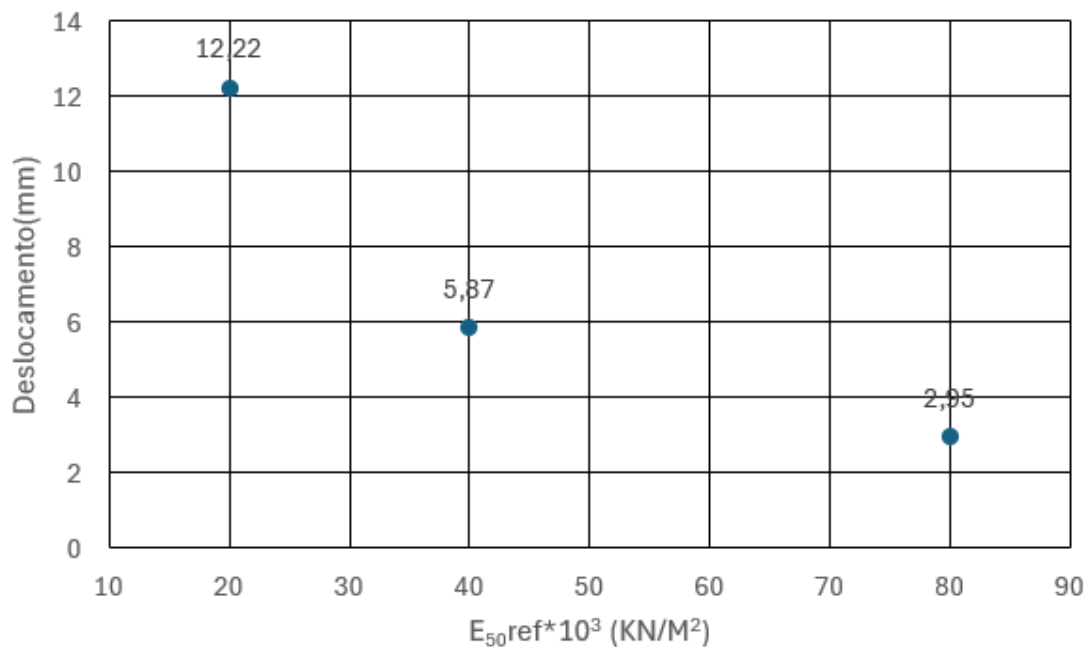


Figura 31 - Gráfico comparativo variando a rigidez do solo

A diminuição dos deslocamentos com o aumento da rigidez do solo é coerente com o modelo constitutivo adotado, uma vez que, no Hardening Soil, os parâmetros de rigidez controlam a deformabilidade e, consequentemente, os deslocamentos, conforme apresentado por Schanz et al. (1999).

6.3.5 - INFLUENCIA DA FREQUÊNCIA DO CARREGAMENTO

No gráfico da Figura 31, verifica-se que o aumento da frequência conduz a um aumento do deslocamento máximo no topo da âncora. Para $f = 0,1$ Hz (caso base) o deslocamento é 12,22 mm, enquanto para $f = 1$ Hz aumenta para 16,11 mm, o que corresponde a um acréscimo aproximado de 32%.

