

Análise do afundamento de Conduitas através do Método de Imersão Progressiva

Caso do Emissário Submarino de Raoued – Tunis

Tiago Miguel Monteiro Pama Vasques

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em

Engenharia Civil

Orientador: Professor Doutor António Alexandre Trigo Teixeira

Júri

Presidente: Professor Doutor Rodrigo de Almada Cardoso Proença de Oliveira

Orientador: Professor Doutor António Alexandre Trigo Teixeira

Vogal: Professor Doutor Ricardo José de Figueiredo Mendes Vieira

Vogal: Eng.º Alfredo Martins Mendes Afonso

Mai 2017

Agradecimentos

O trabalho desenvolvido na presente dissertação contou com o apoio directo e indirecto de diversas pessoas às quais quero, desde já, expressar os meus mais sinceros agradecimentos.

Ao Professor Doutor António Alexandre Trigo Teixeira, orientador, agradeço toda a confiança, apoio e boa disposição expressos no decorrer do projecto. Agradeço todo o conhecimento transmitido e disponibilidade na orientação e revisão da dissertação sempre com o intuito de a tornar melhor.

À Etermar – Engenharia e Construção, S.A agradeço a oportunidade de desenvolver um projecto interessante e desafiante no seio de uma equipa de profissionais com a qual aprendi bastante a diversos níveis. Aos Engenheiros Alfredo Afonso, António Cardoso e Nuno Colaço, em particular, agradeço todo o apoio, preocupação e informação disponibilizada sem a qual a presente dissertação não teria o mesmo rigor.

À minha família, em especial ao meu pai, irmão e avós agradeço todo o carinho, confiança e amor que me ajudaram a ultrapassar os momentos mais difíceis.

À Rita, agradeço todo o amor, compreensão, apoio e dedicação, ao longo dos últimos anos e em particular no decorrer da dissertação, sem os quais esta etapa teria sido significativamente mais árdua.

Resumo

A instalação de condutas submarinas é uma operação marítima complexa e delicada, que ganha relevo face às crescentes necessidades energéticas e questões ambientais das sociedades modernas. Destina-se à rejeição de efluentes e à captação de água para estações de dessalinização e centrais termoeléctricas.

Os métodos de instalação correntemente utilizados, S-Lay, J-Lay e Imersão Progressiva, introduzem esforços de flexão que se não evitados conduzem ao colapso da estrutura cujo estado limite denomina-se buckling. Durante o afundamento, a conduta é traccionada de modo a reduzir a solicitação e a evitar o fenómeno.

O trabalho desenvolvido centra-se no estudo teórico do tema e na determinação da força de tracção segundo três modelos de cálculo, dois modelos analíticos que não consideram grandezas dinâmicas (ondulação, corrente e vento) e um modelo numérico que as considera.

A presente dissertação foi desenvolvida no âmbito do projecto de instalação de um emissário submarino que a empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A está presentemente a realizar na Tunísia. Trata-se do Emissário Submarino de Raoued – Tunis, que constitui o caso de estudo do trabalho desenvolvido.

Comparando os resultados dos modelos analíticos com os do modelo numérico conclui-se que os primeiros fornecem estimativas bastante conservadoras. Adicionalmente, a comparação dos resultados referentes ao modelo numérico evidencia a importância da consideração das grandezas dinâmicas como variáveis determinantes no cálculo da força de tracção indispensável ao afundamento.

A presente dissertação aprofunda o conhecimento relativo ao tema, através de um estudo comparativo entre métodos de cálculo, com o intuito de melhorar a segurança da operação.

Palavras-Chave: Buckling, Imersão Progressiva, Emissário Submarino, Instalação de Condutas Submarinas, Orcaflex.

Abstract

Submarine pipelines installation is a complex and delicate maritime operation, which becomes more important due to the increasing energy needs and environmental concerns of modern societies.

The most common installation methods, S-Lay, J-Lay and Progressive Immersion, introduce bending efforts that may cause the collapse of the conduit whose limit state is known as buckling. In order to reduce the bending efforts and consequently avoid buckling, maritime contractors apply a pulling force to the pipeline.

The present thesis focuses on the theoretical study of submarine pipelines installation and on the calculation of the required pulling force according with three calculation methods, two analytical methods which do not consider dynamic forcing (wave, current and wind) and one numerical method which does.

This thesis was developed within the framework of the Raoued – Tunis Sea Outfall installation, currently carried out by the maritime contractor Etermar – Engenharia e Construção, S.A, which is the case study for the thesis.

The comparison between the results from the analytical methods and the ones from the numerical method leads to the conclusion that the analytical methods provide a conservative estimate for the pulling force. On the other hand, the results from the numerical method (finite element model) shows the importance of considering the dynamic forcing during the pulling force calculation, since changes in environmental conditions generates considerable variations in the pulling force.

The present dissertation deepens the knowledge about the subject, through a comparison study between calculation methods, in order to promote a greater safety during the pipe installation.

Keywords: Buckling, Progressive Immersion, Sea Outfall, Submarine Pipelines Installation, Orcaflex.

Índice

Capítulo 1. Introdução	1
1.1 Enquadramento	1
1.2 Objectivos da dissertação.....	1
1.3 Estrutura da dissertação.....	2
Capítulo 2. Métodos de instalação de condutas submarinas.....	3
2.1 Introdução	3
2.2 Método de instalação S-lay	4
2.2.1 Descrição do método	4
2.2.2 Estabilidade da conduta.....	5
2.3 Método de instalação J-lay	7
2.3.1 Descrição do método	7
2.3.2 Estabilidade da conduta.....	9
2.4 Método de instalação por Imersão Progressiva	10
2.4.1 Descrição do método	10
2.4.2 Estabilidade da conduta.....	12
Capítulo 3. Modelos estruturais associados ao troço de conduta suspensa.....	13
3.1 Introdução	13
3.2 Teoria Clássica / Euler – Bernoulli.....	13
3.3 Teoria de Timoshenko	16
3.4 Teoria da Catenária	19
3.5 Conclusões	21
Capítulo 4. Buckling / Esmagamento da secção transversal	22
4.1 Introdução	22
4.2 Buckling – Pressão hidrostática pura	23
4.2.1 Conduta imperfeita.....	24
4.2.2 Conclusões	25
4.3 Buckling – Pressão hidrostática e tracção.....	25

4.3.1 Buckling elástico	25
4.3.2 Conclusões	26
4.4 Buckling – Flexão	27
4.4.1 Conclusões	28
4.5 Buckling – Pressão hidrostática e flexão	29
4.5.1 Conclusões	31
4.6 Buckling – Flexão e tracção.....	32
4.6.1 Conclusões	33
Capítulo 5. Modelos de cálculo da força de tracção.....	35
5.1 Introdução	35
5.2 Orcaflex.....	35
5.2.1 Line theory	36
5.2.1.1 Cálculo estrutural.....	37
5.2.1.2 Esforço axial	38
5.2.1.3 Efeitos hidrodinâmicos e aerodinâmicos.....	38
5.2.1.4 Interação linha – superfície livre.....	39
5.2.2 Winch theory	40
5.2.2.1 Análise estática - modelação	40
5.2.2.2 Análise dinâmica - modelação	40
5.2.3 Environment Theory.....	40
5.2.3.1 Corrente.....	40
5.2.3.2 Fundo marinho	41
5.2.3.3 Agitação marítima.....	42
5.2.4 Procedimento de cálculo.....	43
5.2.4.1 Análise estática	43
5.2.4.2 Análise dinâmica	44
5.3 The Theory of Pure Bending.....	45
5.3.1 Declive da instalação	48
5.3.2 Raio de curvatura à superfície	48
5.3.3 Raio de curvatura ao fundo.....	49

5.4 Chain Link Theory.....	49
5.5 Raio de curvatura limite	50
Capítulo 6. Caso de estudo - Emissário Submarino de Raoued - Tunis	52
6.1 Introdução	52
6.2 Emissário Submarino de Raoued - Tunis.....	52
6.2.1 Localização	53
6.2.2 Conduta submarina.....	55
6.2.3 Blocos de lastro.....	56
6.2.4 Cabos de amarração – Sistema de ancoragem	57
6.2.5 Ambiente	58
6.2.5.1 Ondulação	58
6.2.5.2 Corrente.....	59
6.2.5.3 Vento	61
6.2.5.4 Fundo marinho	63
6.3 Cenários de instalação	64
Capítulo 7. Cálculo da força de tracção e análise de resultados	66
7.1 Introdução	66
7.2 Cenário Estático.....	66
7.2.1 Modelos de cálculo analíticos	66
7.2.1.1 Modelo de cálculo The Theory of Pure Bending	67
7.2.1.2 Modelo de cálculo Chain Link Theory	68
7.2.2 Modelo de elementos finitos – Software Orcaflex	69
7.2.2.1 Modelação dos elementos do sistema em estudo - Software Orcaflex	69
7.2.2.2 Simulação do afundamento – Software Orcaflex.....	72
7.2.2.3 Resultados.....	74
7.3 Cenários Dinâmicos – Modelo de elementos finitos, Orcaflex	74
7.3.1 Modelação das acções ambientais.....	75
7.3.1.1 Ondulação	75
7.3.1.2 Corrente.....	75
7.3.1.3 Vento	75

7.3.2 Cenário de instalação 2	76
7.3.2.1 Resultados.....	76
7.3.3 Cenário de instalação 3	76
7.3.3.1 Resultados.....	76
7.4 Análise de resultados	76
7.4.1 Importância das acções ambientais.....	76
7.4.2 Comparação entre os modelos analíticos e o modelo numérico.....	77
Capítulo 8. Conclusão.....	79
Referências Bibliográficas	82

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Instalação da conduta submarina segundo método S-lay (Bai, Y & Bai, Q. 2005.) ..	4
Figura 2.2 - Representação esquemática do carregamento introduzido na configuração em “S” (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)	6
Figura 2.3 – Instalação da conduta submarina segundo o método J-lay (Bai, Y & Bai, Q. 2005.)	7
Figura 2.4 - Representação esquemática do carregamento introduzido na configuração em “J” (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)	9
Figura 2.5 - Instalação da conduta submarina segundo o método por Imersão Progressiva (Pipelife. 2011.)	10
Figura 2.6 – Início da instalação da conduta submarina segundo o método por Imersão Progressiva.....	11
Figura 3.1 - Deformada genérica de estrutura 1D - Curva Elástica (Elastic Curve) (Hibbeler. 2012.)	14
Figura 3.2 - Elemento infinitesimal, Teoria Clássica (Hibbeler. 2012.)	14
Figura 3.3 - Elemento infinitesimal, Teoria de Timoshenko	17
Figura 3.4 – Carregamento do Caso de Corte Puro	18
Figura 3.5 - Representação da Catenária.....	19
Figura 4.1 - Ovalização da secção transversal (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.).....	22
Figura 4.2 - Propagação da instabilidade (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)	23
Figura 4.3 - Relação ovalização inicial – pressão de colapso, Casos de Pressão pura e esforço normal normalizado de 0,5 (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.)	26
Figura 4.4 - Ovalização local da secção transversal devido a um esforço de flexão (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)	27
Figura 4.5 - Relação ovalização inicial – curvatura de flexão – posição da conduta, Caso de Flexão pura (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)	28
Figura 4.6 - Rugas longitudinais (Kyriakides, S & Corona, E. 2007)	28
Figura 4.7 - Relação momento flector – curvatura de flexão, Casos de Pressão pura e pressão igual a 27,3% da pressão de cedência (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)	29
Figura 4.8 - Relação curvatura de flexão – ovalização, Casos de Pressão pura e pressão igual a 27,3% da pressão de cedência (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.)	30

Figura 4.9 - Relação momento flector – curvatura de flexão, diversos casos de pressão (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.).....	31
Figura 4.10 - Deformada real das condutas ensaiadas na Figura 4.9 (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.)	31
Figura 4.11 - Ovalização ao longo da conduta ensaiada (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.) ...	33
Figura 4.12 - Instalação dos ensaios (Flexão – Tracção) (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.) ...	33
Figura 5.1 - Modelo de elementos finitos (Orcina.)	36
Figura 5.2 - Modelo estrutural (Orcina.)	36
Figura 5.3 - Modelo de cálculo do esforço axial (Orcina.)	38
Figura 5.4 - Segmento parcialmente submerso (Orcina.)	40
Figura 5.5 - Modelo de Coulomb Modificado (Orcina.)	41
Figura 5.6 - Esquema de afundamento do modelo The Theory of Pure Bending (Grann-Meyer, E. 2005.)	47
Figura 6.1 - Localização do Emissário Submarino de Raoued – Tunis – Vista Geral	54
Figura 6.2 - Localização do Emissário Submarino de Raoued – Tunis – Vista Pormenorizada	55
Figura 6.3 - Vista isométrica.....	56
Figura 6.4 - Planta cotada	56
Figura 6.5 - Alçado frontal cotado	56
Figura 6.6 - Esquema em planta do sistema de ancoragem	57
Figura 6.7 - Ponto de medição da ondulação e corrente	58
Figura 6.8 - Rosa das ondas, Verão 2011 (Serah Arteliah. 2014).....	58
Figura 6.9 - Frequências relativas associadas aos períodos de pico, Verão 2010 (Serah Arteliah. 2014.)	59
Figura 6.10 - Rumo da ondulação.....	59
Figura 6.11 - Rosas das correntes às profundidades -1m, -4m, -7m e -10m, Verão 2011 (Serah Arteliah. 2014.)	60
Figura 6.12 - Rosas das correntes às profundidades -12m, -15m, -18m e -19m, Verão 2011 (Serah Arteliah. 2014.)	60
Figura 6.13 - Direcções da corrente.....	61
Figura 6.14 - Estações meteorológicas.....	61
Figura 6.15 - Rosa dos ventos, Período Estival 2011 (Serah Arteliah. 2014.)	62
Figura 6.16 - Registos do vento (Serah Arteliah. 2014.).....	62

Figura 6.17 - Rumo do vento.....	63
Figura 6.18 - Grandezas dinâmicas consideradas.....	65
Figura 7.1 - Procedimento de cálculo - Modelos analíticos	66
Figura 7.2 - Parâmetros estruturais da conduta submarina – Dados de entrada Orcaflex	70
Figura 7.3 - Comprimento da conduta submarina – Dados de entrada Orcaflex	70
Figura 7.4 - Velocidade de afundamento da conduta submarina – Dados de entrada Orcaflex	70
Figura 7.5 - Parâmetros estruturais dos blocos de lastro – Dados de entrada Orcaflex	70
Figura 7.6 - Espaçamento entre blocos de lastro – Dados de entrada Orcaflex	71
Figura 7.7 - Parâmetros estruturais dos cabos de amarração – Dados de entrada Orcaflex	71
Figura 7.8 - Comprimento dos cabos de amarração – Dados de entrada Orcaflex	71
Figura 7.9 - Configuração do fundo marinho – Dados de entrada Orcaflex	72
Figura 7.10 - Cota da maré – Dados de entrada Orcaflex.....	72
Figura 7.11 - Força de tracção (Exemplo da aplicação de uma força de tracção igual a 5ton) – Dados de entrada Orcaflex	72
Figura 7.12 - Rebocador e conduta submarina com os blocos de lastro, PM4655	73
Figura 7.13 - Cabos de amarração e conduta submarina com os blocos de lastro, PM5746	73
Figura 7.14 - Início do afundamento (Imersão da extremidade mar), PM5746	73
Figura 7.15 - Configuração em “S” típica do método de instalação por imersão progressiva	73
Figura 7.16 - Término do afundamento (Imersão da extremidade terra), PM4655	74
Figura 7.17 - Ondulação – Dados de entrada Orcaflex (Cenário 2)	75
Figura 7.18 - Ondulação – Dados de entrada Orcaflex (Cenário 3)	75
Figura 7.19 - Corrente – Dados de entrada Orcaflex (Cenários 2 e 3).....	75
Figura 7.20 - Vento – Dados de entrada Orcaflex (Cenários 2 e 3)	75

