



ANÁLISE NUMÉRICA DE CRAVAÇÃO DE ESTACAS TORPEDO MODELADAS  
POR INTEGRAL DE PRESSÕES

Carolina Maria Nunes Bezerra

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Orientador: Fabrício Nogueira Corrêa

Rio de Janeiro  
Novembro de 2017

ANÁLISE NUMÉRICA DE CRAVAÇÃO DE ESTACAS TORPEDO MODELADAS  
POR INTEGRAL DE PRESSÕES

Carolina Maria Nunes Bezerra

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO  
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)  
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS  
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM  
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Examinada por:

---

Prof. Fabrício Nogueira Corrêa, D.Sc.

---

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

---

Dr. Allan Carre de Oliveira, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

NOVEMBRO DE 2017

Bezerra, Carolina Maria Nunes

Análise Numérica de Cravação de Estacas Torpedo Modeladas por Integral de Pressões/ Carolina Maria Nunes Bezerra – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2017.

XI, 85 p.: il.; 29.7 cm.

Orientador: Fabrício Nogueira Corrêa

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Civil, 2017.

Referências Bibliográficas: p. 78-85.

1. Estaca Torpedo. 2. Modelo de True. 3. Malha de Painéis. 4. Resistência ao Cisalhamento. 5. Coeficiente de Arrasto. I. Corrêa, Fabrício Nogueira de. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

*À minha família.*

*“Em Deus estão escondidos todos os tesouros da sabedoria e da ciência.”*

*Colossenses 2:3*

## **AGRADECIMENTOS**

Aos meus pais, que sempre me apoiaram em meus estudos e na minha carreira, e jamais mediram esforços para que eu tivesse todo o suporte necessário para conquistar esse título.

Ao meu namorado, Adolfo Correa, por todo apoio durante essa jornada, onde sua compreensão e carinho foram fundamentais nos momentos difíceis.

Ao professor Fabrício Correa, pelo tempo e paciência que dispôs para a orientação deste trabalho e por todo valioso conhecimento que buscou transmitir.

As preciosas amigas que fiz com os que iniciaram comigo esse Mestrado, Nathalia Salles, Aaron Manolo, Ricardo Nunes, Miguel Ibarra e Willian Steven, pelo privilégio de ter dividido cada momento durante essa etapa, por todo o apoio e conselho que me proporcionaram nos momentos em que mais precisei.

Ao colega Jhonatan Ribeiro, por todo suporte no desenvolvimento do código computacional para a execução das análises deste trabalho. Aos demais colegas do LAMCSO, Luiza Ortiz, Edivaldo, Bruno, Daniel e Lucas, com os quais tive a oportunidade de dividir bons momentos.

Ao professor e chefe do LAMCSO, Breno Jacob, por me disponibilizar as ferramentas necessárias para o desenvolvimento deste trabalho e pela oportunidade de acrescentar esse conhecimento ao laboratório.

À minha maior fonte de força, Deus.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

## ANÁLISE NUMÉRICA DE CRAVAÇÃO DE ESTACAS TORPEDO MODELADAS POR INTEGRAL DE PRESSÕES

Carolina Maria Nunes Bezerra

Novembro/2017

Orientadores: Fabrício Nogueira Corrêa

Programa: Engenharia Civil

Na exploração de petróleo em águas profundas, as fundações da ancoragem são geralmente submetidas a cargas elevadas em um solo que, em sua maioria, são extremamente moles. Para contornar este problema, a estaca torpedo é frequentemente utilizada como ancoragem para fixação no fundo do mar. Nesse contexto, este trabalho apresenta uma nova abordagem numérica para representar a reação do solo sobre a estaca, em uma ferramenta de análise global para análise de seu procedimento de instalação. Portanto, esse método é associado à uma formulação fracamente acoplada no domínio do tempo, onde o torpedo é representado por um corpo rígido com seis graus de liberdade e as linhas de ancoragem e lançamento são representadas por elementos finitos. O método foi desenvolvido no programa SITUA-Prosim e comparado com o modelo clássico de True. Nesse procedimento numérico, a velocidade de impacto e dados físicos foram usados para representar um lançamento real ocorrido na Bacia de Campos-Brasil. Os fatores geométricos (ponta e aletas) e a variação do coeficiente de arrasto foram avaliados como parâmetros de influência na profundidade final de cravação do torpedo.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

NUMERICAL ANALYSIS OF TORPEDO ANCHOR PENETRATION MODELED  
BY INTEGRAL OF PRESSURES

Carolina Maria Nunes Bezerra

November/2017

Advisor: Fabrício Nogueira Corrêa

Department: Civil Engineering

In deep-water offshore oil exploration, the mooring foundations are usually submitted to high loads in a soil that is, usually, extremely soft. To circumvent this problem, torpedo anchor is frequently used to fix the mooring line on seabed. In this context, this paper presents a new numerical approach to represent the soil reaction of torpedo anchor, in a global analysis tool to model its installation procedure, via a numerical integral of soil pressures on its penetrated surface. Therefore, this method is associated to the weak coupling formulation in time domain, in which the torpedo is represented by a rigid body with six degrees of freedom and the mooring and launching lines are represented by finite elements. The method was developed on in-house program SITUA-Prosim and compared to the classic True model. In this numerical procedure, a typical impact velocity and physical data were used to represent a real launching procedure evaluated in Campos Basin-Brazil. The geometric factors (presence of wings and tip) and the variation of the soil drag coefficient were evaluated as parameters of influence in the embedment depth of the anchor.

# Sumário

1	INTRODUÇÃO .....	1
1.1	Contexto e Motivação .....	1
1.2	Objetivos e Metodologia.....	2
1.3	Organização do Trabalho.....	3
2	ANCORAGEM DE SISTEMAS FLUTUANTES .....	5
2.1	Introdução .....	5
2.2	Configurações de Linhas de Ancoragem .....	6
2.2.1	Linha de Ancoragem em Catenária .....	7
2.2.2	Linha de Ancoragem <i>Taut-Leg</i> .....	8
2.2.3	Linha de Ancoragem Vertical .....	9
2.3	Tipos de Sistemas de Ancoragem .....	10
2.3.1	Ancoragem em Ponto Único (SPM).....	10
2.3.2	Amarração em Quadro de Ancoragem.....	13
3	FUNDAÇÕES PARA ANCORAGEM DE SISTEMAS FLUTUANTES.....	15
3.1	Introdução .....	15
3.2	Âncoras Convencionais .....	16
3.3	Âncoras de Placa.....	17
3.4	Âncoras Verticais ( <i>Vertical Load Anchor-VLA</i> ).....	18
3.5	Estacas Cravadas por Sucção ( <i>Suction Pile</i> ).....	19
3.6	Estacas Cravadas por Gravidade.....	20
4	ESTACA TORPEDO .....	21
4.1	Introdução .....	21
4.2	Características Gerais .....	22
4.3	Procedimento de Instalação .....	23
5	EQUAÇÃO MATEMÁTICA PARA CRAVAÇÃO DE ESTACA TORPEDO .....	26
5.1	Introdução .....	26
5.2	Parâmetros do Solo .....	26
5.3	Pressão Resultante Normal do Solo.....	28
5.4	Modelos para Cravação Dinâmica.....	29
5.4.1	Modelo Clássico de True (1976).....	30
5.4.1.1	Taxa de Deformação do Solo.....	31
5.4.1.2	Forças de Resistência do Solo.....	32



5.4.1.3	Força de Arrasto Inercial.....	32
5.4.2	Estudos de O’Loughlin (2013).....	33
5.5	Previsão da Profundidade Final de Instalação .....	34
5.6	Efeitos da Cravação na Resistência do Solo .....	35
5.7	Resistências Estáticas das Linhas de Ancoragem.....	36
5.8	Implementação Computacional do Segmento de Linhas de Ancoragem .....	38
5.9	Algoritmo para Estaca de Queda Livre considerando o Modelo de True .....	39
6	MODELAGEM DO TORPEDO POR MALHA DE PAINÉIS .....	43
6.1	Introdução .....	43
6.2	Interação Estaca-Solo pelo Método de Integrais de Pressão .....	43
6.3	Fluxograma de Implementação.....	44
6.3.1	Procedimento de Solução .....	47
6.3.2	Reconstrução da Malha .....	48
6.3.3	Cálculo do Centro de Pressões .....	49
7	ESTUDOS DE CASO .....	51
7.1	Introdução .....	51
7.2	Propriedades da Estaca e do Solo .....	51
7.3	Modelo de Lançamento da Estaca sem Linha de Ancoragem .....	54
7.3.1	Validação do Modelo .....	54
7.3.2	Influência do Arrasto Normal do Solo ( $C_{DN}$ ).....	56
7.3.3	Influência da Ponta e das Aletas na Resistência Total do Solo.....	61
7.4	Modelo de Lançamento da Estaca conectada à Linha de Ancoragem.....	67
7.4.1	Esquema de Lançamento.....	67
7.4.2	Modelo para Lançamento da Estaca Torpedo .....	68
7.5	Modelo de Estaca com Menor Quantidade de Elementos .....	72
8	ANÁLISE DOS RESULTADOS .....	75
9	CONCLUSÃO .....	76
9.1	Considerações finais .....	76
9.2	Sugestão para Trabalhos Futuros .....	76
10	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	78

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Exemplo de (a) Plataforma Fixa (WIKI, 2014), e (b) Plataforma Flutuante (FARIA, 2011).....	5
Figura 2.2 – Configuração de ancoragem do tipo convencional (LACERDA, 2005).....	7
Figura 2.3 - Configuração de ancoragem do tipo <i>Taut-Leg</i> (LACERDA, 2005).....	8
Figura 2.4 – Ancoragem vertical em uma TLP (WORDPRESS, 2017).....	9
Figura 2.5 - Sistema de ancoragem <i>Turret</i> Externo em uma FPSO (MOORING SOLUTIONS SPECIALISTS, 2002) .....	11
Figura 2.6 – Ancoragem do tipo CALM conectada ao navio com <i>hawser</i> (RIVERLAKE SOLUTIONS, 2010). .....	12
Figura 2.7 – SALM com flutuação através de boia (RUBBER, 2015). .....	13
Figura 2.8 – Sistema DICAS (CORRÊA, 2003). .....	14
Figura 3.1 – Âncora convencional de aço (MELLO e BOGOSSIAN, 1998). .....	16
Figura 3.2 – Esquema de âncora CHESNAVFAC 100K com sistema de detonação (MANUAL, 1985). .....	17
Figura 3.3 – (a) Ancora VLA e (b) detalhe do dispositivo de ajuste de ângulo (ISO, 2005). .....	18
Figura 3.4 – Âncora VLA após instalação (KUNITAKI, 2006). .....	19
Figura 3.5 – Estaca de sucção de uma SPAR BUOY (CRANEMASTER, 2010). .....	19
Figura 4.1 - Estaca Torpedo (AGUIAR, 2007). .....	23
Figura 4.2 - Esquema de lançamento da estaca torpedo (LAVIERI, 2011). .....	24
Figura 5.1 – Diagrama representativo das pressões atuantes na estaca .....	28
Figura 5.2 – Esquema das pressões atuantes na estaca.....	29
Figura 5.3 - Profundidades de cravação para dois protótipos de mesma massa e diâmetro com diferente relação L/d (O’LOUGHLIN e GAUDIN, 2013). .....	36
Figura 5.4 – Configuração típica de linha de ancoragem no leito marinho (AGUIAR, 2007).....	36
Figura 5.5 – Trecho de amarra enterrado (KUNITAKI, 2006). .....	37
Figura 5.6 - Forças que atuam dinamicamente em uma estaca durante a cravação. ....	42
Figura 6.1 - Fluxograma geral de solução para o lançamento da estaca. ....	45
Figura 6.2 – Procedimento de solução após o impacto da estaca com o solo. ....	46
Figura 6.3 – Procedimento de solução para o cálculo das forças de reação do solo sobre a superfície da estaca.....	47
Figura 6.4 – Reconstrução das malhas no interior do solo: geração das malhas de painéis. ....	49
Figura 6.5 – Obtenção do centro de pressões CP em um painel triangular (a). ....	50
Figura 7.1 - Modelos de estaca do estudo de caso.....	52
Figura 7.2 - Lançamento de um modelo de estaca cilíndrica. ....	55
Figura 7.3 - Deslocamentos dos modelos de acordo com o CDN.....	57
Figura 7.4 – Variação da força de arrasto para o modelo B .....	58
Figura 7.5 – Deslocamento total de acordo com a variação de $C_{DN}$ .....	59
Figura 7.6 – Resistências do solo e arrasto (modelo A). .....	60
Figura 7.7 – Resistências do solo e arrasto (modelo B). .....	60
Figura 7.8– Resistências do solo e arrasto (modelo C). .....	61
Figura 7.9 – Deslocamento no solo dos modelos de estaca com relação à velocidade. .	62
Figura 7.10 – Efeito da variação do coeficiente de arrasto na cravação das estacas com relação ao tempo.....	62
Figura 7.11 – Variação da força de resistência lateral ( $C_{DN} = 2.7$ ). .....	64

Figura 7.12 – Deformação do solo ao longo da cravação. ....	64
Figura 7.13 - Variação da força de arrasto ( $C_{DN} = 2.7$ ). ....	65
Figura 7.14 – Trechos a, b e c: influência da área da seção longitudinal na ação do arrasto normal. ....	66
Figura 7.15 – Forças atuantes na estaca durante a cravação (modelo B, $C_{DN} = 2.7$ ). ....	66
Figura 7.16 – Diferença entre o peso submerso e as forças de resistência do solo durante o deslocamento da estaca. ....	67
Figura 7.17 - Esquema de lançamento da torpedo T-98 (ARAÚJO, MACHADO e JUNIOR, 2004). ....	68
Figura 7.18 – Modelo de lançamento do torpedo T-98 em conexão com a linha de ancoragem. ....	69
Figura 7.19 – Velocidade vertical (BRANDÃO, HENRIQUES, <i>et al.</i> , 2006) ....	70
Figura 7.20 – Velocidade vertical obtida na análise pelo SITUA-Prosim. ....	70
Figura 7.21 – Deslocamento vertical (BRANDÃO, HENRIQUES, <i>et al.</i> , 2006). ....	71
Figura 7.22 – Deslocamento vertical obtido na análise pelo SITUA-Prosim. ....	71
Figura 7.23 – Variação da velocidade ao longo do deslocamento. ....	72
Figura 7.24 – Variação do deslocamento ao longo do tempo. ....	73
Figura 7.25 – Resumo da execução do modelo discretizado com 1661 elementos. ....	73
Figura 7.26 – Resumo da execução do modelo discretizado com 421 elementos. ....	73

# 1 Introdução

## 1.1 Contexto e Motivação

A necessidade de um sistema de ancoragem baseado em um tipo de fundação para águas profundas combinado com a possibilidade de se reduzir os custos das investigações geotécnicas para instalação, levaram a PETROBRÁS a desenvolver um tipo de fundação conhecida como estaca Torpedo. Esse tipo de âncora consiste em uma estaca tubular lastreada com material pesado que é instalada a partir de um rebocador, num processo que aproveita a energia gerada pela queda livre da estaca (NOGUEIRA, BORGES, *et al.*, 2008). O sistema de ancoragem para plataformas flutuantes utilizando estaca torpedo foi desenvolvido com o objetivo de colocar em operação sistemas de produção offshore de petróleo e gás em profundidades de 2000m (LAVIERI, 2011).

As estacas torpedo foram inicialmente utilizadas apenas para a ancoragem de linhas flexíveis, fazendo com que os esforços de tração fossem impedidos de alcançar a árvore de natal molhada (MEDEIROS JR., 2002). No início de 2002, as primeiras estacas torpedo (chamadas de T-43) foram utilizadas para ancorar plataformas de perfuração, mas o sucesso dessas operações possibilitou, nos três anos seguintes, a instalação de mais de 50 estacas torpedo na Bacia de Campos – RJ (BRANDÃO, HENRIQUES, *et al.*, 2006). Em seguida, a utilização de estaca torpedo avançou para a ancoragem de unidades do tipo MODU (*Mobile Offshore Drilling Unit*) e FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*). As âncoras do tipo VLA (*Vertical Load Anchor*) foram substituídas pela escolha da utilização do torpedo, devido a sua rapidez e facilidade de instalação (BRANDÃO, HENRIQUES, *et al.*, 2006).

Para que seja realizado o projeto de uma estaca torpedo, é necessário a utilização de ferramentas computacionais para prever a profundidade de cravação da estaca, prosseguida de cálculos de cargas aplicadas no topo através da linha de ancoragem, configuração da catenária invertida no trecho enterrado e finalizando com o cálculo de capacidade de carga. Neste, é realizada a análise de tensões em diversos locais da estaca, especialmente nos pontos críticos (região da ligação entre a aleta e o tubo, por exemplo). Todas as etapas são acompanhadas por ensaios em laboratórios e ensaios de campo, sendo

essencial o emprego de métodos computacionais mais acurados para que todas as etapas de projeto sejam representadas através de simulações de forma mais próxima possível da realidade (KUNITAKI, 2006).

As características físicas da estaca torpedo foram concebidas para que o solo seja penetrado pela força e velocidade obtidas a partir da energia cinética adquirida pela queda livre da estaca e seu peso próprio. A instalação do torpedo está intimamente relacionada às condições geotécnicas do local onde é desejado realizar a instalação. Por isso, é de extrema importância avaliar com maior precisão a interação estaca-solo através de estudos prévios, baseando-se em modelos matemáticos que melhor representem a ação das forças no interior do solo sobre a estaca e, assim, o modelo utilizado possa fornecer ao final a previsão de cravação necessária para a sua instalação.

## 1.2 Objetivos e Metodologia

O objetivo deste trabalho é apresentar os resultados da profundidade de cravação atingida por três modelos de estaca em solo marinho, empregando um método matemático de cálculo das pressões atuantes ao longo da estaca durante seu contato com o solo, a partir de uma *integral numérica de pressões* atuantes em malhas de painéis de superfície, buscando fornecer uma maior precisão da interação entre a estaca e o solo. Nesta dissertação, as pressões (resistências de ponta, lateral e força de arrasto) foram calculadas através do modelo matemático de True (TRUE, 1976). Deste modo, foi possível avaliar a influência da penetração a partir da variação da geometria da estaca e do coeficiente de arrasto.

Os três modelos de estaca são: modelo cilíndrico, modelo com ponta e o modelo com a presença da ponta e das quatro aletas, sendo esta última de mesmo formato da estaca torpedo T-98 utilizada pela PETROBRAS em projetos reais de instalação em campos *offshore*. Todos os modelos possuem os mesmos dados físicos da estaca torpedo T-98 (massa estrutural e comprimento) e avaliadas nas simulações computacionais dentro dos mesmos parâmetros geotécnicos de um local onde ocorreu sua primeira instalação, a Bacia de Campos, localizada no Rio de Janeiro.

O código computacional para o modelo de cravação foi implementado em linguagem FORTRAN e inserido no código do programa SITUA-Prosím, desenvolvido

pelo Laboratório de Métodos Computacionais e Sistemas *Offshore* da COPPE-UFRJ e orientado à simulação numérica do comportamento de sistemas de produção de petróleo *offshore*.

## 1.3 Organização do Trabalho

No capítulo 2, são descritos os tipos de configurações das linhas de ancoragem de acordo com a geometria que elas estão dispostas, seguido da apresentação dos tipos de sistemas de ancoragem existentes.

No capítulo 3, é feita uma revisão sobre os tipos de fundações para ancoragem de sistemas flutuantes, de acordo com o nível de carregamento que chegam até os elementos de fundação através das linhas de ancoragem.

No capítulo 4, é apresentado o objeto de estudo deste trabalho: a estaca Torpedo. São descritas suas características físicas e geométricas, seguida do procedimento de instalação utilizado para esse tipo de elemento de fundação.

No capítulo 5, é apresentado o modelo matemático utilizado para a previsão de cravação de estacas em solo marinho, destacando os tipos de esforços atuantes na estaca durante a cravação e os parâmetros do solo envolvidos nesse processo.

No capítulo 6, é apresentado o procedimento numérico empregado para a solução da cravação da estaca torpedo em solo marinho, através de uma modelagem da interação da estaca com o solo durante a cravação por meio da integral numérica de pressões da superfície da estaca modelada por malhas de painéis.

No capítulo 7, são feitos os estudos de caso e apresentação dos resultados, primeiramente para os modelos de estaca sem conexão com a linha de ancoragem e em seguida para o modelo da estaca torpedo T-98 conectada a linha de ancoragem. Será abordado, após estes estudos, uma comparação entre dois modelos da estaca cilíndrica, sendo uma discretizada com menor número de elementos e a outra com maior discretização de sua superfície. Em seguida, no capítulo 8, serão feitas as análises dos resultados apresentados no capítulo anterior.

Finalizando, no capítulo 9, serão apresentadas as conclusões deste trabalho e propostas algumas sugestões para trabalhos futuros.

## 2 Ancoragem de Sistemas Flutuantes

### 2.1 Introdução

Os sistemas offshore compreendem unidades marinhas de exploração, produção e/ou armazenamento de petróleo. Estes sistemas podem ser divididos em dois grupos, conhecidos como fixos ou flutuantes. Os sistemas fixos são compostos por uma estrutura superior, denominada *convés*, e de outra estrutura contraposta contraventada de suporte denominada *jaqueta*, conforme apresentado na Figura 2.1 (a), constituídas de estruturas metálicas fixas. Como exemplos de unidades fixas pode-se citar as plataformas autoelevatórias (*Jack-up Rigs*), torre estaiada, torre Gamma, torre Rouseau e torre Delta (CORRÊA, JACOB e ALBRECHT, 2010). Os sistemas flutuantes são estruturas complacentes instaladas através de um sistema de ancoragem. Como exemplo dessas unidades flutuantes, tem-se as plataformas semi-submersíveis, as plataformas de pernas tensionadas (TLP - *Tension-Leg Platform*) e os navios ancorados, os quais são os mais utilizados atualmente, conforme apresentado na Figura 2.1 (b).

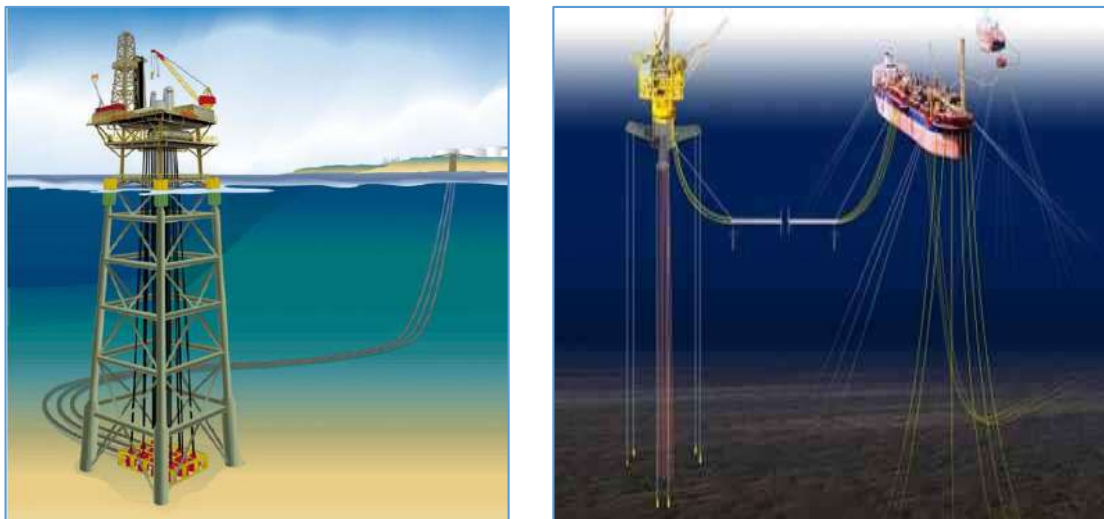


Figura 2.1 – Exemplo de (a) Plataforma Fixa (WIKI, 2014), e (b) Plataforma Flutuante (FARIA, 2011).

As primeiras unidades a serem utilizadas foram as unidades fixas, sendo estas viáveis em águas rasas até uma profundidade de 300 metros e feita para operações de longa duração (PETROBRÁS, 2014). Essas plataformas possuem uma estrutura rígida,



capaz de absorver os efeitos não lineares geométricos e os efeitos dinâmicos, que surgem devido ao carregamento de onda, vento e corrente marítima. Tais efeitos apresentam-se de forma menos significativa quando comparado com as estruturas flutuantes. Geralmente as plataformas fixas são constituídas de estruturas modulares de aço, e fixadas no leito marinho através de estacas cravadas, ou sustentadas por colunas de concreto/aço e tanques por gravidade.

Em locais onde se encontram reservatórios de petróleo em lâminas d'água mais profundas, acima 300 metros, as plataformas fixas podem apresentar uma frequência natural próxima a frequência de excitação provocada pelas ondas, estando sujeita perigosamente ao efeito da ressonância. Portanto, uma solução para minimizar este problema foi introduzir no cenário *offshore* os sistemas flutuantes, ancorados no fundo do mar por meio de cabos (LIMA, 2006). As unidades flutuantes são utilizadas em águas profundas e ultraprofundas (mais de 1500 metros), e são posicionadas através de um sistema de linhas de ancoragem capazes de fornecer forças de restauração com a finalidade de manter essas unidades na posição de projeto.

## 2.2 Configurações de Linhas de Ancoragem

Um sistema de ancoragem compreende um arranjo de linhas que conectam a unidade flutuante ao solo através de um elemento de fundação, com o objetivo de manter a unidade próxima a sua posição de projeto. As linhas de ancoragem são compostas de diversos tipos de materiais e, dentre estes, os principais são as amarras, os cabos de aço e cabos de materiais sintéticos, como a poliamida e o poliéster. Os elementos de fundação podem ser estacas ou âncoras, dependendo do tipo de solicitação a que as ancoragens serão submetidas.