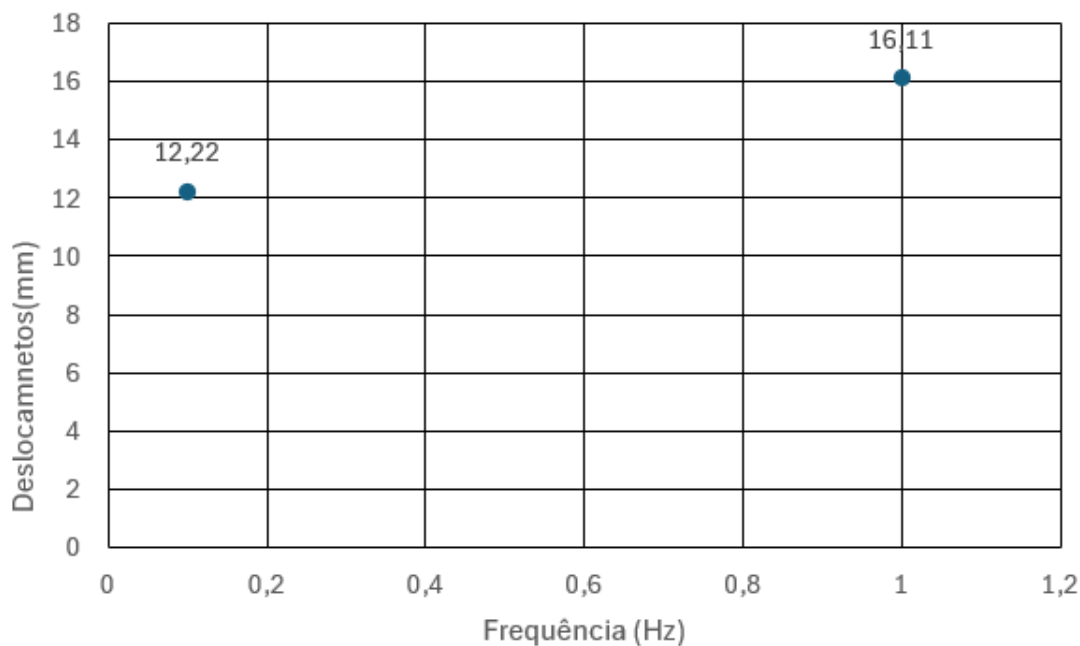


Figura 32 - Gráfico comparativo variando a frequência da carga cíclica

Este resultado indica que a resposta do sistema é sensível à escala temporal do carregamento. Um aumento da frequência leva a ciclos mais rápidos para o mesmo intervalo de tempo, podendo levar à acumulação de deformações, e consequentemente a maiores deslocamentos. É de notar que na Figura 31 a comparação está a ser feita com base no deslocamento total máximo observado. No entanto, a frequência pode influenciar não só o valor de pico, como também a forma temporal da resposta (número de oscilações e periodicidade observada no deslocamento). No seguinte gráfico da Figura 32 está representado a laranja carga com 0.1Hz e a azul a carga com 1Hz, para os primeiros 5 segundos.

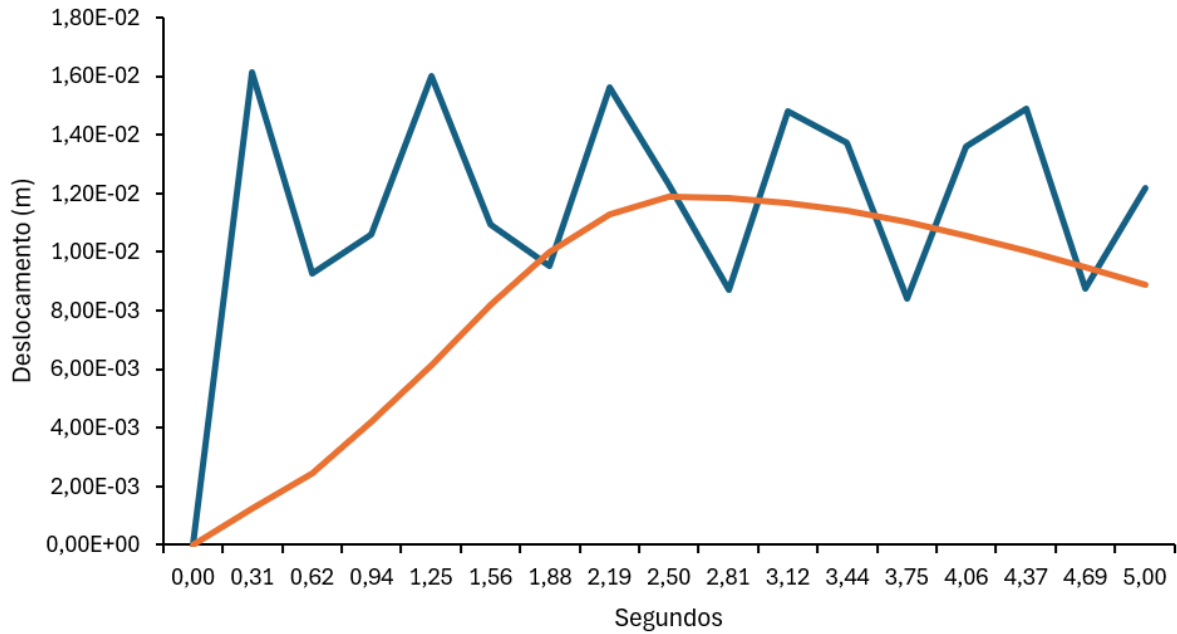


Figura 33 – Deslocamentos associados à carga de 1 Hz (representado a azul) e à carga de 0.1Hz (representado a laranja)

Foi realizado mais um modelo numérico com $f = 2$ Hz, que levou à rotura da âncora, uma vez que a resposta não foi estabilizada levando ao arrancamento como se pode observar na Figura 33.