Lista de Tabelas

Tabela 6.1 – Parâmetros da conduta submarina.....	56
Tabela 6.2 - Parâmetros dos blocos de lastro	57
Tabela 6.3 - Parâmetros dos cabos de amarração.....	57
Tabela 6.4 - Parâmetros da ondulação.....	59
Tabela 6.5 - Parâmetros da corrente	61
Tabela 6.6 - Parâmetros do vento.....	62
Tabela 6.7 - Parâmetros do fundo marinho	63
Tabela 6.8 - Cenários de instalação.....	65
Tabela 7.1 - Parâmetros de interesse ao cálculo dos raios de curvatura à superfície e ao fundo, The Theory of Pure Bending.....	67
Tabela 7.2 – Parâmetros de interesse ao cálculo da percentagem de carregamento efectivo submerso.....	67
Tabela 7.3 – Parâmetros de interesse ao cálculo do raio de curvatura limite	68
Tabela 7.4 – Carregamentos à superfície e ao fundo.....	68
Tabela 7.5 – Menores raios de curvatura para o Cenário 1, Software Orcaflex.....	74
Tabela 7.6 – Menores raios de curvatura para o Cenário 2, Software Orcaflex.....	76
Tabela 7.7 - Menores raios de curvatura para o Cenário 3, Software Orcaflex	76

Lista de Símbolos e Abreviações

Símbolos

Símbolo	Descrição	Dimensão
$d\Delta$	Alongamento de uma fibra longitudinal	[L]
ε	Deformação longitudinal de uma fibra	[-]
θ	Ângulo de rotação	[-]
y	Distância de uma fibra longitudinal à superfície neutra	[L]
R	Raio de curvatura do elemento após deformação	[L]
E	Módulo de Young	[L ⁻¹ T ⁻² M]
σ	Tensão normal	[L ⁻¹ T ⁻² M]
c	Distância da fibra longitudinal extrema à superfície neutra	[L]
I	Momento de inércia da secção transversal	[L ⁴]
M	Momento flector actuante genérico	[L ² T ⁻² M]
V	Esforço transversal actuante genérico	[LT ⁻² M]
w	Carregamento linear actuante genérico	[T ⁻² M]
γ	Ângulo de distorção	[-]
G	Módulo de corte	[L ⁻¹ T ⁻² M]
A_s	Área de corte da secção transversal	[L ²]
ϕ	Ângulo total de deformação	[-]
s	Comprimento do arco da conduta deformada	[L]
F	Força horizontal mobilizada nos pontos fixos da catenária	[LT ⁻² M]
P_c	Pressão hidrostática crítica	[L ⁻¹ T ⁻² M]
ν	Coefficiente de Poisson	[-]
r	Raio médio da secção transversal da conduta	[L]
t	Espessura da parede da conduta	[L]
\varnothing_{ext}	Diâmetro exterior da conduta	[L]

Símbolo	Descrição	Dimensão
l	Espaçamento entre blocos de lastro	[L]
P_c^{corr}	Pressão hidrostática crítica corrigida	[L ⁻¹ T ⁻² M]
Δ_0	Ovalização inicial	[-]
$\Delta\theta_0$	Diferença entre os diâmetros máximo e mínimo registados	[L]
P_{CO}	Pressão hidrostática de colapso	[L ⁻¹ T ⁻² M]
P_0	Pressão hidrostática de cedência	[L ⁻¹ T ⁻² M]
σ_0	Tensão de cedência do material constituinte da conduta	[L ⁻¹ T ⁻² M]
P_{0T}	Pressão hidrostática de cedência corrigida	[L ⁻¹ T ⁻² M]
T	Esforço de tracção actuante	[LT ⁻² M]
T_0	Esforço de tracção de cedência	[LT ⁻² M]
τ	Esforço de tracção normalizado	[-]
P_{COT}	Pressão hidrostática de colapso corrigida	[L ⁻¹ T ⁻² M]
χ_n	Curvatura de flexão normalizada	[-]
χ	Curvatura de flexão actuante	[L ⁻¹]
χ_1	Curvatura de flexão de referência	[L ⁻¹]
M_0	Momento flector elástico	[L ² T ⁻² M]
F_t	Força de tracção aplicada à conduta	[LT ⁻² M]
N	Esforço normal actuante	[LT ⁻² M]
A	Área da secção transversal	[L ²]
P_{ext}	Pressão exterior à conduta	[L ⁻¹ T ⁻² M]
p_{int}	Pressão interior da conduta	[L ⁻¹ T ⁻² M]
A_{ext}	Área exterior da secção transversal da conduta	[L ²]
A_{int}	Área interior da secção transversal da conduta	[L ²]
N_{Euler}	Carga crítica de Euler	[LT ⁻² M]
L_0	Comprimento do segmento recto indeformado	[L]
α	Ângulo formado pelos referenciais do segmento e do nó	[-]
L	Comprimento do segmento recto deformado	[L]
ρ	Massa volúmica do fluido em movimento	[L ⁻³ M]
Fd_i	Força de arrasto hidrodinâmico/aerodinâmico na direcção i	[LT ⁻² M]
Cd_i	Coefficiente de arrasto na direcção i	[-]

Símbolo	Descrição	Dimensão
P	Proporção de linha molhada/seca	[-]
A_{drag}	Área de arrasto	[L ²]
V_i	Velocidade relativa do fluído na direcção i	[LT ⁻¹]
F_l	Força de levantamento hidrodinâmico	[LT ⁻² M]
C_l	Coefficiente de levantamento	[-]
u_n	Versor da direcção normal ao fundo marinho	[-]
u_z	Versor da direcção longitudinal do nó	[-]
u_l	Versor da direcção de aplicação da força de levantamento	[-]
v_t	Velocidade transversa do fluído	[LT ⁻¹]
$F_{guincho}$	Força no guincho	[LT ⁻² M]
$L_0^{guincho}$	Comprimento inicial do guincho	[L]
$L_{estático}$	Comprimento do guincho no final da análise estática	[L]
F_n	Reacção mobilizada normal ao fundo marinho	[LT ⁻² M]
K_n	Rigidez normal do fundo marinho	[L ⁻² T ⁻² M]
A_c	Área de contacto entre a linha e o fundo marinho	[L ²]
p	Penetração da linha no fundo marinho	[L]
μ	Coefficiente de atrito	[-]
F_t	Reacção mobilizada tangencial ao fundo marinho	[LT ⁻² M]
K_t	Rigidez tangencial do fundo marinho	[L ⁻² T ⁻² M]
U	Número de Ursell	[-]
L_{onda}	Comprimento de onda	[L]
d	Profundidade média de instalação	[L]
H	Altura de onda	[L]
ϕ_{int}	Raio interior da conduta	[L]
d_{lim}	Profundidade média limite	[L]
α	Parâmetro de profundidade da instalação	[-]
α_{crit}	Parâmetro de profundidade crítico	[-]
P_{b2}	Carregamento à superfície	[L ⁻¹ M]
q	Carregamento ao fundo	[L ⁻¹ M]
χ^d	Factor de pressão interna	[-]

Símbolo	Descrição	Dimensão
$P_{L\ i}$	Massa linear do elemento i	$[L^{-1}M]$
V_i	Volume do elemento i	$[L^3]$
ρ_{PEAD}	Massa volúmica do polietileno de alta densidade	$[L^{-3}M]$
$\rho_{\text{água do mar}}$	Massa volúmica da água do mar	$[L^{-3}M]$
$F_{L\ i}$	Flutuabilidade linear do elemento i	$[L^{-1}M]$
R_1	Raio de curvatura da conduta à superfície	$[L]$
R_2	Raio de curvatura da conduta ao fundo	$[L]$
β_0^1	Percentagem de carregamento efectivo submerso	$[-]$
F_t^{lim}	Força de tracção limite	$[LT^{-2}M]$
ϵ_{crit}^{radial}	Deformação radial associada ao buckling	$[-]$
ϵ_{crit}^{axial}	Deformação axial associada ao buckling	$[-]$
R_{lim}	Raio de curvatura admissível com factor de segurança = 1	$[L]$
$R_{lim}^{F.S=1,5}$	Raio de curvatura admissível com factor de segurança = 1,5	$[L]$
H_s	Altura significativa de onda	$[L]$
T_p	Período de pico	$[T]$

Abreviações

Abreviação	Descrição	Dimensão
SDR	Standard Dimension Ratio	$[-]$
SDR_{Lim}	Standard Dimension Ratio limite	$[-]$
$PEAD$	Polietileno de Alta Densidade	$[-]$

Capítulo 1. Introdução

1.1 Enquadramento

O crescimento da população mundial e o aumento das necessidades energéticas conduziram, nas últimas décadas, a um aumento de projectos de instalação de conduas submarinas destinadas à rejeição de efluentes urbanos e/ou industriais e à captação de água para estações de dessalinização e centrais termoeléctricas.

As conduas submarinas têm sido instaladas segundo diversos métodos (S-Lay, J-Lay, Imersão Progressiva entre outros) de acordo com o equipamento disponível pela empresa construtora, o material constituinte da conduta e a profundidade de instalação.

Os métodos de instalação introduzem esforços de flexão na conduta, devido às configurações (“S” e “J”) que a conduta adquire durante o afundamento, que necessitam de ser avaliados sob pena da estrutura instabilizar. A instabilidade (estado limite) associada aos esforços de flexão durante a instalação de conduas submarinas é denominada buckling e expressa-se através do esmagamento da secção transversal.

As empresas construtoras traccionam a conduta submarina de modo a reduzir as curvaturas de flexão associadas às configurações (“S” e “J”) e consequentemente evitar o buckling. Note-se que são as curvaturas que regulam os esforços de flexão e consequentemente a estabilidade da conduta.

Historicamente, a instalação de conduas submarinas teve início com a exploração de poços de petróleo e gás offshore. As crescentes necessidades energéticas das sociedades modernas tornaram a exploração de poços de petróleo e gás offshore indispensável à vida/sociedade tal como a conhecemos e as conduas submarinas são a forma mais eficiente e económica de o conseguir.

1.2 Objectivos da dissertação

A presente dissertação foi realizada em parceria com a empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A. Trata-se de uma empresa com uma vasta experiência na área das obras marítimas, nomeadamente no afundamento de conduas submarinas através do método de instalação por Imersão Progressiva. Teve uma acção pioneira na instalação de emissários submarinos em Portugal na década de 80 e desde então expandiu a sua actividade a países como Marrocos, Argélia, Guiné Equatorial, Malta, República Dominicana e Tunísia.

A presente tese foi desenvolvida no âmbito do projecto de instalação do Emissário Submarino de Raoued – Tunis presentemente em execução pela Etermar – Engenharia e Construção, S.A na Tunísia.

O trabalho desenvolvido tem por objectivo estudar a instalação de conduitas submarinas na sua vertente teórica, nomeadamente o fenómeno de buckling, e calcular a força de tracção indispensável à instalação do Emissário Submarino de Raoued – Tunis utilizando três modelos de cálculo, dois analíticos que não consideram as acções ambientais (ondulação, corrente e vento) devido à dificuldade em desenvolver soluções analíticas de um fenómeno (buckling) não linear onde intervêm inúmeras variáveis e um numérico que as considera, com o intuito de determinar a importância da consideração das acções ambientais no cálculo da força de tracção e de aferir a discrepância entre os resultados dos modelos analíticos (The Theory of Pure Bending e Chain Link Theory) e os do modelo numérico (Orcaflex).

1.3 Estrutura da dissertação

A dissertação é composta por oito capítulos, sendo o primeiro destinado ao seu enquadramento, aos seus objectivos e à sua estrutura.

O Capítulo 2 destina-se à apresentação de três métodos de instalação de conduitas submarinas: S-Lay, J-Lay e Imersão Progressiva (particularmente interessante por ser o método utilizado pela Etermar).

O Capítulo 3 tem por objectivo apresentar três modelos estruturais associados ao troço de conduita em instalação, amplamente utilizados em diversos estudos e artigos científicos.

O Capítulo 4 apresenta teoricamente o fenómeno (estado limite) de buckling e as diversas solicitações a que a conduita é sujeita durante a sua imersão.

O Capítulo 5 é destinado à apresentação teórica dos modelos de cálculo The Theory of Pure Bending, Chain Link Theory (modelos de cálculo analíticos) e Orcaflex (modelo de elementos finitos) utilizados no estudo prático do Emissário Submarino de Raoued – Tunis.

O Capítulo 6 destina-se à apresentação do caso de estudo e à definição dos cenários de instalação considerados no estudo prático.

O Capítulo 7 destina-se aos cálculos das forças de tracção associadas aos modelos seleccionados e à análise dos resultados obtidos.

O Capítulo 8 apresenta as principais conclusões do trabalho desenvolvido.

Capítulo 2. Métodos de instalação de conduas submarinas

2.1 Introdução

A instalação de conduas submarinas é uma operação marítima extremamente delicada e desafiante do ponto de vista da engenharia hidráulica e estrutural. O número de conduas submarinas instaladas tem vindo a crescer devido às constantes exigências da sociedade e as mesmas têm sido colocadas em operação com vista à rejeição de efluentes urbanos e/ou industriais, captação de água para estações de dessalinização e centrais termoeléctricas e exploração de poços de petróleo e gás natural offshore.

No que respeita à vida útil de uma condua submarina, a fase de instalação representa a fase crítica e de maiores incertezas relativamente à sua segurança estrutural. Durante a instalação, a condua submarina é solicitada estruturalmente devido às curvaturas que lhe são impostas pelos métodos de instalação utilizados.

Naturalmente, existe um limite às curvaturas impostas abaixo do qual a condua submarina pode flectir sem que a sua integridade estrutural seja comprometida. Desta forma, os métodos de instalação e respectivos componentes devem ser dimensionados de modo a que as curvaturas introduzidas não excedam tal limite admissível. Tendo em vista o mesmo objectivo, a selecção de um método de instalação em detrimento de outro deve ter em linha de conta o campo de aplicação de cada método.

O presente capítulo será dedicado à apresentação de três métodos de instalação de conduas submarinas com particular interesse para a compreensão e acompanhamento do trabalho desenvolvido. Os métodos que se apresentarão são:

- Método de instalação S-lay;
- Método de instalação J-lay;
- Método de instalação por Imersão Progressiva;

Os métodos de instalação S-lay e J-lay são os mais correntes ao nível da engenharia marítima uma vez que se destinam à instalação de conduas em aço e constituem, ao mesmo tempo, o ponto de partida para a maior parte dos estudos e artigos científicos referentes ao tema da presente dissertação.

O método de instalação por imersão progressiva é o método utilizado pela empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A e destina-se à instalação de conduas em PEAD (Polietileno de Alta Densidade).

2.2 Método de instalação S-lay

2.2.1 Descrição do método

O método de instalação S-lay foi desenvolvido com base nas crescentes necessidades energéticas das sociedades modernas e tendo em conta que a forma mais eficiente e económica de explorar poços de petróleo e gás natural, offshore, é através de conduitas submarinas.

O método S-lay é assim denominado devido à configuração que a conduta adquire ao longo do seu processo de instalação, configuração em “S”, esquematicamente ilustrada na Figura 2.1.

A instalação da conduta segundo o presente método envolve um conjunto de equipamentos que se encontram a bordo de uma embarcação especializada à qual se chamará de ora em diante embarcação S-lay. A embarcação S-lay serve de suporte à montagem e instalação, em contínuo, da conduta submarina.

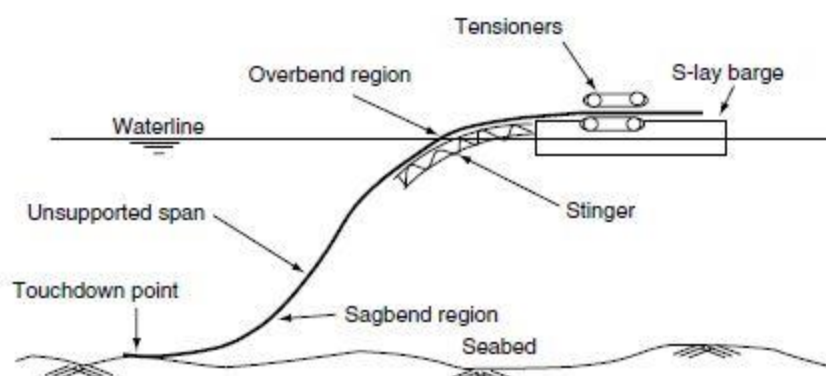


Figura 2.1 - Instalação da conduta submarina segundo método S-lay (Bai, Y & Bai, Q. 2005.)

No interior da embarcação S-lay o método de instalação inicia-se com a montagem da conduta submarina. Troços de tubagem, previamente armazenados a bordo da embarcação S-lay, são alinhados e soldados, na estação de montagem, de modo a conseguir o comprimento da conduta a instalar. Após a soldadura ser executada, ela é testada, inspecionada e revestida de modo a eliminar o ponto fraco que estruturalmente representa. Note-se que este é um processo contínuo que se desenvolve à medida que a conduta vai sendo instalada e a montante (embarcação S-lay) vai sendo possível soldar novos troços de tubagem.