De acordo com a geometria das linhas de ancoragem da plataforma flutuante, as mesmas podem ser dispostas em catenária (ancoragem convencional), utilizadas como linhas retasadas (*Taut-Leg*) ou ainda como tendões (ancoragem vertical). Nas seções a seguir, cada uma delas serão descritas com maior detalhe.

## 2.2.1 Linha de Ancoragem em Catenária

A ancoragem em catenária compreende a forma convencional utilizada para dar rigidez horizontal ao sistema de produção ou perfuração. Usualmente, possui raio de ancoragem de aproximadamente duas a três vezes a lâmina d'água (LDA). Por esta razão, proporciona maiores passeios na embarcação sem a necessidade do emprego de âncoras com elevado poder de garra. A rigidez horizontal deste tipo de ancoragem é fornecida pela suspensão do peso do trecho apoiado, caracterizando assim uma restauração geométrica.

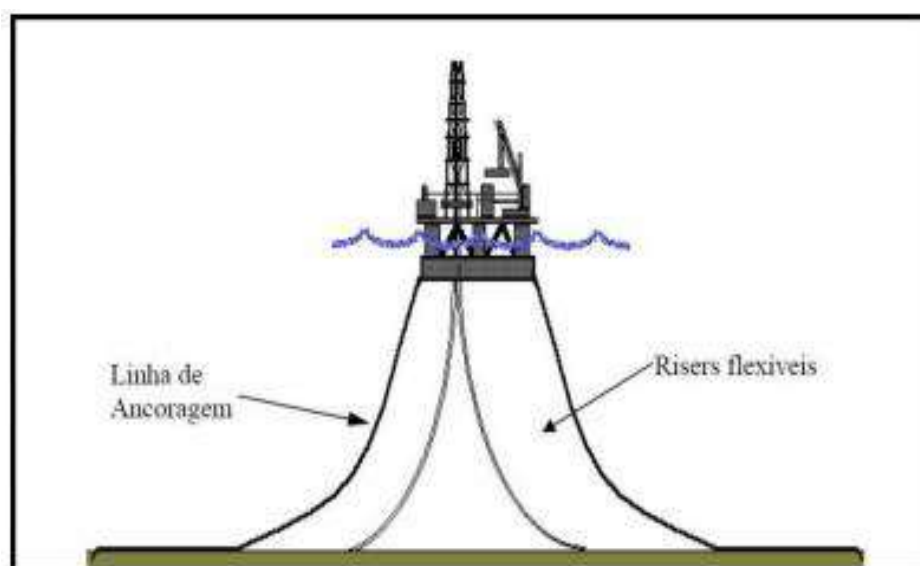


Figura 2.2 – Configuração de ancoragem do tipo convencional (LACERDA, 2005).

A configuração em catenária livre faz com que as linhas de ancoragem transmitam ao sistema de fundação cargas horizontais. Isso é de extrema importância, pois auxilia na escolha do tipo apropriado do elemento de fundação capaz de suportar estes esforços. A desvantagem, porém, apresenta-se no fato de que nesses casos, o raio de ancoragem requerido pode gerar problemas de instalação devido à possibilidade de interferência com obstáculos de fundo em locais congestionados (várias plataformas e/ou instalações submersas nas proximidades), interferindo no posicionamento dessas linhas (LACERDA, 2005).

Além disso, a ancoragem em catenária convencional torna-se inviável para maiores profundidades devido ao aumento de peso e, conseqüentemente, necessitará da utilização de guinchos mais potentes.

## 2.2.2 Linha de Ancoragem *Taut-Leg*

A ancoragem em *Taut-Leg* é utilizada em grandes profundidades com o propósito de evitar as desvantagens do sistema em catenária. Para tal, ela é composta usualmente de trechos curtos de amarra ou cabos de aço associados a trechos longos de poliéster, sendo este um material bastante leve. Neste sistema, as linhas possuem uma configuração tracionada formando um ângulo de  $40^\circ$  a  $45^\circ$  com a vertical, possuindo dessa forma uma projeção horizontal menor para uma mesma ordem de grandeza da lâmina d'água. Ao contrário da catenária convencional, a rigidez horizontal é devida a deformação elástica do poliéster. Por esta razão, este tipo de ancoragem proporciona maior rigidez ao sistema, limitando o passeio da embarcação a *offsets* menores (deslocamentos menores no plano horizontal).

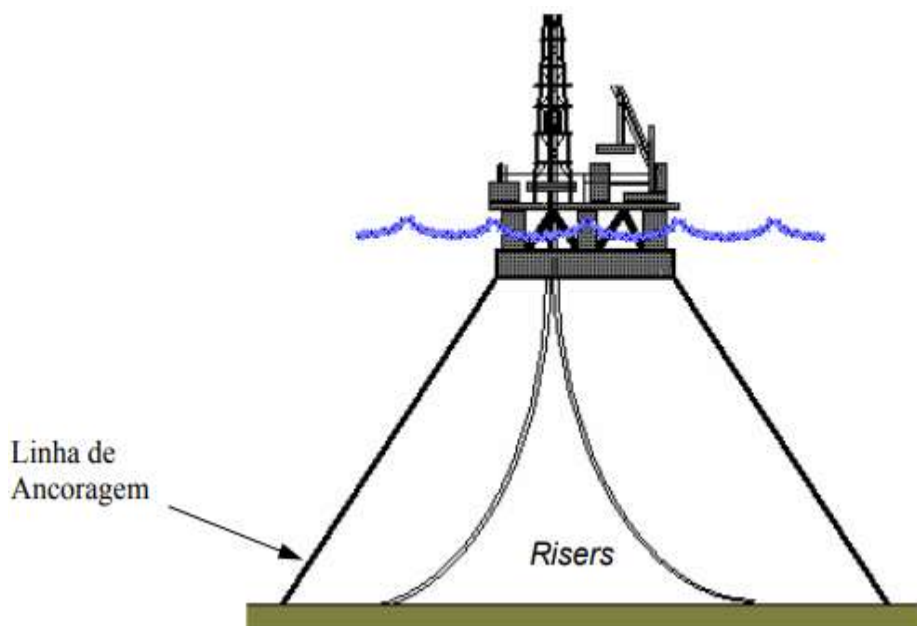


Figura 2.3 - Configuração de ancoragem do tipo *Taut-Leg* (LACERDA, 2005).

Portanto, as âncoras empregadas como fundação precisam resistir a elevados valores de cargas verticais, sendo as mais utilizadas para este caso, as estacas torpedo (nos campos *offshore* brasileiros), as âncoras de sucção e as âncoras de placa (CARBONO, 2005). A adoção deste sistema implica em diminuição de custos com linhas de ancoragem, pois requer comprimentos menores e, devido ao raio de ancoragem ser mais curto (aproximadamente igual à altura da lâmina d'água), podem ser instaladas em áreas congestionadas (KUNITAKI, 2006).

### 2.2.3 Linha de Ancoragem Vertical

A ancoragem vertical é caracterizada pela configuração das linhas de ancoragem que trabalham como tendões verticais tracionados, devido à parcela de empuxo proveniente da parte submersa da unidade flutuante. Esses tendões proporcionam ao sistema uma elevada rigidez no plano vertical, enquanto que no plano horizontal a rigidez é reduzida. Isso ocasiona pequenos períodos naturais dos movimentos (da ordem de 2 a 4 segundos) para *Heave*, *Roll* e *Pitch* e altos (da ordem de 100 segundos) para *Surge*, *Sway* e *Yaw* (KAWASAKI, 2010).

A ancoragem vertical, que também pode ser adotada em ancoragens de boias e monoboias, é essencialmente utilizada nas plataformas do tipo TLP (*Tension Leg Platform*), a qual é apresentada na Figura 2.4. Pode-se notar que uma das vantagens é possuir um arranjo do fundo de leito mais “limpo”, o que evita possíveis congestionamentos com outros sistemas submarinos (KOCHEM, 2016).

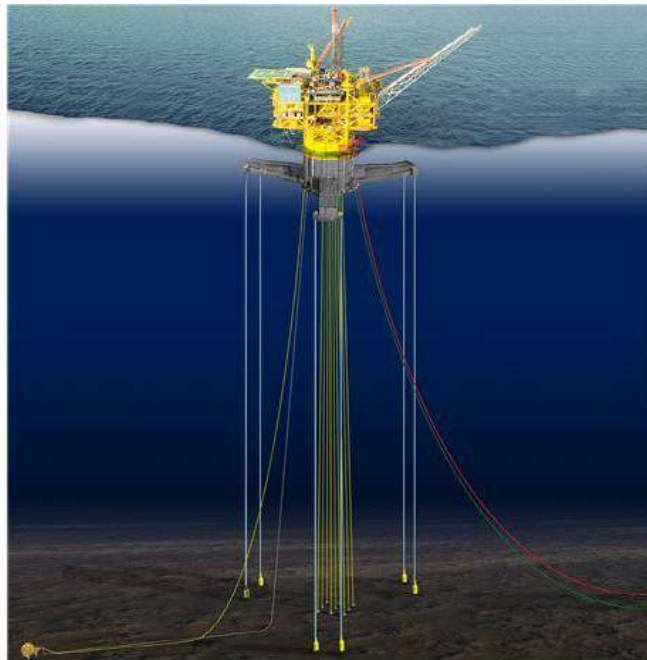


Figura 2.4 – Ancoragem vertical em uma TLP (WORDPRESS, 2017)

## 2.3 Tipos de Sistemas de Ancoragem

Os sistemas de ancoragem utilizados em plataformas flutuantes são classificados em dois tipos, os quais serão descritos segundo sua configuração nas seções subsequentes:

- Ancoragem em Ponto Único – SPM (*Single Point Mooring*);
- Amarração em Quadro de Ancoragem – SM (*Spread Mooring*);

### 2.3.1 Ancoragem em Ponto Único (SPM)

A ancoragem em ponto único (SPM) caracteriza-se por reunir todas as linhas em uma única posição na embarcação, sendo mais utilizada para unidades FSO (*Floating Storage and Offloading Units*) ou em navios petroleiros convertidos em unidades FPSO (*Floating Production Storage and Offloading Units*), pois este sistema de ancoragem permite que a embarcação gire livremente ao redor das linhas e alinhando-se aos carregamentos ambientais, minimizando dessa forma os esforços atuantes no casco (CORRÊA, 2003).

Diversos tipos de ancoragem são caracterizados em SPM, e são definidos basicamente em três tipos: ancoragem com *Turret*, CALM (*Catenary Anchor Leg Mooring*) e SALM (*Single Anchor Leg Mooring*).

A ancoragem com *Turret* (Figura 2.5) é caracterizada pelo fato das ligações de linhas de ancoragem e *risers* conectarem a um único equipamento chamado *turret*, a qual faz parte da estrutura a ser ancorada, podendo estar posicionado na popa ou internamente ao navio, permitindo a rotação da embarcação em torno de seu eixo.



Figura 2.5 - Sistema de ancoragem *Turret* Externo em uma FPSO (MOORING SOLUTIONS SPECIALISTS, 2002)

O sistema CALM (Figura 2.6) consiste em uma boia de grandes dimensões conectados na parte inferior a um determinado número de linhas de ancoragem em catenária e *risers*. Um cabo de material sintético (*hawser*) ou uma estrutura fixa podem ser utilizados para fazer a amarração entre a boia e o navio (CORRÊA, 2003). Este sistema possui limitações em relação à sua capacidade de resistir a carregamentos ambientais severos. Isto ocorre devido ao fato de a boia e a unidade flutuante obterem reações horizontais diferentes devido à influência das ondas, podendo resultar em uma necessidade de desconectar a boia do navio em casos extremos.

Para que tais limitações sejam evitadas, podem ser empregadas forquilhas (*yoke*) de acoplamento estruturais rígidos com articulações para ligar o navio à parte superior da boia, eliminando dessa forma os movimentos horizontais entre a boia e o navio.

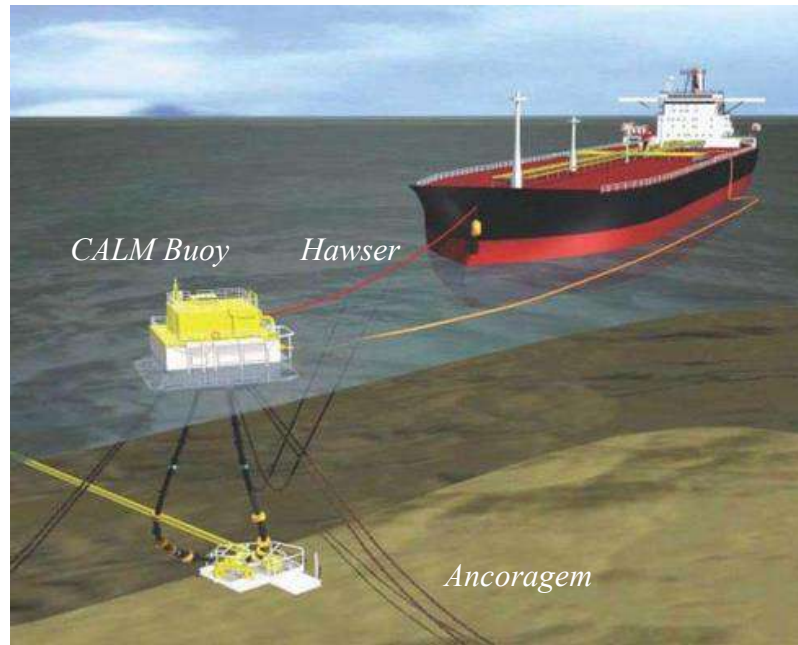


Figura 2.6 – Ancoragem do tipo CALM conectada ao navio com *hawser* (RIVERLAKE SOLUTIONS, 2010).

O sistema SALM configura-se em um sistema de *riser* vertical que possui ampla capacidade de flutuação próxima à superfície ou é mantido por um *riser* pré-tracionado, em alguns casos. Assim como o CALM, o sistema SALM basicamente emprega um *riser* articulado com uma forquilha de acoplamento rígida (*yoke*), conforme é apresentado na Figura 2.7.

O funcionamento desse sistema possui um mecanismo como de um pêndulo invertido. Quando o sistema se desloca lateralmente, a força restauradora resultante das unidades flutuantes tendem a retificá-lo, colocando-o de volta na posição original (KAWASAKI, 2010).

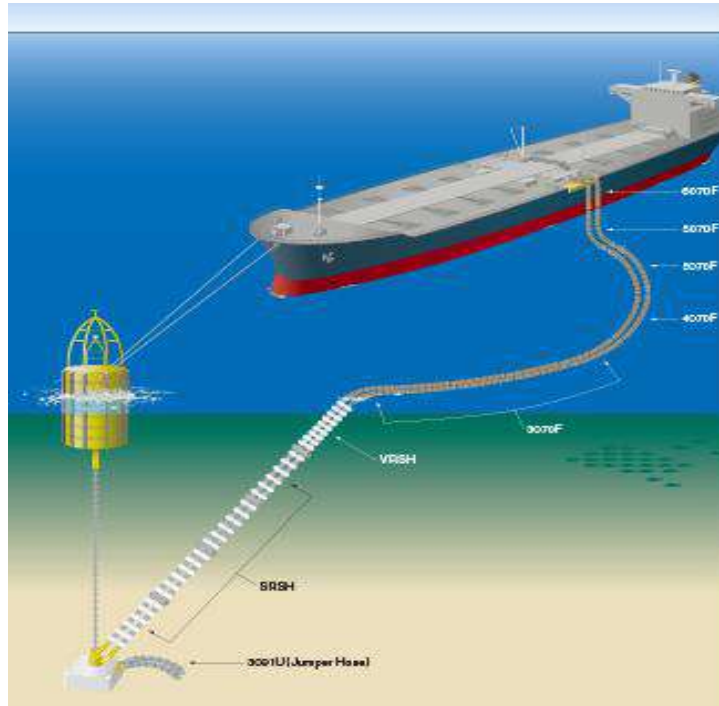


Figura 2.7 – SALM com flutuação através de boia (RUBBER, 2015).

### 2.3.2 Amarração em Quadro de Ancoragem

A amarração em quadro de ancoragem ou em inglês, *spread-mooring* (SM), é a mais utilizada atualmente por plataformas semi-submersíveis em operações de perfuração e produção. Neste sistema, as ancoragens encontram-se distribuídas ao redor da embarcação, proporcionando a unidade flutuante a capacidade de resistir a carregamentos ambientais vindos de qualquer direção. É importante o aproamento da UF com o carregamento ambiental mais severo, a fim de otimizar o sistema de ancoragem, visto que esse tipo de ancoragem não permite o alinhamento da plataforma com a direção de incidência dos carregamentos ambientais (SECKLER, 2011).

Uma variação da concepção de ancoragem SM para navios foi desenvolvida pela Petrobrás com o objetivo de permitir um alinhamento parcial com a direção de incidência de carregamento ambiental mais desfavorável. Este sistema, conhecido como DICAS (*Differentiated Compliance Anchoring System*), conforme apresentado na Figura 2.8, constitui um conjunto de linhas de ancoragem com conexão com a proa e a popa da embarcação (MASETTI, 1997).



A disposição das linhas permite diferentes níveis de rigidez para a proa e popa do navio, obtida através da variação dos níveis de pré-tração das linhas. Isso proporciona ao navio um aproamento adequado às características ambientais na faixa de 5 a 7 graus, fornecendo um melhor posicionamento do navio em relação às condições ambientais mais recorrentes.

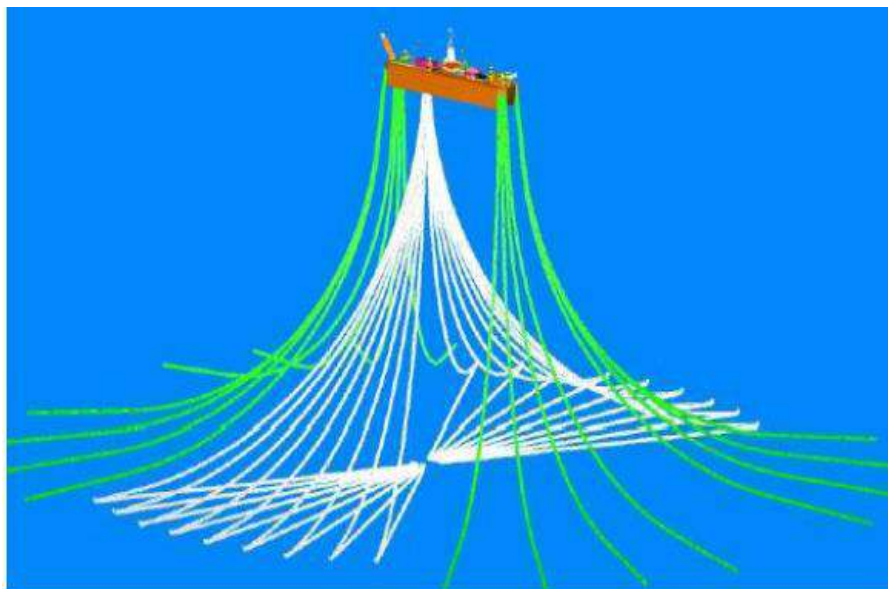


Figura 2.8 – Sistema DICAS (CORRÊA, 2003).

## 3 Fundações para Ancoragem de Sistemas Flutuantes

### 3.1 Introdução

A exploração em condições mais adversas ocasionou um aumento dos carregamentos nas estruturas offshore, fazendo com que a taxa de ocupação do solo para a distribuição dos equipamentos de fundação também aumentasse. Isso vem gerando estudos e projetos onde nos quais pequenos raios de ancoragem são necessários, fazendo com que a configuração em catenária convencional fosse substituída pela ancoragem *taut-leg* ou *semi-taut*, conforme apresentado na seção 2.2.2. Associado a isto, a presença de solos moles nas locações propiciou o desenvolvimento da estaca torpedo. Este tipo de fundação tem se apresentado como a forma mais econômica para ancorar linhas com raios curtos (MEDEIROS JR., 2002). Como este tipo de fundação é o foco deste trabalho, sua descrição será detalhada no Capítulo 4. Os tipos mais conhecidos de âncoras serão apresentados nas próximas seções deste capítulo.

Para que as fundações de estruturas *offshore* sejam capazes de suportar cargas estáticas, cíclicas, periódicas e transientes de forma que a plataforma fique isenta de deformações ou vibrações excessivas, o projeto de fundações deve atender as seguintes premissas a seguir (POULOS, 1988):

- Capacidades de cargas lateral e axial compatíveis com os carregamentos aplicados;
- Relação carga-deslocamento compatível com as condições de trabalho da plataforma;
- Viabilidade de instalação das estacas quanto à disponibilidade de equipamentos e de espaço no leito marinho.

Segundo o tipo de trajetória que a linha de ancoragem, conectando a âncora à unidade flutuante configura-se no mar, o carregamento que chega à âncora pode ser decomposto nas direções vertical e horizontal. Por exemplo, em âncoras convencionais, a direção vertical tende a levantar a ancora do leito marinho (*uplift*), enquanto a direção horizontal causa o arrasto (*drag*) na mesma, sendo este arrasto responsável pelo seu

travamento no solo. A magnitude destas componentes das cargas que chegam ao ponto de ancoragem depende do tipo de linha de ancoragem (MELLO e BOGOSSIAN, 1998).

Nas seções a seguir, serão descritas as fundações necessárias de acordo com a necessidade de projeto.

### 3.2 Âncoras Convencionais

As âncoras convencionais são instaladas por arrasto, realizado por uma embarcação que é responsável por lançar e puxar a âncora, sendo esta constituída das seguintes partes: a haste (*shank*) articulada ou fixa, onde está conectado o cabo de ancoragem, o qual fornece o ângulo de ataque para o enterramento da âncora; a garra (*fluke*), a qual é responsável por mobilizar a capacidade de carga; o cepo ou estabilizador, que é um braço transversal ao eixo da haste e tem a função de fornecer estabilidade à âncora contra a sua rotação no leito marinho; e por fim, a coroa (*crown*), a qual fornece rigidez à âncora, interligando as demais peças (MELLO e BOGOSSIAN, 1998).

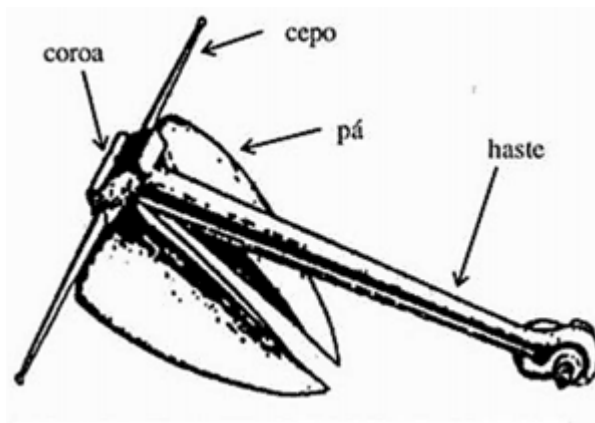


Figura 3.1 – Âncora convencional de aço (MELLO e BOGOSSIAN, 1998).

As âncoras convencionais são utilizadas em linhas de ancoragem por catenária de peso, devido ao fato dessas âncoras não resistirem às componentes de cargas verticais.

### 3.3 Âncoras de Placa

Âncoras de placa ou PEA (*Plate Embedment Anchor*) diferem-se das âncoras convencionas pela maneira com que penetram no solo marinho. A penetração se dá por vibração ou pela utilização de propelentes. Apresentam três principais vantagens em relação às âncoras convencionais:

- i. Elas resistem de forma eficiente a carregamentos em qualquer direção, inclusive a cargas verticais.
- ii. Elas podem ser instaladas de maneira precisa em qualquer alvo.
- iii. Apresentam elevada capacidade de carga, que está relacionada com a profundidade atingida pela âncora no solo.

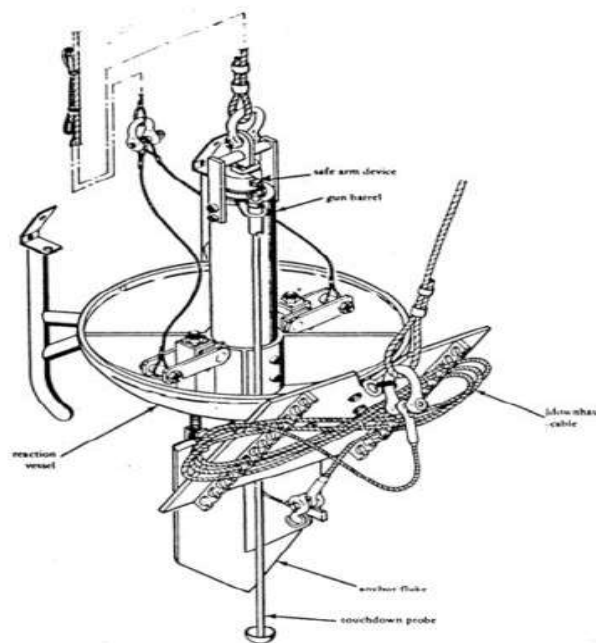


Figura 3.2 – Esquema de âncora CHESNAVFAC 100K com sistema de detonação (MANUAL, 1985).

### 3.4 Âncoras Verticais (*Vertical Load Anchor-VLA*)

As ancoras VLA's (Figura 3.3-a) são desenvolvidas para utilização em ancoragens *taut-leg*, pois estas ancoras após a instalação possuem a capacidade de suportar cargas verticais. São dotadas de cabos, que substituem a haste rígida das ancoras convencionais, com um dispositivo que permite a mudança do ângulo de aplicação da carga para que a mesma ocorra na direção normal à placa, conforme apresentado na Figura 3.3-b.