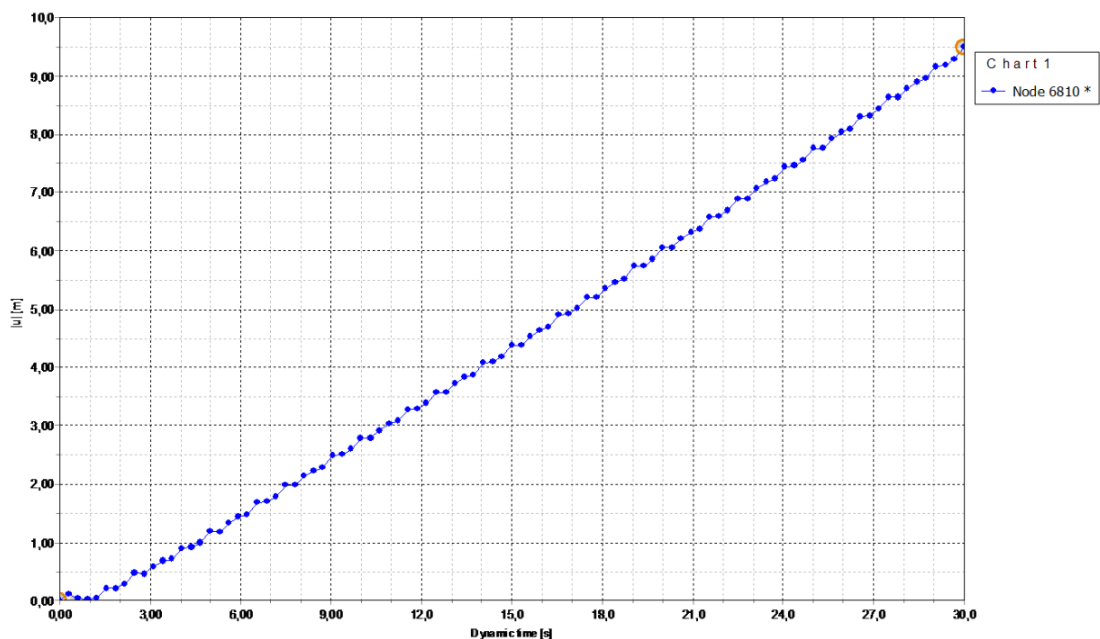


Figura 34 – Gráfico dos deslocamentos da âncora com uma frequência de 2 Hz

Ao contrário dos casos anteriores, observa-se um crescimento praticamente contínuo do deslocamento ao longo do tempo, sem entrada num regime cíclico estabilizado. Ocorreu uma acumulação progressiva de deformação levando ao arrancamento da âncora. Para esta frequência o carregamento imposto revelou-se demasiado exigente, evidenciando um comportamento mais instável do sistema solo-âncora

quando sujeito a ciclos mais rápidos. Deste modo, a frequência surge como um parâmetro com impacto direto na resposta cíclica, podendo não só aumentar os deslocamentos máximos, como também alterar qualitativamente o comportamento do sistema, que passa de uma resposta oscilatória estabilizada para um regime de deformação acumulada. Este colapso deveu-se, muito provavelmente a problemas numéricos pelo facto de ser um cálculo dinâmico. Para confirmar estes resultados deveria ser realizado um cálculo pseudo-estático, com fases consecutivas de carregamento e descarregamento.

Como se pode verificar na Figura 34 com aplicação da carga de 2Hz também não ocorrem excessos de pressão neutra tal como se verificou nos restantes cálculos drenados.

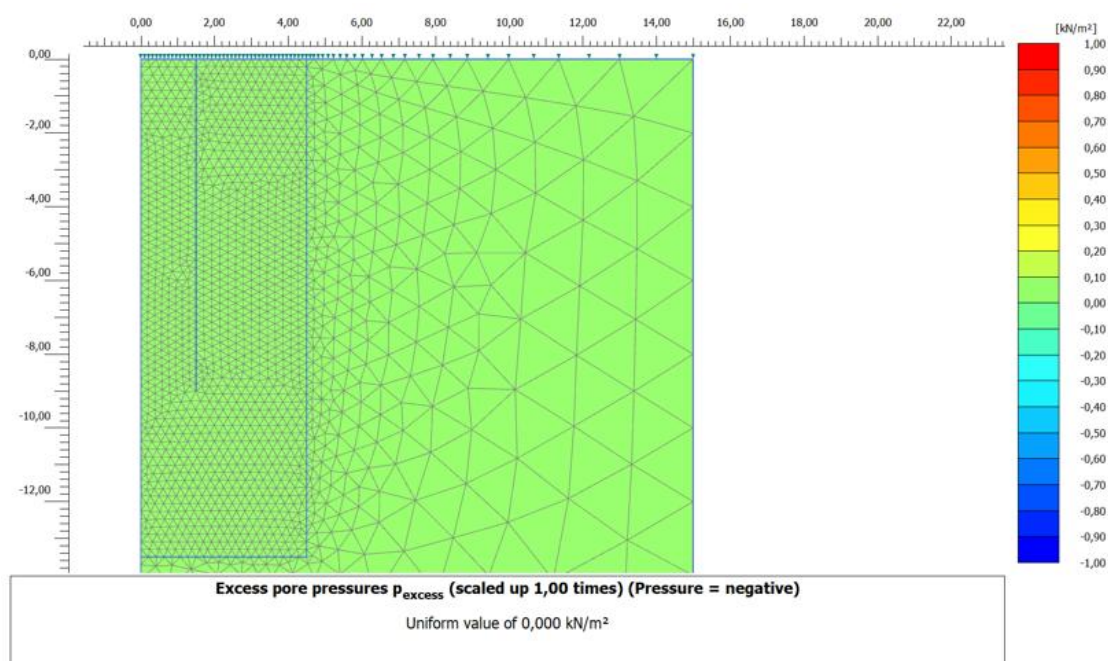


Figura 35 – Excesso de pressão neutra quando aplicada a carga de 2Hz.