Concluída a soldadura, a conduta submarina sai da estação de montagem através de uma rampa inclinada que estabelece a sua ligação com as máquinas tensoras. As máquinas tensoras são parte do equipamento indispensável à operação de afundamento da conduta na medida em que aplicam e controlam a força de tracção durante todo o processo. Por sua vez, a força de tracção rege a configuração exacta da conduta durante a instalação e consequentemente a sua estabilidade estrutural.

Aplicada a força de tracção, a conduta submarina desliza sob o stinger, posicionado na popa da embarcação S-lay, de modo a penetrar a superfície livre e iniciar o seu trajecto através da coluna de água. O stinger é parte do equipamento indispensável à instalação da conduta submarina e a sua finalidade será discutida adiante. Refira-se, de novo, que o trajecto adoptado ao longo da coluna de água é caracterizado por uma configuração em “S” regulada pela força de tracção aplicada.

A instalação da conduta submarina fica concluída quando ela atinge o fundo marinho sob o alinhamento pretendido.

A configuração que a conduta adopta ao longo do processo de afundamento é passível de ser dividida em duas regiões chave. A parte superior da configuração em “S”, troço de conduta compreendido entre as máquinas tensoras e o ponto de inflexão, é, correntemente, denominada overbend. A parte inferior da configuração em “S”, troço de conduta compreendido entre o ponto de inflexão e o ponto de contacto com o fundo marinho, é denominada sagbend. O ponto de inflexão é o ponto da configuração em “S” no qual a conduta submarina inverte o sentido da sua curvatura.

O método S-lay tem um campo de aplicação limitado ao nível da profundidade de instalação. A capacidade das máquinas tensoras, máxima força de tracção passível de ser aplicada, limita a profundidade de instalação na medida em que a força de tracção, ao equilibrar o peso submerso da conduta suspensa, aumenta com a profundidade de instalação. Não sendo possível o valor da força de tracção exceder a capacidade das máquinas tensoras, a profundidade de instalação resulta, por sua vez, limitada a um dado valor. Note-se que a conduta suspensa é o troço de conduta compreendido entre o ponto de chamada do stinger e o ponto de contacto com o fundo marinho.

O método de instalação S-lay é o mais corrente ao nível da engenharia marítima devido à independência e productividade que lhe são características. O armazenamento de troços de tubagem a bordo da embarcação S-lay permite que a instalação se processe sem qualquer apoio onshore. Por outro lado, os múltiplos pontos de soldadura na estação de montagem permitem-lhe atingir elevadas productividades de instalação, 2 - 6Km/dia.

2.2.2 Estabilidade da conduta

A configuração em “S”, que a conduta adopta, introduz esforços internos de flexão que necessitam de ser reduzidos sob pena de a conduta perder, parcial ou totalmente, a sua integridade estrutural. A representação esquemática do carregamento introduzido ao longo da configuração em “S” encontra-se na Figura 2.2.

O controlo dos esforços internos de flexão deve ser assegurado ao longo do processo de afundamento nas duas regiões chave, overbend e sagbend.

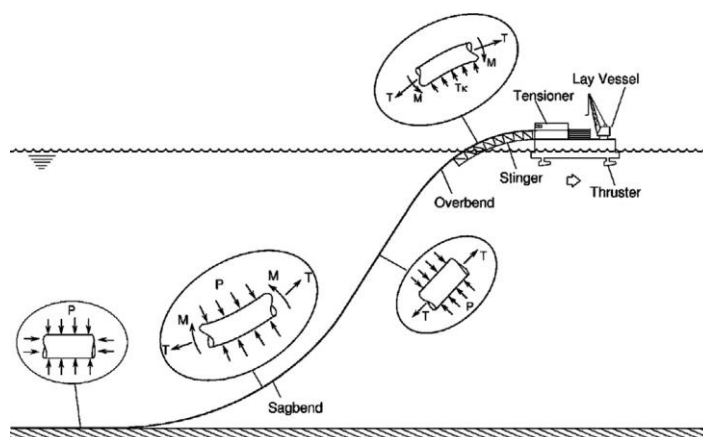


Figura 2.2 - Representação esquemática do carregamento introduzido na configuração em "S" (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)

Na overbend, a segurança da conduta é assegurada com recurso ao stinger, estrutura curvilínea composta por um conjunto de treliças solidarizadas sob as quais se encontram dispostos rolamentos. A forma curvilínea é caracterizada por uma curvatura, pré-dimensionada, que permite à conduta transitar entre a posição, praticamente, horizontal e a caracterizada pelo ângulo de saída do stinger. A curvatura e o ângulo de saída do stinger são pré-dimensionados, aquando da construção da embarcação S-lay, de modo a que a flexão introduzida na overbend não exceda o respectivo limite admissível da conduta submarina. O comprimento do stinger é dependente da curvatura pré-dimensionada na medida em que menores curvaturas conduzem a maiores comprimentos de modo a transitar entre a posição, praticamente, horizontal e a caracterizada pelo ângulo de saída do stinger.

Existem dois tipos de stinger: rígidos e articulados. Os stingers rígidos são rigidamente ligados à embarcação S-lay e não permitem qualquer ajuste ao nível do seu comprimento e ângulo de saída. Os stingers articulados, por sua vez, permitem ajustar o comprimento e ângulo de saída às necessidades da instalação, tendo por isso um maior campo de aplicação.

Os rolamentos suportam o troço de conduta sob o stinger e permitem que o mesmo deslize de forma suave de modo a não se perder o controlo da instalação.

Na sagbend, a segurança da conduta é assegurada com recurso à força de tracção aplicada. A força de tracção é o parâmetro de maior relevo durante a instalação de uma conduta submarina e o foco da presente dissertação.

A força de tracção assegura a estabilidade da conduta suspensa através da suavização da curvatura introduzida, isto é, a transição entre os pontos de inflexão e de contacto com o fundo marinho passa a ser feita sob um maior comprimento de conduta de modo a reduzir os esforços internos de flexão.

Apesar de lógica, a força de tracção é um parâmetro extremamente complicado de calcular devido à irregularidade dos fenómenos intervenientes na instalação da conduta submarina: ondulação, corrente, profundidade de instalação, diâmetro e peso submerso da conduta

submarina. Posteriormente, serão apresentadas e comparadas diferentes metodologias de cálculo da força de tracção.

2.3 Método de instalação J-lay

2.3.1 Descrição do método

A procura de novos poços de petróleo e gás offshore expandiu a rede de conduas submarinas a profundidades de instalação incapazes de serem alcançadas com recurso ao método de instalação S-lay. De modo a superar o obstáculo evidenciado, a engenharia marítima desenvolveu o método de instalação J-lay.

O método J-lay é caracterizado pela posição, quase, vertical na qual a conduta submarina penetra a superfície livre e assim denominado, tal como o método S-lay, devido à configuração que a conduta adquire ao longo do seu processo de instalação, configuração em “J”, esquematicamente ilustrada na Figura 2.3.

A instalação da conduta segundo o presente método envolve um conjunto de equipamentos que se encontram a bordo de uma embarcação especializada à qual se chamará de ora em diante embarcação J-lay. Tal como a embarcação S-lay, a embarcação J-lay serve de apoio à montagem e instalação, em contínuo, da conduta submarina.

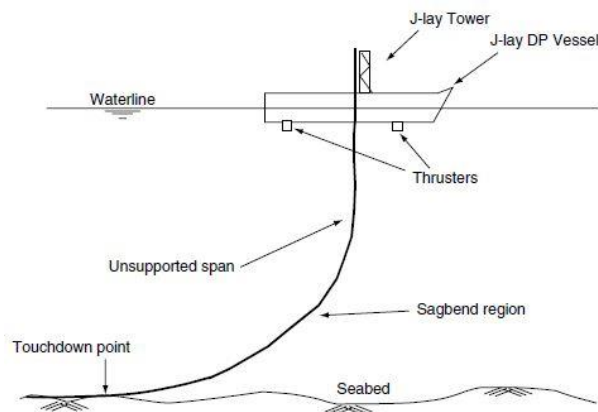


Figura 2.3 – Instalação da conduta submarina segundo o método J-lay (Bai, Y & Bai, Q. 2005.)

No interior da embarcação J-lay o método de instalação inicia-se com a montagem da conduta submarina. Troços de tubagem, previamente armazenados a bordo da embarcação J-lay, são colocados no topo da J-lay Tower, com recurso ao elevador que lhe está acoplado, e soldados na estação de montagem de modo a produzir a conduta a instalar. É de referir que, neste caso, a estação de montagem se encontra na J-lay Tower e a soldadura é realizada entre dois troços de tubagem que se encontram numa posição, quase, vertical. Após a soldadura ser executada,

a mesma é testada, inspecionada e revestida de modo a eliminar o ponto fraco que estruturalmente representa.

Concluída a soldadura, a conduta submarina sai da estação de montagem e desce a J-lay Tower ao encontro das máquinas tensoras. Tal como no método S-lay, as máquinas tensoras são parte do equipamento indispensável à instalação da conduta submarina, na medida em que aplicam e controlam a força de tracção durante todo o processo. A força de tracção, por sua vez, rege a configuração exacta da conduta e consequentemente a sua segurança estrutural.

Aplicada a força de tracção, a conduta submarina desliza sob o stinger, no presente método posicionado na parte inferior do casco da embarcação J-lay, de modo a penetrar a superfície livre e iniciar o seu trajecto através da coluna de água. Refira-se, de novo, que o trajecto adoptado ao longo da coluna de água é caracterizado por uma configuração em “J” regulada pela força de tracção aplicada.

A instalação da conduta submarina fica concluída quando a mesma atinge o fundo marinho sob o alinhamento pretendido.

No método de instalação J-lay a configuração que a conduta submarina adopta não é passível de ser dividida em duas regiões chave tal como no método de instalação S-lay. A zona, anteriormente, denominada overbend é praticamente extinta devido à posição segundo a qual a conduta submarina abandona a embarcação J-lay, sendo somente possível identificar a zona, anteriormente, denominada sagbend, tal como representado na Figura 2.3.

O método de instalação J-lay tem um vasto campo de aplicação ao nível da profundidade de instalação. A configuração em “J” permite reduzir o comprimento da conduta suspensa e, consequentemente, o peso submerso da mesma. Por sua vez, a redução do peso submerso da conduta suspensa conduz a uma atenuação da força de tracção necessária à manutenção da integridade estrutural da conduta submarina.

A atenuação da força de tracção necessária permite alcançar profundidades de instalação incapazes de serem alcançadas com recurso ao método de instalação S-lay, na medida em que a instalação pode progredir sem que a solicitação das máquinas tensoras, força de tracção necessária, exceda a sua resistência, capacidade das máquinas tensoras.

O controlo posicional da conduta submarina é, facilmente, assegurado com recurso ao presente método de instalação, na medida em que o ponto de contacto com o fundo marinho se encontra pouco deslocado da embarcação J-lay. Por outro lado, a conduta submarina é pouco exposta à ondulação devido à posição, quase, vertical sob a qual penetra a superfície livre e ultrapassa a zona superficial da coluna de água, muito susceptível à dinâmica das ondas.

Apesar das vantagens enunciadas, o método de instalação J-lay não é tão utilizado como o método de instalação S-lay. Regra geral, a posição sob a qual a conduta submarina penetra a superfície livre apenas possibilita a existência de um ponto de soldadura na estação de montagem. Múltiplos pontos aumentariam a altura da J-lay Tower e consequentemente agravariam a resposta dinâmica da embarcação J-lay. Assim, a produtividade associada ao método J-lay é reduzida e o mesmo utilizado em casos estritamente necessários.

2.3.2 Estabilidade da conduta

A configuração em “J”, que a conduta adopta, introduz esforços internos de flexão que necessitam de ser avaliados sob pena de a conduta perder, parcial ou totalmente, a sua integridade estrutural. A representação esquemática do carregamento introduzido ao longo da configuração em “J” encontra-se na Figura 2.4.

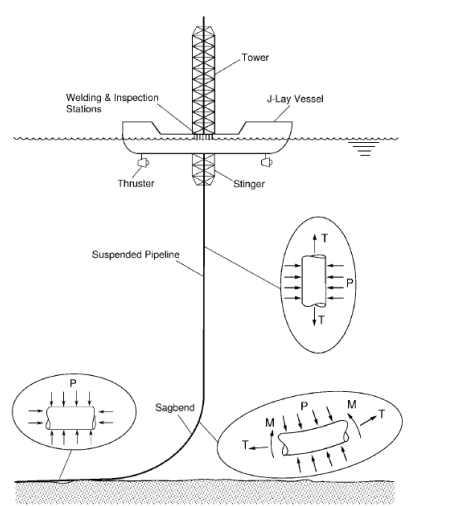


Figura 2.4 - Representação esquemática do carregamento introduzido na configuração em “J” (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)

Relembre-se que no presente método a overbend é, praticamente, extinta devido à posição sob a qual a conduta submarina penetra a superfície livre. Deste modo, o controlo dos esforços internos de flexão apenas tem expressão na sagbend.

Na sagbend, os esforços internos de flexão são mantidos abaixo do limite estrutural admissível com recurso à força de tracção aplicada. A força de tracção rege a segurança estrutural da conduta suspensa através da suavização da curvatura introduzida. No presente método de instalação, o aumento da força de tracção sobe o ponto de inflexão da conduta submarina e, conseqüentemente, suaviza a transição entre as posições, quase, vertical e horizontal. Note-se que no método de instalação J-lay, o ponto de inflexão é o ponto a partir do qual a conduta submarina inicia a sua flexão na sagbend.

Em rigor, a overbend não é completamente extinta devido ao, reduzido, desvio entre as posições sob a qual a conduta penetra a superfície livre e vertical. Deste modo, é usual a embarcação J-lay possuir um stinger de comprimento reduzido que pretende estabilizar a conduta submarina na zona superficial da coluna de água e suportar cargas dinâmicas associadas à ondulação local. Refira-se que no presente método a curvatura e ângulo de saída do stinger não são parâmetros de interesse na medida em que a flexão introduzida é diminuta.

2.4 Método de instalação por Imersão Progressiva

2.4.1 Descrição do método

O método de instalação por imersão progressiva é o método utilizado pela empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A. Fundada em 1968, a Etermar – Engenharia e Construção S.A teve uma acção pioneira na instalação de emissários submarinos em Portugal na década de 80. Desde então a empresa tem construído a maior parte dos emissários submarinos nacionais e expandido a sua actividade a países como Marrocos, Argélia, Guiné Equatorial, Malta, República Dominicana e Tunísia.

O método de instalação por imersão progressiva é destinado ao afundamento de conduatas submarinas em PEAD. A densidade do PEAD confere flutuabilidade à conduta e obriga a montagem de blocos de lastro de modo a possibilitar o seu afundamento. Note-se que os métodos anteriores são destinados à instalação de conduatas submarinas em aço.

O presente método de instalação é caracterizado pela configuração em “S” que a conduta adquire ao longo do seu processo de instalação, esquematicamente ilustrada na Figura 2.5. Refira-se que apesar das similaridades entre as configurações características do presente método e do método S-lay, os processos de instalação e equipamentos necessários são diferentes.

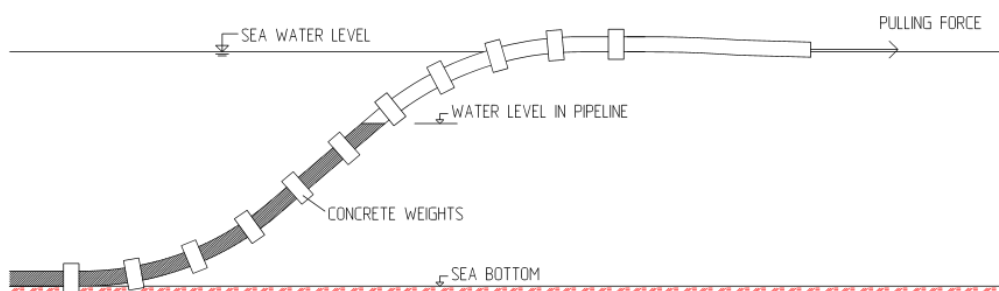


Figura 2.5 - Instalação da conduta submarina segundo o método por Imersão Progressiva (Pipelife. 2011.)