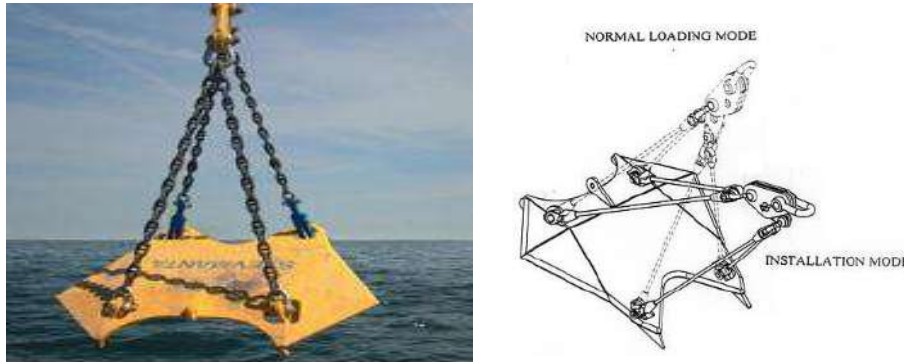


Figura 3.3 – (a) Ancora VLA e (b) detalhe do dispositivo de ajuste de ângulo (ISO, 2005).

A instalação das VLA's (Figura 3.4) ocorre de forma semelhante à instalação das ancoras convencionais. Com o auxílio de embarcações, a VLA é puxada até que seja atingida a carga prevista de instalação, então, a direção de carregamento é mudada com o auxílio de seus cabos, tornando-se perpendicular à placa. Devido a isto, a VLA possui o comportamento igual a de uma ancora de placa (COSTA, 2008).

Recomenda-se que a instalação dessas ancoras seja realizada com um sistema de ancoragem definitivo para favorecer a ligação entre a âncora e a placa. Quando o tipo de material que compõe o cabo da linha de ancoragem é o poliéster, a operação anterior torna-se inviável, pois o cabo irá absorver parte da carga aplicada durante o arraste. Para evitar isto, utiliza-se duas linhas de instalação, sendo uma conectada à embarcação que faz a instalação dessas linhas, e a outra fica de espera em outro barco. Finalizando o processo, o pino da manilha rompe-se e é conectada a uma boia para, que posteriormente, seja conectada à plataforma (KUNITAKI, 2006).

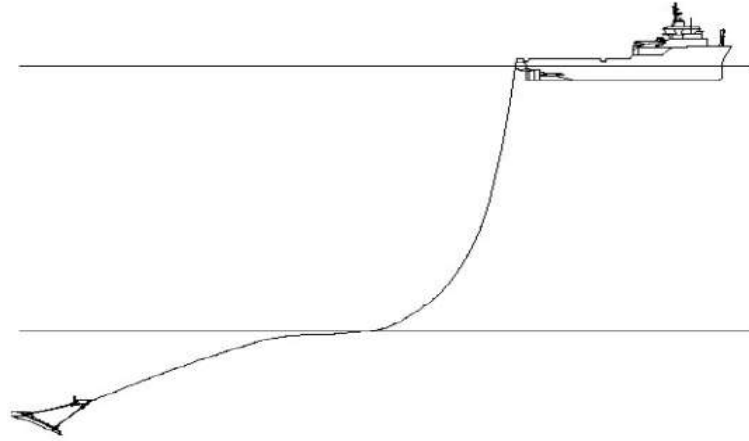


Figura 3.4 – Âncora VLA após instalação (KUNITAKI, 2006).

### 3.5 Estacas Cravadas por Sucção (*Suction Pile*)

A estaca de sucção (Figura 3.5) constitui-se de um cilindro aberto no fundo e fechado no topo, onde é acoplado uma bomba de sucção. São de aço ou de concreto, com seção transversal de formato poligonal fechada, mas geralmente são circulares.

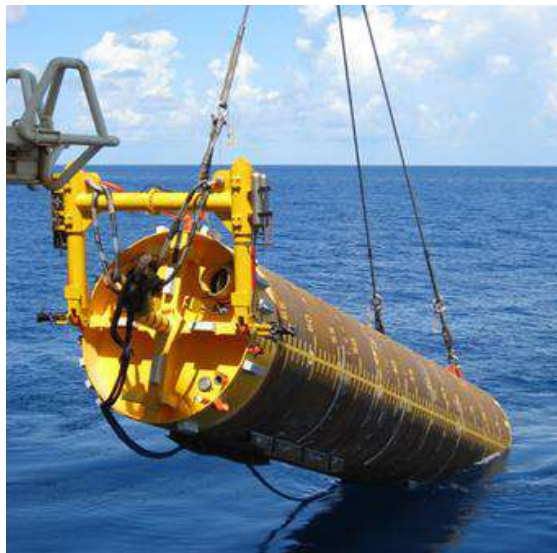


Figura 3.5 – Estaca de sucção de uma SPAR BUOY (CRANEMASTER, 2010).

A instalação é realizada com o auxílio de uma embarcação provida de guindaste ou com o lançamento da estaca pela popa, e então guiada até o leito marinho onde penetra parcialmente devido ao peso próprio. Uma bomba de sucção, auxiliada por um ROV, acoplada ao topo da estaca remove a água de seu interior, causando a redução da pressão

interna e gerando um diferencial de pressão. Este diferencial ao superar a resistência do solo faz com que a estaca penetre no mesmo, finalizando o processo de cravação.

A sucção requerida é a força de cravação mais o peso da estaca, ambas divididas pela seção transversal interna da estaca. Portanto, a resistência à sua penetração, a uma certa profundidade, é linearmente proporcional ao seu diâmetro (JONES e ISKANDER, 1994). Consequentemente, quando este aumentar, a força de cravação por sucção aumentará mais que a resistência à penetração.

O sistema de fundação por estaca de sucção permite que a carga da linha de ancoragem seja aplicada em qualquer ângulo, sendo muito utilizadas em ancoragens de linhas tipo *taut-leg*, onde os ângulos de carregamento estão entre 30° e 50°.

### 3.6 Estacas Cravadas por Gravidade

Além dos elementos de fundação citados anteriormente, existem dois tipos de estacas que são cravadas por gravidade: as âncoras ou estacas torpedo e as âncoras de penetração, em inglês chamadas de *Deep Penetrating Anchors* (DPA). Devido à similaridade entre os dois tipos, somente a estaca torpedo foi o objeto de estudo deste trabalho e por se tratar do assunto principal do mesmo, será discutida a partir do capítulo seguinte.

## 4 Estaca Torpedo

### 4.1 Introdução

Na grande maioria dos locais onde está sendo explorado petróleo *offshore*, os solos são extremamente moles. Conforme a exploração foi atingindo lâminas de água cada vez mais profundas, fundações para ancoragem de unidades flutuantes com cargas cada vez mais elevadas passaram a ser instalados nesses solos.

Em 1996, a Petrobrás deu início ao desenvolvimento do conceito de estaca torpedo, como uma nova alternativa para o cenário *offshore* para otimizar os sistemas de ancoragem existentes. Foi proposta como solução para suportar as componentes verticais das cargas transmitidas pela linha de ancoragem, e ao mesmo tempo, contornar os problemas associados a outros tipos de fundações, bem como diminuir os custos de instalação de fundações em águas profundas, além de reduzir as interferências com estruturas locais e melhorar a precisão de lançamento (MANSTRANGELO, BARUSCO, *et al.*, 2003).

Os sistema de ancoragem por estaca torpedo foi desenvolvido pela Petrobrás durante o programa PROCAP2000 com o objetivo de colocar em operação sistemas de produção *offshore* de petróleo e gás em profundidades de 2000 m (MORAIS, 2015). Entre 1993-1999, o PROCAP desenvolveu 20 projetos e um deles foi a estaca torpedo, patenteada em 2003. A estaca torpedo é um sistema de fundação que foi criado para ser instalado por queda livre em solos compostos por argila mole, como é o caso da argila normalmente adensada que compõe o solo marinho da Bacia de Campos-RJ (KUNITAKI, 2006).

No Brasil, a estaca torpedo é utilizada preferencialmente em águas profundas, onde existe a predominância de argila no subleito. Em águas rasas, predomina areia no subleito, sendo a âncora de arraste a mais aplicada como sistema de fundação. Nas regiões onde leitos são arenosos, a utilização do torpedo apresenta as desvantagens de permanecer com parte do fuste exposto e de não penetrar a uma profundidade desejável, para que sejam atendido os requisitos de capacidade de carga, em comparação com sua aplicação em leitos argilosos (PASSINI, 2015).



## 4.2 Características Gerais

A estaca torpedo possui formato de aço tubular de geometria cônica com ponta fechada, preenchida com mistura de concreto e sucata de aço de várias dimensões, cuja dosagem de concreto é realizada de tal forma que seja atingida a maior massa específica possível (COSTA, 2008). Possui um comprimento em torno de 10 vezes de seu diâmetro e pode apresentar aletas na superfície lateral. O seu centro de gravidade está localizado abaixo do seu centro geométrico (hidrodinâmico).

A presença das aletas confere ao torpedo um maior contato com o solo marinho e tem por objetivo minimizar os problemas de baixa resistência lateral e axial (JUNIOR, 2011), proporcionando maior área de contato com o solo quando avaliada a capacidade de carga para arrancamento da estaca. Porém, as aletas diminuem a profundidade de instalação quando cravadas no solo, em comparação com estacas sem aletas. O posicionamento das aletas na estaca torpedo apresentam-se geometricamente opostas e suas dimensões proporcionam aumento da capacidade de carga em razão de uma maior superfície de contato com o solo, assim como favorecem o comportamento hidrodinâmicos (estabilidade direcional) da estaca durante a queda (JÚNIOR, FOPPA, *et al.*, 2010).

Na região superior da estaca, existe um olhal externo com a finalidade de que a carga de ancoragem seja aplicada em qualquer direção (JUNIOR, 2002). Na estaca torpedo para ancoragem de *risers*, o olhal é interno, enquanto que outras dessas estacas projetados para ancorar MODU (T-MODU) e UEP (T-UEP), o olhal é acoplado externamente.

Estudos seguidos de testes em campo mostram que estas estacas não sofrem influência significativa do aumento da lâmina d'água onde o sistema é instalado, o que possibilita a instalação das mesmas em águas ultra-profundas sem necessitar de equipamentos submarinos especiais ou embarcações de apoio de grande porte (JUNIOR, 2001). A Figura 4.1 apresenta uma estaca torpedo com todas as características descritas anteriormente.



Figura 4.1 - Estaca Torpedo (AGUIAR, 2007).

A utilização da estaca torpedo busca solucionar os seguintes problemas (AGUIAR, 2007):

- (i) O congestionamento no leito marinho devido aos grandes raios de ancoragem em sistemas do tipo catenária. Como a estaca torpedo é do tipo *Taut-Leg*, os raios de ancoragem são menores quando comparados aos sistemas convencionais;
- (ii) Diminuir os custos com linhas de ancoragem a partir da adoção de sistemas com raios mais curtos, o que requer comprimentos menores dessas linhas;
- (iii) Redução dos custos de instalação de fundações em águas profundas pela sua simplicidade de construção e instalação.

### 4.3 Procedimento de Instalação

O procedimento de instalação de estaca torpedo utiliza, geralmente, duas embarcações conforme mostra a Figura 4.2. Inicialmente, o torpedo é posicionado até sua altura de queda determinada em projeto e pode variar, em termos práticos, de 100-250m. Ao atingir a profundidade projetada, a corrente é fixa em um determinado ponto por um dispositivo de desconexão rápida denominado de *Pelikelo*. A alça de tiro é formada pela outra extremidade da corrente, fixada em outra embarcação, e sua configuração é uma curva em catenária. A queda da estaca torpedo inicia-se ao ser acionado o *Pelikelo*, até o momento de cravação no solo marinho (SARMENTO e VIEIRA RABELO, 2013).

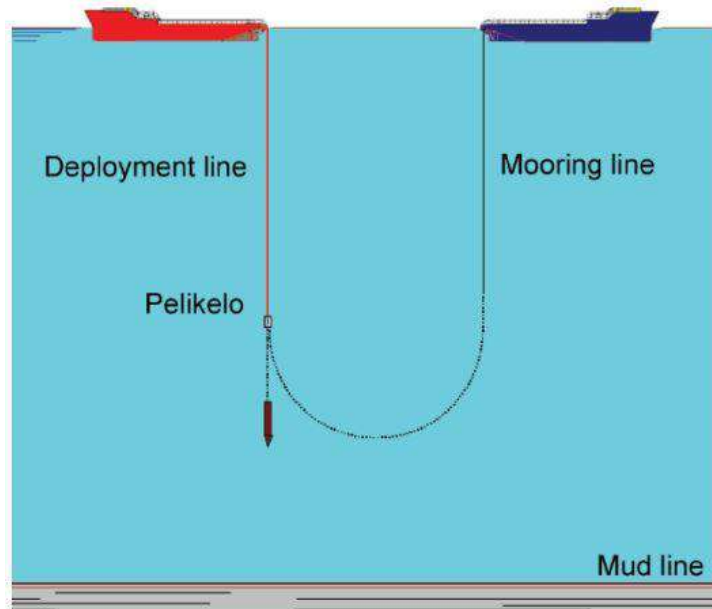


Figura 4.2 - Esquema de lançamento da estaca torpedo (LAVIERI, 2011).

Durante o processo de lançamento da estaca torpedo, pode-se observar a diferença do período de aceleração da estaca ao se deslocar na água e no interior do solo. Estes processos resultam nas características de fixação desse tipo de estaca: a profundidade de penetração e a altitude final da mesma.

Todo a análise de cravação da estaca pode ser resumido em três etapas (AMARAL e COSTA, 2001):

1. Cálculo da penetração da estaca através da análise de sua desaceleração após atingir o solo marinho, considerando as cargas aplicadas no topo pela linha de ancoragem;
2. Cálculo da capacidade de carga geotécnica e configuração da catenária invertida formada pela linha de ancoragem no interior do solo;
3. Análise estrutural da estaca.

Durante a queda da estaca, sua velocidade aumenta rapidamente e as forças que se opõem a este movimento são as forças de empuxo da água e o arrasto devido à resistência que a água oferece ao movimento da estaca. No instante em que a velocidade é máxima, há o impacto da estaca com o solo e, a partir de então, sua velocidade começa a cair bruscamente devido às resistências do solo ao movimento de cravação da estaca.

As estacas torpedo foram inicialmente utilizadas para ancoragem de *risers* flexíveis e MODUs. Para estes tipos de instalação, o transporte e o lançamento da estaca necessita somente de um rebocador, evidenciando um custo menor na utilização de meios navais, assim como pelo fato do tempo de instalação ser menor quando comparado a outros tipos de fundações. Outra característica importante é que este tipo de instalação não requer operações de arraste, como é o caso das âncoras. Assim, os torpedos podem ser instalados em áreas congestionadas, sem que linhas de ancoragem existentes na região interfiram durante a instalação. Estas vantagens de utilização do torpedo proporcionaram ainda uma solução de ancoragem menos sensível ao aumento da profundidade da lâmina d'água (MEDEIROS JR., 2002), pois como foi mencionado anteriormente, essa estaca não necessita de equipamentos especiais durante o processo de instalação. Portanto, pode ser empregada em águas profundas e não ser inviabilizadas pelo seu custo.

A velocidade de impacto deve garantir uma energia suficiente de cravação da estaca, porém, sem causar danos a sua estrutura. Até o ano 2000, as estacas instaladas em região de argila normalmente adensada apresentaram velocidades na faixa de 20 m/s, com uma altura de queda entre 30 a 150 metros, obtendo resultados de cravação no solo na ordem de 8 a 22 metros. Ensaios de cravação realizados para diferentes tipos de solo mostraram que, para uma mesma altura de lançamento de 30 metros, a penetração da ponta da estaca varia significativamente, indicando portanto, a relevância de um conhecimento adequado do tipo de material que compõe o solo marinho para uma maior acurácia na previsão de cravação em um projeto de instalação de estaca torpedo (MEDEIROS JR., 2002).

# 5 Equação Matemática para Cravação de Estaca Torpedo

## 5.1 Introdução

Neste capítulo, serão descritas as equações matemáticas utilizadas para o cálculo das forças atuantes na estaca durante sua cravação em solo marinho. Será feita uma abordagem do modelo matemático de True (1976) e dos estudos de O'Loughlin (2013), sendo este fundamentado no modelo anterior. Porém, no presente estudo de cravabilidade do torpedo, foi empregado o modelo de True para o cálculo das forças do solo.

## 5.2 Parâmetros do Solo

Os solos em locais *offshore* são caracterizados como argila normalmente adensada. As argilas possuem baixa permeabilidade e esse fato destaca um importante parâmetro do solo denominada resistência ao cisalhamento não-drenada  $S_u$ . Esta resistência é a tensão cisalhante de ruptura no estado (não-drenado) em que o solo se encontra ao ser solicitado por um carregamento.

Os modelos geotécnicos empregados para prever a profundidade de cravação da estaca - como no caso do presente estudo o modelo dinâmico proposto por True (1976) - utilizam parâmetros do solo considerados determinísticos (KUNITAKI, 2006). Porém, as precisões dos resultados podem ser afetadas devido ao grau significativo de variabilidade das propriedades do solo. Como exemplo, um parâmetro importante é a resistência ao cisalhamento não-drenada no modelo de penetração para solos argilosos, que corresponde à resistência que o solo apresenta ao ser solicitado em condições saturadas onde há impedimento da drenagem. Isto se deve ao fato das argilas possuírem baixa permeabilidade.

Ensaio de campo, como por exemplo, os ensaios de palheta (*vane test*), de penetração do cone (CPT) e ensaios realizados em laboratórios, como os triaxiais mini-vane em amostras indeformadas (ELTAHER, RAJAPAKSA e CHANG, 2003), determinam geralmente os valores da resistência não drenada do solo  $S_u$  em locais

*offshore*. Nestes ambientes, verifica-se que  $S_u$  varia linearmente com a profundidade, de acordo com a Equação (0):

$$S_u(z) = S_{u_0} + S_{u_k} \cdot z \quad (0)$$

onde  $S_{u_0}$  é a resistência não-drenada na superfície do solo e  $S_{u_k}$  é a taxa de crescimento dessa resistência de acordo com a profundidade  $z$ .

Outro parâmetro importante a ser ressaltado neste estudo é o valor de sensibilidade do solo  $S_{ti}$ . Este representa a perda de resistência do solo por efeito da destruição de sua estrutura, fenômeno conhecido como amolgamento. Isto ocorre quando o solo é solicitado rapidamente, de forma que a ruptura ocorra sem que haja tempo para a dissipação das pressões neutras.

O valor de sensibilidade do solo  $S_{ti}$  é definido através da relação das resistências indeformadas e amolgadas (SKEMPTION e NORTHEY, 1952), as quais podem ser obtidas por meio dos ensaios de palheta (*vane test*), triaxial e mini-vane em solo amolgado.

As argilas podem ser classificadas de acordo com a sensibilidade ao amolgamento, conforme mostra a Tabela 5.1 abaixo:

Tabela 5.1. Classificação das argilas de acordo com a sensibilidade (SKEMPTION e NORTHEY, 1952).

Sensibilidade $S_{ti}$	Classificação
1	Insensíveis
1 - 2	Baixa Sensibilidade
2 - 4	Média Sensibilidade
4 - 8	Sensíveis
>8	Extra-sensíveis
>16	<i>Quick Lays</i>

### 5.3 Pressão Resultante Normal do Solo

No processo de cravação, além das forças de resistência e arrasto do solo estarem atuando sobre a superfície da estaca, existe também a resultante devido ao empuxo do solo, o qual alivia o peso ou força da estaca no sentido do deslocamento.

A Figura 5.1 apresenta o esquema da estaca na transição para o interior do solo, sujeito às pressões do meio em que está contido. A pressão  $P_2$  se transfere integralmente para a camada  $h_3$  e, na espessura da camada do solo, haverá o acréscimo de diagrama devido à pressão  $P_3$  gerada nessa espessura (MARANGON, 2013).

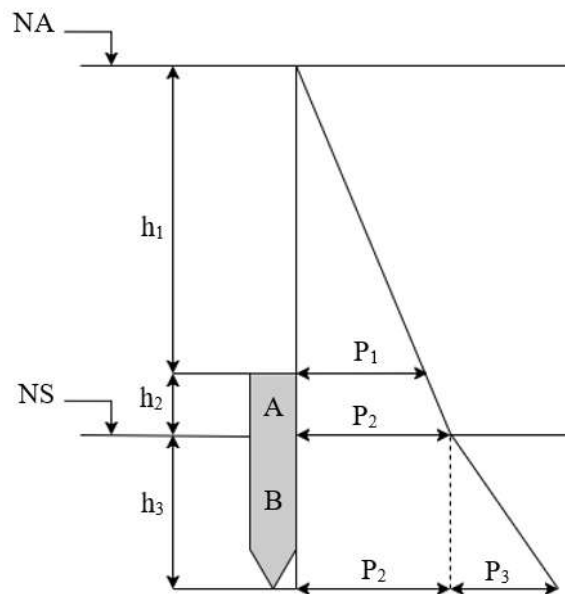


Figura 5.1 – Diagrama representativo das pressões atuantes na estaca.

Os trechos A e B da estaca estão destacados na Figura 5.2, para mostrar com maior detalhe as pressões atuantes em ambos os trechos:

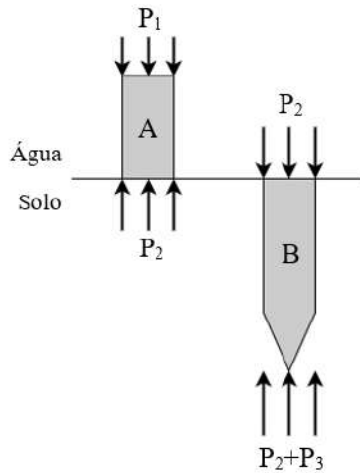


Figura 5.2 – Esquema das pressões atuantes na estaca.

As pressões atuantes no trecho  $h_2$  e  $h_3$  são definidas pelas Equações (1), (2) e (3) a seguir:

$$P_1 = \gamma_{\text{água}} h_1 \quad (1)$$

$$P_2 = P_1 + \gamma_{\text{água}} h_2 \quad (2)$$

$$P_3 = \gamma_{\text{solo sub}} h_3 \quad (3)$$

Portanto, a pressão na estaca devido ao trecho na água ( $P_a$ ) e ao trecho no solo ( $P_3$ ) durante a cravação, define a pressão resultante  $P_R$  que atua na estaca .

$$P_a = P_2 - P_1 = \gamma_{\text{água}} h_2 \quad (4)$$

$$P_R = P_2 + P_3 - P_2 = \gamma_{\text{solo sub}} h_3 \quad (5)$$

Logo, de acordo com as Equações (6) e (7) , o empuxo atuante na estaca durante o processo de cravação e o peso submerso  $W_s$  da estaca são, respectivamente:

$$E = A(\gamma_{\text{solo sub}} h_3) \quad (6)$$

$$W_s = W - E \quad (7)$$

onde  $A$  é a área da seção transversal da estaca.

## 5.4 Modelos para Cravação Dinâmica

Estudos foram anteriormente realizados para previsão de profundidade de cravação utilizando penetrômetros em queda livre (SCOTT, 1970), e também como um



método para estimativa de resistência do solo, a partir do sinal de desaceleração do instrumento após o impacto com o leito marinho. O penetrômetro é considerado como um corpo rígido, sendo seu movimento admitido como o de uma partícula, portanto, a segunda Lei de Newton foi utilizada para representar a relação entre as forças que tendem a empurrar o penetrômetro para dentro do solo e as forças que tendem a pará-lo. A equação básica para a cravação é definida pela Equação (8):

$$m \frac{d^2z}{dt^2} = mg - F_c - F \quad (8)$$

onde  $m$  é a massa do penetrometro,  $z$  é o deslocamento,  $d^2z/dt^2$  é a desaceleração do equipamento,  $g$  a aceleração da gravidade,  $F_c$  é a força elástica agindo no cabo de recuperação do equipamento e  $F$  considerado como a resistência total do solo a penetração do equipamento.

#### 5.4.1 Modelo Clássico de True (1976)

A penetração de projéteis em solos teve seu início na marinha americana, através do desenvolvimento de um modelo dinâmico de cravação para representar a impulsão de âncoras de placa no solo marinho, posicionadas inicialmente na vertical e que por intermédio de um sistema de detonação é produzida uma velocidade inicial, onde a partir deste inicia-se o processo de cravação (KUNITAKI, 2006).

O modelo original desenvolvido (TRUE, 1976) para simular a penetração de âncoras de placa baseado na segunda Lei de Newton é definido pela Equação (9):

$$M' \cdot v \cdot \frac{dv}{dz} = F_E + W_S - F_D - F_P - F_L \quad (9)$$

onde  $M'$ ,  $v$ ,  $W_S$  e  $z$  são a massa efetiva, a velocidade, o peso submerso do elemento de fundação e a profundidade do solo, respectivamente.  $F_E$  é a força externa de cravação gerada pela detonação,  $F_D$  é uma força de arrasto exercida pelo solo no penetrômetro,  $F_P$  é a resistência dinâmica que atua na ponta e  $F_L$  a resistência do solo mobilizada na superfície do penetrômetro.

As expressões da massa efetiva  $M'$  e o peso submerso  $W_S$  são apresentadas nas Equações (10) e (11) abaixo:

$$M' = M + 2 \cdot \rho_{solo} \cdot V \quad (10)$$

$$W_S = W - V \cdot \gamma_{solo} \quad (11)$$

onde  $M$ ,  $W$  e  $V$  são a massa estrutural, o peso no ar e o volume do penetrômetro (âncora), respectivamente;  $\rho_{solo}$  e  $\gamma_{solo}$  são a densidade e o peso específico relativos ao solo submerso.

Porém, a força externa de cravação  $F_E$  é considerada nula para o estudo de um penetrômetro em queda livre, e para penetrômetros esbeltos a massa adicionada pode ser desprezada (BEARD, 1981). Logo, a massa efetiva é a mesma da massa estrutural da estaca e a equação do movimento que rege a penetração da estaca passa a ser:

$$M \cdot \frac{dv}{dz} \cdot \frac{dz}{dt} = W_S - F_D - F_P - F_L \quad (12)$$

como  $\frac{dv}{dt} = a$ , a equação acima pode reescrita como segue:

$$M \cdot a = W_S - F_D - F_P - F_L \quad (13)$$

A equação de True (1976) apenas é utilizada para argilas (solos coesivos) na previsão de profundidade de penetração, sendo que a estimativa de cravação ainda pode ser realizada por meio de testes instrumentados na locação na qual a estaca será instalada (PASSINI, 2015).