O facto de a frequência afetar a evolução do deslocamento ao longo dos ciclos está de acordo com Zhou et al. (2021), que analisa a acumulação de deslocamentos e a sensibilidade da resposta a diferentes condições de carregamento cíclico.

6.3.6 - INFLUENCIA DAS CONDIÇÕES DE DRENAGEM

Por fim, realizou-se uma comparação adicional do modelo base considerando o modo não drenado (Undrained Type A). O solo é analisado em termos de tensões efetivas, assumindo que, durante a aplicação do carregamento não ocorre drenagem. A resposta é tratada como sendo de curta duração, com variação volumétrica limitada e desenvolvimento de excessos de pressão neutra associados ao carregamento. Apesar do solo modelado ser arenoso, o carregamento cíclico pode ocorrer em escalas de tempo suficientemente curtas para que a água nos vazios não consiga dissipar totalmente os excessos de pressão

neutra dentro de cada ciclo. Assim, a simulação em *Undrained Type A* é utilizada como um cenário limite permitindo avaliar a sensibilidade do sistema à ausência de drenagem e ao papel das pressões neutras na rigidez mobilizada e nos deslocamentos.

A Figura 35 é um gráfico comparativo entre o deslocamento máximo total para o caso drenado (representado a laranja) e o drenado (representado a azul).

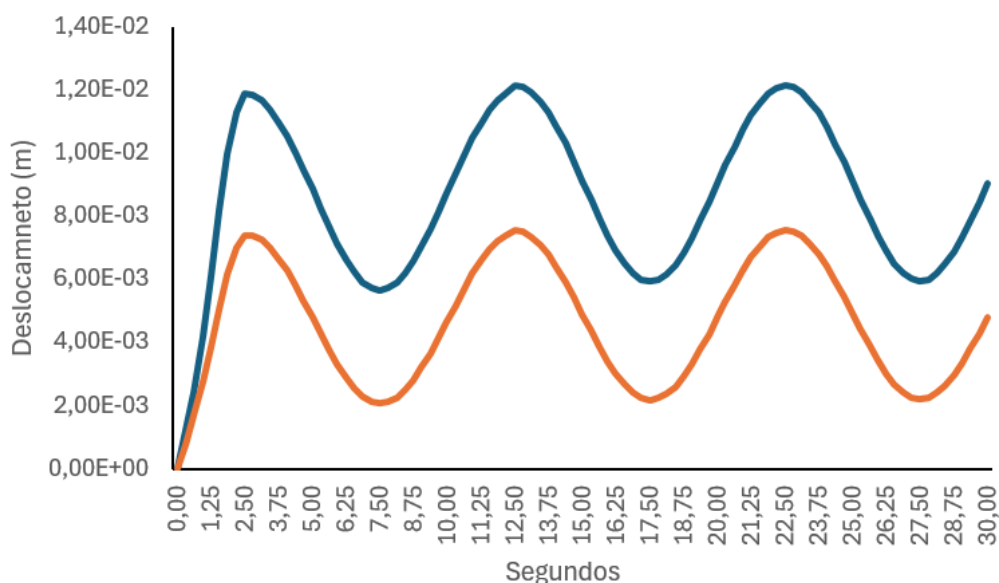


Figura 36 – gráfico comparativo entre o deslocamento máximo total para o caso drenado (representado a laranja) e o drenado (representado a azul)

A Figura 36 apresenta o campo de pressões neutras para o caso não drenado. Observa-se o aparecimento de pressões negativas e positivas, com um valor máximo de +31,94kPa e um mínimo de -67,49kPa. Os excessos negativos estão concentrados na ponta da saia, mais propriamente na parte exterior da âncora e poderão corresponder a situações em que o solo tende a dilatar. Os excessos de pressão neutra positiva estão concentrados essencialmente na vizinhança da âncora, em particular junto à ponta da saia, onde as deformações são maiores, e onde dissipação é mais lenta.