O processo de instalação inicia-se com a preparação e montagem dos troços de tubagem fornecidos. Numa zona abrigada da agitação marítima, os blocos de lastro e todos os acessórios, indispensáveis à instalação, são preparados e montados de acordo com o preconizado em fase de projecto. De entre outros acessórios refiram-se as tampas de afundamento que obturam as duas extremidades da conduta submarina.

Concluída a montagem e preparação dos troços de tubagem, prossegue-se com a solidarização dos mesmos através de ligações aparafusadas que, posteriormente, são revestidas com colares metálicos de modo a eliminar o ponto fraco que estruturalmente representam.

Independente das operações anteriores, o sistema de ancoragem é posicionado no fundo marinho de acordo com o posicionamento teórico da conduta submarina. O sistema de ancoragem é, geralmente, composto por 2 blocos de ancoragem em betão e 2 cabos de amarração que conectam os mesmos à primeira extremidade da conduta. A primeira extremidade da conduta é a extremidade pela qual se inicia o processo de afundamento.

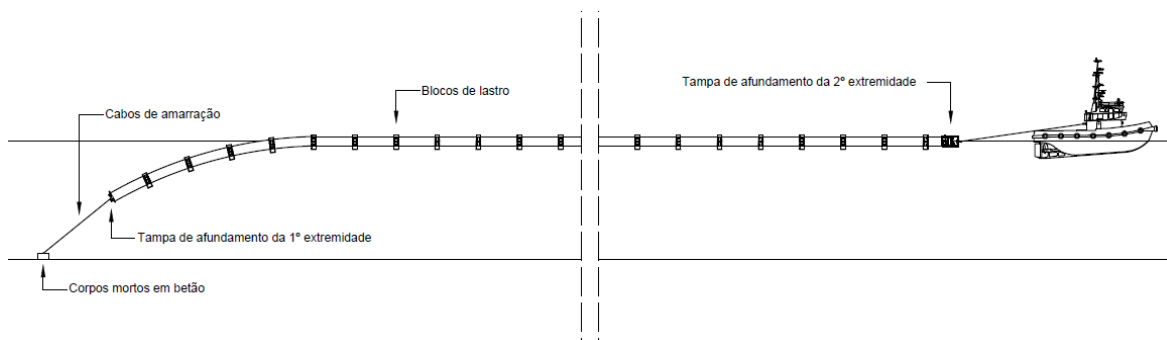


Figura 2.6 – Início da instalação da conduta submarina segundo o método por Imersão Progressiva

Concluídos os preparativos, a conduta submarina é rebocada da zona abrigada até ao local de instalação onde é efectuada a ligação entre a primeira extremidade e os cabos de amarração. Efectuada a ligação ao sistema de ancoragem, o rebocador aplica a força de tracção que por sua vez rege a configuração exacta da conduta e consequentemente a sua estabilidade estrutural. A força de tracção é materializada através da ligação entre o rebocador e a segunda extremidade.

Aplicada a força de tracção, são abertas as válvulas de entrada de água na tampa de afundamento da primeira extremidade de modo a dar início à instalação. À medida que o afundamento prossegue, abrem-se as válvulas de saída de ar na tampa de afundamento da segunda extremidade de modo a que a instalação se desenvolva de forma sequencial e equilibrada. A taxa de saída de ar regula a velocidade de instalação e é controlada, com recurso a um compressor, de modo a evitar o aparecimento de forças dinâmicas (forças de inércia proporcionais à aceleração e de amortecimento proporcionais à velocidade) associadas ao afundamento da conduta.

A instalação da conduta submarina fica concluída quando a mesma atinge o fundo marinho com o alinhamento pretendido.

A configuração que a conduta adopta ao longo do seu afundamento é passível de ser dividida nas duas regiões chave já apresentadas, overbend e sagbend. Neste particular, a configuração característica do presente método é bastante similar à configuração característica do método S-lay.

Ao nível da profundidade de instalação, o método por imersão progressiva tem um campo de aplicação muito limitado comparativamente aos métodos já apresentados. A capacidade das

máquinas tensoras permite aplicar forças de tracção bastante superiores às aplicadas pelo rebocador, possibilitando o afundamento de conduatas submarinas a maiores profundidades de instalação.

2.4.2 Estabilidade da conduta

A configuração característica do presente método introduz esforços internos de flexão que, tal como nos métodos já apresentados, necessitam de ser evitados sob pena de a conduta perder, parcial ou totalmente, a sua integridade estrutural.

No método de instalação por imersão progressiva, o controlo dos esforços internos de flexão, na overbend e na sagbend, é assegurado com recurso à força de tracção aplicada.

A força de tracção controla os esforços internos de flexão através da suavização da curvatura introduzida. No método por imersão progressiva, a potência aplicada pelo rebocador controla a força de tracção que por sua vez é transmitida à conduta submarina através da ligação existente entre o rebocador e a segunda extremidade. O sistema de ancoragem, ligado à primeira extremidade, equilibra a força de tracção aplicada, sobretudo, devido ao atrito mobilizado na superfície de contacto entre os blocos de ancoragem em betão e o fundo marinho.

A suavização da curvatura introduzida consiste no aumento do comprimento da conduta suspensa de modo a reduzir a taxa de variação da posição na overbend e sagbend. Fisicamente, o fenómeno é em tudo similar ao apresentado no subcapítulo referente ao método de instalação S-lay, a principal diferença está no valor das curvaturas introduzidas na medida em que a flexibilidade do PEAD, comparativamente ao aço, permite que se desenvolvam maiores curvaturas sem que tal implique a perda da integridade estrutural da conduta.

Capítulo 3. Modelos estruturais associados ao troço de conduta suspensa

3.1 Introdução

Os métodos de instalação descritos no Capítulo 2 introduzem esforços internos de flexão na conduta submarina que obrigam ao controlo da sua estabilidade estrutural ao longo do processo de afundamento. É no troço de conduta suspensa que o controlo se revela mais complicado de assegurar na medida em que tudo depende da força de tracção e da dificuldade existente em manter a mesma durante o afundamento.

A determinação da força de tracção necessária está intimamente relacionada com o modelo estrutural associado à conduta submarina, mais concretamente ao troço de conduta suspensa. Assim, qualquer modelação analítica ou computacional realizada no âmbito da presente dissertação terá forçosamente de definir um modelo estrutural.

O presente capítulo será dedicado à apresentação, sucinta, de três modelos estruturais com particular interesse para a compreensão e acompanhamento do trabalho desenvolvido. Os modelos que se apresentarão são:

- Teoria Clássica / Euler – Bernoulli;
- Teoria de Timoshenko;
- Teoria da Catenária;

Os modelos estruturais mencionados são os mais utilizados em grande parte dos estudos e artigos científicos. É, inclusive, usual serem definidos mais do que um modelo estrutural para os cálculos das diversas variáveis de interesse.

3.2 Teoria Clássica / Euler – Bernoulli

A Teoria Clássica é a mais utilizada em grande parte dos estudos e artigos científicos (Rienstra, S. 1987; Rienstra, S & Mattheij, R. 1987; entre outros) e foi desenvolvida de modo a avaliar a deformada de estruturas unidimensionais. Entenda-se, de ora em diante, estrutura unidimensional como uma estrutura cujas dimensões transversais são negligenciáveis relativamente à dimensão longitudinal.

A Teoria Clássica pretende determinar uma relação explícita entre deformações impostas e respectivos esforços internos. Para tal, são consideradas as seguintes hipóteses:

- A superfície neutra da estrutura indeformada é plana;
- A solicitação é linear e perpendicular à superfície neutra da estrutura unidimensional;
- A lei de Hooke é válida e representa a relação entre tensões e deformações;
- As secções transversais, planas e perpendiculares à superfície neutra da estrutura indeformada, permanecem planas e perpendiculares à superfície neutra da estrutura deformada;
- Os deslocamentos e respectivas rotações são de baixa amplitude validando a hipótese dos pequenos deslocamentos;

A deformada genérica de uma estrutura unidimensional solicitada de acordo com o carregamento definido é ilustrada na Figura 3.1. A deformada exacta depende da geometria da secção transversal da estrutura, do material constituinte e da amplitude da solicitação linear e perpendicular à superfície neutra. Entenda-se superfície neutra como a superfície compreendendo todas as fibras longitudinais cujo comprimento se mantém inalterado após deformação.

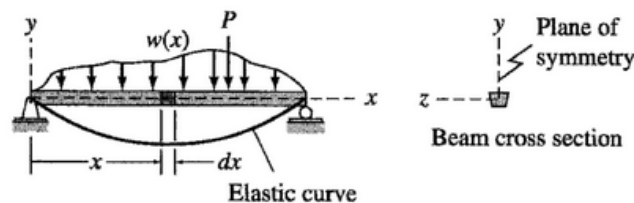


Figura 3.1 - Deformada genérica de estrutura 1D - Curva Elástica (Elastic Curve) (Hibbeler. 2012.)

A determinação da superfície neutra da estrutura deformada implica a análise do elemento infinitesimal de comprimento dx , ilustrado na Figura 3.2.

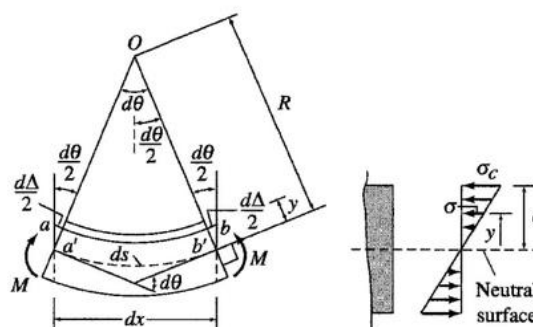


Figura 3.2 - Elemento infinitesimal, Teoria Clássica (Hibbeler. 2012.)

A rotação, θ , é de baixa amplitude e permite escrever 3.1.

$$\theta = \frac{dy}{dx} \text{ é de baixa amplitude } \rightarrow \theta^2 \ll 1 \rightarrow \sin(\theta) \approx \theta, \cos(\theta) \approx 1; \quad (3.1)$$

O alongamento de uma fibra longitudinal genérica, $d\Delta$, é deduzido de acordo com a análise do elemento infinitesimal. Ele é função da posição da fibra longitudinal relativa à superfície neutra, y , e da variação da rotação ao longo do elemento de comprimento dx , $d\theta$.

$$d\Delta = a'b' - ab = -2y \frac{d\theta}{2} = -y d\theta; \quad (3.2)$$

A deformação de uma fibra longitudinal genérica, ε , é definida como o alongamento da mesma por unidade de comprimento indeformado e pode ser escrita de acordo com 3.3. Refira-se que o comprimento indeformado do elemento, dx , é igual ao comprimento deformado de uma fibra longitudinal presente na superfície neutra, ds , que por sua vez é função do raio de curvatura do elemento após deformação, R .

$$\varepsilon = \frac{d\Delta}{dx} = \frac{d\Delta}{ds} = -\frac{y}{R}; \quad (3.3)$$

A Equação 3.3 traduz a distribuição de deformações ao longo da secção transversal do elemento infinitesimal analisado. Note-se que a mesma apresenta uma variação linear, sendo nula na superfície neutra.

A lei de Hooke, 3.4, permite deduzir a distribuição de tensões normais ao longo da secção transversal do elemento analisado, 3.5.

$$\sigma = E\varepsilon; \quad (3.4)$$

$$\sigma = -\frac{Ey}{R}; \quad (3.5)$$

A distribuição de tensões normais apresenta, tal como a distribuição de deformações, uma variação linear, sendo nula na superfície neutra. Por outro lado, a mesma depende, directamente, das propriedades elásticas do material constituinte por intermédio do módulo de Young, E .

De acordo com a distribuição de tensões normais, a máxima tensão na secção transversal do elemento infinitesimal pode ser definida de acordo com 3.6. Na presente equação, c representa a distância entre a superfície neutra e a fibra longitudinal extrema.

$$\sigma_c = -\frac{Ec}{R}; \quad (3.6)$$

A resistência dos materiais determina o momento flector actuante através da consideração de todos os momentos flectores infinitesimais relativamente à superfície neutra, tal como definido em 3.7. A consideração dos esforços internos de flexão infinitesimais permite relacionar a distribuição de tensões normais com o momento flector actuante.

$$M = \iint -\sigma y dA = \frac{\sigma_c}{c} \iint y^2 dA = \frac{\sigma_c}{c} I; \quad (3.7)$$

A determinação do momento flector actuante depende, directamente, da geometria da secção transversal por intermédio das variáveis c e I , sendo a última denominada momento de inércia da secção transversal.

Sendo a distribuição de tensões normais linear, é possível relacionar, explicitamente, o valor da tensão normal numa fibra longitudinal genérica com o do momento flector actuante tal como ilustrado em 3.8.

$$\sigma = -\frac{My}{I}; \quad (3.8)$$

Substituindo 3.5 em 3.8 obtém-se 3.9.

$$\frac{1}{R} = \frac{M}{EI}; \quad (3.9)$$

O produto do módulo de Young pelo momento de inércia da secção transversal é denominado rigidez de flexão da secção. O membro esquerdo da Equação 3.9 é, por sua vez, denominado curvatura de flexão.

A curvatura de flexão de uma configuração 2D genérica expressa em coordenadas cartesianas (x;y) é conhecida do cálculo matemático de acordo com 3.10.

$$\frac{1}{R} = \frac{\frac{d^2y}{dx^2}}{\left[1 + \left(\frac{dy}{dx}\right)^2\right]^{\frac{3}{2}}}; \quad (3.10)$$

A validade da hipótese dos pequenos deslocamentos permitiu elaborar 3.1 e a mesma possibilita a simplificação da Equação 3.10 originando 3.11.

$$\frac{1}{R} \approx \frac{d^2y}{dx^2}; \quad (3.11)$$

Substituindo 3.9 em 3.11 obtém-se 3.12.

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{M}{EI}; \quad (3.12)$$

A Equação 3.12 relaciona os momentos flectores actuantes com a configuração exacta da superfície neutra da estrutura unidimensional deformada, sendo por isso denominada equação de Euler-Bernoulli. A presente equação diferencial de segunda ordem pode ainda ser simplificada de modo a originar a equação diferencial de primeira ordem definida em 3.13.

$$\frac{d\theta}{dx} = \frac{M}{EI}; \quad (3.13)$$

3.3 Teoria de Timoshenko

A Teoria de Timoshenko pretende, tal como a Teoria Clássica, avaliar a deformada de estruturas unidimensionais. A presente teoria foi desenvolvida com base na teoria já apresentada e atende a deformações por flexão e corte. É importante referir que a Teoria de Euler – Bernoulli apenas considera deformações por flexão, constituindo a presente uma extensão da anterior.

A Teoria de Timoshenko baseia-se nas seguintes hipóteses:

- A superfície neutra da estrutura indeformada é plana;
- A solicitação é linear e perpendicular à superfície neutra da estrutura unidimensional;
- A lei de Hooke é válida e representa, adequadamente, a relação entre tensões e deformações;
- As secções transversais, planas e perpendiculares à superfície neutra da estrutura indeformada, permanecem planas mas não perpendiculares após deformação da estrutura unidimensional;
- Os deslocamentos e respectivas rotações são de baixa amplitude validando a hipótese dos pequenos deslocamentos;

O presente método estrutural não assume perpendicularidade entre secções transversais e superfície neutra da estrutura deformada na medida em que a deformação por corte introduz rotações adicionais.

Considere-se o elemento infinitesimal, solicitado de acordo com o carregamento estipulado, ilustrado na Figura 3.3.

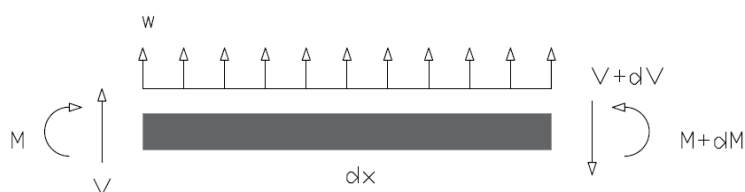


Figura 3.3 - Elemento infinitesimal, Teoria de Timoshenko

A análise do elemento infinitesimal permite escrever o equilíbrio de forças verticais de acordo com 3.14. A variação do diagrama de esforço transversal actuante iguala o valor da solicitação linear e perpendicular à superfície neutra do elemento.

$$V + dV = V + w dx \rightarrow \frac{dV}{dx} = w; \quad (3.14)$$

O equilíbrio de momentos flectores permite escrever 3.15. A variação do diagrama de momentos flectores iguala o diagrama de esforço transversal.

$$M + dM = M + V dx + w \frac{dx^2}{2} \rightarrow \frac{dM}{dx} = V; \quad (3.15)$$

Definido o equilíbrio estático do elemento analisado relacione-se de seguida os esforços internos considerados com as respectivas deformações geradas.