#### 5.4.1.1 Taxa de Deformação do Solo

A taxa de deformação dinâmica  $S_{\dot{e}}$  mostra o quanto o solo se deforma ao longo do tempo durante a cravação do torpedo, de acordo com a variação da velocidade do equipamento de cravação e com a resistência não drenada  $S_u$ , e é expressa da seguinte forma:

$$S_{\dot{e}} = \frac{S_e}{1 + \frac{1}{\sqrt{\frac{C_{\dot{e}}v}{S_u d} + C_0}}} \geq 1 \quad (14)$$

onde  $S_{\dot{e}}$  é o fator empírico da maior taxa de deformação do solo em velocidades elevadas;  $C_{\dot{e}}$  é o coeficiente empírico da taxa de deformação;  $C_0$  é a constante empírica da taxa de deformação e  $d$  é o diâmetro ou espessura do torpedo. Os valores de  $S_e$ ,  $C_{\dot{e}}$  e  $C_0$  foram

obtidos através de ensaios realizados em modelos reduzidos para diversos tipos de solos e modelos de projéteis (TRUE, 1974).

#### 5.4.1.2 Forças de Resistência do Solo

As parcelas de força do modelo matemático de True (13) responsáveis pela resistência dinâmica mobilizadas pelo solo à penetração do equipamento anteriormente mostradas em (15) e (16), são a forças de ponta  $F_p$  e lateral  $F_L$ . A consideração anterior é feita devido à inclusão do fator taxa de deformação do solo  $S_{\dot{\epsilon}}$  e de redução da adesão lateral  $\delta$ , nas formulações de resistências estáticas utilizadas em cálculo de capacidade de carga.

O fator de adesão lateral  $\delta$  é introduzido para a correção da influência dos fatores como a resistência ao cisalhamento da argila, o método de instalação da estaca, a tensão de sobreadensamento e o tipo de estaca (JUNIOR, 2003).

A resistência de ponta  $F_p$  e a resistência lateral  $F_L$  são definidas como segue:

$$F_p = (S_u \cdot N_c \cdot A_f) S_{\dot{\epsilon}} \quad (15)$$

$$F_L = \left( \frac{S_u \cdot A_L \cdot \delta}{S_{ti}} \right) S_{\dot{\epsilon}} \quad (16)$$

onde  $N_c$  e  $A_f$  são, respectivamente, o fator de capacidade de carga e a área lateral.

#### 5.4.1.3 Força de Arrasto Inercial

Na cravação de estacas em solo marinho, as partículas de solo são aceleradas a partir do repouso até à uma velocidade suficiente para movê-las para fora do caminho da estaca. A força requerida para a acelerar os elementos de solo é conhecida como uma força inercial e a reação a essa força provoca uma força de resistência do solo na estaca. A resistência ao arrasto inercial do solo é análoga à ação do arrasto hidrodinâmico em um objeto que passa pela água. Sendo considerada a composição da superfície da maioria dos solos marinhos como mole e viscoso, é razoável, assim, assumir a existência de uma força de arrasto inercial, embora sempre é necessário o acompanhamento de justificativas experimentais (RICHARDSON, 2008).

A força de arrasto inercial  $F_D$  (17) é semelhante a força dada pela equação de Morison (MORISON, O'BRIEN, *et al.*, 1950), porém considerando a densidade do solo  $\rho$  ao invés da densidade da água. A força de arrasto inercial compreende uma componente de arrasto devido à pressão exibida nas faces frontal e traseira do objeto e uma componente de arrasto de fricção devido às tensões de cisalhamento que atuam ao longo das paredes do objeto. Geralmente, os efeitos da pressão e do arrasto de fricção são combinados e um coeficiente de arrasto geral ( $C_D$ ) (RICHARDSON, 2008):

$$F_D = \frac{1}{2} \cdot v \cdot |v| \cdot A_p \cdot C_D \cdot d \cdot \rho \quad (17)$$

onde  $A_p$  é a área projetada da seção transversal da estaca e  $d$  é seu diâmetro.

Estudos anteriores de penetrômetros em solo marinho identificaram uma variedade de valores de coeficiente de arrasto (RICHARDSON, 2008):

- Para penetrômetros cilíndricos com base cônica (TRUE, 1976):  $C_D = 0,7$ .
- *European Standard Penetrators* (ESP) para velocidades de impacto entre 10-50m/s (FREEMAN, MURRAY, *et al.*, 1984):  $C_D = 0,15 - 0,18$ .
- Para âncoras do tipo DPA's com quatro aletas (ØYE, 2000):  $C_D = 0,63$ .
- Para estacas torpedo (FERNANDES, ARAUJO, *et al.*, 2005):  $C_D = 0,33$ .

O coeficiente de arrasto  $C_D$  é definido em função da forma do objeto, da rugosidade da superfície, do número de Reynolds e da compressibilidade do fluido.

#### 5.4.2 Estudos de O'Loughlin (2013)

A dependência da resistência ao cisalhamento relacionada com a taxa de deformação é usualmente formulada usando uma função semi-logarítmica ou exponencial (BISCONTIN e PESTANA, 2001), e adicionada na Equação (13) multiplicando as resistências de ponta e lateral pela função  $R_f$ , expressa conforme a Equação (18):

$$R_f = 1 + \lambda \log \left( \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_{ref}} \right) \quad (18)$$

onde  $\lambda$  é uma constante de deformação,  $\dot{\gamma}$  é a taxa de deformação e  $\dot{\gamma}_{ref}$  é a taxa de deformação associada com os valores de referência da resistência não-drenada (O'LOUGHLIN e GAUDIN, 2013).

Durante o processo de cravação, a taxa de deformação por cisalhamento do solo irá variar em toda a superfície de contato com a estaca (afetando uma região de até 20 vezes o seu diâmetro), e é aceitável assumir que para qualquer local de operação, a taxa de deformação pode ser aproximada pela velocidade normalizada,  $v/d$ . Essa velocidade normalizada pode, então, ser utilizada como um valor de referência para avaliar a resistência ao cisalhamento para profundidades elevadas (O'LOUGHLIN e GAUDIN, 2013). A Equação (19) pode ser reescrita como:

$$R_f = 1 + \lambda \log \left( \frac{v/d}{(v/d)_{ref}} \right) \quad (19)$$

onde  $v$  é a velocidade de cravação,  $d$  é o diâmetro da estaca e  $(v/d)_{ref}$  tem o valor de  $0,17s^{-1}$ .

Portanto, o modelo matemático de True pode ser reescrito conforme a Equação (20) a seguir:

$$m \frac{d^2z}{dt^2} = W_s - R_f \cdot (N_c S_u A_f + \delta S_u A_s) - \frac{1}{2} \cdot v \cdot |v| \cdot A_f \cdot C_d \cdot d \cdot \rho \quad (20)$$

## 5.5 Previsão da Profundidade Final de Instalação

A capacidade de carga de estacas cravadas dinamicamente em solos onde a resistência ao cisalhamento aumenta com a profundidade, está diretamente relacionada com a profundidade final alcançada durante a instalação. Portanto, para ser possível prever com precisão a capacidade de carga, é necessário prever anteriormente a profundidade final que será atingida pela estaca no solo. De acordo com os estudos conduzidos por True (1976), é evidente que os fatores que mais influenciam na profundidade final de uma estaca são:

- Características geométricas: forma da base da estaca, relação entre comprimento e diâmetro, etc;
- Massa;
- Velocidade de impacto com o solo;
- Características das forças do solo.

## 5.6 Efeitos da Cravação na Resistência do Solo

Nesta seção, será abordada a influência das poropressões que surgem na região de contato entre a superfície da estaca e do solo durante a cravação, e seu efeito na resistência lateral.

A cravação da estaca torpedo gera, inicialmente, uma perturbação no solo, devido ao seu cisalhamento, após ser instalada. Este processo causa uma diminuição da resistência do solo, deformação a volume constante e mudanças na poropressão que influenciam diretamente na tensão efetiva do solo. A penetração de uma estaca cilíndrica em um solo argiloso pode afetar uma região de até 20 vezes o diâmetro da estaca (RANDOLPH, CARTER e WROTH, 1979).

Testes de instalação dinâmica onde uma camada de 5 a 10 mm de água sobre uma amostra de solo, exemplificando um exemplo de saturação, foi temporariamente removida, mostraram que para uma mesma velocidade de impacto de um protótipo, a profundidade atingida foi em média 20% menor do que com a presença da camada de água (RICHARDSON, 2008). Esses resultados sugerem que a água esteja ao longo de uma camada limite contornando a superfície da estaca, reduzindo o efeito da tensão normal efetiva na interface estaca-solo. Isso causa a redução do atrito lateral, o qual auxilia no processo de cravação da estaca (O'LOUGHLIN e GAUDIN, 2013).

Estudos mostraram que uma alta velocidade de impacto reduz a capacidade de curto prazo da estaca comparada com uma baixa velocidade inicial, neste caso realizada a partir da superfície do solo (RICHARDSON, O'LOUGHLIN, *et al.*, 2009). Uma vez que a capacidade de curto prazo é dominada pelo nível de tensões efetivas antes da dissipação das poropressões em excesso geradas na camada limite, isso sugere uma força de arrasto significativa devido à parcela fluida de água durante a cravação dinâmica.

Outro aspecto importante é a relação da profundidade de cravação para estacas com mesma massa e diâmetro, porém com comprimentos diferentes, mostrando também um resultado interessante. As estacas mais longas apresentam profundidades de cravação menores do que estacas mais curtas devido ao fato do aumento da resistência lateral ser proporcionada por uma área maior de superfície de contato estaca-solo. Esta comparação pode ser observada na Figura 5.3 a seguir, de acordo com os estudos realizados por

O'Loughlin (2013), onde ele apresenta dois modelos com relação L/d diferentes (comprimento/diâmetro).

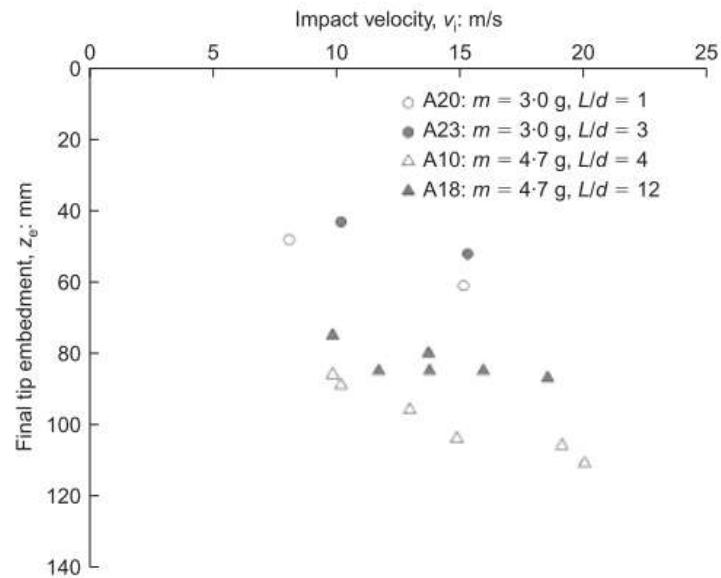


Figura 5.3 - Profundidades de cravação para dois protótipos de mesma massa e diâmetro com diferente relação L/d (O'LOUGHLIN e GAUDIN, 2013).

## 5.7 Resistências Estáticas das Linhas de Ancoragem

O formato de um trecho de linha de ancoragem no interior do solo possui um traçado curvo devido às resistências do solo. A Figura 5.4 apresenta a configuração típica desse trecho.

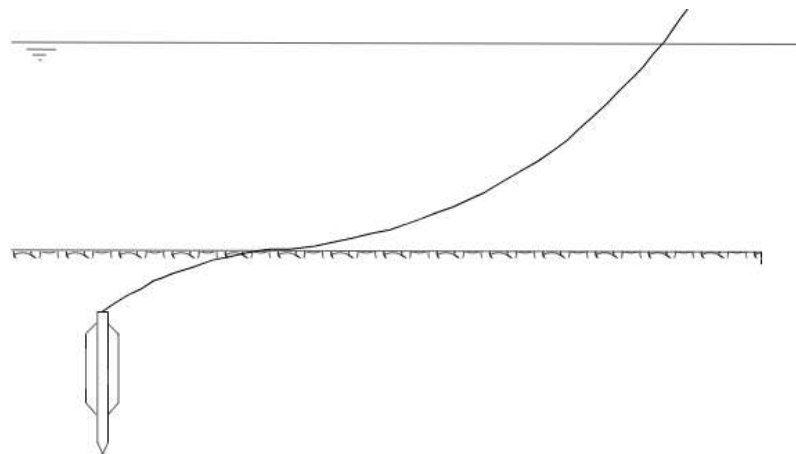


Figura 5.4 – Configuração típica de linha de ancoragem no leito marinho (AGUIAR, 2007).

As variações de tensão da linha e de sua configuração enterrada podem ser avaliadas através de uma análise estática bidimensional. As resistências do solo podem ser estimadas dividindo o trecho enterrado em um certo número de elementos finitos (segmentos de amarra) (DEGENKAMP e RUINEN, 2001). Um elemento de linha típico é apresentado na Figura 5.5 com as forças que agem sobre ele.

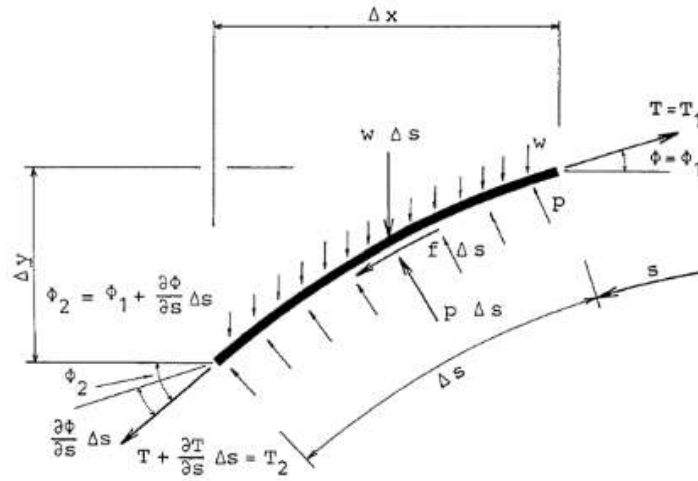


Figura 5.5 – Trecho de amarra enterrado (KUNITAKI, 2006).

Durante a cravação da estaca, a linha está sendo puxada no interior do solo e seu deslocamento pode ser resolvido nos sentidos normal e tangencial à linha. A equação matemática da resistência normal que o solo oferece à linha origina-se da fórmula existente para tensão de ruptura de uma viga infinitamente longa, em que se considera o aumento da resistência do solo devido ao aumento de profundidade de cravação até um valor máximo e atribui-se que a parcela tangencial do movimento causa uma resistência ao deslizamento que independente das resistências normais do solo (KUNITAKI, 2006). As resistências normal e tangencial por unidade de comprimento são expressas como mostram as Equações (21) e (22).  $B_b$ ,  $B_s$  e  $\alpha$  são, respectivamente, a largura efetiva da amarra na direção normal, a largura efetiva da amarra na direção tangencial e o fator de adesão lateral.

$$p = N_c \cdot S_u \cdot B_b \quad (21)$$

$$f = \alpha \cdot S_u \cdot B_s \quad (22)$$



## 5.8 Implementação Computacional do Segmento de Linhas de Ancoragem

A formulação de True também pode ser incorporado ao cálculo das forças do solo nos segmentos de linha de ancoragem, como no caso das estacas, com as parcelas de taxa de deformação  $S_{\dot{\epsilon}}$  e adesão lateral  $\delta$  introduzidas nas equações de resistências estáticas distribuídas das linhas de ancoragem (KUNITAKI, 2006), definidas nas direções normal e tangencial do elemento (Figura 5.5).

Portanto, a inclusão do fator de taxa de deformação  $S_{\dot{\epsilon}}$  calculado a partir da velocidade normal  $v_n$  e pela área frontal de ataque (23), fornece a intensidade da força distribuída atuante na direção normal à linha de ancoragem, por unidade de comprimento (25). Analogamente, é feito o mesmo para a direção tangencial (24), considerando a velocidade tangencial, a área lateral por unidade de comprimento e o fator de adesão lateral da linha (26); a força de arrasto também acompanha a mesma sequência ((27) e (28))

$$S_{\dot{\epsilon}_n} = \frac{S_e}{1 + \frac{1}{\sqrt{\frac{C_{\dot{\epsilon}} v_n}{S_u d} + C_0}}} \quad (23)$$

$$S_{\dot{\epsilon}_t} = \frac{S_e}{1 + \frac{1}{\sqrt{\frac{C_{\dot{\epsilon}} v_t}{S_u d} + C_0}}} \quad (24)$$

$$q_n = (S_u \cdot N_c \cdot A_f) S_{\dot{\epsilon}_n} \quad (25)$$

$$f_t = \left( \frac{S_u \cdot \delta \cdot A_b}{S_{ti}} \right) S_{\dot{\epsilon}_t} \quad (26)$$

$$F_{D_n} = \frac{1}{2} \cdot v_n \cdot |v_n| \cdot A_f \cdot C_{D_n} \cdot d \cdot \rho \quad (27)$$

$$F_{D_t} = \frac{1}{2} \cdot v_t \cdot |v_t| \cdot A_b \cdot C_{D_t} \cdot d \cdot \rho \quad (28)$$

Para as linhas de ancoragem implementadas no modelo de cravação, quando apoiadas no fundo marinho, serão utilizadas as formulações de rigidez vertical e atritos que já estão inseridas no código do SITUA-Prosim (JACOB, 2006). Já os segmentos de linha conectados à estaca receberão o modelo de cravação adaptado para elas, como descrito anteriormente.

## 5.9 Algoritmo para Estaca de Queda Livre considerando o Modelo de True

Nesta seção, será apresentado o algoritmo de solução dinâmica implementado no programa Mathcad 15.0 (PTC, 2017), para que os resultados obtidos com o modelo clássico de True pudessem ser comparados com o implementado no programa SITUA-Prosím.

O procedimento de solução implementado no Mathcad segue o modelo matemático iterativo proposto por True, porém considerando a variação da posição (deslocamento) da base inferior da estaca realizada no domínio do tempo, com  $\Delta t$  de 0.001 segundos. A equação dinâmica pode ser resolvida considerando as duas etapas de instalação de uma estaca, o lançamento (hidrodinâmico) e a cravação (solo-dinâmico). O algoritmo utilizado para estas duas fases é apresentado a seguir:

### Lançamento hidrodinâmico

1. Inicia em  $i = 0$ ;
2. Inicializa  $v_0 = 0 \text{ m/s}$ ,  $Prof_0 = 0 \text{ m}$ ,  $a_0 = 0 \text{ m/s}$  e  $t_0 = 0 \text{ seg}$ ;
3. Cálculo da força de arrasto:

$$F_{D_i} = \frac{1}{2} \cdot (v_i \cdot |v_i|) \cdot \rho_w \cdot A_f \cdot (C_{D1} + C_{D2})$$

onde  $C_{D1}$  e  $C_{D2}$  são os coeficientes de arrasto na base inferior e superior da estaca, respectivamente.

4. Cálculo da velocidade e aceleração de queda:

$$v_{i+1} = v_i + \frac{\Delta t}{M} \cdot (Peso_{sub} - F_{D_i})$$

$$a_i = \frac{v_{i+1} - v_i}{\Delta t}$$

Observação:  $Peso_{sub} = W - Vol_{est} \cdot \gamma_w$

5. Cálculo da profundidade de lançamento:

$$\Delta z_i = v_i \cdot \Delta t + \frac{1}{2} \cdot a_i \cdot \Delta t^2$$

$$Prof_{i+1} = Prof_i + \Delta z_{i+1}$$

6. Critério de parada se  $Prof_i \geq 170m$

7.  $v_i = v_n$

### Cravação no leito marinho

1. Inicia em  $i = 0$ ;

2. Inicializa  $v_0 = v_n$ ,  $\Delta z_0 = 0 m$ ,  $Prof_0 = 0 m$  e  $t_0 = 0 seg$ ;

3. Cálculo da área lateral e volume submerso da estaca;

A estaca está entre duas regiões (água e solo) durante os primeiros instantes de cravação

- a. Se  $Prof_i \leq 17m$ :

$$As_i = \pi \cdot d \cdot Prof_i$$

$$Vol_{s_i} = A_f \cdot Prof_i$$

$$Vol_{w_i} = A_f \cdot (L - Prof_i)$$

A estaca está inteiramente no interior do solo

- b. Se  $Prof_i > 17m$ :

$$As_i = \pi \cdot d \cdot L$$

$$Vol_{s_i} = A_f \cdot L$$

$$Vol_{w_i} = 0$$

4. Peso submerso total da estaca

$$Peso_{sub_i} = W - (Vol_{w_i} \cdot \gamma_w + Vol_{s_i} \cdot \gamma_{sub})$$

5. Cálculo dos parâmetros do solo

$$S_{u_i} = S_{u_0} + S_{u_k} \cdot Prof_i$$

$$Aux_i = \sqrt{\frac{c_e \cdot v_i}{S_{u_i} \cdot d} + c_0}$$

$$S_{e_i} = \frac{S_e}{1 + \frac{1}{Aux_i}}$$

6. Cálculo das forças de resistência do solo

$$F_{N_i} = A_f \cdot N_C \cdot S_{u_i} \cdot S_{e_i}$$

$$F_{T_i} = \delta \cdot \frac{As_i}{St_i} \cdot S_{u_i} \cdot S_{e_i}$$

7. Cálculo da força de arrasto no solo

$$F_{D_i} = \frac{1}{2} \cdot (v_i \cdot |v_i|) \cdot \rho \cdot (A_f \cdot C_D + As_i \cdot C_{DL})$$

8. Cálculo da velocidade e aceleração na base da estaca

$$v_{i+1} = v_i + \frac{\Delta t}{M} \cdot (Peso_{sub_i} - F_{D_i} - F_{N_i} - F_{T_i})$$

$$a_i = \frac{v_{i+1} - v_i}{\Delta t}$$

9. Cálculo da profundidade de cravação

$$\Delta z_i = v_i \cdot \Delta t + \frac{1}{2} \cdot a_i \cdot \Delta t^2$$

$$Prof_{i+1} = Prof_i + \Delta z_{i+1}$$

10. Continua a iteração  $i=2, 3, \dots, j$  até que  $v_i < 0$

A Figura 5.6 a seguir apresenta o modelo esquemático de cravação em solo marinho com a forças anteriormente descritas, atuando na superfície da estaca.

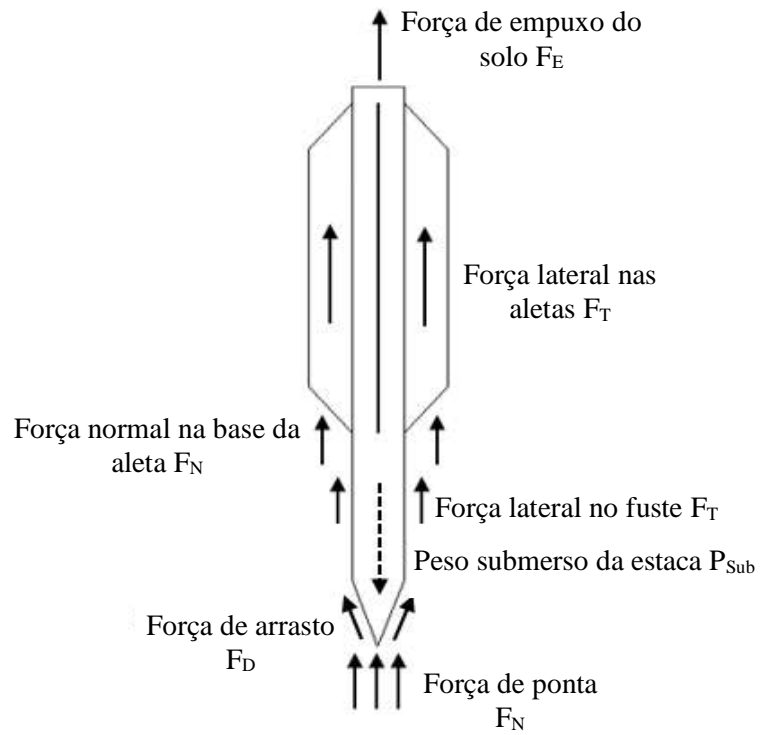


Figura 5.6 - Forças que atuam dinamicamente em uma estaca durante a cravação.

## 6 Modelagem do Torpedo por Malha de Painéis

### 6.1 Introdução

Neste capítulo, será apresentado o procedimento matemático adotado para representar o contato entre a estaca e o solo, em termos de cálculo das ações externas sobre a estaca através de integrais de pressões na superfície, representada por malha de painéis.

### 6.2 Interação Estaca-Solo pelo Método de Integrais de Pressão

As ações externas atuantes na estaca durante a cravação no solo são fornecidas de acordo com expressões de True para o cálculo das forças, definidas na seção 5.4.1. Para que esse cálculo seja realizado de forma aprimorada é necessário representar a estaca numericamente através da discretização da superfície em painéis de elementos triangulares. Dessa forma, as ações externas à estaca podem ser calculadas da seguinte forma:

$$\vec{F} = \sum_{i=1}^{nós} p_i \vec{n}_i A_i \quad (29)$$

$$\vec{M} = \sum_{i=1}^{nós} p_i (\vec{r}_i \times \vec{n}_i) A_i \quad (30)$$

onde  $p_i$ ,  $\vec{r}_i$ ,  $\vec{n}_i$  e  $A_i$  são, respectivamente, a pressão do solo (resistência lateral, normal ou arrasto), vetor posição, vetor normal e área de cada painel. No presente trabalho, foi utilizado o programa AutoCad 2014 (AUTODESK, 2017) para auxiliar na discretização dos modelos de estaca e a geração dos painéis triangulares será detalhado a seguir.