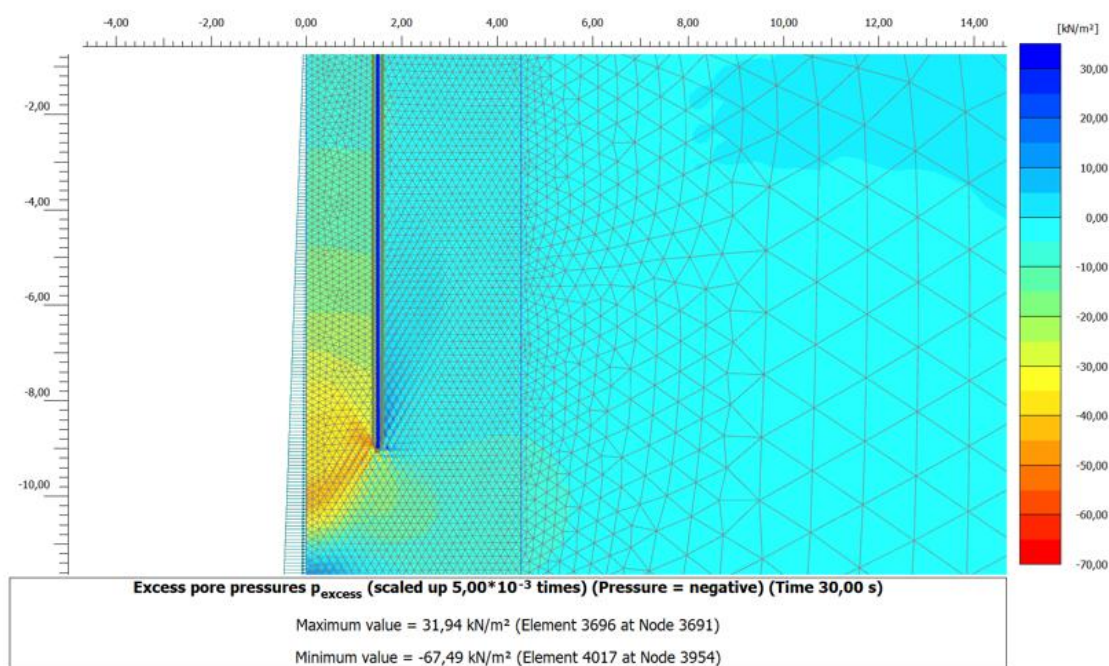


Figura 37 - Excesso de pressões neutras para o modelo base em condições não drenadas.

Estes resultados devem ser interpretados a curto prazo, utilizados para avaliar a sensibilidade, face à ausência de drenagem.

7.

Conclusão e desenvolvimentos futuros

7.1 - CONCLUSÃO

O principal objetivo desta dissertação foi estudar o comportamento de uma âncora de sucção instalada em solo arenoso, recorrendo à modelação numérica no programa de cálculo pelo método dos elementos finitos em PLAXIS 2D. Foram aplicados carregamentos cíclicos, simulando as ações causadas por cabos de amarração em plataformas flutuantes offshore. O objetivo foi analisar a resposta do sistema solo-âncora ao longo do tempo e identificar os mecanismos de deformação e resistência. Após validação do modelo numérico, foram desenvolvidos diversos cálculos, alterando os parâmetros do solo, a geometria da âncora e a carga aplicada.

A partir do estudo paramétrico realizado, foi possível tirar as seguintes conclusões:

- A modelação numérica axissimétrica revelou-se adequada para estudar o comportamento de uma âncora de sucção em areia, permitindo representar de forma eficiente a interação solo-estrutura e comparar cenários com diferentes combinações de parâmetros.
- Os deslocamentos acumulados sob carregamento cíclico dependem fortemente da geometria e da rigidez do sistema, tendo-se observado uma elevada sensibilidade à esbelteza e à rigidez do solo, que condicionam a mobilização do atrito ao longo da saia e a evolução do campo de deformações no maciço.
- A densidade relativa tem efeito na resposta, mas este é menos significativo em comparação com a esbelteza e a rigidez do solo. Isto confirma que o estado do material granular tem uma influência significativa na resistência mobilizável e na rigidez efetiva durante o funcionamento, refletindo-se na amplitude e estabilização dos deslocamentos ao longo dos ciclos.
- A frequência de carregamento não só influencia a magnitude dos deslocamentos, como também pode alterar qualitativamente o regime de resposta. Verificou-se que, em frequências mais elevadas, ocorre uma transição de um comportamento cíclico "estabilizado" para um regime de acumulação progressiva de deformações, o que pode resultar na perda da âncora. Esta evidência demonstra que o aspeto temporal da ação pode ser crucial para a segurança e para a avaliação do desempenho do solo-âncora.
- As condições de drenagem também influenciam os deslocamentos obtidos e a geração de excessos de pressão neutra que afetam a distribuição de tensões efetivas e, consequentemente a resistência e rigidez do solo.

7.2 - TRABALHOS FUTUROS

Apesar do trabalho desenvolvido, há ainda várias questões relevantes neste tema que não foi possível aprofundar nesta dissertação. Ainda assim, algumas dessas questões foram identificadas e parcialmente analisadas, revelando oportunidades claras para a investigação futura. A exploração mais aprofundada destes aspetos poderá aumentar de forma significativa o conhecimento sobre o comportamento das âncoras de sucção. Desses vários aspetos salienta-se o seguinte:

- A realização de análises numéricas 3D permite analisar outras condições que não são adequadamente simuladas num modelo 2D axissimétrico, tal como a excentricidade da carga aplicada no padeye e, carregamentos com carga inclinada (com componente horizontal e vertical) que são observadas em várias condições nomeadamente em situações de âncoras partilhadas.
- Em vez da aplicação de cargas cíclicas regulares (do tipo sinusoidal), podem ser aplicadas séries de cargas irregulares mais típicas das que são solicitadas às âncoras de sucção instaladas no oceano, devido à ocorrência de tempestades.
- Utilização de modelos constitutivos mais adequados para representar o comportamento cíclico das areias, calibrados com dados experimentais obtidos em laboratório através de ensaios elementares, ou em ensaios de campo, para aumentar a confiança nos deslocamentos previstos.