A Teoria de Timoshenko coincide com a Teoria Clássica no que respeita à análise do diagrama de momentos flectores actuante. Ambas consideram o caso de flexão pura e deduzem 3.12.

No presente subcapítulo, será assumida a Equação 3.12 e não serão feitas quaisquer considerações relativas à sua dedução segundo a Teoria de Timoshenko na medida em que esta coincide com a apresentada no subcapítulo anterior.

A análise do diagrama de esforços transversos actuante considera o caso de corte puro, esquematicamente ilustrado na Figura 3.4.

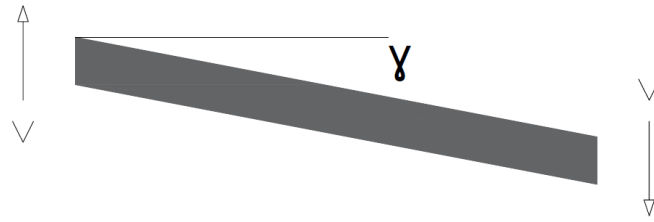


Figura 3.4 – Carregamento do Caso de Corte Puro

A relação entre o diagrama de esforço transversos actuante e a respectiva deformação gerada é conhecida da resistência dos materiais de acordo com 3.16. Na presente equação, G é o módulo de corte, A_s é a área de corte da secção transversal, não coincidente com a área geométrica, e γ é o ângulo de distorção.

$$V = GA_s \gamma; \quad (3.16)$$

A análise dos esforços internos considerados, elaborada com base nos casos de flexão pura e corte puro, permite representar o ângulo total de deformação, ϕ , de acordo com 3.17. A Teoria de Timoshenko separa os efeitos de flexão dos de corte e associa-lhes, respectiva e unicamente, deformações longitudinais e transversais, rotações adicionais.

$$\phi = \frac{dy}{dx} = \theta - \gamma; \quad (3.17)$$

Substituindo 3.16 em 3.17 obtém-se 3.18.

$$\frac{dy}{dx} = \theta - \frac{V}{GA_s}; \quad (3.18)$$

Considerem-se as Equações 3.13, 3.14, 3.15 e 3.18. A composição do conjunto de equações citado permite determinar 3.19 e 3.20.

$$\frac{d}{dx} \left(EI \frac{d\theta}{dx} \right) = GA_s \left(\theta - \frac{dy}{dx} \right); \quad (3.19)$$

$$\frac{d}{dx} \left[GA_s \left(\theta - \frac{dy}{dx} \right) \right] = w; \quad (3.20)$$

As Equações 3.19 e 3.20 relacionam a solicitação assumida com a configuração exacta da superfície neutra da estrutura deformada, sendo por isso denominadas equações de Timoshenko. Note-se que no presente método estrutural são tidas em consideração deformações por flexão e corte sendo por isso consideradas as respectivas rigidezes, EI e GA_s , na determinação da deformada exacta.

3.4 Teoria da Catenária

A Teoria da Catenária também é utilizada em grande parte dos estudos e artigos científicos e é normalmente associada a uma das teorias apresentadas. O presente modelo estrutural pretende avaliar a deformada de estruturas unidimensionais sob as seguintes condições:

- Rigidez de flexão baixa ou nula (cordas, correntes, etc.);
- Estrutura unidimensional fixa em dois pontos e solicitada, unicamente, pela acção gravítica;
- Estrutura unidimensional de densidade uniforme;

A deformada genérica de uma estrutura sob as condições definidas é ilustrada na Figura 3.5 e denominada catenária.

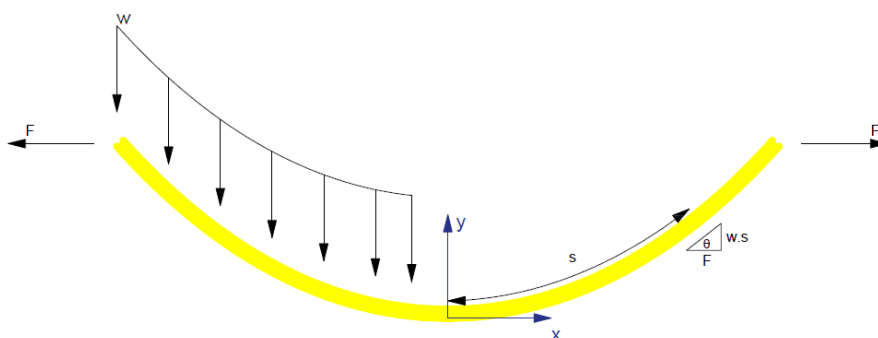


Figura 3.5 - Representação da Catenária

A análise estática da deformada permite escrever 3.21. Estando a estrutura unicamente sujeita à acção gravítica, a força horizontal mobilizada nos pontos fixos, F , é constante e relaciona-se com o peso de um troço de comprimento s por intermédio da rotação imposta, θ . Note-se que w é o peso linear da estrutura unidimensional.

$$\tan \theta = \frac{w \cdot s}{F}; \quad (3.21)$$

Considerando a deformada como uma função $y(x)$, sendo y e x as distâncias vertical e horizontal ao ponto inferior da catenária, respectivamente, é possível escrever 3.22.

$$\tan \theta = y' = \frac{dy}{dx}; \quad (3.22)$$

Substituindo 3.21 em 3.22 e considerando parcelas infinitesimais das variáveis dependentes de x obtém-se 3.23.

$$y'(x) = \frac{w \cdot s(x)}{F} \rightarrow d(y') = \frac{w \cdot ds}{F}; \quad (3.23)$$

A análise de um elemento infinitesimal de comprimento ds permite escrever com recurso ao Teorema de Pitágoras, 3.24.

$$ds = \sqrt{dx^2 + dy^2} = \sqrt{dx^2 + (y'dx)^2}; \quad (3.24)$$

Substituindo 3.24 em 3.23 obtém-se 3.25.

$$d(y') = \frac{w\sqrt{dx^2 + (y'dx)^2}}{F} = \frac{w\sqrt{1 + y'^2}dx}{F} \rightarrow y'' = \frac{d^2y}{dx^2} = \frac{w\sqrt{1 + y'^2}}{F}; \quad (3.25)$$

A Equação 3.25 exprime a variação da inclinação ao longo da catenária, $\frac{d^2y}{dx^2}$. A resolução da presente equação diferencial de segunda ordem permite determinar a configuração exacta da deformada ilustrada na Figura 3.5.

A Equação 3.25 pode ser escrita de acordo com 3.26.

$$\frac{d(y')}{\sqrt{1 + (y')^2}} = \frac{w}{F} dx; \quad (3.26)$$

Integrando 3.26 obtém-se 3.27.

$$\int \frac{d(y')}{\sqrt{1 + (y')^2}} = \int \frac{w}{F} dx \rightarrow \sinh^{-1}(y') = \frac{w}{T} x + C; \quad (3.27)$$

A constante de integração, C , é determinada com recurso à condição de fronteira conhecida. Sendo a origem do referencial ortonormado $(x; y)$ o ponto inferior da deformada ilustrada na Figura 3.5 e a inclinação da catenária no respectivo ponto nula é possível obter 3.28.

$$y'(0) = 0 \rightarrow C = 0; \quad (3.28)$$

De modo a integrar a equação diferencial de segundo grau 3.25, escreva-se 3.27 de acordo com 3.29.

$$dy = \sinh\left(\frac{w}{F} x\right) dx; \quad (3.29)$$

Integrando 3.29 obtém-se 3.30.

$$y(x) = \frac{F}{w} \cosh\left(\frac{w}{F} x\right) + D; \quad (3.30)$$

A constante de integração, D , é determinada com recurso à condição de fronteira conhecida. Sendo a origem do referencial ortonormado $(x; y)$ o ponto inferior da deformada ilustrada na Figura 3.5 é possível obter 3.31.

$$y(0) = 0 \rightarrow D = -\frac{F}{w}; \quad (3.31)$$

Substituindo 3.31 em 3.30 obtém-se 3.32.

$$y(x) = \frac{F}{w} \cosh\left(\frac{w}{F} x\right) - \frac{F}{w}; \quad (3.32)$$

A Equação 3.32 relaciona a deformada exacta da estrutura unidimensional com a solicitação definida, sendo por isso denominada equação da Catenária. A apresentação da Teoria da

Catenária fica concluída com a dedução do comprimento do arco de catenária e da respectiva curvatura.

Considere-se então 3.33 escrito com base em 3.24 e 3.27.

$$ds = \sqrt{1 + \sinh\left(\frac{w}{F}x\right)^2} dx; \quad (3.33)$$

Integrando 3.33 obtém-se o comprimento do arco de catenária de acordo com 3.34.

$$\int ds = \int \sqrt{1 + \sinh\left(\frac{w}{F}x\right)^2} dx \rightarrow s = \frac{F}{w} \sinh\left(\frac{w}{F}x\right); \quad (3.34)$$

Assumindo a curvatura de flexão definida em 3.10, é possível particularizar a mesma de acordo com 3.35.

$$\frac{1}{R} = \frac{w}{F} \frac{1}{\cosh\left(\frac{w}{F}x\right)^2}; \quad (3.35)$$

3.5 Conclusões

As teorias apresentadas são utilizadas de modo a descrever o comportamento estrutural da conduta submarina durante o processo de afundamento.

As três teorias são utilizadas correntemente e os resultados produzidos devem ser analisados cuidadosamente devido à complexidade do sistema físico a simular.

As teorias Clássica e de Timoshenko reproduzem com maior rigor instalações a baixas profundidades na medida em que todo o troço de conduta suspensa é sujeito a valores de flexão apreciáveis.

A teoria da Catenária reproduz com maior rigor instalações a altas profundidades na medida em que a zona central do troço de conduta suspensa é sujeita a valores de flexão desprezáveis e a sua configuração pode ser assemelhada à configuração conjunta de 2 catenárias.

É importante referir que não existe um limite rígido referente à utilização das teorias mencionadas e inclusive alguns estudos e artigos científicos (Gong, S., Xu, P., Bao, S., Zhong, W., He, N & Yan, H. 2014.; entre outros), com recurso a modelação numérica, utilizam a mesma teoria estrutural para as mais diversas instalações obtendo em todos os casos resultados rigorosos.

Capítulo 4. Buckling

4.1 Introdução

Durante a imersão de conduatas submarinas, a interacção entre a flexão, a tracção e a pressão hidrostática exercida pelo líquido no qual a conduta é afundada regula a estabilidade da estrutura cujo estado limite é denominado buckling. Relembre-se que os esforços de flexão estão associados às configurações em “S” ou “J” e os esforços de tracção à força de tracção aplicada, Capítulo 2.

O termo buckling é também conhecido da análise estrutural como encurvadura e o seu estudo teórico tem como base a análise da coluna de Euler. O buckling representa genericamente a perda progressiva de rigidez e a passagem da estrutura indeformada e rígida à estrutura deformada e flexível. Note-se que a análise da coluna de Euler é uma análise de estabilidade onde a perda de rigidez está concentrada na carga crítica e não ao longo de uma gama de cargas. No presente capítulo serão utilizados alguns conceitos referentes à análise de estabilidade de colunas no estudo do buckling de conduatas submarinas em instalação. No entanto, a estabilidade de colunas não é completamente comparável com o fenómeno em estudo, pelo que se aconselha algum distanciamento entre os estados limite.

O buckling expressa-se através de modos de instabilidade local e aquele que na prática se verifica está associado à ovalização da secção transversal, Figura 4.1. Refira-se que o conceito de modo de instabilidade é o mesmo que o utilizado na análise de estabilidade de colunas e ao qual está associada uma configuração deformada da estrutura.

Inicialmente, a instabilidade é local pois o comprimento de conduta ovalizada é negligenciável face ao comprimento da conduta suspensa. Por intermédio da pressão hidrostática, a instabilidade propaga-se e passa a ser global na medida em que o comprimento de conduta ovalizada assume dimensões consideráveis, Figura 4.2.

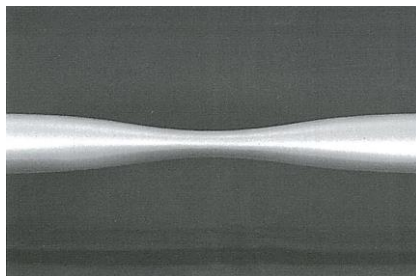


Figura 4.1 - Ovalização da secção transversal (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)

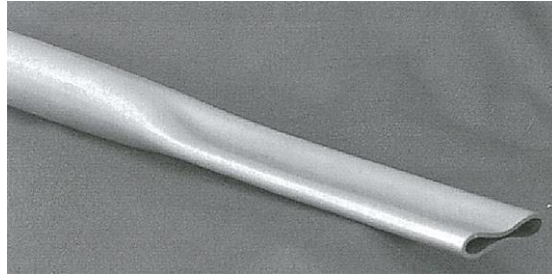


Figura 4.2 - Propagação da instabilidade (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)

O Capítulo 4 é destinado à apresentação teórica do buckling/encurvadura. Começa-se por analisar o caso de pressão pura e progressivamente são introduzidas as solicitações de flexão e tracção de modo a serem evitados efeitos de interacção.

4.2 Buckling – Pressão hidrostática pura

A pressão hidrostática exercida pelo líquido no qual a conduta será afundada é um parâmetro de suma importância relativamente à análise de estabilidade da conduta suspensa na medida em que comprime a sua secção transversal e conseqüentemente estimula a ovalização.

O buckling ocorre em regime elástico para condutas de parede fina, uma vez que a conduta instabiliza antes de ceder, e em regime plástico para condutas de parede espessa.

A análise de estabilidade da conduta recorre às *Sander's Circular Cylindrical Shell Equations* de modo a determinar a pressão hidrostática crítica, isto é, a pressão hidrostática associada ao início do esmagamento da secção transversal, P_c . A pressão em causa é similar à carga crítica de Euler e é deduzida desprezando qualquer ovalização/imperfeição inicial/geométrica.

$$P_c = \frac{E}{4(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{r}\right)^3; \quad (4.1)$$

A Equação 4.1 é válida para estruturas perfeitas e depende do módulo de Young, E , do coeficiente de Poisson, ν , da espessura da parede, t , e do raio médio da secção transversal, r .

$$r = \frac{\varnothing_{ext} - t}{2}; \quad (4.2)$$

A pressão hidrostática crítica de acordo com 4.1 considera exclusivamente a contribuição da conduta submarina. No entanto, caso o espaçamento entre blocos de lastro, l , verifique 4.3, a sua contribuição deve ser tida em consideração de modo a corrigir a pressão hidrostática crítica, P_c^{corr} .

$$4\sqrt{\frac{2rt}{2}} < l \leq \frac{1,56t}{\left(\frac{t}{2r}\right)^{0,5}}; \quad (4.3)$$

$$P_c^{corr} = \frac{2,2t\sqrt{E}}{l}\sqrt{P_c}; \quad (4.4)$$

4.2.1 Conduata imperfeita

A análise desenvolvida para estrutura perfeitas considera nula a ovalização inicial, Δ_0 . No entanto, a produção de conduatas introduz imperfeições geométricas que devem ser consideradas.

$$\Delta_0 = \frac{\Delta\varnothing_0}{\varnothing_{ext}}; \quad (4.5)$$

A ovalização inicial é avaliada imediatamente após o fabrico da estrutura e depende do diâmetro exterior teórico, \varnothing_{ext} , e da diferença entre os diâmetros máximo e mínimo registados, $\Delta\varnothing_0$. Note-se que a ovalização inicial não é uniforme axialmente e varia entre secções transversais.

A análise de estabilidade da conduata imperfeita recorre às *Sander's Circular Cylindrical Shell Equations* de modo a determinar a pressão hidrostática de colapso, isto é, a máxima pressão hidrostática admitida pela conduata, P_{CO} . A pressão de colapso é sempre inferior à pressão hidrostática crítica e a diferença entre ambas é tanto maior quanto maior a ovalização inicial.

$$P_{CO} = 0,5 \left\{ \left[P_0 + P_c \left(1 + 3\Delta_0 \frac{\varnothing_{ext}}{t} \right) \right] - \left[\left(P_0 + P_c \left(1 + 3\Delta_0 \frac{\varnothing_{ext}}{t} \right) \right)^2 - 4P_0P_c \right]^{\frac{1}{2}} \right\}; \quad (4.6)$$

$$P_0 = \frac{2t\sigma_0}{\varnothing_{ext}}; \quad (4.7)$$

A pressão de colapso é função da pressão hidrostática de cedência, P_0 , que por sua vez delimita o regime elástico e depende da tensão de cedência, σ_0 .