Para a implementação desse procedimento numérico, foi feita um conjunto de rotinas em linguagem FORTRAN e introduzidas no código do Prosim. Essa nova abordagem para interação estaca-solo tem por objetivo aprimorar a representação do comportamento estático e dinâmico do modelo de estaca, considerando rigorosamente o contato entre esta e o solo marinho, através de um procedimento de integral de pressões

de área. Essa integral é representada, como foi mencionada anteriormente, por uma malha de painéis de superfície e as ações externas da expressão de True são consideradas como pressões atuantes nos vértices de cada painel triangular.

Nesse procedimento, a estaca é representada por uma malha de elementos triangulares. Quando a estaca atinge o solo, iniciando sua cravação, o programa identifica os elementos enterrados da superfície da estaca. Então, são realizados os cálculos das pressões em cada vértice dos elementos. Os detalhes sobre a identificação da região da estaca enterrada no solo e a geração das malhas de painéis serão apresentadas na seção 6.3.

Embora no modelo de True sejam utilizados coeficientes globais para representar o solo, esses coeficientes foram assumidos como aproximação nas direções normais e tangenciais em cada elemento da malha de painéis com o objetivo de transformar as principais forças do modelo de True em efeitos de pressões/tensões no elemento. Portanto, as resistências do solo e o arrasto são calculados considerando as velocidades normal ( $v_N$ ) e tangencial ( $v_t$ ) em cada vértice do elemento triangular devido aos deslocamentos de rotação e translação do torpedo, representado como um corpo rígido. O empuxo do solo, expresso na Equação (5) da seção 5.3, também é considerado como pressão atuante em cada painel da base da estaca. A equação de True das pressões descritas anteriormente podem ser modificadas, respectivamente:

$$p_N = (S_u \cdot N_c) \cdot S_e(v_N) \quad (31)$$

$$p_t = \left( \frac{S_u \cdot \delta}{S_{ti}} \right) \cdot S_e(v_t) \quad (32)$$

$$p_{DN} = \frac{1}{2} \cdot v_N \cdot |v_N| \cdot C_{DN} \cdot \rho \quad (33)$$

$$p_{Dt} = \frac{1}{2} \cdot v_t \cdot |v_t| \cdot C_{Dt} \cdot \rho \quad (34)$$

### 6.3 Fluxograma de Implementação

A seguir, são apresentados os fluxogramas que mostram de forma simplificada a implementação realizada no código do PROSIM para a cravação da estaca no solo. A Figura 6.1 representa o fluxograma geral de solução, onde incorpora o esquema

sequencial das rotinas da parte hidrodinâmica e das forças dinâmicas que atuam na região de contato entre a estaca e o solo. Em sequência, é apresentado na Figura 6.2 o fluxograma que foi o alvo de interesse deste trabalho, representando de forma mais detalhada o procedimento da obtenção das forças do solo pelo método das integrais de pressão na superfície da estaca. A descrição dessa rotina e as variáveis definidas no fluxograma serão detalhados a seguir.

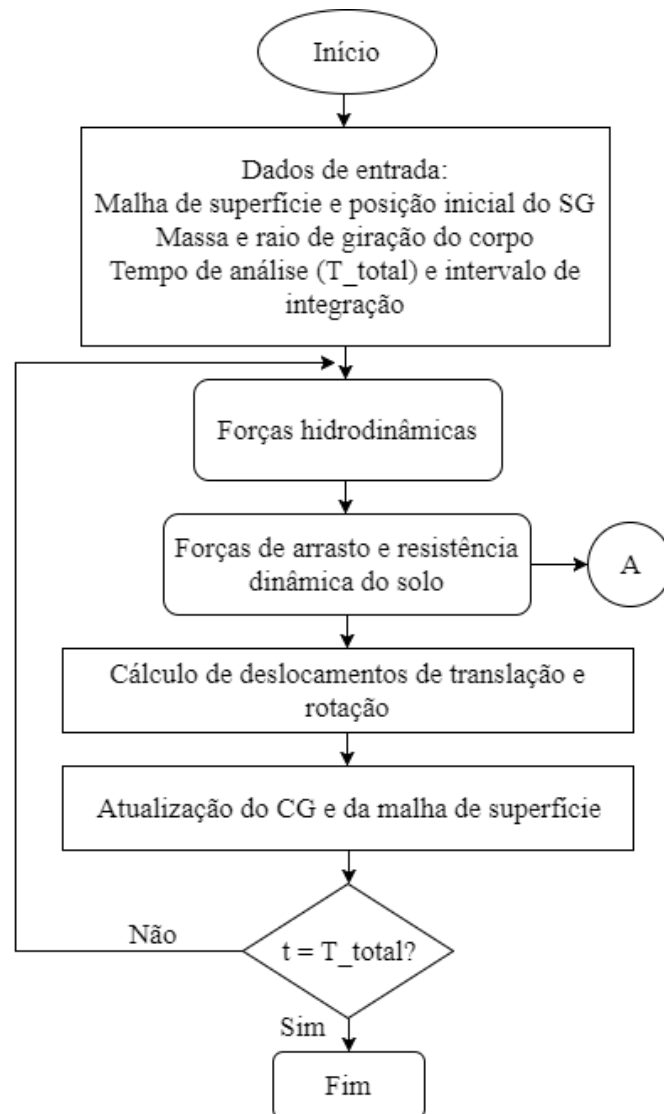


Figura 6.1 - Fluxograma geral de solução para o lançamento da estaca.

Primeiramente, a estaca é definida em sua posição de lançamento no sistema global, com seus respectivos dados de massa estrutural, tempo total de análise e intervalo de integração previamente definidos no programa SITUA. Em seguida inicia-se a análise



hidrodinâmica da estaca, a qual é realizada a partir da altura de queda (posição de lançamento) até o momento que acontece seu impacto com o solo.

A partir do primeiro instante de contato com o solo inicia-se o processo de cravação da estaca (Figura 6.2), onde a reação do solo na estaca é avaliada pela integral numérica de pressões na área de superfície penetrada (Figura 6.3), representada por uma malha adaptativa de elementos triangulares.

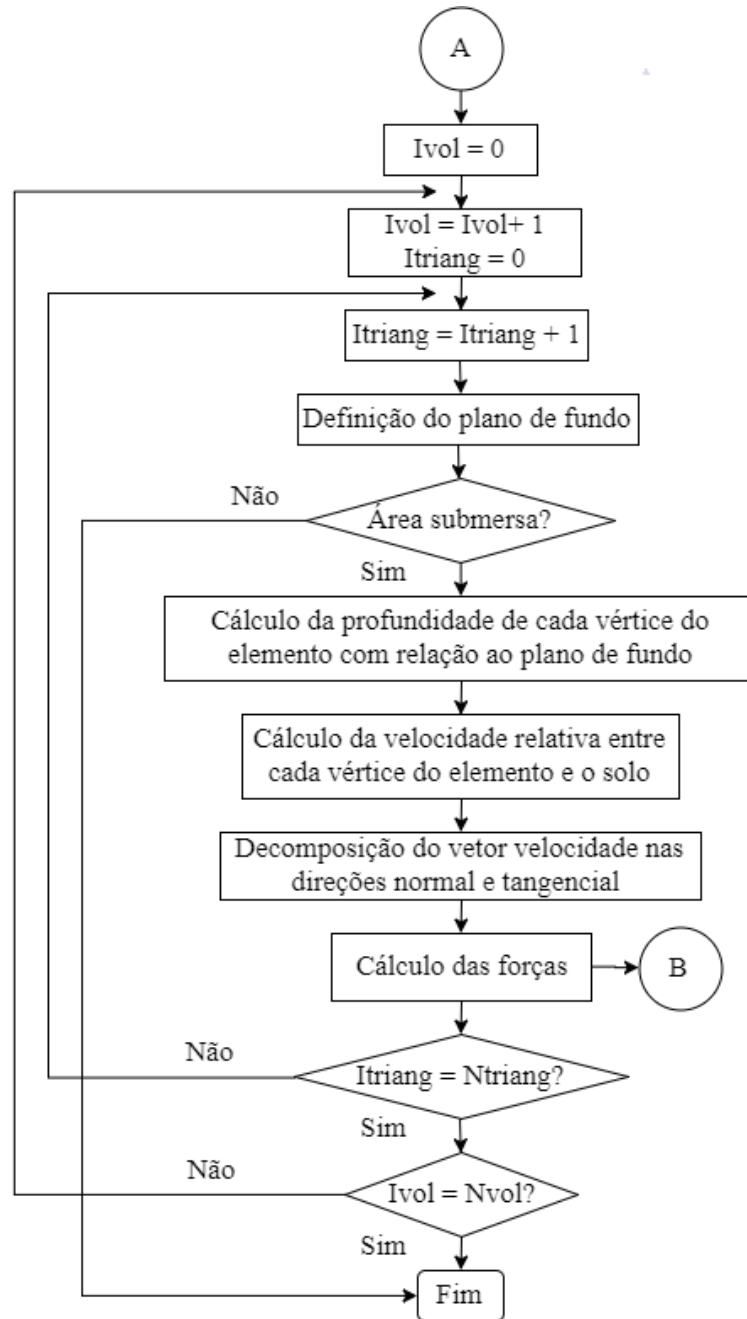


Figura 6.2 – Procedimento de solução após o impacto da estaca com o solo.

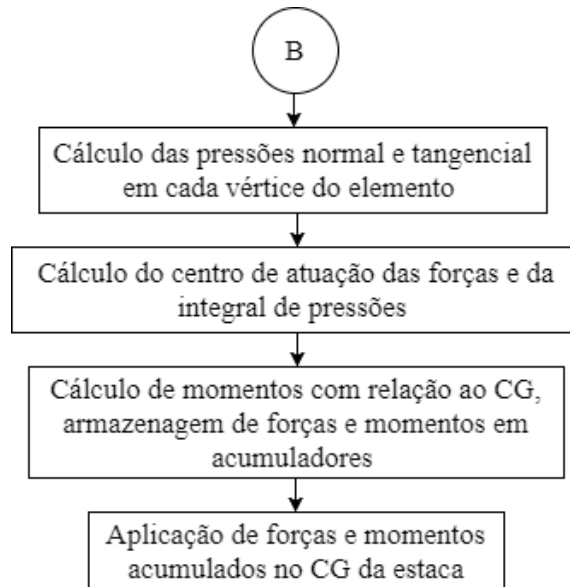


Figura 6.3 – Procedimento de solução para o cálculo das forças de reação do solo sobre a superfície da estaca.

### 6.3.1 Procedimento de Solução

#### Fluxograma A

O procedimento de solução é inicializado a partir da definição de cada região que irá ser integrada (fuste, aletas ou ponta), cujo identificador é definido pela variável *Ivol*. Cada região é dividida por uma quantidade de malhas triangulares, onde serão totalizadas no contador de elementos triangulares, indicado pela variável *Itriang*. Para identificar se a malha está submersa no solo, é verificado se a cota  $z$  (correspondente a cota a partir da superfície do mar) de cada vértice está acima ou abaixo do plano de fundo (leito marinho). Identificando-se que os vértices estão abaixo desse plano, é reconstruída a malha de superfície, onde são gerados novos painéis (elementos) triangulares.

Em seguida, é calculado o vetor de velocidade em cada um dos vértices dos elementos, decomposto nas direções normal e tangencial à superfície do elemento. Apesar do presente trabalho ter considerado como deslocamento da estaca apenas o movimento na vertical (direção do eixo  $z$ ), essa parte da rotina também está preparada para o cálculo dos vetores de velocidade com relação aos demais movimentos de translação da estaca.

## Fluxograma B

Após o cálculo dos vetores velocidade, são obtidas as pressões de resistência e arrasto do solo decompostas nas direções normais e tangenciais à superfície de cada elemento (ver Equações (31) a (34)). Então, através da integral dessas pressões são obtidas as forças resultantes de resistência e arrasto do solo e aplicadas no centro de pressão de cada elemento. O centro de pressão localiza-se na projeção do centro de volume, gerado pelo prisma de pressões, sobre o plano de cada elemento. Os momentos dessas forças resultantes são calculados em relação ao CG da estaca e armazenadas em acumuladores. Em seguida, esses momentos e forças armazenados são aplicados ao CG da estaca. O procedimento descrito anteriormente é realizado até o final do *loop* dos elementos.

Existem dois pontos importantes na rotina de cravação da estaca que serão detalhadas nos itens subsequentes: a reconstrução da malha abaixo do plano do solo e o cálculo do centro de pressão em cada elemento.

### 6.3.2 Reconstrução da Malha

A reconstrução da malha é iniciada quando o programa identifica que o elemento está abaixo do plano do solo. O triângulo que é seccionado pelo plano do solo pode gerar um triângulo interno ou dois, como mostra a Figura 6.4, onde na Figura 6.4 (b) destaca-se a divisão de um elemento em dois novos abaixo do plano do solo. O elemento E gerou um triângulo enquanto o elemento D gerou mais dois novos triângulos. Quando um triângulo é seccionado de tal forma que o elemento formado abaixo da linha do solo possui quatro vértices, este elemento é então dividido em dois novos triângulos. A ideia é que todos os elementos abaixo do solo tenham sempre a forma triangular.

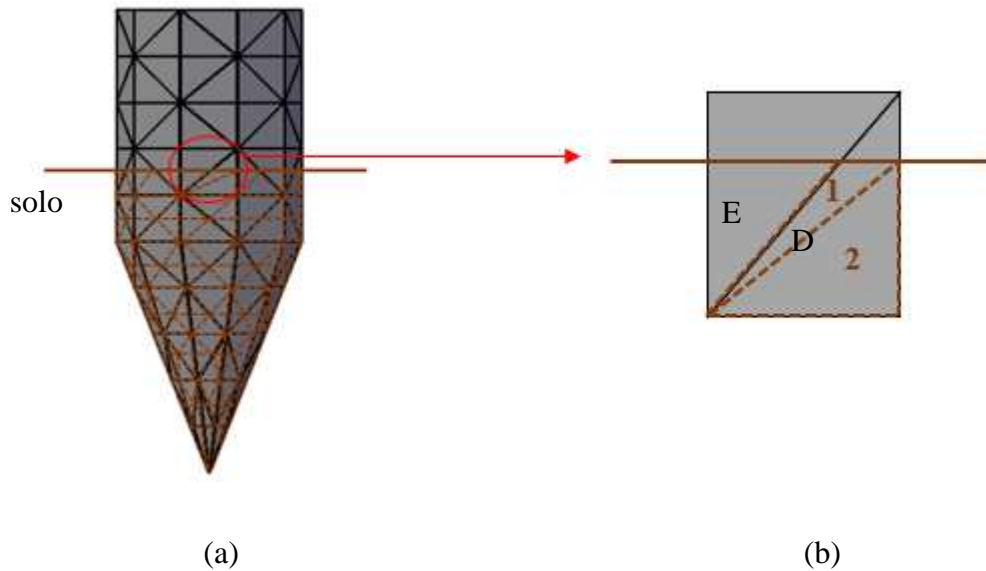


Figura 6.4 – Reconstrução das malhas no interior do solo: geração das malhas de painéis.

### 6.3.3 Cálculo do Centro de Pressões

Nos métodos tradicionais para o cálculo da pressão em uma determinada geometria de malha de superfície, a pressão resultante é considerada como sendo aplicada no centro geométrico do elemento. Esse tipo de consideração pode levar a imprecisão dos resultados, uma vez que não se considera a variação de pressão ao longo do elemento. No presente trabalho, a resultante das pressões de cada elemento da malha de painéis é considerada no seu centro de volume e, assim, obtém-se um resultado em que o volume definido no elemento a partir das diferentes pressões aplicadas em cada ponto nodal (ou vértice), representa apropriadamente a variação de pressão ao longo da superfície da malha.

Na Figura 6.5 está uma configuração de como se considera o centro de pressão no prisma formado pelas pressões  $P_1$ ,  $P_2$  e  $P_3$  em cada vértice do painel triangular para a aplicação da força resultante. O prisma formado por cada painel triangular é subdividido em três tetraedros. Para o cálculo do centro de pressão atuante em cada painel, é necessário antes calcular o centro de volume de cada tetraedro. Para mostrar este procedimento, toma-se como exemplo o tetraedro da Figura 6.5-b.

1. Obtém-se a altura  $h$  de cada tetraedro: diferença da coordenada do vértice superior B menos a coordenada do vértice inferior A.
2. Calcula-se a área da base: triângulo formado pelos vértices B, C e D;
3. Calcula-se o volume do tetraedro:  $Vol = (\text{área}_{base} * h)/3$ ;
4. Calcula-se a coordenada do centro de volume:  $CV = (A + B + C + D)/4$ ;

Após ser obtido o centro de volume de cada tetraedro é, então, feita a média aritmética da soma dos centros de volume, resultando no centro de volume do prisma de pressões de cada painel triangular. Ao obter a coordenada da média dos centros de volume, este ponto é levado ao plano do painel triangular, onde é considerado como o centro de pressões (CP) da resultante.

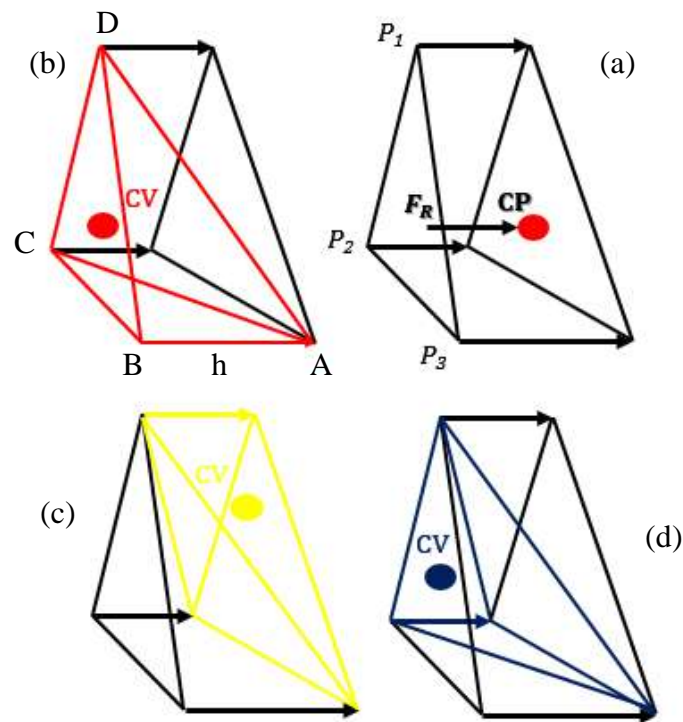


Figura 6.5 – Obtenção do centro de pressões CP em um painel triangular (a).

## 7 Estudos de Caso

### 7.1 Introdução

Neste capítulo, serão apresentados os estudos de caso realizados em três modelos teóricos de estaca torpedo T-98. Todos os modelos são considerados fechados na base e no topo (parte superior), mantendo o comprimento vertical da estaca, mas com aspectos geométricos diferentes. O objetivo dos três modelos é permitir a avaliação da influência na cravação da estaca de acordo com a forma geométrica com que um mesmo torpedo pode ser representado, bem como permitir observar a influência do coeficiente de arrasto normal (o coeficiente de arrasto lateral foi desconsiderado nesse estudo). Em seguida, serão apresentados os resultados do lançamento do modelo da estaca torpedo com a linha de ancoragem a ele conectada e comparado com os resultados obtidos de um lançamento real de projeto de instalação de um mesmo modelo de estaca. O objetivo deste capítulo é apresentar a aplicação do método por integrais de pressão na superfície, descrito no capítulo anterior, e ao final, mostrar a sua eficiência.

### 7.2 Propriedades da Estaca e do Solo

O estudo abrangerá a análise de cravação em três tipos de modelos diferentes de estaca, como mencionado na introdução deste capítulo. Os modelos possuem a mesma massa estrutural da estaca torpedo T-98 utilizada em um projeto real de instalação para a ancoragem da plataforma P-50, nas argilas do campo A (Campo de Albacora Leste), na Bacia de Campos (RJ), sendo um torpedo dotado de aletas. Na Figura 7.1, são apresentados os três modelos de estaca adotados para a análise de cravação. O modelo C corresponde ao modelo real da estaca torpedo T-98. Todos os perfis apresentam as mesmas dimensões em comum com relação à altura, diâmetro e base cônica, sendo que os modelos B e C possuem comprimento do fuste de 15,0 metros.

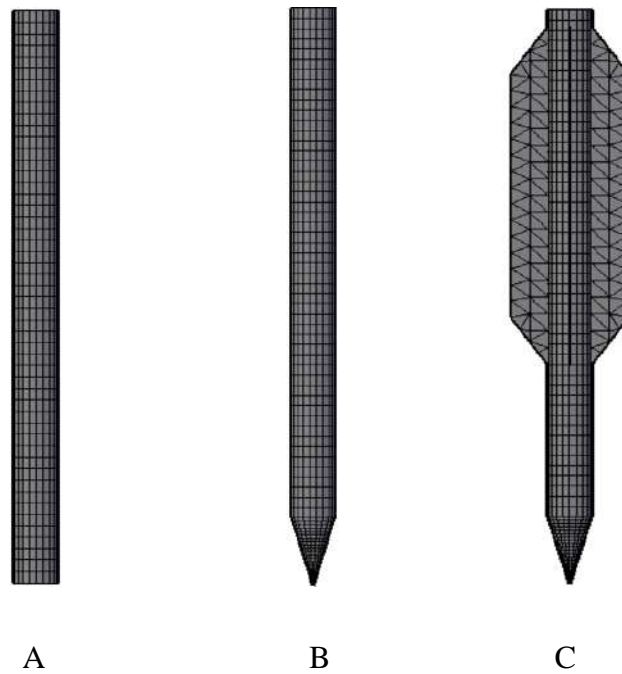


Figura 7.1 - Modelos de estaca do estudo de caso.

Na Tabela 7.1 estão descritas as características geométricas de cada modelo estudado:

Tabela 7.1 Dados dos modelos de estaca

Modelos	A	B	C
Altura total (m)	17,0	17,0	17,0
Comprimento do fuste (m)	17,0	15,0	15,0
Comprimento do cone (m)	-	2,0	2,0
Altura das aletas (m)	-	-	10,0
Espessura das aletas (cm)	-	-	5,0

É importante salientar que os estudos de caso que serão apresentados a seguir foram realizados em três modelos teóricos de estaca. Os modelos foram considerados preenchidos até o topo por material de alta massa específica e seus centros de gravidade foram fornecidos como um dado de entrada no programa. Em um modelo real de estaca, ela é parcialmente preenchida para ajustar o CG e, com isso, auxiliar na estabilidade hidrodinâmica da estaca durante a queda.

Como o objetivo dos estudos não era avaliar a queda da estaca com inclinações, a posição adequada do CG não foi objeto de estudo. Os coeficientes para o cálculo das

forças no solo também foram simplificados, ou seja, foram empregados coeficientes globais com mesmo valor para todas as regiões da estaca (ponta, fuste e aletas).

A profundidade de cravação da estaca pode ser determinada através de modelos de penetração de estacas em função do tipo de solo, de sua massa e altura de queda (energia cinética imposta ao sistema). Para o mesmo leito marinho, pode-se verificar uma maior profundidade de cravação quanto maior a massa da estaca torpedo, e para uma mesma estaca, pode-se verificar uma menor profundidade de cravação quanto maior a resistência do solo (PASSINI, 2015).

As propriedades do solo da Bacia de Campos (RJ) utilizadas no presente trabalho correspondem a de uma argila normalmente adensada, ou mais informalmente mencionada como argila mole. Para esta argila da Bacia de Campos, os valores usualmente adotados para a resistência não-drenada na superfície do solo ( $Su_0$ ) e a taxa de crescimento dessa resistência com a profundidade ( $Su_k$ ) são respectivamente 5kPa e 2kPa/m (JUNIOR, 2001). Kunitaki (2006) acrescenta que especialistas têm relatado que a taxa de crescimento da resistência ( $Su_k$ ) para este material pode apresentar variações de 10% em torno do valor determinístico do projeto e os valores da sensibilidade ( $S_{fi}$ ) variam geralmente em aproximadamente 20% do valor do projeto. De acordo com os registros do CENPES/PETROBRÁS, a instalação da estaca torpedo T-98 (com suportes de instrumentação para a medição da penetração e ângulo de cravação) na Bacia de Campos obteve uma velocidade de impacto no solo de aproximadamente 27 m/s para uma altura de queda de 170 metros (SILVA, 2008). A penetração alcançada pelo torpedo no local da instalação foi de 35,0 metros (posição da ponta do fuste), portanto o deslocamento completo da estaca totalizou em 205,0 metros. Os dados da estaca T-98 e do solo utilizados no exemplo estão apresentados na Tabela 7.2:



Tabela7.2 Dados da estaca T-98 e do solo no ambiente de instalação.

Dados do modelo simplificado	
Comprimento do fuste (m)	15,0
Comprimento da ponta (m)	2,0
Diâmetro do fuste (m)	1,07
Comprimento das aletas (m)	10,0
Espessura das aletas (m)	0,05
Peso no ar (kN)	961,38
Dados do solo	
Resistência não-drenada na superfície $Su_0$ (kPa)	5,0
Taxa de crescimento da resistencia não-dreanada $Suk$ (kPa/m)	2,0
Sensibilidade $Sti$	3,5
Peso específico submerso $\gamma_{sub}$ (kN/m <sup>3</sup> )	6,0
Fator de capacidade de carga $Nc$	9,0
Fator de redução da adesão lateral $\delta$	0,9
Fator empírico da máxima taxa de deformação $Se$	5,0
Coefficiente empírico da taxa de deformação $Ce$ (kN.s/m <sup>2</sup> )	0,02
Constante empírica da taxa de deformação $C0$	0,06

## 7.3 Modelo de Lançamento da Estaca sem Linha de Ancoragem

### 7.3.1 Validação do Modelo

Nesse estudo, foi considerado um modelo teórico de estaca cilíndrica (modelo A da Figura 7.1) sem conexão desta com a linha de ancoragem. O foco dos resultados concentrou somente na análise numérica do procedimento de cravação. Portanto, para considerar o aumento dos efeitos do arrasto devido às linhas de ancoragem dentro do solo, onde não estão explicitamente representadas, é empregado um valor de coeficiente de arrasto normal igual a 2,9, maior do que o valor de 0,7 proposto por True (KUNITAKI, 2006).