Referências

- Alves, R. (2025). ANCHORS FOR FLOATING WIND TURBINES. Dissertação submetida à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto para obtenção do grau de mestre.
- Bentley (2026). PLAXIS Manuals https://files.seequent.com/PLAXIS/Manuals/PLAXIS_2D/English/PLAXIS_2D_1_Tutorial%20Manual.pdf (acedido em 29/01/2026)
- Castillo-Fuentes, E., Zdravkovic, L., Potts, D. M., Jostad, H. P., & Nagula, S. S. (2025). Effect of the active suction on the uplift capacity of suction caissons in sand. *Proceedings of the 5th International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics (ISFOG 2025)*. <https://doi.org/10.53243/ISFOG2025-509>
- Cerfontaine, B., Gourvenec, S. M., & White, D. J. (2024). Specificities of floating offshore wind turbines for risk and safety evaluation of anchoring systems. *Proceedings of the XVIII European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering (ECSMGE 2024): Geotechnical Engineering Challenges to Meet Current and Emerging Needs of Society*. 10.1201/9781003431749-10
- Cheng, L., Hossain, M. S., Hu, Y., & Ullah, S. N. (2021). *Failure envelope of suction caisson anchors subjected to combined loadings in sand*. <https://doi.org/10.1016/j.apor.2021.102801>
- Deng, W., & Carter, J. P. (2002). A theoretical study of the vertical uplift capacity of suction caissons. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*.
- DNV. (2021). *DNV-RP-E303: Geotechnical design and installation of suction anchors in clay* (Recommended Practice; Edition 2017-04 – Amended 2021-10).
- Edwards, E. C., Holcombe, A., Brown, S., Ransley, E., Hann, M., & Greaves, D. (2023). Evolution of floating offshore wind platforms: A review of at-sea devices. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2023.113416>
- Hirai, H. (2023). *Failure envelope considering the ultimate tensile capacity of suction caisson in sand*. <https://doi.org/10.1016/j.sandf.2023.101311>
- Houlsby, G. T., Kelly, R. B., & Byrne, B. W. (2005). *The tensile capacity of suction caissons in sand under rapid loading*. Department of Engineering Science, University of Oxford. 10.1201/NOE0415390637.ch40
- Janssen, H. A. (1895). *Experiments on Corn Pressure in Silo Cells*. <https://doi.org/10.1007/s10035-005-0224-z>
- Jostad, H. P., Liu, H., & Sivasithamparam, N. (2024). *Accounting for effects of cyclic loading in design of offshore wind turbine foundations*. *Proceedings of NUMGE 2023*. <https://doi.org/10.53243/NUMGE2023-438>

- Liu, G., Guo, J., Peng, H., Ping, H., & Ma, Q. (2024). Review of recent offshore floating photovoltaic systems. *Journal of Marine Science and Engineering*. <https://doi.org/10.3390/jmse12111942>
- Montalti, L., Moreno, F., & Terente, V. (2024). An introduction to shared anchor in weak rock for floating systems. *Proceedings of ECSMGE 2024: Geotechnical Engineering Challenges to Meet Current and Emerging Needs of Society*. 10.1201/9781003431749-620
- Pacific Northwest National Laboratory(2026). <https://www.pnnl.gov> (acedido a 19/02/2026)
- Schanz, T., Vermeer, P. A., & Bonnier, P. G. (1999). The hardening soil model: Formulation and verification. In *Beyond 2000 in Computational Geotechnics – 10 Years of PLAXIS*. Edited By [Ronald B.J. Brinkgreve](#)
- Tiron, R., (2015). The challenging life of wave energy devices at sea: A few points to consider. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. <https://doi.org/10.1016/j.rser.2014.11.105>
- Vryhof Anchors B.V. (2005). *Anchor Manual: The Guide to Anchoring*.
- Wang, Y., Jostad, H. P., & Zhou, Z. (2024). Holding capacity of suction anchors under combined loading. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. 10.1088/1755-1315/1337/1/012066
- Zhang, M. H. (2023). Numerical investigation on the pull-out capacity and failure mechanism of suction anchors in sand considering both torsional and mooring line effects. *Ocean Engineering*. 10.1016/j.compgeo.2023.105524
- Zhao, L., Gaudin, C., O’Loughlin, C. D., Hambleton, J. P., Cassidy, M. J., & Herduin, M. (2018). Drained capacity of a suction caisson in sand under inclined loading. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0001996](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001996)
- Zhou, W., Guo, Z., Wang, L., Zhang, Y., & Rui, S. (2021). Numerical model for suction caisson under axial cyclic loadings. *Ocean Engineering*, 240, 109956. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2021.109956>