(Kyriakides, S & Yeh, M.1985.) estudaram experimentalmente a interacção entre o colapso e a ovalização inicial de um conjunto de conduatas submetidas unicamente à pressão hidrostática com recurso a uma câmara de pressão. O estudo concluiu que a ovalização inicial influencia fortemente a pressão de colapso. Para a ovalização inicial de 1% a pressão de colapso é 60 - 70% da pressão hidrostática de cedência em função da espessura da parede. Para a ovalização inicial de 5% a pressão de colapso é inferior a 50% da pressão hidrostática de cedência independentemente da espessura da parede.

(Kyriakides, S & Yeh, M.1985.) concluíram ainda que a Equação 4.6 reproduz os resultados do estudo para os casos em que o buckling ocorre em regime elástico, conduatas de $SDR \left(\frac{\varnothing_{ext}}{t} \right)$ superior ao valor crítico, 4.8. Para os casos de parede grossa recomenda-se a utilização de modelos numéricos.

$$SDR_{Lim} = \left(\frac{\varnothing_{ext}}{t} \right)_{Lim} = \sqrt{\frac{E}{(1 - \nu^2)\sigma_0}}; \quad (4.8)$$

4.2.2 Conclusões

A pressão hidrostática é uma das principais solicitações durante a instalação de conduatas submarinas e é tanto mais importante quanto maior for a profundidade de instalação.

No presente subcapítulo foram definidas as pressões hidrostáticas crítica, de colapso e de cedência. A pressão hidrostática crítica designa o início do esmagamento da secção transversal em conduatas perfeitas. A pressão hidrostática de colapso designa a máxima pressão admitida por estruturas imperfeitas e a Equação 4.6 é utilizável para os casos em que o buckling ocorre em regime elástico. A pressão hidrostática de cedência delimita o início do regime plástico.

4.3 Buckling – Pressão hidrostática e tracção

A força de tracção aplicada durante a instalação de conduatas submarinas suporta as configurações da conduata suspensa, Capítulo 2, e introduz esforços de tracção que interagem com a pressão hidrostática. O esforço de tracção é máximo à superfície e decresce em profundidade, enquanto a pressão hidrostática é nula à superfície e aumenta em profundidade.

A força de tracção, sendo indispensável à instalação de conduatas submarinas, reduz as pressões hidrostáticas de cedência e colapso. No presente subcapítulo não será considerada a pressão hidrostática crítica na medida em que apenas serão consideradas conduatas imperfeitas.

4.3.1 Buckling elástico

O caso de estudo abordado nos Capítulos 6 e 7 considera uma conduata submarina de SDR superior ao SDR_{Lim} , pelo que apenas se analisará de ora em diante o buckling elástico.

Na presença de esforços de tracção, a pressão hidrostática de cedência é reduzida pois o início do regime plástico depende agora da interacção entre a pressão hidrostática e a tracção aplicada. A pressão hidrostática de cedência é reescrita de acordo com o critério de cedência de *Von Mises*, 4.9.

$$P_{0T} = P_0 \left(-\frac{\tau}{2} + \sqrt{1 - \frac{3}{4}\tau^2} \right); \quad (4.9)$$

$$\tau = \frac{T}{T_0}; \quad (4.10)$$

$$T_0 = \pi t \sigma_{ext} \sigma_0 - \pi t^2 \sigma_0; \quad (4.11)$$

A pressão hidrostática de cedência reescrita é função da pressão definida em 4.7, do esforço de tracção actuante, T , e do esforço de tracção de cedência, T_0 .

A pressão hidrostática de colapso é igualmente reduzida pelos esforços de tracção e a Equação 4.6 reescrita de modo a considerar a pressão hidrostática de cedência definida em 4.9.

$$P_{COT} = 0,5 \left\{ \left[P_{0T} + P_c \left(1 + 3\Delta_0 \frac{\varnothing_{ext}}{t} \right) \right] - \left[\left(P_{0T} + P_c \left(1 + 3\Delta_0 \frac{\varnothing_{ext}}{t} \right) \right)^2 - 4P_{0T}P_c \right]^{\frac{1}{2}} \right\}; \quad (4.12)$$

(Madhavan, R., Babcock, C & Singer, J. 1993.) estudaram experimentalmente a interacção entre a pressão hidrostática e os esforços de tracção. O estudo analisou um conjunto de conduatas cujos SDR 's estavam compreendidos entre 13 e 39. Cada conduata foi submetida a um esforço de tracção pré-definido sendo de seguida aumentada a pressão hidrostática até se atingir o colapso. Note-se que antes de qualquer ensaio foram medidas as ovalizações iniciais de modo a entender de que forma influenciam a interacção considerada.

O estudo concluiu que o aumento dos esforços de tracção reduz significativamente a pressão hidrostática de colapso e os resultados são bem descritos pela Equação 4.12. As diferenças registadas resultam do facto da Equação 4.12 considerar a ovalização inicial uniforme axialmente, enquanto na prática a mesma varia ao longo do eixo longitudinal da estrutura. Note-se ainda que o aumento do esforço de tracção reduz a taxa de redução da pressão hidrostática de colapso devida à ovalização inicial.

A Figura 4.3 evidencia o efeito da ovalização inicial para os casos de pressão hidrostática pura e τ (esforço normal normalizado) = 0,5.

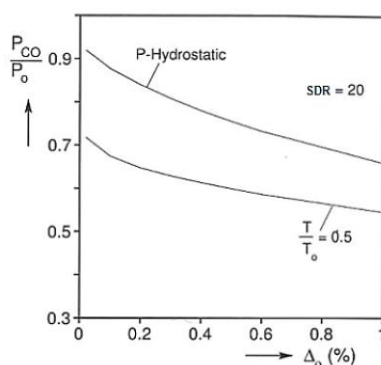


Figura 4.3 - Relação ovalização inicial – pressão de colapso, Casos de Pressão pura e esforço normal normalizado de 0,5 (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.)

4.3.2 Conclusões

A força de tracção aplicada durante a instalação de conduatas submarinas interage com a pressão hidrostática e reduz o seu valor de colapso.

A ovalização inicial reduz a pressão de colapso da estrutura. No entanto, a sua importância é tanto maior quanto menor a força de tracção aplicada, Figura 4.3.

4.4 Buckling – Flexão

Os esforços de flexão introduzidos durante a instalação de conduatas submarinas constituem a principal solicitação ao longo do comprimento da conduata suspensa. A overbend é sujeita à interacção entre os esforços de flexão e os esforços de tracção, sendo que a pressão hidrostática junto à superfície é negligenciável. A sagbend é submetida à interacção entre os esforços de flexão e a pressão hidrostática, sendo que os esforços de tracção junto ao fundo marinho são desprezáveis.

O presente subcapítulo avalia o efeito dos esforços de flexão, isoladamente.

A flexão de conduatas submarinas ovaliza a secção transversal da estrutura tal como ilustrado na Figura 4.4. A ovalização gerada reduz a rigidez de flexão e conduz a estrutura ao colapso.

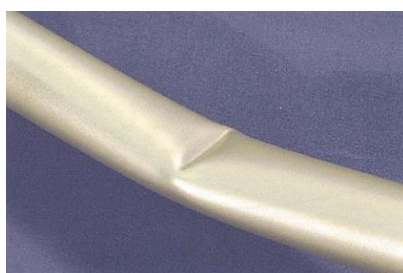


Figura 4.4 - Ovalização local da secção transversal devido a um esforço de flexão (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)

(Kyriakides, S & Ju, G. 1992.) estudaram experimentalmente a relação entre o colapso e a ovalização inicial de um conjunto de conduatas submetidas unicamente à flexão. O estudo concluiu que o máximo momento flector registado é inferior ao momento flector plástico na medida em que a ovalização reduz a rigidez de flexão da estrutura. Assim que o momento flector se aproxima do seu máximo, a conduata instabiliza localmente e rapidamente propaga a respectiva instabilidade, colapsando. Note-se que a instabilidade local tem início nas fibras longitudinais comprimidas da secção transversal e é propagada axialmente e transversalmente. Os ensaios desenvolvidos introduziam um dado nível de flexão (regulado através da curvatura) e determinavam a ovalização e o comprimento de conduata ovalizada. Desta forma, era possível avaliar a evolução da ovalização na extensão da conduata ensaiada em função da curvatura introduzida.

O ensaio desenvolvido para uma conduata de *SDR* igual a 19,5 concluiu que a ovalização é constante ao longo do comprimento da conduata ensaiada até se atingir a curvatura normalizada, χ_n , de 0,75. Curvaturas normalizadas superiores a 0,75 geram ovalizações consideráveis no centro da conduata. Curvaturas normalizadas superiores a 0,94 indiciam grandes perdas de rigidez, pois a ovalização cresce acentuadamente, e reduz a capacidade de flexão da estrutura até esta colapsar. A Figura 4.5 evidencia o comportamento descrito. Note-se que a figura é tridimensional, x é a coordenada axial e $2L$ o comprimento total da conduata ensaiada.

$$\chi_n = \frac{\chi}{\chi_1}; \quad (4.13)$$

$$\chi_1 = \frac{t}{\phi_{ext}^2}; \quad (4.14)$$

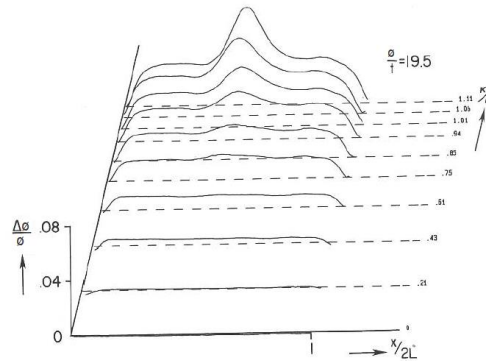


Figura 4.5 - Relação ovalização inicial – curvatura de flexão – posição da conduta, Caso de Flexão pura (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)

A instabilidade local nas fibras longitudinais comprimidas da secção transversal é em tudo semelhante à instabilidade local de banzos comprimidos, isto é, a estrutura apresenta rugas ao longo do comprimento de conduta instabilizada que possuem um dado comprimento de onda tal como ilustrado na Figura 4.6.

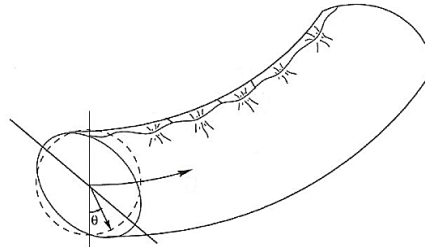


Figura 4.6 - Rugas longitudinais (Kyriakides, S & Corona, E. 2007)

4.4.1 Conclusões

Os esforços de flexão, fruto das configurações em “S” ou “J”, potenciam a ovalização da conduta e a redução da sua rigidez de flexão conduzindo a momentos flectores máximos inferiores ao momento flector plástico.

À medida que os esforços de flexão se aproximam do momento flector máximo, a conduta instabiliza localmente por intermédio da ovalização e das rugas longitudinais. A instabilidade é de seguida propagada axialmente e transversalmente colapsando a estrutura.

O *SDR* da conduta dita a espessura da parede e a mesma influencia o valor do esforço de flexão a partir do qual as rugas longitudinais se desenvolvem. Menores espessuras da parede desenvolvem rugas longitudinais para menores valores do esforço de flexão, enquanto maiores

espessuras da parede apenas desenvolvem rugas para maiores valores do esforço de flexão. Apesar de ser conhecida a relação entre a espessura da parede e o aparecimento de rugas longitudinais, a sua formulação analítica é complicada.

A resposta da conduta aos fenómenos de instabilidade referidos é não linear e complexa de avaliar analiticamente, razão pela qual os modelos de elementos finitos têm vindo a ser cada vez mais utilizados.

4.5 Buckling – Pressão hidrostática e flexão

A interacção entre a pressão hidrostática e os esforços de flexão controla a estabilidade da conduta suspensa ao longo da sagbend.

De acordo com os subcapítulos anteriores, a pressão hidrostática comprime a secção transversal da estrutura estimulando a sua ovalização. Enquanto, os esforços de flexão ovalizam a conduta e potenciam o aparecimento de rugas ao longo das fibras longitudinais comprimidas.

Os esforços de flexão instabilizam a conduta submarina e reduzem a pressão hidrostática de colapso. A ovalização desenvolvida pelos esforços de flexão é dinâmica, na medida em que evolui temporalmente fruto das sucessivas curvaturas atingidas, e somada às ovalizações inicial e gerada pela pressão hidrostática.

(Corona, E & Kyriakides, S. 1998.) estudaram a interacção entre a pressão hidrostática e os esforços de flexão. O estudo analisou dois caminhos de carga. O primeiro consistia em flectir a estrutura até uma curvatura pré-definida, fixá-la e de seguida aumentar a pressão hidrostática até ao colapso. O segundo consistia em aplicar uma pressão hidrostática pré-definida à conduta, fixá-la e seguidamente aumentar a curvatura até à rotura.

O estudo envolveu um conjunto de conduatas cujos *SDR's* estavam compreendidos entre 18 e 35. Ao longo dos ensaios, (Corona, E & Kyriakides, S. 1998.) monitorizaram as curvaturas, os momentos flectores, a pressão hidrostática e a ovalização.

As Figuras 4.7 e 4.8 foram obtidas através de dois ensaios a conduatas de *SDR* igual a 26,1 e comparam os casos de flexão pura e de pressão hidrostática igual a $0,273P_0$. Note-se que ambos os casos foram sujeitos ao segundo caminho de carga.

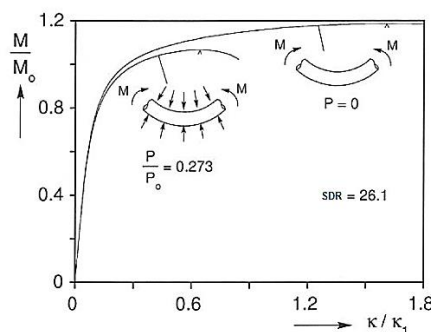


Figura 4.7 - Relação momento flector – curvatura de flexão, Casos de Pressão pura e pressão igual a 27,3% da pressão de cedência (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)

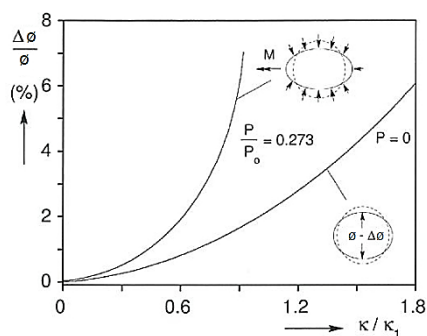


Figura 4.8 - Relação curvatura de flexão – ovalização, Casos de Pressão pura e pressão igual a 27,3% da pressão de cedência (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.)

A análise das figuras indica que em ambos os casos foram atingidos momentos flectores superiores ao momento flector elástico, M_0 . O segundo caso tem-lhe associado um máximo momento flector inferior ao obtido para o caso de flexão pura, pois a pressão hidrostática aumenta a ovalização da secção transversal e instabiliza a conduta. Enquanto os valores dos esforços de flexão são inferiores ao momento flector elástico, a ovalização e a curva $M - \chi$ não apresentam diferenças significativas entre os casos referidos.

Quando a conduta entra em regime plástico, a ovalização aumenta em ambos os casos e é função da pressão hidrostática. A Figura 4.8 evidencia a redução da rigidez de flexão da estrutura para o segundo caso na medida em que a conduta colapsa para um valor de curvatura bastante inferior ao associado ao caso de flexão pura e a secção transversal ilustrada encontra-se significativamente ovalizada.

Naturalmente, o comportamento descrito é ainda mais evidente para valores da pressão hidrostática superiores ao considerado. A Figura 4.9 compara um conjunto de ensaios realizados com recurso a condutas de SDR igual a 25,7 e evidencia a relação entre a redução da rigidez de flexão e a pressão hidrostática.

O aumento da pressão hidrostática conduz à redução das curvaturas de colapso e dos momentos flectores máximos. No entanto, é importante notar que a pressão hidrostática influencia simultaneamente o modo de rotura da conduta. Elevadas pressões hidrostáticas conduzem a uma rotura repentina na medida em que a estrutura flecte pouco e após atingido o máximo momento flector a conduta colapsa sem que exista um patamar de redução da resistência como os verificados aquando da aplicação de baixas pressões hidrostáticas.