Inicialmente, foi implementado no programa Mathcad o modelo de uma estaca cilíndrica conforme os dados apresentados na Tabela7.3, considerando uma altura de queda de 170m do solo marinho e procedimento de solução do modelo de True por diferenças finitas, conforme está apresentado na seção 5.9, porém, nas expressões de força

de arrasto o coeficiente de arrasto lateral foi considerado nulo. Os parâmetros do solo e a altura de queda correspondem aos mesmos valores de projeto de uma estaca torpedo. O objetivo dessa validação é obter uma equivalência teórica entre o procedimento de previsão de cravação pelo modelo matemático de True e pelo método por integral de pressões implementado no SITUA-Prosím.

Tabela7.3 Dados do modelo A.

Dados do modelo simplificado - estaca cilíndrica	
Comprimento do fuste (m)	17,0
Diâmetro do fuste (m)	1,07
Peso no ar (kN)	961,38
Altura de lançamento (m)	170,0
Coeficiente de arrasto hidrodinâmico	1,2
Coeficiente de arrasto normal ( $C_{DN}$ )	2,9

Na Figura 7.2, é apresentado o perfil de lançamento do modelo A para os casos analítico e numérico. Nas duas análises, a estaca atingiu o solo com a mesma velocidade de impacto de aproximadamente 26,8 m/s.

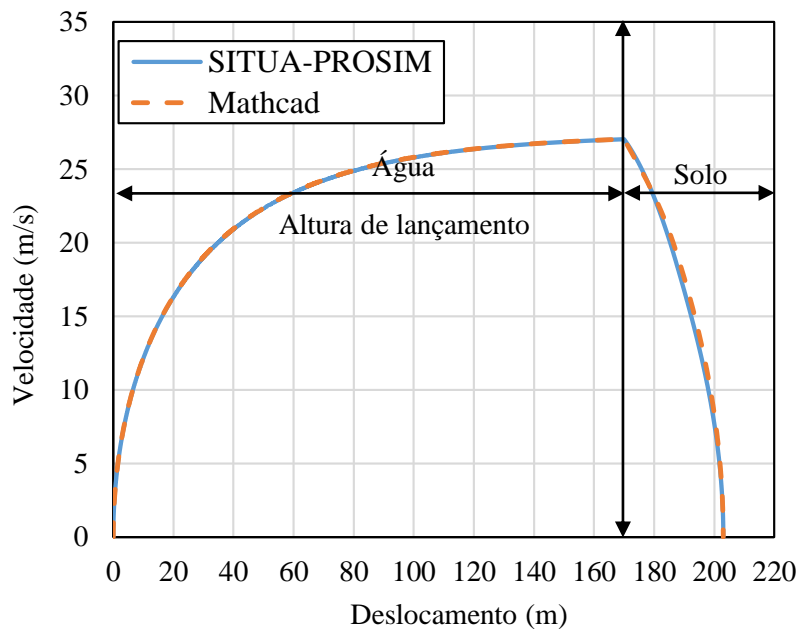


Figura 7.2 - Lançamento de um modelo de estaca cilíndrica.

Na Tabela7.4, estão apresentados os resultados comparativos do lançamento da estaca nesta análise de validação do modelo isolado, segundo o número de iterações

realizadas para cada modelo, o intervalo de tempo adotado ( $\Delta t$ ), o tempo total de cravação ( $t_{crav}$ ), a profundidade total de lançamento ( $Prof_{final}$ ) e a profundidade de cravação ( $Prof_{crav}$ ) atingida pela ponta da estaca com relação a superfície do solo.

Tabela 7.4 Tabela comparativa dos resultados obtidos através dos modelos analisados via Mathcad e SITUA-Prosim.

	$\Delta t$ (s)	$t_{total}$ (s)	$t_{crav}$ (s)	$Prof_{final}$ (m)	$Prof_{crav}$ (m)
Mathcad	0,001	10,87	2,38	204,83	34,83
Prosim		11,06	2,56	204,83	34,83

De acordo com os resultados apresentados na Tabela 7.4, é observado que os valores de profundidade de cravação ( $Prof_{crav}$ ) são praticamente os mesmos, apresentando pequena diferença no tempo de cravação. Esses resultados mostram que para a metodologia numérica aplicada para a solução deste problema foi validada positivamente pelo modelo analítico de cálculo implementado no Mathcad.

### 7.3.2 Influência do Arrasto Normal do Solo ( $C_{DN}$ )

É racional assumir que existe uma força de arrasto inercial durante a penetração de objetos em solos argilosos, de maneira análoga ao arrasto hidrodinâmico que atua na superfície de objetos que passam pela água (SABETAMAL, CARTER, *et al.*, 2016). Logo, o conceito de arrasto utilizado para projéteis em meio fluido como água ou ar é o mesmo para o presente estudo: a força de arrasto é uma resistência ao movimento de um objeto sólido que passa através do solo. O arrasto é composto de forças de fricção que age em direção paralela à superfície do objeto e por forças de pressão, que atuam em uma direção perpendicular à superfície do objeto (as forças de pressão se cancelam nas laterais).

No presente trabalho, o estudo da cravação devido ao efeito do arrasto é considerado de forma simplificada, ou seja, o coeficiente de arrasto é um valor único em toda superfície da estaca. A análise de profundidade foi avaliada para quatro valores de coeficiente de arrasto normal  $C_{DN}$ : 0, 0,63, 1,26 e 2,7. O objetivo da escolha desses valores é avaliar quantitativamente o quanto a força de arrasto influencia na resposta de cravação. O último valor de 2,7 foi considerado nos estudos realizados por Kunitaki (2006) na análise numérica de previsão de profundidade final atingida por uma estaca cilíndrica sem

conexão com a linha de ancoragem e com os mesmos dados do solo do ambiente de instalação da Tabela 7.2. Os deslocamentos resultantes dessa variação dos coeficientes estão apresentados na Figura 7.3.

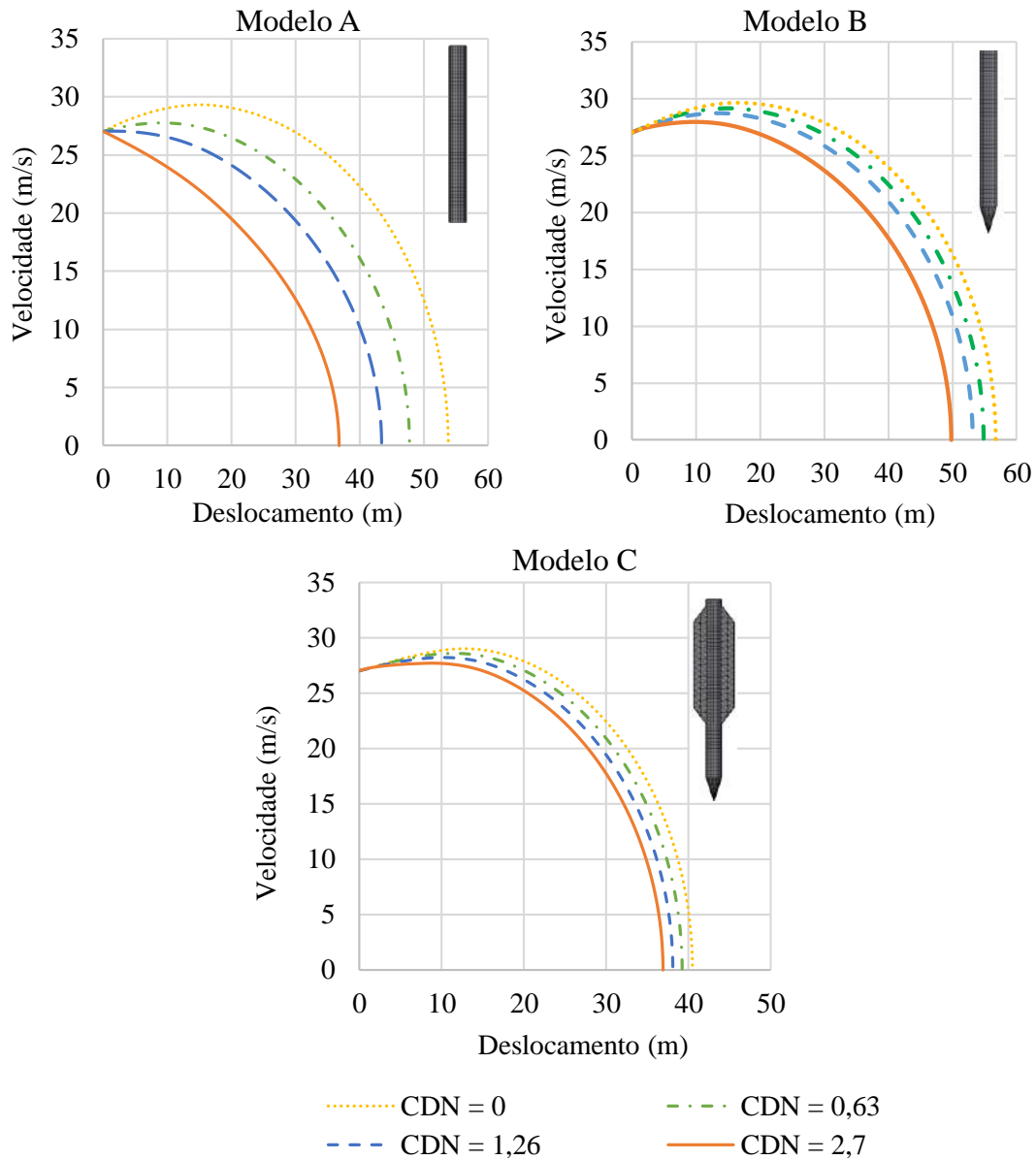


Figura 7.3 - Deslocamentos dos modelos de acordo com o CDN

De acordo com os resultados dos deslocamentos dos modelos de estaca no interior do solo, pode-se verificar que a variação do coeficiente de arrasto mostra a influência na alteração da resposta total do deslocamento, onde o aumento gradativo dessa força contribui no aumento da resistência total contra o deslocamento da estaca no interior do solo, alterando a profundidade final (Tabela 7.5).

Tabela 7.5 – Variação do coeficiente de arrasto

Coeficiente de arrasto	Deslocamento total (m)			
	0,0	0,63	1,26	2,7
Modelo A	53,8	47,8	43,4	36,8
Modelo B	56,7	54,9	53,2	49,8
Modelo C	40,5	39,2	38,1	36,9

De acordo com os resultados apresentados na Figura 7.3, é possível observar que a desaceleração da estaca acontece mais cedo quanto maior for o coeficiente de arrasto  $C_{DN}$ . A Figura 7.4 mostra os gráficos de força de arrasto para o modelo B, onde os pontos a, b e c mostram a posição no deslocamento onde a força de arrasto começa a diminuir. Pode-se observar que a diminuição da ação do arrasto ocorre mais rápido quanto maior for o valor de  $C_{DN}$ .

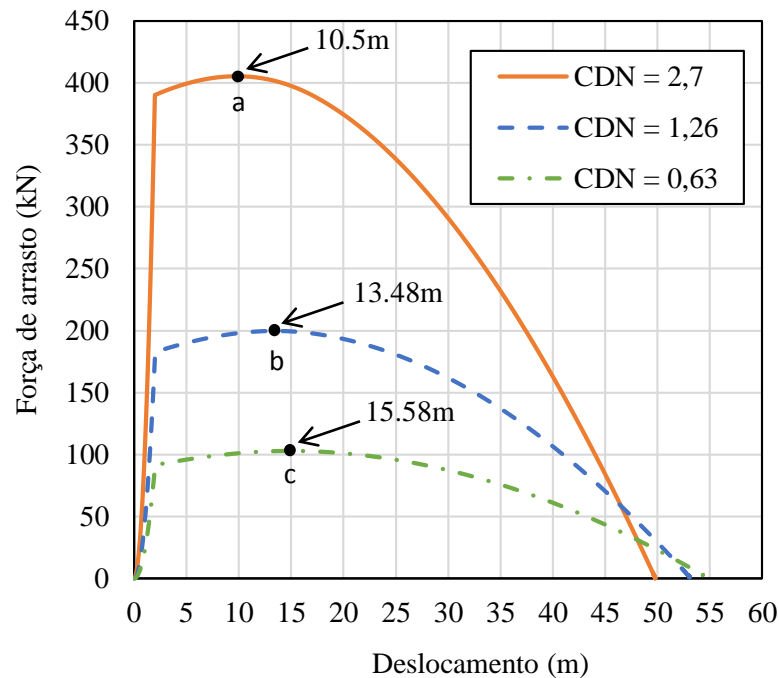


Figura 7.4 – Variação da força de arrasto para o modelo B

É possível observar que a diferença entre os deslocamentos totais entre  $C_{DN}$  mínimo e máximo de cada modelo varia menos quando muda-se a geometria, ou seja, conforme a estaca passa do formato cilíndrico para o formato completo do torpedo. Essa observação pode ser vista na Figura 7.5, onde a inclinação das curvas do gráfico de deslocamento total *versus* coeficiente de arrasto com relação ao eixo horizontal diminui

para cada modelo. Para as estacas A, B e C, essas diferenças são: A=17m, B=6.9m e C=3.6m.

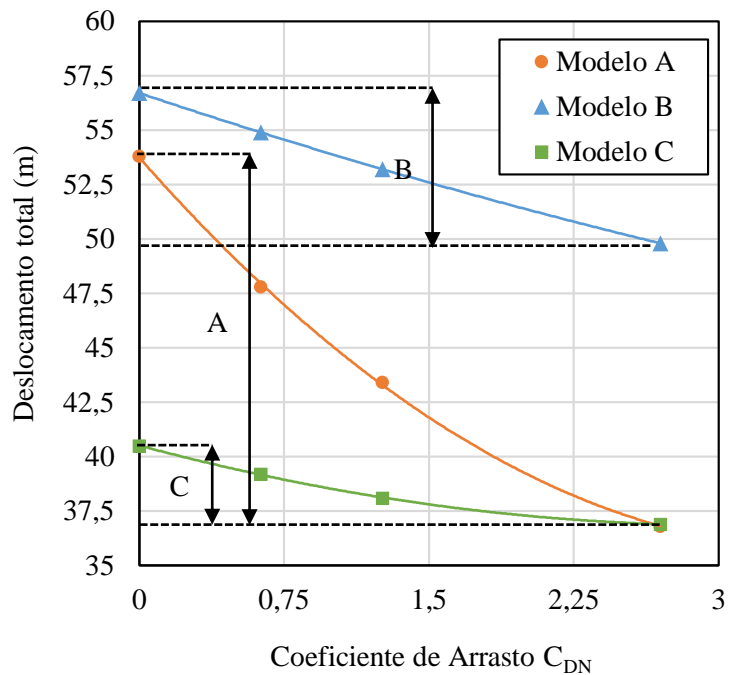


Figura 7.5 – Deslocamento total de acordo com a variação de  $C_{DN}$

Outra observação importante é que a força de arrasto é a resistência dominante de cravação da estaca quando as resistências laterais e normais do solo ainda estão baixas, conforme mostra a Figura 7.6, Figura 7.7 e Figura 7.8, tomando-se como exemplo a cravação dos modelos com  $C_{DN}$  no valor de 2,7. Esses resultados mostram a comparação entre a soma das resistências do solo (lateral e ponta) e a resistência devido ao arrasto. Nos modelos A, B e C, a ação da força de arrasto domina o correspondente à 47,5%, 22,8% e 31,25% do deslocamento total, respectivamente. Como o ambiente de instalação (parâmetros do solo) é o mesmo para as três estacas, essa variação da ação do arrasto está diretamente relacionada à geometria dos modelos.

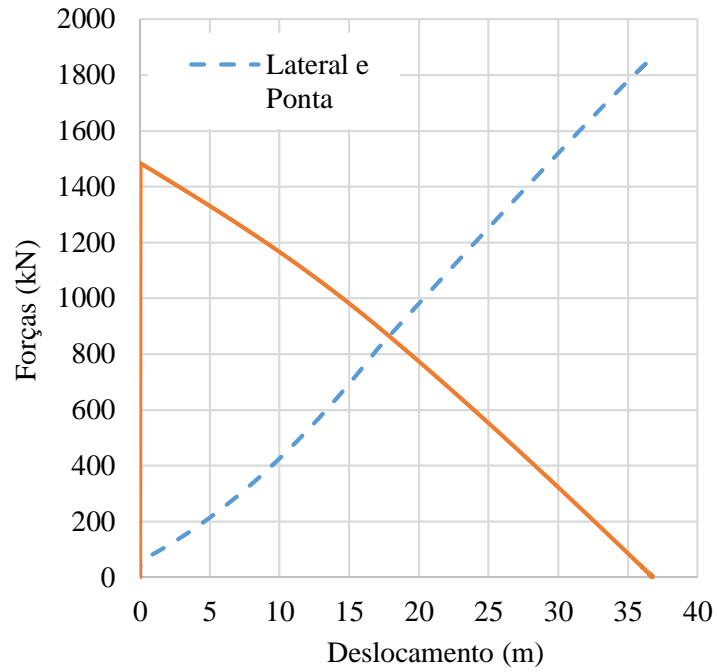


Figura 7.6 – Resistências do solo e arrasto (modelo A).

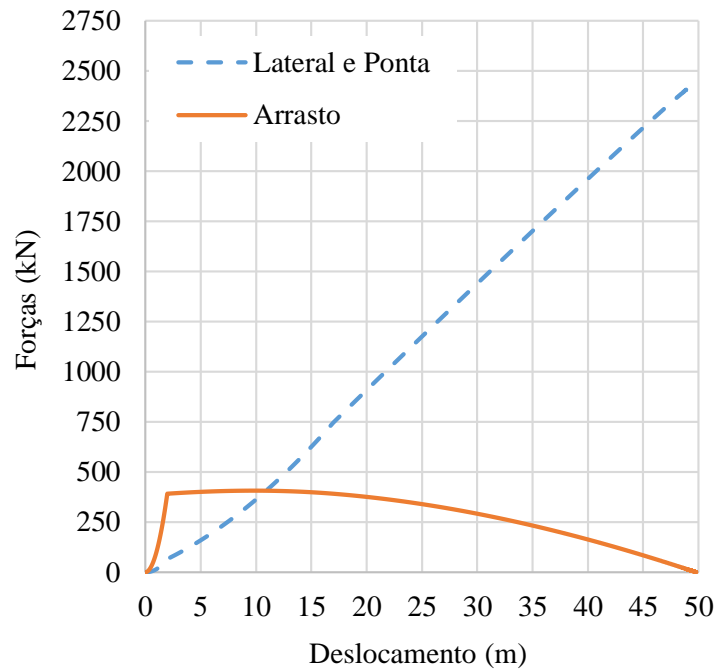


Figura 7.7 – Resistências do solo e arrasto (modelo B).

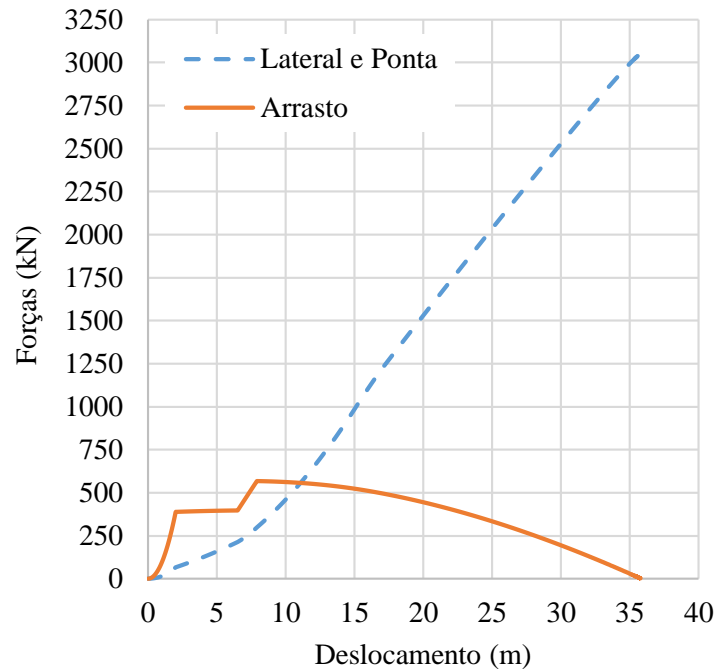


Figura 7.8– Resistências do solo e arrasto (modelo C).

### 7.3.3 Influência da Ponta e das Aletas na Resistência Total do Solo

A variação do perfil geométrico da estaca é de extrema importância no cálculo das forças de resistência mobilizadas pelo solo, pois estes dependem diretamente da superfície de contato solo-estaca. Todos esses fatores em conjunto, considerando as características do ambiente de instalação, são responsáveis pela profundidade final que a estaca poderá atingir. Nesta seção, o objetivo do estudo é comparar a resposta de cravação da estaca torpedo com os outros modelos, destacando a influência das áreas das aletas e da ponta no deslocamento da estaca no interior do solo.

Para a análise da influência da geometria das estacas na cravação, especialmente nas regiões da ponta e aletas, destaca-se o exemplo de cravação dos três modelos para o mesmo valor de  $C_{DN}$  igual a 2,7. A Figura 7.9 mostra a variação do deslocamento dos modelos de estaca no interior do solo até atingirem a profundidade de cravação final.



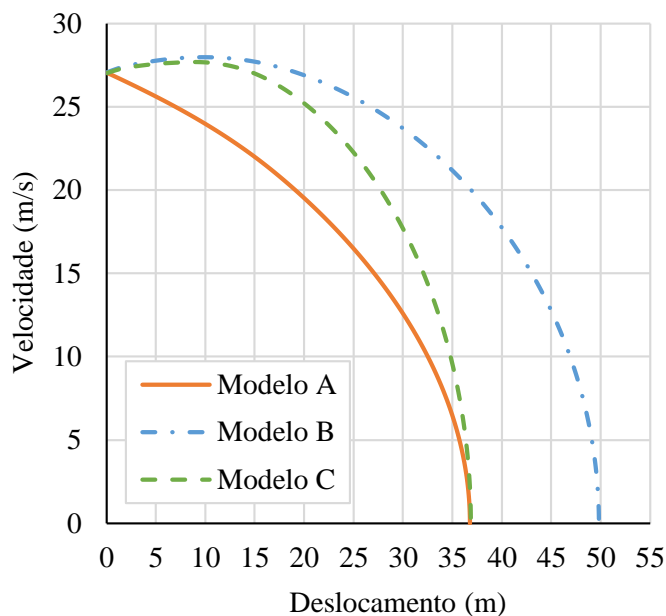


Figura 7.9 – Deslocamento no solo dos modelos de estaca com relação à velocidade.

No gráfico da Figura 7.10, tem-se a variação do deslocamento das estacas em função do tempo. Pode-se observar que o modelo do torpedo é o que atinge a profundidade final de cravação em menos tempo em comparação com os outros modelos. Como os parâmetros do ambiente de instalação são os mesmos, bem como a velocidade de impacto com o solo para os três modelos, os fatores geométricos são os maiores responsáveis pela diferença de alcance das profundidades finais atingidas.

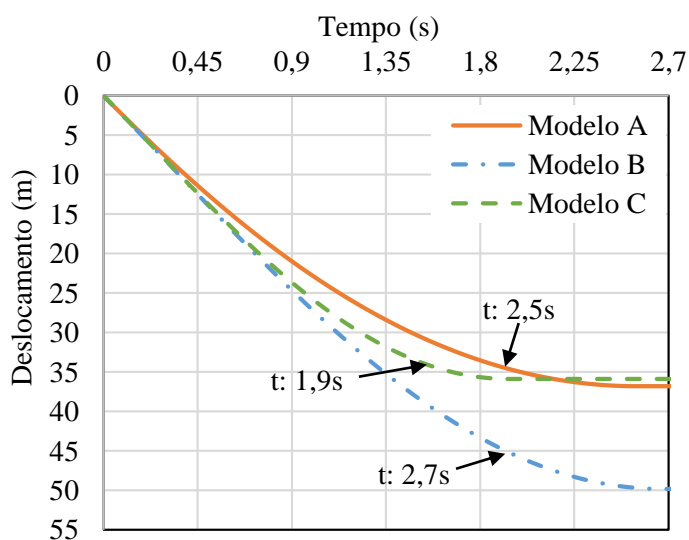


Figura 7.10 – Efeito da variação do coeficiente de arrasto na cravação das estacas com relação ao tempo.

De acordo com os resultados apresentados nos gráficos anteriores, observa-se que o modelo B, correspondente ao modelo sem as aletas e com ponta cônica, atinge uma profundidade significativamente maior em relação aos outros dois modelos: a profundidade de cravação atingida pela ponta da estaca a partir da superfície do solo foi de aproximadamente 49,8 metros. No modelo B, o formato em cone da base da estaca confere ao solo uma menor resistência ao cisalhamento. As forças normais  $F_T$  e laterais  $F_S$  mobilizadas pelo solo para desacelerar a estaca durante sua cravação e a força de arrasto  $F_D$  são decompostas, cada uma, em suas respectivas parcelas normais e longitudinais à superfície de contato. Isto significa que as forças atuantes contrárias ao movimento da estaca assumem valores reduzidos devido a essa decomposição e, conseqüentemente, o solo resiste menos ao cisalhamento durante a cravação, proporcionando um deslocamento total maior do modelo B. Devido a esses fatores, a resistência total suficiente para parar essa estaca foi alcançada com um valor de tempo total também maior do que os outros modelos (ver Figura 7.10).