Anexo A

A-Código de python

```
localhostport_input = 10000
localhostport_output = 10001
import numpy as np
from plxscripting.easy import *
import os
from time import sleep
import re
from unittest import result
from numpy import arange
import pandas as pd

s_i, g_i = new_server('localhost', localhostport_input, password='@Eumesmo@2022!')
s_o, g_o = new_server('localhost', localhostport_output, password='@Eumesmo@2022!')

print(os.getcwd())
g_i.clear()
s_i.new()

# Input to save the file
save_file = 1 # 0 = don't save | 1 = save

print("Fy", " ", "phi", " ", " ", " ", "Dr", " ", "error")
```

```
# Defining the variables of the model (defaults; will be overwritten by CSV per row)

diam = 2
length = 2 * diam
gamma_unsat = 10
z_pad = 0
r_inter = 0.8245
phi = 31.028
fases = 180
amplitude = 2
frequencia = 0.2
tempo_intervalo = 30
E50Ref = 20000

path = r"C:\Users\diogo\OneDrive\Ambiente de Trabalho\PLAXIS\python\dados.csv"
df = pd.read_csv(path, sep=';', decimal=',', engine='python')
df.columns = [c.strip() for c in df.columns]
print('columns:', df.columns.tolist())
arr = df.to_numpy()

for idx, row in df.iterrows():

    phi = float(row['phi'])
    diam = float(row['diam'])
    length = float(row['length'])
    frequencia = float(row['f'])

    g_i.clear()
    s_i.new()
```

```

x_max = 5 * diam
ko = 0.5
f_apply_y = 350 * diam ** 2
f_apply_x = 0 # Horizontal load (not applied in this analysis)
re_el = 0.06 * 1.5
cwd = os.getcwd()

# (única alteração aqui: incluir idx+1 no nome para não sobrescrever)
file_name = (
    f'plaxis_results_{idx+1}_'
    f'd_{diam}_l_{length}_frequencia_{str(frequencia).replace('.', '_')}_'
    f'phi_{str(phi).replace('.', '_')}_'
    f'r_inter_{str(r_inter).replace('.', '_')}_'
    f'ko_{str(ko).replace('.', '_')}_'
    f'e_{str(E50Ref).replace('.', '_')}.p2dx"
)

file_path = r"C:\Users\diogo\OneDrive\Ambiente de Trabalho\resultados_plaxis"
save_path = os.path.join(file_path, file_name)
full_save_path = os.path.join(cwd, save_path)

g_i.Project.setproperties(
    "Title", "Suction Anchor", "UnitForce", "kN",
    "UnitLength", "m", "UnitTemperature", "°C",
    "ModelType", "Axisymmetry", "ElementType", "6-Noded"
)

g_i.SoilContour.initializerectangular(0, 0, x_max, x_max)

x_caisson_points_right = (diam / 2)
A_x = np.array([0, x_caisson_points_right, x_caisson_points_right])
A_y = np.array([0, 0, -length])

```

```
borehole_1 = g_i.borehole(0)
```

```
a = 16
```

```
b = 0.17
```

```
c = 28.4 - phi
```

```
discriminant = b ** 2 - 4 * a * c
```

```
if discriminant < 0:
```

```
    raise ValueError(f'Phi, for this value, do not have a real solution, phi = {phi}')
```

```
dr = (-b + np.sqrt(discriminant)) / (2 * a)
```

```
emin = 0.35
```

```
emax = 0.8
```

```
g_i.soillayer(2 * length)
```

```
soil_1 = g_i.soilmat(
```

```
    "Identification", "Sand", "SoilModel", "Hardening Soil",
```

```
    "gammaUnsat", gamma_unsat,
```

```
    "gammaSat", gamma_unsat + 9.81,
```

```
    "eInit", emax - dr * (emax - emin),
```

```
    "EURRef", 240000,
```

```
    "EOedRef", 80000,
```

```
    "E50Ref", 80000,
```

```
    "nuUR", 0.3,
```

```
    "cRef", 0.5,
```

```
    "phi", phi,
```

```
    "psi", 0,
```

```
    "DilatancyCutOff", True,
```

```
    "eMin", emin,
```

```

    "eMax", emax,
    "TensionCutOff", False,
    "GroundwaterClassificationType", "USDA",
    "GroundwaterSoilClassUSDA", "Sand",
    "GwUseDefaults", True,
    "GwDefaultsMethod", "From grain size distribution",
    "InterfaceStrengthDetermination", "Manual",
    "Rinter", 0.8245,
    "DeltaInter", 0.1,
    "K0Determination", "Manual",
    "K0Primary", ko
)
g_i.Soils[0].Material = soil_1

points = []
for i in range(len(A_x)):
    points.append(g_i.Geometry.point(A_x[i], A_y[i]))

points.append(g_i.Geometry.point(0, 0))

caisson_contour = g_i.Geometry.point(
    (x_caisson_points_right + diam, - length * 1.5),
    (x_caisson_points_right + diam, 0),
    (x_caisson_points_right + diam, -length * 1.5),
    (0, -length * 1.5)
)
lines = []
for i in range(len(A_x) - 1):
    lines.append(g_i.Geometry.line(points[i], points[i + 1]))

caisson = g_i.plate(lines[0], lines[1])
steel = g_i.platemat(