A Figura 4.10 apresenta a deformada real das cinco condutas ensaiadas. As condutas sujeitas a baixas pressões hidrostáticas apresentam reduzidos comprimentos de conduta ovalizada, na medida em que o buckling e a sua propagação aumentam com a pressão hidrostática, e elevadas curvaturas de colapso. As condutas sujeitas a elevadas pressões hidrostáticas apresentam elevados troços ovalizados e reduzidas curvaturas de colapso.

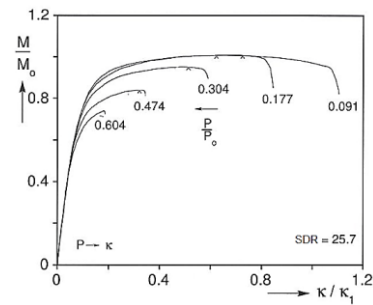


Figura 4.9 - Relação momento flector – curvatura de flexão, diversos casos de pressão (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.)

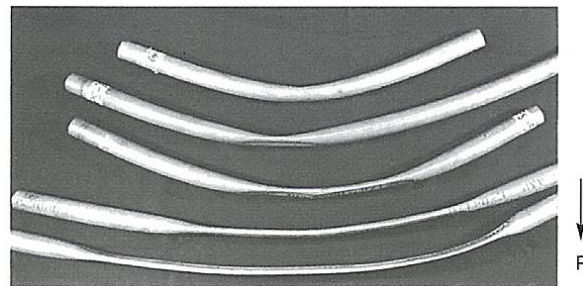


Figura 4.10 - Deformada real das conduatas ensaiadas na Figura 4.9 (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.)

4.5.1 Conclusões

A interacção entre os esforços de flexão e a pressão hidrostática reduz significativamente o máximo momento flector ou a pressão hidrostática de colapso em função do caminho de carga considerado. As suas quantificações analíticas são de difícil desenvolvimento na medida em que a interacção é não linear e dependente de um grande número de variáveis (modo de rotura, ovalização, rugas longitudinais, pressão hidrostática, momento flector, caminho de carga e *SDR*), pelo que se recomenda a utilização de modelos numéricos.

Considerando os esforços conjuntos a conduata não só é sujeita a ovalização como ao aparecimento de rugas longitudinais, ambos contribuindo para o esmagamento da secção transversal. Por outro lado, o colapso da conduata pode ser repentino ou prolongado em função da pressão hidrostática.

Assim, a estabilidade da conduata é de difícil avaliação, mas bastante perceptível na medida em que se compreende de que modo a sua capacidade resistente varia em função das variáveis descritas.

4.6 Buckling – Flexão e tracção

A interacção entre os esforços de flexão e tracção controla a estabilidade da conduta suspensa ao longo da overbend.

Em água profundas, as curvaturas de flexão são elevadas e é provável que a força de tracção conduza a estrutura ao regime plástico. Em águas costeiras é crível que a estrutura se mantenha em regime elástico devido à menor força de tracção que lhe está associada. Note-se que a força de tracção não depende unicamente da profundidade de instalação.

A força de tracção tem como objectivo reduzir as curvaturas de flexão ao longo da conduta suspensa e garantir a estabilidade da estrutura. No entanto, gera esforços de tracção que têm de ser considerados.

As massas e flutuabilidades lineares da conduta e dos blocos de lastro equilibram a força de tracção. O incremento da força de tracção aumenta o comprimento da conduta suspensa de modo a que o carregamento linear a equilibre. Consequentemente, o desenvolvimento do comprimento da conduta suspensa reduz as curvaturas de flexão.

(Kyriakides, S., Dyau, J & Corona, E. 1994.) estudaram a interacção entre os esforços de flexão e tracção. O estudo consistiu em flectir um conjunto de conduatas até curvaturas de flexão pré-definidas, fixá-las e aumentar a força de tracção até se atingir a rotura. Note-se que o referido estudo não representa a instalação de conduatas submarinas na medida em que é incapaz de avaliar a influencia da força de tracção no desenvolvimento das curvaturas de flexão. No entanto, analisa a interacção entre os esforços de flexão e tracção.

Durante os ensaios, (Kyriakides, S., Dyau, J & Corona, E. 1994.) monitorizaram a força de tracção e a ovalização ao longo do comprimento das conduatas ensaiadas.

O ensaio realizado a uma conduta de *SDR* igual a 35,2 determinou a ovalização em função da tracção aplicada para uma curvatura pré-definida de $0,79\text{m}^{-1}$. A coordenada s é a coordenada longitudinal da conduta ensaiada cuja origem se refere ao centro da estrutura. A variável s_0 adimensionaliza a coordenada s . Note-se que a força de tracção, F_t , é também ela adimensionalizada pelo esforço de tracção de cedência, T_0 .

$$s_0 = \frac{\text{comprimento do arco da conduta ensaiada}}{2}; \quad (4.15)$$

A Figura 4.11 apresenta os resultados obtidos e permite concluir que a ovalização é praticamente independente da força de tracção no troço de conduta compreendido entre $-0,6 \frac{s}{s_0}$ e $+0,6 \frac{s}{s_0}$. O aumento exponencial nas extremidades da estrutura deve-se às reacções concentradas nos pontos extremos da instalação. A instalação é esquematicamente ilustrada na Figura 4.12 e os pontos referidos devidamente assinalados. Note-se que a curvatura pré-definida é função da geometria da estrutura circular.

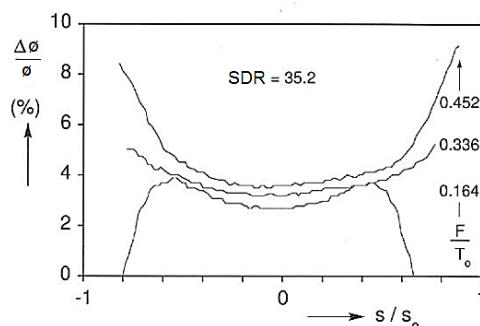


Figura 4.11 - Ovalização ao longo da conduta ensaiada (Kyriakides, S & Corona, E. 2007.)

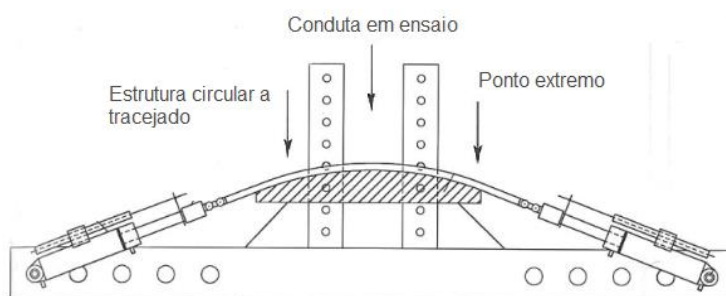


Figura 4.12 - Instalação dos ensaios (Flexão - Tracção) (Kyriakides, S e Corona, E. 2007.)

O aumento da curvatura de flexão potencia o desenvolvimento da ovalização em função da tracção aplicada, isto é, a diferença registada entre os três casos é aproximadamente nula devido à curvatura pré-definida, sendo superior caso a mesma aumente. Então, é possível concluir que a dependência da ovalização em relação à força de tracção é função da curvatura estipulada.

(Kyriakides, S., Dyau, J & Corona, E. 1994.) analisaram ainda a influência do *SDR* na relação entre a ovalização e a tracção aplicada. A análise permitiu concluir que a redução do *SDR* reduz a dependência da ovalização relativamente à força de tracção. Refira-se que a redução do *SDR* equivale ao aumento da espessura da parede.

4.6.1 Conclusões

A interacção considerada não reproduz a instalação de condutas submarinas, pois é incapaz de analisar a influência da força de tracção no desenvolvimento das curvaturas de flexão. No entanto, avalia o efeito conjunto no desenvolvimento da ovalização.

A força de tracção tende a aumentar a ovalização ao longo da estrutura pré-flectida e o aumento é tanto maior quanto maior a curvatura pré-definida. As extremidades da conduta estão sujeitas a ovalizações bastante superiores às registadas no centro da mesma devido a reacções concentradas que se desenvolvem nos pontos extremos da instalação.

A imersão de condutas submarinas é um tópico pouco explorado e a literatura disponível não apresenta qualquer avaliação/formulação analítica para a estabilidade das estruturas. Tal facto

deve-se à complexidade do problema e ao número de variáveis a considerar. Note-se que para além das variáveis consideradas no presente capítulo a estabilidade de condutas na fase de imersão depende de acções ambientais tais como a ondulação, a corrente e o vento.

É, portanto, expectável que cada vez mais se recorra a métodos numéricos e software especializado de modo a avaliar um problema que analiticamente se revela bastante complexo de tratar.

Capítulo 5. Modelos de cálculo da força de tracção

5.1 Introdução

A força de tracção necessária à instalação de conduas submarinas é um parâmetro de máxima importância e extremamente complicado de determinar devido à aleatoriedade das variáveis intervenientes (altura significativa de onda, período de pico da ondulação, velocidades da corrente e do vento, entre outras).

O Capítulo 2 apresentou sucintamente a força de tracção e clarificou os seus objectivos ao longo dos vários métodos de instalação mencionados. Note-se que a apresentação consistiu numa apresentação puramente teórica sem que fossem mencionadas quaisquer metodologias de cálculo.

O presente capítulo pretende completar o Capítulo 2 e apresentar teoricamente três modelos de cálculo da força de tracção. Os modelos que se apresentarão são:

- Chain Link Theory;
- The Theory of Pure Bending;
- Orcaflex;

Os modelos Chain Link Theory e The Theory of Pure Bending são modelos analíticos e têm sido amplamente utilizados pela empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A. É de referir que os modelos são extremamente práticos mas não permitem ter em conta grandezas dinâmicas como são a ondulação, a corrente e o vento.

O modelo Orcaflex é um software de elementos finitos e permite ter em conta o carácter dinâmico intrínseco à instalação de conduas submarinas. O software foi escolhido pela Etermar – Engenharia e Construção, S.A na medida em que a empresa sentiu necessidade de aferir e calcular com maior rigor um parâmetro de suma importância como é a força de tracção, sendo sabido que os 2 modelos analíticos apenas providenciam estimativas grosseiras.

5.2 Orcaflex

O software Orcaflex é um dos softwares mais explorados ao nível da engenharia marítima e grande parte dos mais recentes estudos e artigos científicos referentes à instalação de conduas submarinas utiliza a sua capacidade de simulação.

O modelo de cálculo modela situações marítimas através de seis elementos disponibilizados: Line, Vessel, Winch, 3D Buoy, 6D Buoy e Shape. Além da modelação estrutural dos elementos

intervenientes é necessária a definição de cenários ambientais com incidência em quatro parâmetros: Waves, Current, Wind e Seabed.

O presente subcapítulo apresenta teoricamente os elementos e parâmetros de relevo à modelação assim como o procedimento de cálculo do software Orcaflex.

5.2.1 Line theory

O software Orcaflex modela a linha com recurso a um modelo de elementos finitos, Figura 5.1, que a divide em segmentos rectos, rígidos, sem massa e com um nó em cada extremidade. Os segmentos modelam as propriedades axiais e torsionais enquanto as restantes são aglomeradas nos nós que representam os dois meios segmentos adjacentes (Orcina.).

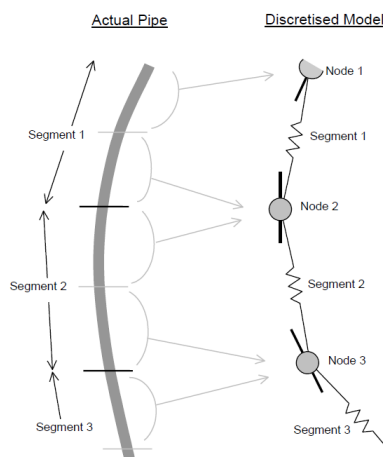


Figura 5.1 - Modelo de elementos finitos (Orcina.)

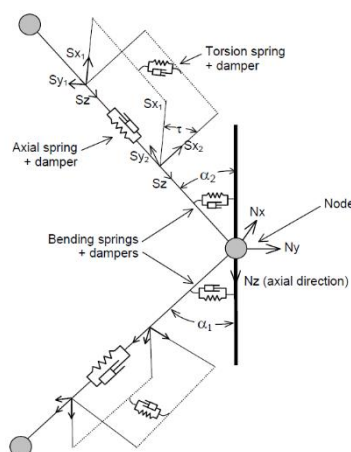


Figura 5.2 - Modelo estrutural (Orcina.)

A Figura 5.2 esquematiza o modelo estrutural associado à linha. As propriedades axiais e torsionais encontram-se concentradas nas molas a meio segmento. Cada mola aplica uma força

axial/momento torsor de igual magnitude e sentido oposto nos nós adjacentes. Note-se que cada nó recebe duas forças axiais e dois momentos torsores, um de cada meio segmento adjacente. As propriedades de flexão encontram-se concentradas nas molas acopladas aos nós.

5.2.1.1 Cálculo estrutural

O cálculo estrutural é elaborado sob a seguinte ordem: esforço axial, momento flector, esforço transversal, momento torsor e carga total.

O esforço axial, modelado com recurso à mola a meio segmento, é calculado em função da distância entre nós adjacentes. Sendo a rigidez da mola linear, o esforço axial é dado por 5.1.

$$N = EA\varepsilon - 2v(P_{ext}A_{ext} - p_{int}A_{int}) + (P_{ext}A_{ext} - p_{int}A_{int}); \quad (5.1)$$

O primeiro termo do membro direito é a contribuição da deformação da mola por intermédio da sua rigidez axial, EA . O segundo e terceiro termo do membro direito são as contribuições das pressões interna e externa, respectivamente. A pressão interna é exercida sobre a área interna da conduta, isto é, tendo em conta o raio interior. A pressão externa é exercida sobre a área externa da conduta, isto é, tendo em conta o raio exterior.

O Orcaflex permite lidar de dois modos com o esforço axial de compressão. Caso seja importante ter em conta a carga limite de Euler, 5.2, e a respectiva deformação lateral, encurvadura, o software trata o segmento como uma coluna de Euler e modela a respectiva deformada, com sacrifício computacional. No caso de a rigidez de flexão, EI , ser elevada é possível ignorar este comportamento e assumir compressão elástica ilimitada.

$$N_{Euler} = \frac{\pi EI}{L_0^2}; \quad (5.2)$$

Determinado o esforço axial, o momento flector é por sua vez calculado em função da rigidez de flexão das respectivas molas, EI , e do ângulo α entre o eixo longitudinal do segmento, eixo aferido em função da posição instantânea dos nós adjacentes, e o eixo longitudinal do nó, definido para a situação indeformada. A curvatura é então calculada de acordo com 5.3 em função do ângulo α e do comprimento indeformado do segmento, L_0 .

$$\frac{1}{R} = \frac{\alpha}{(0,5L_0)}; \quad (5.3)$$

No caso de a rigidez de flexão ser linear e isotrópica (de igual valor para as direcções transversais), o momento flector é dado por 5.4.

$$M = EI \frac{1}{R}; \quad (5.4)$$

Tal como referido, os segmentos são modelados como rectos e rígidos, o que implica a variação linear do diagrama de momentos flectores entre 2 valores extremos associados à flexão nos nós adjacentes, M_1 e M_2 . Calculados M_1 e M_2 , o valor do esforço transversal em cada segmento é constante e igual à taxa de variação do diagrama de momentos flectores, 5.5.

$$V = \frac{(M_2 - M_1)}{L}; \quad (5.5)$$

O cálculo dos momentos torsores é bastante exigente computacionalmente e só deve ser considerado quando a torção desempenha um papel importante na situação marítima a analisar.

É, portanto, da competência do utilizador conhecer a operação em estudo ou alternativamente realizar uma análise de sensibilidade com recurso ao software de modo a avaliar a importância da torção.

No caso da instalação de conduas submarinas, a torção é negligenciável na medida em que os blocos de lastro, através da sua elevada rigidez de torção, estabilizam a conduta e impedem qualquer rotação da mesma.

Calculados os esforços internos são então determinadas as cargas totais a aplicar a cada nó. Em termos estruturais, cada nó é sujeito a dois esforços axiais, dois momentos flectores e dois esforços transversos, negligenciando os momentos torsores. Vectorialmente, são somadas as forças estruturais (esforços axiais e transversos) com as forças não estruturais (força de arrasto, força de levantamento e massa virtual) de modo a se obter a força total. Ao nível dos momentos flectores, o cálculo é em tudo similar obtendo-se por sua vez o momento flector total.