No trecho inicial de cravação dos modelos B e C, pode-se observar uma sobreposição dos gráficos entre 0 e 6 metros de deslocamento, aproximadamente. Essa sobreposição é devida ao perfil geométrico de contato entre estaca e o solo serem os mesmos para ambos os modelos, ou seja, o trecho entre o final da ponta e o início das aletas. Quando as aletas começam a entrar no solo, inicia-se a redução da velocidade da cravação com relação ao modelo C e essa redução torna-se mais significativa quando toda a estaca está no interior do solo. As quatro aletas conferem um acréscimo de área de  $61,92\text{m}^2$  e a maior parcela de força contrária ao movimento passa a ser a longitudinal (força de resistência lateral) atuante nessas áreas.

A força de resistência lateral compreende o atrito sobre a superfície de ponta, fuste e aletas, enquanto que a força de resistência de ponta consiste em suportar as bases da estaca e das aletas (O'LOUGHLIN e GAUDIN, 2013). Como esses termos de força são diretamente proporcionais às áreas (ao longo do eixo da estaca e perpendicular ao eixo, respectivamente), é evidente que a maior parcela de resistência será a de força lateral. De acordo com a Figura 7.11, pode-se observar o aumento significativo da força lateral atuante no modelo C com relação aos demais modelos, devido ao acréscimo de resistência lateral na região que compreende as aletas.

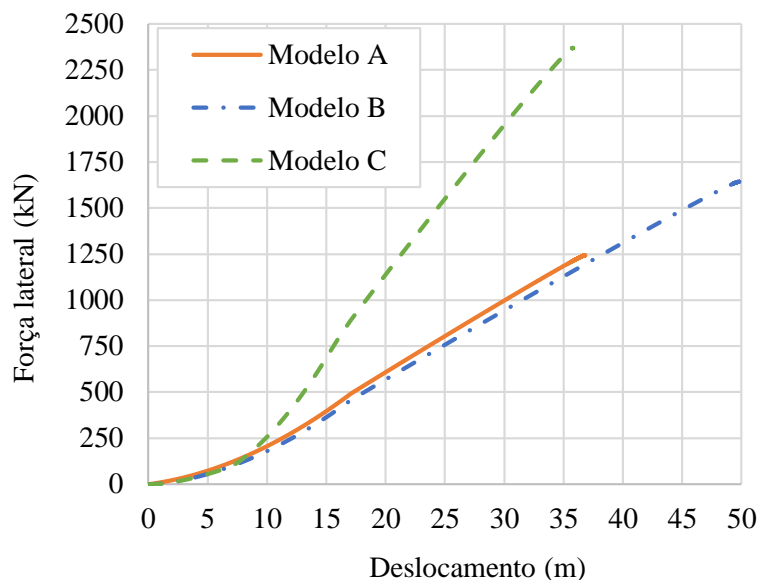


Figura 7.11 – Variação da força de resistência lateral ( $C_{DN} = 2.7$ ).

Sabe-se que a resistência ao cisalhamento de solos argilosos é conhecida por aumentar ou diminuir devido à diminuição ou aumento da taxa de deformação, respectivamente. O gráfico da Figura 7.12 a seguir ilustra esse fato. Pode-se observar que a taxa de deformação correspondente ao modelo B assume valores maiores, implicando em uma resistência ao cisalhamento lateral do solo menor quando comparado aos demais modelos (ver novamente Figura 7.11).

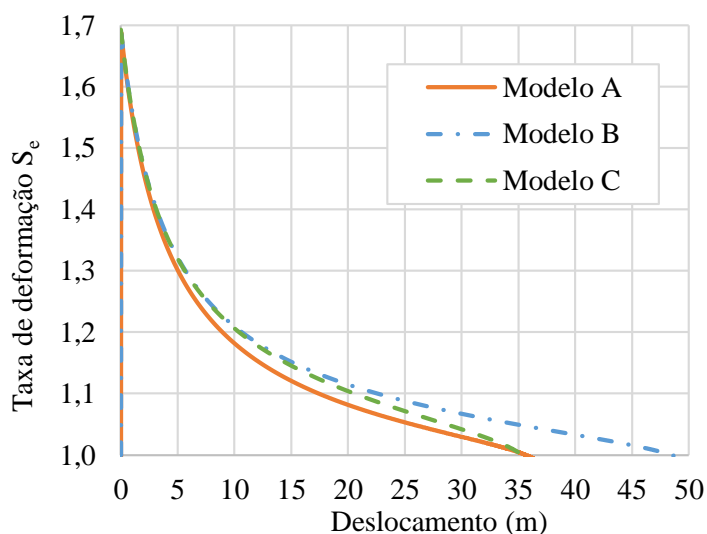


Figura 7.12 – Deformação do solo ao longo da cravação.

A ação da força de arrasto, considerando o mesmo  $C_{DN}$  no valor de 2,7, também apresenta um comportamento diferente de acordo com a Figura 7.13, devido à geometria das áreas de contato. Comparando o perfil de cravação dos três modelos, pode-se observar a diferença da ação da força de arrasto a partir dos primeiros instantes. No modelo A, devido à seção circular da base da estaca, a força de arrasto atuante nessa área resulta em valores iniciais muito mais elevados. Nos modelos B e C, o trecho **a** corresponde ao deslocamento de 2 metros, que é exatamente a altura da ponta, e a força de arrasto varia igualmente, pois a seção geométrica nesse trecho em ambos os modelos são iguais, e devido à inclinação da superfície da ponta, as forças de arrasto resultante na direção perpendicular à superfície são valores menores com relação ao modelo A. Os trechos **b** e **c** correspondem ao perfil de cravação do modelo C. Observa-se que o trecho de forças em **b** coincide para os dois modelos, porém o salto no gráfico visto no trecho **c** corresponde ao início da passagem das aletas no solo. Mais detalhadamente, o trecho **b** correspondente ao modelo C compreende a área transversal à superfície relacionado ao diâmetro do fuste e o trecho **c** compreende a base da parte inclinada das aletas (ver Figura 7.14).

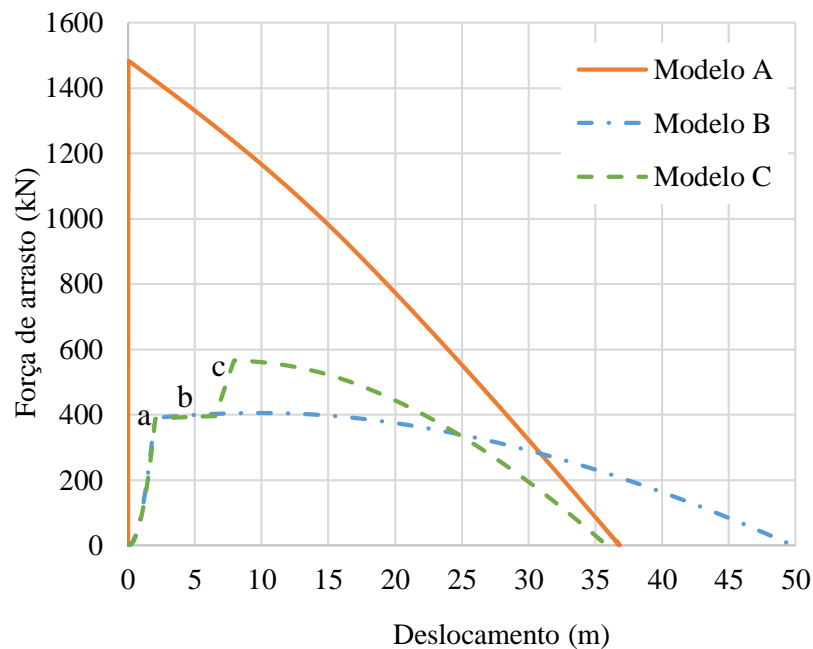


Figura 7.13 - Variação da força de arrasto ( $C_{DN} = 2.7$ ).

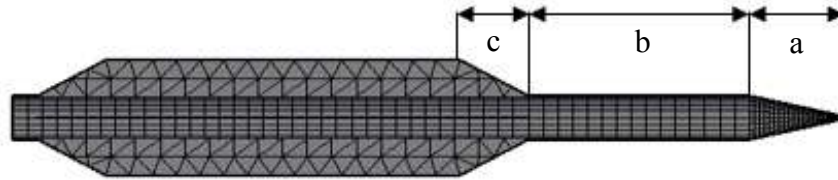


Figura 7.14 – Trechos a, b e c: influência da área da seção longitudinal na ação do arrasto normal.

Outro detalhe interessante é o aumento da velocidade da estaca no solo durante o deslocamento inicial. Esse aumento de velocidade é devido ao fato de o peso submerso ser maior do que as forças de resistência do solo e arrasto, conforme pode-se observar na Figura 7.15, onde estão plotadas todas as forças atuantes na estaca durante a sua cravação e na Figura 7.16 onde apresenta-se a diferença entre o peso submerso e as forças de resistência total do solo, ou seja, a força resultante atuante durante toda a trajetória da estaca no solo até ela parar de se deslocar. Para a apresentação deste resultado considerou-se o modelo B com  $C_{DN}$  no valor de 2,7.

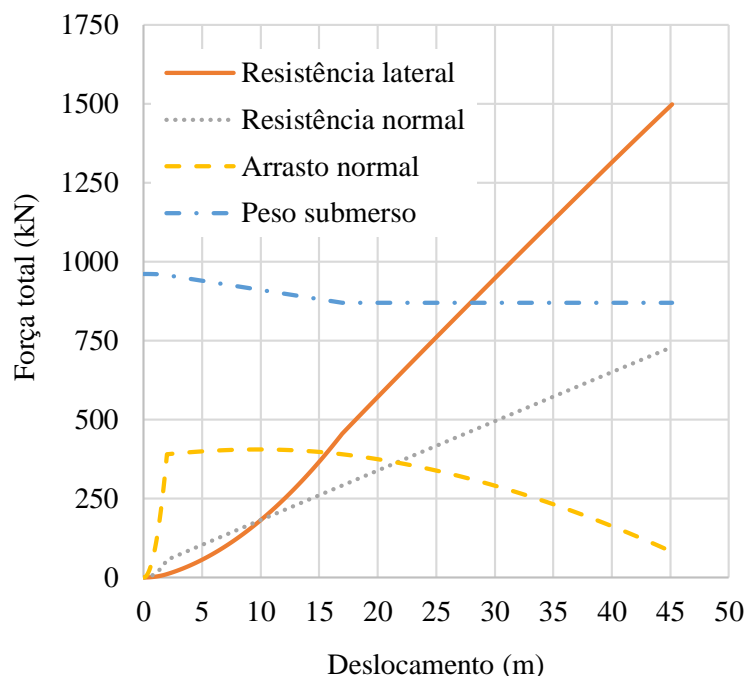


Figura 7.15 – Forças atuantes na estaca durante a cravação (modelo B,  $C_{DN} = 2,7$ ).

O trecho correspondente ao aumento da velocidade da estaca enquanto está penetrando no solo, de acordo com a Figura 7.16, encontra-se entre 0 e 12,5 metros,

aproximadamente. A partir desse momento, então, as forças de resistência ao movimento da estaca superam a força devida ao seu peso submerso e a estaca desacelera até concluir todo o deslocamento necessário para cravação.

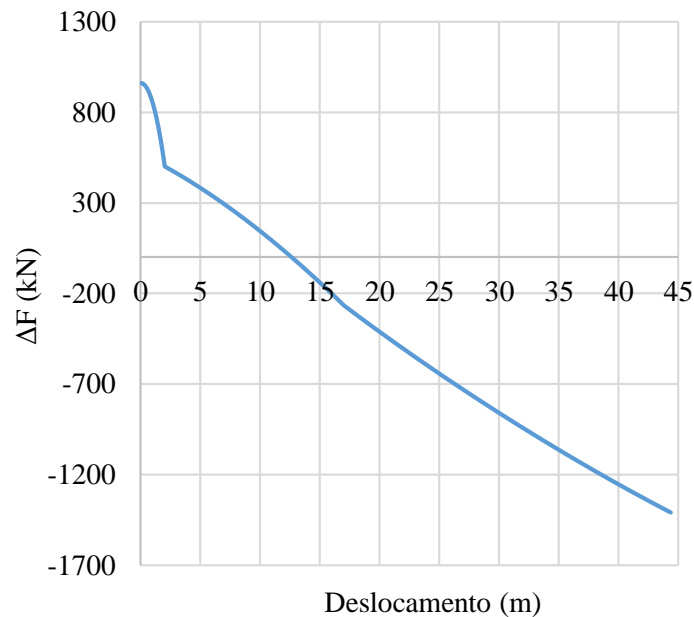


Figura 7.16 – Diferença entre o peso submerso e as forças de resistência do solo durante o deslocamento da estaca.

## 7.4 Modelo de Lançamento da Estaca conectada à Linha de Ancoragem

### 7.4.1 Esquema de Lançamento

O esquema de lançamento da estaca torpedo T-98 para ancoragem da plataforma P-50 localizada no campo de Albacora Leste, na Bacia de Campos, está apresentado na Figura 7.17. As estacas utilizadas para esse lançamento eram instrumentadas, ou seja, possuíam um equipamento de monitoração para registrar sua queda livre e os parâmetros de cravação (BRANDÃO, HENRIQUES, *et al.*, 2006). Os dados utilizados no SITUA-Prosím são os mesmos dados relativos às linhas de ancoragem, lançamento e parâmetros do solo da instalação mencionada.

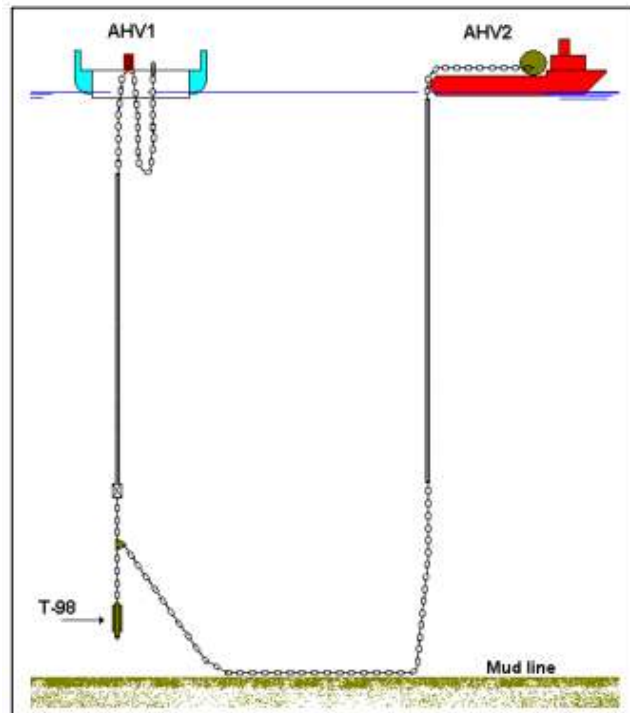


Figura 7.17 - Esquema de lançamento da torpedo T-98 (ARAUJO, MACHADO e JUNIOR, 2004).

#### 7.4.2 Modelo para Lançamento da Estaca Torpedo

O modelo de estaca considerada para a análise com a linha de ancoragem corresponde ao modelo C, a qual representa a estaca torpedo T-98 e o esquema de lançamento segue as mesmas características de instalação descrita na seção 7.4.1. Na Figura 7.18, é apresentada a interface gráfica no SITUA do torpedo conectado à linha de lançamento. A estaca encontra-se a 145 metros de profundidade do leito marinho. Para esta análise numérica do torpedo, foi empregado um coeficiente de arrasto normal no valor de 1,2, pois há a contribuição das linhas de ancoragem no atrito com o solo. Vale ressaltar que a linha de ancoragem não foi discretizada da mesma forma que a estaca (quando estes penetram no solo), e as forças de reação na linha não tiveram seus cálculos baseados no modelo matemático de True.

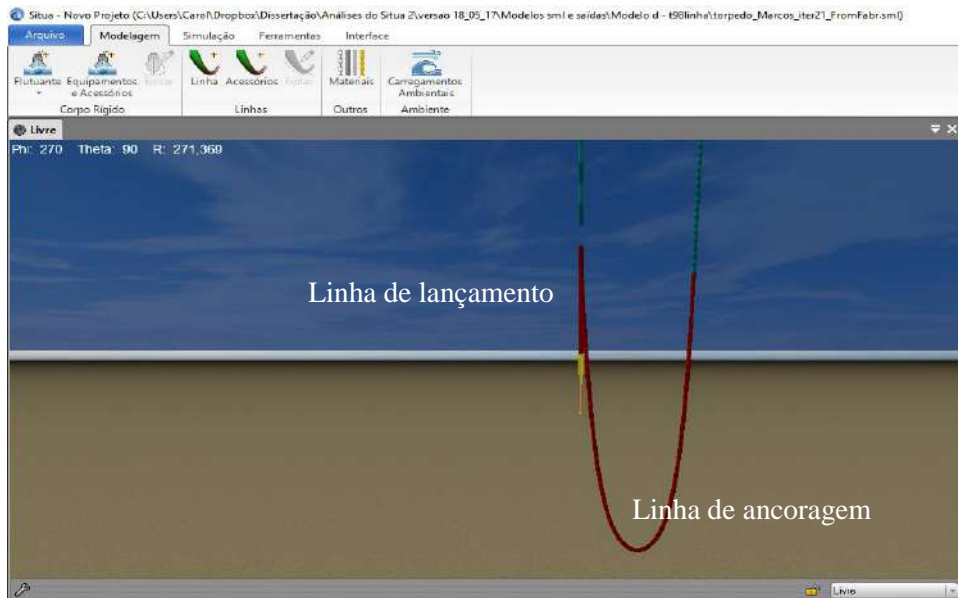


Figura 7.18 – Modelo de lançamento do torpedo T-98 em conexão com a linha de ancoragem.

Na Tabela 7.6 a seguir, estão os dados físicos da estaca torpedo T-98 e as propriedades do solo da região de instalação.

Tabela 7.6 – Dados da estaca torpedo e do ambiente de instalação.

<b>Dados do modelo C – Torpedo T-98</b>	
Comprimento do fuste (m)	15,0
Comprimento da ponta (m)	2,0
Diâmetro do fuste (m)	1,07
Comprimento das aletas (m)	10,0
Espessura das aletas (m)	0,05
Peso no ar (kN)	961,38
Peso submerso na água (kN)	805,10
Peso submerso no solo (kN)	711,21
<b>Dados do solo</b>	
Resistência não-drenada na superfície $S_{u0}$ (kPa)	5,0
Taxa de crescimento da resistencia não-dreanada $S_{uk}$ (kPa/m)	2,0
Sensibilidade $S_{ii}$	3,5
Peso específico submerso $\gamma_{sub}$ (kN/m <sup>3</sup> )	6,0
Fator de capacidade de carga $N_c$	9,0
Fator de redução da adesão lateral $\delta$	0,9
Fator empírico da máxima taxa de deformação $S_e$	5,0
Coeficiente empírico da taxa de deformação $C_e$ (kN.s/m <sup>2</sup> )	0,02
Constante empírica da taxa de deformação $C_0$	0,06



Os resultados do programa foram comparados com os resultados reais obtidos de um lançamento de uma estaca torpedo, instalada em 15 de Agosto de 2005, conforme está apresentado no trabalho de Brandão (2006). Na Figura 7.19 e Figura 7.20 estão os gráficos de velocidade vertical da instalação do torpedo e do resultado obtido pelo SITUA-Prosím, respectivamente.

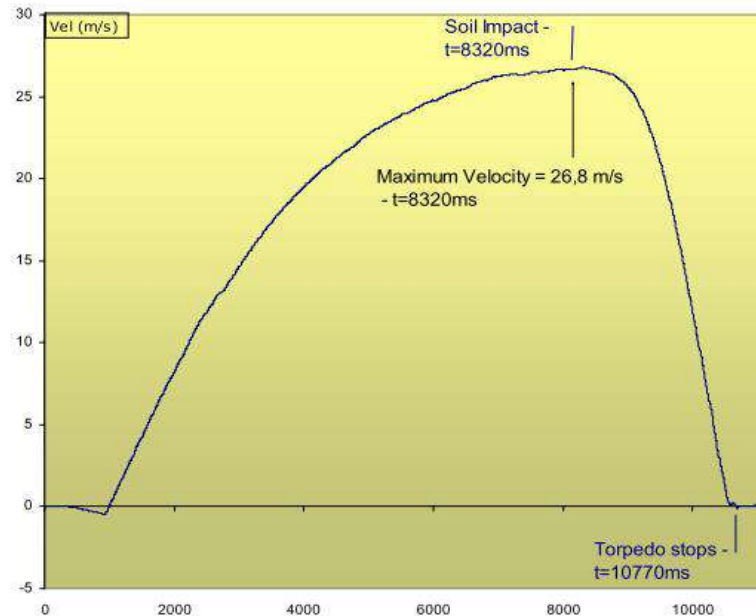


Figura 7.19 – Velocidade vertical (BRANDÃO, HENRIQUES, *et al.*, 2006)

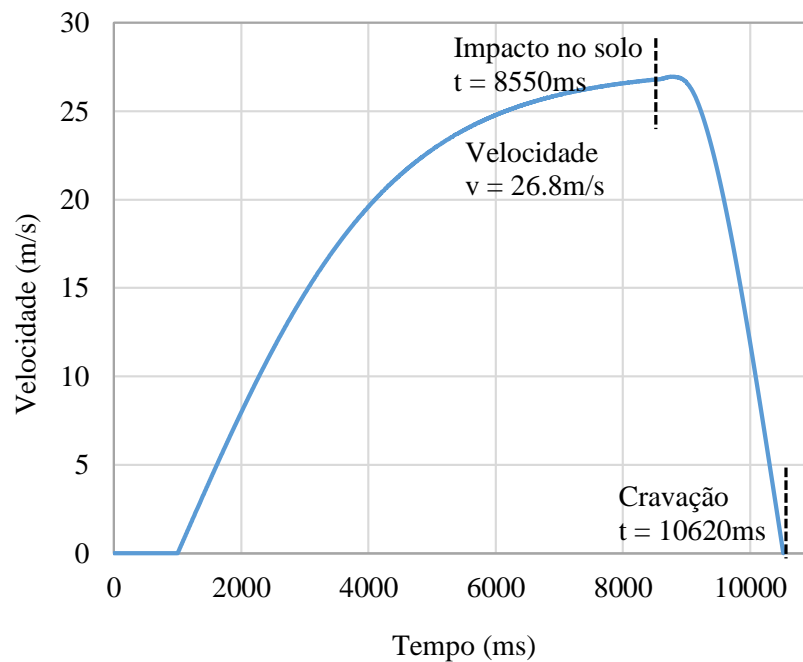


Figura 7.20 – Velocidade vertical obtida na análise pelo SITUA-Prosím.

Na Figura 7.21 e Figura 7.22 estão os resultados do deslocamento vertical obtidos da instalação do torpedo e pelo SITUA-Prosim, respectivamente.

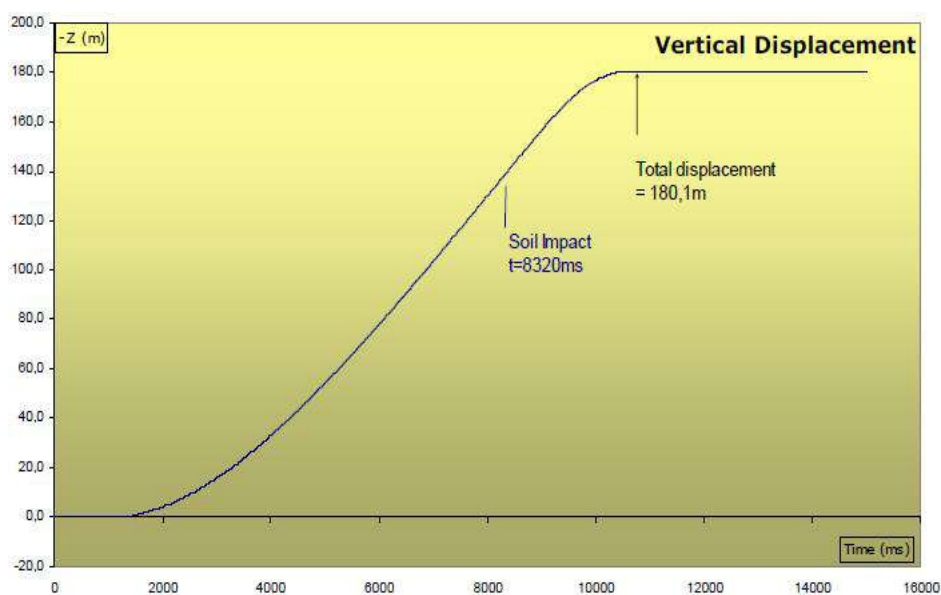


Figura 7.21 – Deslocamento vertical (BRANDÃO, HENRIQUES, *et al.*, 2006)

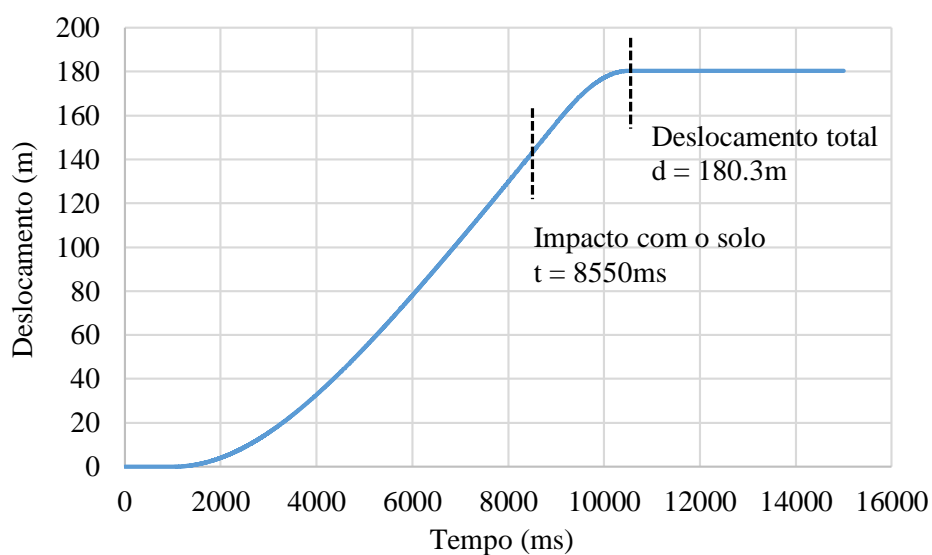


Figura 7.22 – Deslocamento vertical obtido na análise pelo SITUA-Prosim.