```

```
"Identification", "Steel", "MaterialType", "Elastic",
"w", 6.869, "EA1", 21e12, "EI", 17.5e9
)
g_i.setmaterial(caisson, steel)

# Create a dynamic point load and configure it using the returned object
load_point_4 = g_i.pointload(points[-1], "Fx", 0, "Fy", 0)

load_multiplier = g_i.loadmultiplier()
g_i.Point_4.PointLoad.PointLoad.Fy.set(100)
g_i.LoadMultiplier_1.Amplitude.set(amplitude)
g_i.LoadMultiplier_1.Phase.set(fases)
g_i.LoadMultiplier_1.Frequency.set(frequencia)
g_i.Point_4.PointLoad.PointLoad.MultiplierFy.set(load_multiplier)
g_i.neginterface(lines)
g_i.posinterface(lines)

retang_refinement = g_i.Geometry.line(
    caisson_contour[0], caisson_contour[1],
    caisson_contour[2], caisson_contour[3]
)

g_i.gotostages()
phase_initial = g_i.InitialPhase
phase_initial.Deform.SumMweight.set(1)

phase_instalation = g_i.phase(phase_initial)
phase_1 = g_i.phase(phase_instalation)

phase_initial.UseCompressionForResultFiles.set(True)
phase_instalation.UseCompressionForResultFiles.set(True)
```

```

phase_1.UseCompressionForResultFiles.set(True)

phase_installation.Deform.ResetDisplacementsToZero.set(False)
phase_1.Deform.ResetDisplacementsToZero.set(True)
phase_1.Deform.ResetSmallStrain.set(True)
phase_1.Deform.CalcType.set("Dynamics")
phase_1.Deform.TimeIntervalSeconds.set(tempo_intervalo)

phase_1.Deform.UseDefaultIterationParams.set(False)
phase_1.Deform.MaxLoadFractionPerStep.set(50 / f_apply_y)
phase_1.Deform.MaxIterations.set(100)
phase_1.Deform.OverRelaxation.set(1)

phase_installation.setproperties("Identification", "Installation of the Pile")
phase_1.setproperties("Identification", "Installation of the Load")
g_i.Plates.activate(phase_installation)
g_i.Interfaces.activate(phase_installation)
g_i.GroundwaterFlowBCs.activate(phase_installation)
g_i.DynPointLoad_1_1.activate(phase_1)

g_i.gotowater()
water_level = g_i.waterlevel((0, 1), (x_max, 1))
g_i.UserWaterLevel_1.Points[1].Pinc.set(1)
g_i.UserWaterLevel_1.Points[0].Pinc.set(1)
g_i.setglobalwaterlevel(water_level, phase_initial)

g_i.gotomesh()
g_i.BoreholePolygon_1_1.CoarsenessFactor.set(0.1)
g_i.BoreholePolygon_1_2.CoarsenessFactor.set(1)
g_i.Line_1_1.CoarsenessFactor.set(0.1)
g_i.Line_2_1.CoarsenessFactor.set(0.1)
g_i.BoundaryLine_1.CoarsenessFactor.set(0.1)

```

```
g_i.BoundaryLine_2.CoarsenessFactor.set(1)
g_i.BoundaryLine_3.CoarsenessFactor.set(0.1)
g_i.BoundaryLine_4.CoarsenessFactor.set(1)
g_i.BoundaryLine_5.CoarsenessFactor.set(1)
g_i.BoundaryLine_6.CoarsenessFactor.set(1)

g_i.mesh(re_el)
g_i.selectmeshpoints()

for i in np.arange(0.5, length, length / 50):
    g_o.addcurvepoint('stresspoint', (diam / 2 + 0.01, -i))

curve_point1 = g_o.addcurvepoint("node", (0, 0))
g_o.update()

g_i.gotostages()
g_i.calculate()

g_i.view(phase_1)
phase_instalation_o = get_equivalent(phase_instalation, g_o)
phase_1_o = get_equivalent(phase_1, g_o)

g_o.structureplot(caisson)
g_o.Plots[-1].ScaleFactor.set(20)

sum_mstage_raw = g_o.Steps[-6].Reached.SumMstage.echo()
sum_mstage = float(sum_mstage_raw[sum_mstage_raw.find(".") + 1:])

error_last_phase1 = g_i.Phases[-1].LogInfo.echo()[18:]
error_last_phase = error_last_phase1[:error_last_phase1.find(".") + 1]
```

```
print(
    round(sum_mstage * 2 * np.pi * f_apply_y, 2), " ",
    phi, " ", " ", round(dr, 2), " ",
    error_last_phase
)

sleep(3)
g_o.close()
sleep(3)

if save_file == 1:
    g_i.save(full_save_path)
```