Os dados obtidos pelo SITUA-Prosim resultaram em valores muito próximos aos obtidos na instalação da estaca torpedo apresentados no trabalho de Brandão (2006). A profundidade e o tempo atingido pelo torpedo na instalação foi de 35,2 metros e 2,4 segundos, enquanto no SITUA, a estaca torpedo atingiu 35,3 metros em 2,2 segundos, respectivamente.

## 7.5 Modelo de Estaca com Menor Quantidade de Elementos

A eficiência do método numérico utilizado para representar a cravação da estaca em solo marinho está justamente na consideração do centro de atuação da força resultante em cada painel triangular. Além do método permitir uma discretização melhor da geometria da estaca enterrada, considerar o centro de volume como o centro de pressões nos elementos da malha, leva a uma maior precisão das forças de reação do solo e, conseqüentemente, a estaca atinge a profundidade de cravação desejada.

Uma vez que as forças resultantes nas malhas estão corretamente localizadas no centro de pressões, utilizar uma discretização geométrica com menor número de elementos também faz com que o método numérico alcance os mesmos resultados de uma malha mais refinada. A Figura 7.23 e Figura 7.24 ilustram esse fato. Considerou-se para esta análise comparativa a estaca de formato cilíndrico (modelo A), onde no modelo menos refinado a malha era composta por 421 elementos, enquanto que no modelo mais refinado, a composição é de 1661 elementos.

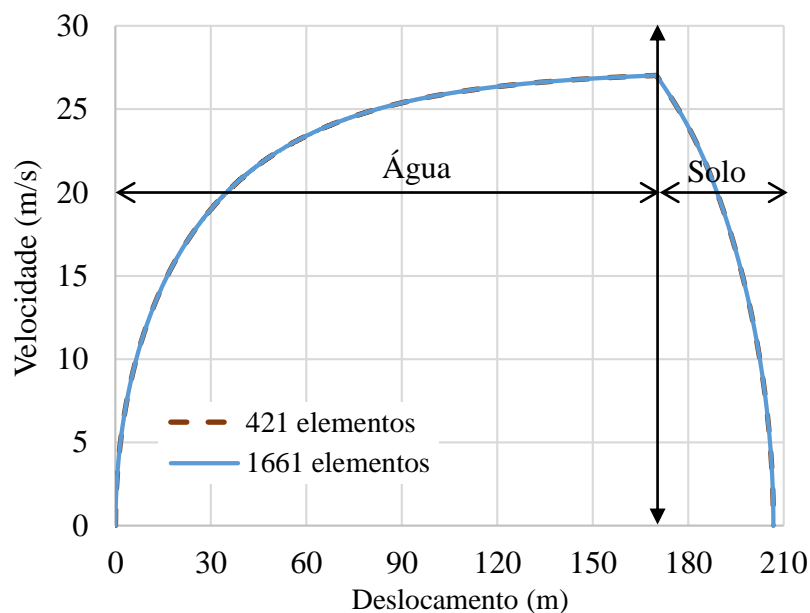


Figura 7.23 – Variação da velocidade ao longo do deslocamento.

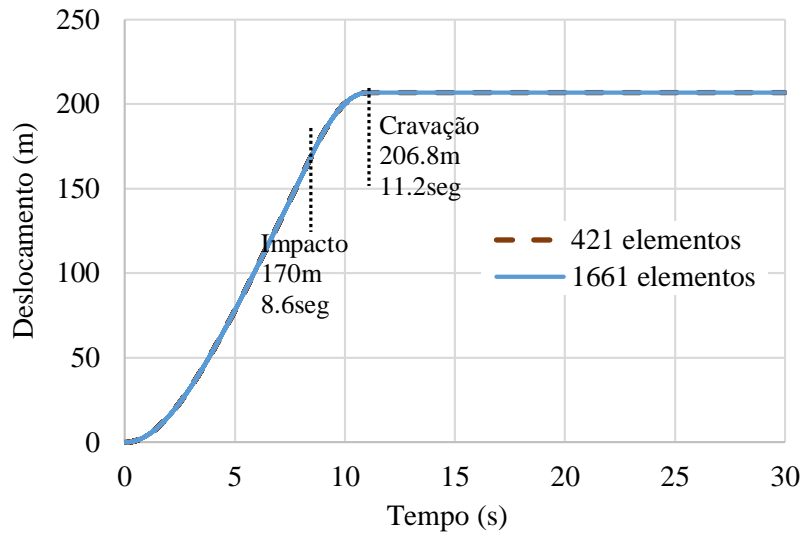


Figura 7.24 – Variação do deslocamento ao longo do tempo.

Em ambas as análises pode-se concluir que foram alcançados os mesmos resultados, com profundidade final atingida de 36,8 metros e tempo total de lançamento (incluindo a cravação) de 11,2 segundos. O tempo fornecido ao programa para a cravação foi de 30 segundos com intervalo de integração de 0,001 segundos. Os resultados de ambas as execuções com relação ao tempo de análise e custo computacional estão apresentados a seguir.

```

Novo Projeto
***** EXECUTION SUMMARY AND STATISTICS *****
END OF DATA INPUT      : 01/09/17 18:11:23 ;          4.70 SECONDS ELAPSED
END OF DYNAMIC SIMULATION : 01/09/17 18:20:51 ;          568.53 SECONDS ELAPSED
TOTAL RUN TIME          : 01/09/17 18:20:51 ;          573.23 SECONDS ELAPSED
                        9 MINUTES, 33 SECONDS
USED MEMORY             : 1350 4-byte words
  
```

Figura 7.25 – Resumo da execução do modelo discretizado com 1661 elementos.

```

Novo Projeto
***** EXECUTION SUMMARY AND STATISTICS *****
END OF DATA INPUT      : 25/10/17 15:36:01 ;           0.75 SECONDS ELAPSED
END OF DYNAMIC SIMULATION : 25/10/17 15:38:50 ;          169.39 SECONDS ELAPSED
TOTAL RUN TIME          : 25/10/17 15:38:50 ;          170.15 SECONDS ELAPSED
                        2 MINUTES, 50 SECONDS
USED MEMORY             : 1350 4-byte words
  
```

Figura 7.26 – Resumo da execução do modelo discretizado com 421 elementos.

Portanto, a relação de otimização no tempo de execução é dada como segue:

$$1 - \frac{t_{\text{modelo com 421 elementos}}}{t_{\text{modelo com 1661 elementos}}} = 1 - \frac{170}{573} = 70,3\%$$

O tempo gasto na simulação do modelo com menor quantidade de elementos permite um ganho de tempo de execução em 70.3%, obtendo-se os mesmos resultados nas duas análises.

## 8 Análise dos resultados

O método numérico para o cálculo das forças de reação do solo sobre a estaca através das integrais de pressões na superfície enterrada, atingiram resultados satisfatórios.

A análise da ação do arrasto ao longo da cravação para os diferentes modelos mostrou que seu trecho dominante de atuação varia conforme a geometria da estaca. Porém, nesse trabalho considerou-se o amortecimento do solo para análise de cravação do torpedo a partir de coeficientes de arrasto globais, ou seja, o mesmo coeficiente é utilizado no cálculo das forças de arrasto que atuam nas diferentes regiões da estaca torpedo (aletas e ponta), sendo essas forças calculadas apenas na direção normal a superfície de contato.

A análise das forças de resistência do solo ao longo da cravação nos diferentes modelos mostrou influência direta da geometria de contato estaca-solo. A ação do atrito lateral foi quem resultou na maior resistência do solo contra o deslocamento dos modelos (ver Figura 7.6, Figura 7.7 e Figura 7.8). No modelo da estaca torpedo, a área lateral aumentou expressivamente a força de atrito devido à região das aletas e sua disposição em torno do fuste (ver Figura 7.11), o que ocasionou um alcance de profundidade menor do que o modelo B, e próxima ao modelo A (ver Figura 7.9). O alcance maior de profundidade do modelo B é devido às forças normais e laterais decompostas na ponta, proporcionando menor resistência do solo e maior taxa de deformação deste (ver Figura 7.12).

A análise do modelo de lançamento da T-98 considerando a conexão com a linha de ancoragem alcançou resultados compatíveis com um lançamento real de um mesmo modelo, ocorrido na Baía de Campos.

A análise de cravação de uma estaca cilíndrica com menor discretização de sua superfície apresentou os mesmos resultados do modelo discretizado com quatro vezes em número de elementos. Isso mostra a eficiência e acurácia do método numérico empregado, onde a menor quantidade de malhas não afetou o cálculo das pressões do solo atuantes ao longo da superfície da estaca.

## 9 Conclusão

### 9.1 Considerações finais

Neste trabalho, foi apresentada uma nova abordagem numérica para representar a reação do solo sobre um modelo de estaca torpedo, utilizando uma ferramenta de análise global para modelar seu procedimento de instalação, através da integral numérica das pressões do solo em sua superfície penetrada. A malha do painel foi utilizada para modelar a superfície da estaca torpedo para calcular as pressões geradas a partir da equação de True. Embora o modelo de True use coeficientes globais para representar as forças do solo, esses coeficientes foram assumidos, como aproximações na direção normal e tangencial de cada elemento da malha do painel com o objetivo de transformar as principais forças descritas nesse modelo em pressão/tensão atuantes em cada elemento. A influência da superfície na profundidade de cravação e a aplicação das resistências de pressão/tensão ao nível do elemento da malha do painel aumentam o potencial deste método para ser usado para integrar pressões avaliadas a partir da interação fluido-estrutura usando qualquer outro tipo de formulação, como o método dos elementos finitos ou o método das partículas para representar o solo. O método computacional apresentado mostrou resultados eficientes e precisos para serem usados em uma análise global no projeto de sistemas de fundação baseados em estaca torpedo.

### 9.2 Sugestão para Trabalhos Futuros

- ✓ Considerar as variações das camadas de solo ao longo da profundidade, incluindo os diferentes parâmetros geotécnicos no cálculo das reações do solo sobre a estaca em cada um desses trechos;
- ✓ Considerar a variação do coeficiente de arrasto ao longo da estaca, de acordo com a geometria, rugosidade, viscosidade do material, velocidade etc., para assim obter o gradiente desse coeficiente na superfície da estaca, onde será possível ver a distribuição das pressões através de uma análise bem detalhada com auxílio do CFD;

- ✓ Ajustar o centro de gravidade da estaca e conectá-la a linha de ancoragem para realizar uma análise completa de cravação, considerando sua entrada no solo com ângulo de inclinação;
- ✓ Considerar as equações de True para o cálculo das forças de reação do solo no trecho enterrado da linha de ancoragem;
- ✓ Realizar o estudo de capacidade de carga e arrancamento da estaca torpedo, considerando o tempo posterior necessário ao adensamento do solo após a instalação da estaca.



## 10 Referências Bibliográficas

AGUIAR, C. S. **Interação Solo-Estrutura de Fundações Offshore do tipo Estaca**. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2007.

AMARAL, C. S.; COSTA, A. M. **Avaliação do Comportamento de Estacas Torpedo Instrumentadas**. Relatório Técnico 057/2001, Petrobras/Cenpes/Pdep/MC. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2001.

ARAUJO, J. B. D.; MACHADO, R. D.; JUNIOR, C. J. M. **High Holding Power Torpedo Pile—Results for the First Long Term Application**. 23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. Vancouver, British Columbia, Canada, 2004. p. 417-421.

AUTODESK. Education. **Free software download**, 2017. Disponível em: <<https://www.autodesk.com/education/free-software/autocad>>. Acesso em: 10 Novembro 2017.

BEARD, R. M. A Penetrometer for Deep Ocean Seafloor Exploration. **Proceedings of the 1981 IEEE/MTS Oceans Conference**, San Diego, CA, v. 3, p. 668 - 673, September 1981.

BISCONTIN, G.; PESTANA, J. M. Influence of Peripheral Velocity on Vane Shear Strength of an Artificial Clay. **Géotechnique**, p. 423-429, 2001.

BRANDÃO, F. E. N. et al. **Albacora Leste Field Development - FPSO P-50 mooring system concept and installation**. Offshore Technology Conference. Houston, Texas, E.U.A, 2006.

BYRNE, B. et al. Suction Caisson Foundations for Offshore Wind Turbines. **Wind Engineering**, Brentwood, UK, v. 26, n. 3, p. 144-155, 2002.

CARBONO, J. J. A. **Otimização da Disposição de Linhas de Ancoragem Utilizando Algoritmos Genéticos**. Dissertação de DSc., Pontifícia Universidade Católica - PUC. Rio de Janeiro, RJ. 2005.

CORRÊA, F. N. **Aplicação de Metodologias Híbridas em Estudos Paramétricos sobre o Comportamento de Sistemas Offshore**. Dissertação de DSc., COPPE/UFRJ - Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, RJ, 2003.

CORRÊA, F. N.; JACOB, B. P.; ALBRECHT, C. Um Procedimento Numérico Expedito para Representação de Turrets na Análise Acoplada de Movimentos de Sistemas Flutuantes Offshore. **Computational Methods for the Analysis and Design of Offshore Systems and Structures**, Buenos Aires, Argentina, v. XXIX, p. 7891–7911, 2010.

COSTA, R. G. B. **Análise Paramétrica das Condições de Ancoragem de Plataformas Offshore Utilizando Estacas Torpedo a Partir de Modelos em Elementos Finitos**. Dissertação de M.Sc., Universidade Federal do Rio Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2008.

CRANEMASTER. Cranemaster. **Cranemaster**, 2010. Disponível em: <http://www.cranemaster.no/applications/reference-applications>. Acesso em: 08 Maio 2017.

DEGENKAMP, G.; RUINEN, R. **Installation of Vertical Loaded Anchors Using a Subsea Tensioning Device in Ultra-Deepwaters in the Gulf of Mexico**. Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas, E.U.A, 2001.

ELTAHER, A.; RAJAPAKSA, Y.; CHANG, K. T. **Industry Trends for Design of Anchoring Systems for Deepwater Offshore Structures**. Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas, E.U.A, 2003.

FARIA, L. PetroGasNews. **PetroGasNews**, 2011. Disponível em: <[https://petrogasnews.files.wordpress.com/2011/03/scenarios\\_tlpwfpso.jpg](https://petrogasnews.files.wordpress.com/2011/03/scenarios_tlpwfpso.jpg)>. Acesso em: 30 Abril 2017.

FERNANDES, A. C. . D. F. M. S. et al. **Hydrodynamic aspects of the torpedo anchor installation**. International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. OMAE2005-67201. Halkidiki, Greece, 2005.

FREEMAN, T. J. et al. Modelling radioactive waste disposal by penetrator experiments in the abyssal Atlantic Ocean. **Letters to Nature**, v. 310, p. 130-133, 1984.

GONÇALVES, R. C. F.; COSTA, L. C. S. **Inspeção em Linhas de Ancoragem de Unidades de Produção**. Anais do 21º Congresso Nacional de Ensaaios não Destrutivos. Salvador, Bahia, Brasil, 2002.

ISO. **Petroleum and Natural Gas Industries - Specific Requirements for Offshore Structures - Part 7: Stationkeeping systems for floating offshore structures and mobile offshore units**. International Standard - Offshore structures. Vernier, Genebra, Suíça, p. 188. 2005.

JACOB, B. P. **Notas de Aula de Análise Dinâmica Não-Linear de Estruturas**. COPPE/UFRJ, Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, RJ, Brasil. 2001.

JACOB, B. P. **PROGRAMA PROSIM: Simulação Numérica do Comportamento de Sistemas para Exploração de Petróleo Offshore, Manual de Entrada de Dados**. LAMCSO/COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2006.

JONES, W. C.; ISKANDER, M. G. **Axial Capacity of Suction Piles in Sand**. Proceedings of the 7th International Conference on the Behaviour of Offshore Structures. Geotechnics, p. 63 - 75, 1994.

JUNIOR, C. J. M. **Torpedo Anchor for Deep Water**. Deep Offshore Technology Conference. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2001.

JUNIOR, C. J. M. **Low Cost Anchor System for Flexible Risers in Deep Waters**. Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas. Paper 14151, 2002.

JÚNIOR, D. R. H. et al. **Alternativa de Estaca Torpedo para Altas Cargas de Ancoragem**. XV Congresso Brasileiro de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica – COBRAMSEG. Gramado, Rio Grande do Sul, Brasil, 2010.

JUNIOR, E. S. P. **Análise de Confiabilidade na Cravação de Estacas de Concreto Pré-Moldado**. Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro, Dissertação de M.Sc. Niterói, RJ, Brasil. 2003.

JUNIOR, M. A. D. S. **Estudo Hidrodinâmico da Estaca Torpedo Através do Software Ansys CFX**. Trabalho Final de Conclusão de Curso, Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, Recife, Brasil, 2011.

KABLE. Offshore Technology. **Offshore Technology**, 1996. Disponível em: <http://www.offshore-technology.com/contractors/installation/sotra-marine/sotra-marine1.html>. Acesso em: 04 Maio 2017.

KAWASAKI, Y. P. **Análise de Linhas de Ancoragem de Plataformas Oceânicas Considerando Diversos Tramos e o Trecho Enterrado da Linha**. Trabalho Final de Conclusão de Curso, Escola Politécnica, UFRJ. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2010.

KOCHEM, R. M. **Estudo de Diferentes Concepções de Sistemas de Ancoragem em Lâmina d'Água Profunda**. Dissertação de DSc., Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2016.

KUNITAKI, D. M. K. N. **Tratamento de Incertezas no Comportamento Dinâmico de Estacas Torpedo para Ancoragem de Sistemas Flutuantes na Exploração de Petróleo Offshore**. Dissertação de M.Sc., Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, RJ, Brasil. 2006.

LACERDA, G. A. T. D. **Análise de Sistemas de Ancoragem de Plataformas Flutuantes**. Trabalho Final de Conclusão de Curso, Escola Politécnica, UFRJ. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2005.

LAVIERI, R. S. **Métodos de Navegação Inercial Aplicados a Lançamentos Submarinos**. Dissertação de M.Sc., Universidade de São Paulo. São Paulo, SP, Brasil. 2011.

LIMA, L. A. **Avaliação de Metodologias de Análise de Unidades Estacionárias de Produção de Petróleo Offshore**. Dissertação DSc, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, RJ, Brasil 2006.

MANSTRANGELO, C. F. et al. **From Early Production Systems to the Development of Ultra Deepwater Fields – Experience and Critical Issues of Floating Production Units**. Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas, U.S.A, 2003.

MANUAL, D. **Fleet Moorings - Basic Criteria and Planning Guidelines**. Naval Facilities Engineering Command. Alexandria, Virginia, USA, 1985.

MARANGON, M. **Apostila de Mecânica dos Solos II**. Juiz de Fora, MG, Brasil, 2013.

MASETTI, I. Q. **Análise Dinâmica de Navios Ancorados com Complacência Diferenciada**. Tese de DSc, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, RJ, Brasil. 1997.

MEDEIROS JR., C. J. **Low Cost Anchor System for Flexible Risers in Deep Waters**. Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas, E.U.A, 2002.

MELLO, R. J.; BOGOSSIAN, F. Fundações de Estruturas Offshore. In: SAES, J. L.; FALCONI, F. F.; HACHICH, W. **Fundações: Teoria e Prática**. 2. ed. São Paulo, SP: Pini, 1998. Cap. 11.

MOORING SOLUTIONS SPECIALISTS. SOFEC. **Mooring Systems-External Turret**, 2002. Disponível em:

<http://www.sofec.com/productItem.asp?intcategoryName=Mooring%20Systems&intsubCat=External%20Turret&intproductID=SuTuDen>. Acesso em: 21 Setembro 2017.

MORAIS, J. M. D. **PETROBRAS: Uma história das explorações de petróleo em águas profundas e no pré-sal**. 1. ed. Rio de Janeiro: Elsevier, 2015.

MORISON, J. R. et al. The Force exerted by Surface Waves on Piles. **Journal of Petroleum Technology**, v. 2, p. 149 - 154, Maio 1950.

NOGUEIRA, E. F. et al. **Base Torpedo - Um Novo Método para Instalação do Revestimento Condutor**. Boletim Técnico da Produção de Petróleo. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, p. 327-350, 2008.

O'LOUGHLIN, C.; GAUDIN, C. Penetration of Dinamically Installed Anchors in Clay. **Géotechnique**, September 2013.

O'LOUGHLIN, C. D.; RANDOLPH, M. F.; RICHARDSON, M. **Experimental and Theoretical Studies of Deep Penetrating Anchors**. Offshore Technology Conference. Houston, Texas, U.S.A, 2004.

ØYE, I. **Simulation of trajectories for a deep penetrating anchor**. CFD Norway. AS, Throndeim, Noruega, 2000.

PASSINI, L. D. B. **Instalação e Capacidade de Carga Axial de Estacas Modelos Fluidizadas em Solos Arenosos**. Tese de D.Sc., Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Porto Alegre, RS, Brasil, 2015.

PETROBRÁS. Tipos de Plataformas, 2014. Disponível em: <http://www.petrobras.com.br/infograficos/tipos-de-plataformas/desktop/index.html>  
Acesso em: 08 dez. 2017.

POULOS, G. H. **Marine Geotechnics**. Unwyn Hyman Ltd. London. 1988.

PTC. PTC Mathcad. **Mathcad 15.0 - New Licensing Process**, 2017. Disponível em: <https://www.ptc.com/en/mathcad-software-blog/mathcad-15-0-new-licensing-process>  
Acesso em: 10 Novembro 2017.

RANDOLPH, M. F. et al. Recent Advances in Offshore Geotechnics for Deep Water Oil and Gas Developments. **Ocean Engineering**, Crawley, Australia , v. 38, n. 7, p. 818--834, Maio 2011.

RANDOLPH, M. F.; CARTER, J. P.; WROTH, C. P. Driven Piles in Clay – the effects of Installation and Subsequent Consolidation. **Géotechnique** , v. 29, n. 4, p. 361 - 393, 1979.

RICHARDSON, D. M. **Dynamically Installed Anchors for Floating Offshore Structures**. The University of Western Australia, PhD thesis. Crawley, Australia, 2008.

RICHARDSON, D. M. et al. Setup Following Installation of Dynamic Anchors in Normally Consolidated Clay. **Jornal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, v. ASCE 135, n. 4, p. 487–496, 2009.

RIVERLAKE SOLUTIONS. Rivarlake Solutions. **Our track record SPM**, 2010. Disponível em: <http://riverlakesolutions.com/index.php/site/page/our-track-record-spm-cbm-fso>. Acesso em: 21 Setembro 2017.

RUBBER, Y. y-yokohama. **Yokohama**, 2015. Disponível em: <http://www.y-yokohama.com/global/product/mb/marine-hoses/standard-hose/#prettyPhoto>. Acesso em: 01 Maio 2017.

SABETAMAL, H. et al. **Numerical Study of the Effects of Strain Rate on the Behaviour of Dynamically Penetrating Anchors in Clay**. The 7th International Conference on Computational Methods. Berkeley, CA, USA, 2016.

SARMENTO, C. V. D. S.; VIEIRA RABELO, M. **Análise Teórica do Problema de Uma Corrente Dobrada em Queda Livre: Aplicações a Estacas Torpedo**. Proceedings of the XXXIV Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering - CILAMCE. Pirenópolis, GO, Brasil, 2013.

SCOTT, R. In-place Ocean Soil Strength by Acceleromete. **Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE**, v. 96, p. 199-211, 1970.

SECKLER, S. C. **Metodologia Baseada em Inspeção e Retroanálise para Verificação e Ajustes de Sistemas de Ancoragem de Unidades Flutuantes de Produção Offshore**. Dissertação DSc, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2011.

SILVA, U. A. D. **Análise de Cravabilidade de Estacas Torpedo**. Monografia de Especialização em Engenharia de Fundações, COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2008.

SKEMPTION, A. W.; NORTHEY, R. D. The Sensitivity of Clays. **Géotechnique**, v. 3, n. 1, p. 30-53, Março 1952.

SPARREVIK, P. **Suction Pile Technology and Installation in Deep Waters**. Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas, E.U.A, 2002.

STLFWWE, O. J.; BYSVEEN, S.; CHRISTOPHERSEN, H. P. **New Foundation Systems for the Snorre Development**. Proceedings of the Offshore Technology Conference. Houston, Texas, E.U.A, 1992.

TRUE, D. G. **Rapid Penetration into Seafloor Soils**. Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference, p. 607 - 618. Houston, Texas, E.U.A, 1974.

TRUE, D. G. **Undrained Vertical Penetration into Ocean Bottom Soils**. Ph.D. Thesis, University of California. Berkeley, California, E.U.A, 1976.

VECCHIO, M. J. C. D.; COSTA, S. C. L. **Station Keeping in Deep and Ultradeep Waters**. Proceedings of the Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas, E.U.A, 1999.

WIKI, N. **Naval Wiki**, 2014. Disponivel em:

<http://naval.wiki.br/index.php?title=Arquivo:Jaqueta.png>. Acesso em: 30 Abril 2017.

WORDPRESS, M. &. Drilling Formulas and Drilling Calculations. **Drillingformulas**, 2017. Disponivel em: <http://www.drillingformulas.com/category/oil-field-knowledge/>. Acesso em: 1 Maio 2017.