5.2.1.2 Esforço axial

O modelo de cálculo do esforço axial é esquematicamente ilustrado na Figura 5.3.

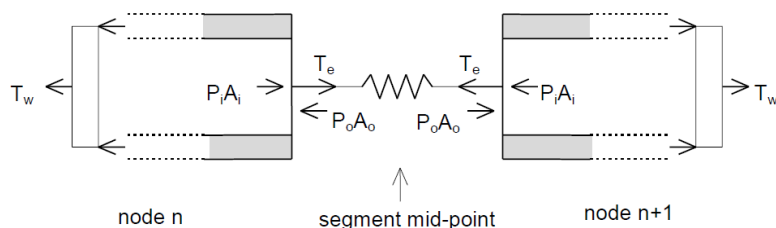


Figura 5.3 - Modelo de cálculo do esforço axial (Orcina.)

Nós adjacentes são ligados por intermédio de uma mola axial e tamponados de modo a que o líquido no seu interior não seja vertido (Orcina.). O esforço axial transmitido a cada nó, N na presente dissertação e T_w na Figura 5.3, é a soma do calculado através da deformação da mola, T_e na Figura 5.3, com a resultante do equilíbrio de pressões interna e externa, tal como representado. Note-se que as pressões interna e externa resultam do escoamento de fluido no interior da linha e da profundidade de instalação, respectivamente.

5.2.1.3 Efeitos hidrodinâmicos e aerodinâmicos

O software Orcaflex considera os efeitos hidrodinâmicos e aerodinâmicos a que a linha (conduta) está sujeita durante o processo de instalação, nomeadamente as forças de arrasto (drag force) e levantamento (lift force). As forças hidrodinâmicas e aerodinâmicas são determinadas, em cada passo de cálculo, nos diversos nós da linha.

As forças de arrasto hidrodinâmico e aerodinâmico são calculadas por intermédio da equação de Morison, 5.6. A velocidade do fluido, ar ou água, relativa à linha é dividida nas suas componentes normais e tangencial de modo a se gerarem três equações distintas, cada uma para as direcções normal, binormal e tangencial.

$$F d_i = 0,5 P \rho (A_{drag}) C d_i V_i |V_j|; \quad (5.6)$$

A força de arrasto na direcção i é função da proporção de linha molhada ou seca caso se analise a força hidrodinâmica ou aerodinâmica respectivamente, P , da massa volúmica do fluído em movimento, ρ , da área de arrasto, A_{drag} , do coeficiente de arrasto na direcção i , $C d_i$, da velocidade relativa do fluído na direcção i , V_i , e do módulo da velocidade normal total caso a direcção de análise seja a normal ou binormal, ou do módulo da velocidade tangencial caso a direcção em análise seja a tangencial.

Nas direcções normal e binormal, a área de arrasto é o produto do diâmetro exterior da linha pela distância entre nós. Na direcção tangencial a área de arrasto é o produto do perímetro da linha pela distância entre nós.

Os coeficientes de arrasto exactos devem ser determinados com recurso a software especializado. No entanto, é possível recorrer a valores bibliográficos ou utilizar os recomendados por omissão pelo software Orcaflex caso o seu cálculo não seja acessível.

No caso da linha ser simétrica, os coeficientes de arrasto nas direcções normal e binormal são iguais e a velocidade relativa apenas é decomposta em duas parcelas, normal e tangencial. A força de arrasto é então função do módulo da velocidade total e as velocidades nas direcções normal e tangencial podem ser simplesmente obtidas em função de um ângulo de incidência.

A força de levantamento hidrodinâmico é calculada de acordo com 5.7. Os versores intervenientes u_n , u_z e u_t correspondem às direcções normal ao fundo marinho, longitudinal do nó e de aplicação da força de levantamento, respectivamente.

$$F_l = P |u_n \times u_z| (0,5 \rho (\phi_{ext} L) C_l |v_t|^2) u_t; \quad (5.7)$$

A força de levantamento hidrodinâmico é função dos versores u_n , u_z e u_t , da proporção de linha molhada, P , da distância entre nós, L , do diâmetro exterior da linha, ϕ_{ext} , da densidade do fluído em movimento, ρ , do coeficiente de levantamento, C_l , e do módulo da velocidade transversa. A velocidade transversa é a componente da velocidade do fluído relativa à linha na direcção u_t , 5.8.

$$u_t = \frac{(u_n \times u_z)}{|u_n \times u_z|}; \quad (5.8)$$

5.2.1.4 Interação linha – superfície livre

A modelação da interação linha – superfície livre é da máxima importância na medida em que nós adjacentes a segmentos parcialmente submersos são sujeitos a forças hidrodinâmicas, aerodinâmicas e hidrostáticas proporcionais à percentagem de submersão dos segmentos.

A Figura 5.4 representa, esquematicamente, um segmento parcialmente submerso.

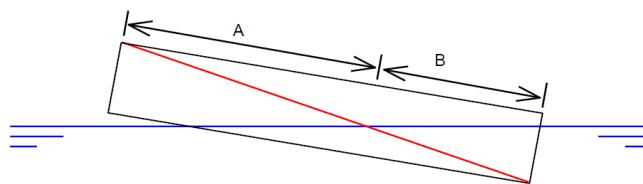


Figura 5.4 - Segmento parcialmente submerso (Orcina.)

A diagonal vermelha, representada na Figura 5.4, liga o ponto superior seco ao ponto inferior molhado. Caso o segmento oscile e a parte molhada alterne a diagonal inverte a sua posição, o que possibilita a variação contínua da percentagem de submersão do segmento e permite a alocação das forças hidrodinâmicas, aerodinâmicas e hidrostáticas ao nó correcto.

A percentagem de submersão do segmento é dada de acordo com 5.9.

$$P = \frac{B}{A + B}; \quad (5.9)$$

5.2.2 Winch theory

O software Orcaflex modela o guincho com recurso a modos de controlo.

5.2.2.1 Análise estática - modelação

Na análise estática, o guincho é modelado utilizando um de dois modos de controlo. O primeiro consiste na especificação do comprimento inicial do guincho, $L_0^{guincho}$, e o segundo na especificação da força instalada, $F_{guincho}$. Em função do modo de controlo seleccionado, o software Orcaflex utiliza 5.10 de modo a determinar a variável não especificada. O comprimento estático, $L_{estático}$, é calculado no final da análise estática e depende dos elementos ligados ao guincho.

$$F_{guincho} = EA \frac{(L_{estático} - L_0^{guincho})}{L_0^{guincho}}; \quad (5.10)$$

5.2.2.2 Análise dinâmica - modelação

Na análise dinâmica existem múltiplos modos de controlo. A presente dissertação apenas refere um dos diversos disponíveis.

O modo de controlo considerado consiste na especificação da força instalada. O software Orcaflex utiliza a Equação 5.10 de modo a ajustar o comprimento inicial do guincho em cada passo de cálculo e, efectivamente, aplicar a força requerida.

5.2.3 Environment Theory

5.2.3.1 Corrente

O software Orcaflex modela a corrente com recurso à especificação da sua intensidade e direcção a diferentes profundidades. Entre profundidades definidas, o presente modelo de

cálculo interpola linearmente ou exponencialmente ambas as variáveis. Níveis de água acima da superfície livre têm-lhes associados os valores de intensidade e direcção correspondentes à superfície livre.

Desta forma, a informação disponibilizada pelo utilizador permite ao software criar o perfil 3D vertical da corrente e aplicá-lo aos diversos elementos constituintes da simulação.

5.2.3.2 Fundo marinho

O software Orcaflex modela o contacto entre o fundo marinho e a linha através da reacção mobilizada composta por duas componentes, uma perpendicular e uma tangencial ao plano de desenvolvimento do fundo marinho.

O cálculo das componentes mencionadas é função dos modelos adoptados e de seguida são apresentados os modelos Elástico e de Coulomb Modificado utilizados no presente trabalho.

O Modelo Elástico modela a direcção perpendicular com recurso a uma mola elástica linear contínua cuja rigidez, K_n , é a rigidez normal do fundo marinho. A reacção normal mobilizada, F_n , é dada de acordo com 5.11 e é função da rigidez da mola, da penetração da linha, p , e da área de contacto, A_c . Por defeito, a área de contacto é igual à área exterior da linha.

É importante referir que a penetração da linha é determinada através da sua superfície exterior.

$$F_n = K_n p A_c; \quad (5.11)$$

A direcção tangencial é modelada com recurso a um modelo de atrito simples, Modelo de Coulomb Modificado. A reacção tangencial mobilizada, F_t , é dada de acordo com 5.12 e depende do coeficiente de atrito, μ , e da reacção normal mobilizada, F_n .

$$F_t = F_n \mu; \quad (5.12)$$

A transição entre $-F_t$ e F_t é linear entre os deslocamentos tangenciais críticos e modelada sem qualquer descontinuidade de acordo com a Figura 5.5.

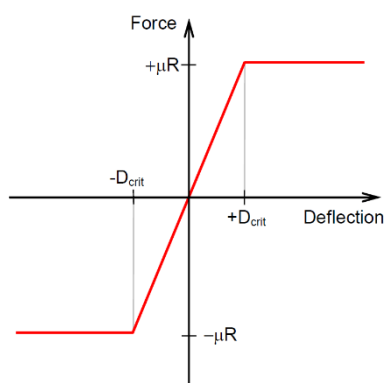


Figura 5.5 - Modelo de Coulomb Modificado (Orcina.)

Os deslocamentos tangenciais críticos são definidos pela Equação 5.13 e são função da reacção tangencial, da rigidez tangencial, K_t , e da área de contacto. Note-se que o conceito de deslocamento tangencial crítico é introduzido pelo Modelo de Coulomb Modificado de modo a evitar descontinuidades na transição entre $-F_t$ e F_t .

$$\pm D_{crit} = \pm \frac{F_t}{K_t A_c}; \quad (5.13)$$

5.2.3.3 Agitação marítima

O software Orcaflex modela a agitação marítima com recurso a trens de ondas regulares ou irregulares.

As ondas regulares disponibilizadas pelo presente modelo de cálculo podem ser lineares ou não lineares. Caso sejam lineares, o software disponibiliza a Airy Wave cuja teoria se baseia na Teoria Linear das Ondas e reproduz ondas de baixa amplitude em águas profundas. Caso a situação marítima que se pretende simular não possa ser reproduzida pela Teoria Linear das Ondas, o software Orcaflex disponibiliza três teorias não lineares: Dean Stream Function, Stokes 5th e Cnoidal.

A escolha da teoria não linear a utilizar é função do número de Ursell, U , dado de acordo com 5.14. O número de Ursell é função da altura de onda, H , do comprimento de onda, L_{onda} , e da profundidade média, d . O presente modelo de cálculo recomenda a utilização da teoria Stokes 5th para números de Ursell muito inferiores a 40 e da teoria Cnoidal para números de Ursell muito superiores a 40. No entanto, a teoria Dean Stream Function tem um vasto campo de aplicação e ajusta-se igualmente bem a baixos e altos números de Ursell, sendo por tal a teoria adoptada neste trabalho.

$$U = \frac{HL_{onda}^2}{d^3}; \quad (5.14)$$

As ondas irregulares disponibilizadas pelo software Orcaflex são representadas com recurso a espectros de frequência: Jonswapp, Pierson – Moskowitz, Ochi – Hubble, Torsethaugen e Gaussian Swell. A irregularidade característica dos espectros referidos é gerada através da sobreposição de várias componentes lineares, Airy Wave.

De seguida é apresentada a teoria Dean Stream Function utilizada na presente dissertação.

A teoria Dean Stream Function aborda a onda com recurso ao conceito de potencial de velocidade. O potencial de velocidade é o campo vectorial, $\varphi(x, z)$, cujas derivadas parciais são as velocidades da partícula de fluído dadas pela Equação 5.15.

$$\frac{d\varphi}{dx} = u; \quad \frac{d\varphi}{dz} = v; \quad (5.15)$$

A presente teoria é desenvolvida adaptando o conceito de potencial de velocidade e criando a Função Stream, $\Psi(x, z)$, definida de acordo com 5.16.

$$\frac{d\Psi}{dx} = -v; \quad \frac{d\Psi}{dz} = u; \quad (5.16)$$

A determinação da Função Stream é um problema complexo e que consiste em encontrar uma função que respeite simultaneamente as seguintes condições.

- 1) Equação de Laplace $\frac{d^2\Psi}{dx^2} + \frac{d^2\Psi}{dz^2} = 0$, considerando o escoamento irrotacional.
- 2) Nula no fundo marinho $\Psi(x, 0) = 0$.

- 3) Constante na superfície livre $\Psi(x, \eta(x)) = Q$, sendo $\eta(x)$ a posição da superfície livre.
- 4) Equação de Bernoulli $0,5 \left[\left(\frac{d\Psi}{dx} \right)^2 + \left(\frac{d\Psi}{dz} \right)^2 \right] + \eta = R$, sendo R uma constante.

As condições (1) e (2) são verificadas com recurso a equações do tipo 5.17.

$$\Psi(x, z) = B_0 z + \sum_{i=1}^N B_i \left[\frac{\sinh(ikz)}{\cosh(ik)} \right] \cos(ikx); \quad (5.17)$$

A Função Stream depende do número de onda, k , dos coeficientes B_i e da sua ordem, N .

O número de onda e os coeficientes B_i são determinados de modo a se satisfazerem as condições 3) e 4) (Orcina.). As variáveis referidas são ajustadas em cada passo de cálculo de modo a se obterem os valores de altura de onda, período e profundidade especificados pelo utilizador.

É importante referir que o processo descrito implica um grande esforço computacional e que a presente teoria apenas deve ser adoptada quando a Teoria Linear das Ondas não é aplicável.

5.2.4 Procedimento de cálculo

5.2.4.1 Análise estática

O procedimento de cálculo do software Orcaflex é desenvolvido com base nas análises estática e dinâmica da situação marítima proposta e qualquer simulação tem como ponto de partida a primeira.

No início da simulação, o presente modelo de cálculo analisa estaticamente a situação marítima a simular de modo a determinar a sua configuração de equilíbrio estático sob as acções da gravidade, flutuabilidade e restantes acções estáticas passíveis de serem incluídas ou excluídas. A configuração de equilíbrio estático é simultaneamente a configuração inicial da análise dinâmica.

O equilíbrio estático é determinado de acordo com a seguinte sequência.

- A primeira extremidade da linha é posicionada de acordo com a informação fornecida (“fixed”, “free” ou “anchored”).
- A segunda extremidade da linha é posicionada de acordo com a informação fornecida.
- O carregamento em cada corpo livre (nó) é de seguida determinado e novas posições são aferidas de modo a anular o somatório das forças e momentos actuantes, caso o sistema seja livre/móvel. Na eventualidade do sistema ser fixo ou ter alguma rigidez, o somatório dos momentos e forças actuantes não é anulado e em seu lugar são aferidas reacções que equilibram o diferencial.

A análise estática da linha coincide com a sequência apresentada e a mesma é executada em dois passos. O primeiro calcula a configuração da linha de acordo com o método especificado e a presente dissertação recorre ao Método da Catenária, método utilizado por omissão e que se sabe produzir bons resultados. O primeiro passo é o ponto de partida para o segundo e raramente consegue aferir a verdadeira configuração de equilíbrio estático.

O segundo passo é denominado Full Statics e itera a configuração determinada de modo a calcular a verdadeira configuração de equilíbrio estático. Refira-se que em rigor, caso o segundo passo esteja activo, o método utilizado no primeiro apenas influencia o esforço computacional despendido, na medida em que a configuração final não se altera.

O Método da Catenária é o método utilizado por defeito e despreza as propriedades de flexão e torção da linha. O cálculo da configuração de equilíbrio estático é elaborado sob as acções da gravidade, flutuabilidade, arrasto e atrito.

A Full Statics retoma a análise estática e itera a configuração determinada, incluindo as propriedades de flexão e torção, de modo a aferir a verdadeira configuração de equilíbrio.

A análise estática influencia fortemente a análise dinâmica. Para além da configuração de equilíbrio estático ser simultaneamente a configuração inicial da análise dinâmica, devem ser ponderadas a consideração da Full Statics e as condições a impor às extremidades da linha. Caso a Full Statics não seja considerada, o início da análise dinâmica poderá sofrer um choque computacional na medida em que as propriedades de flexão e torção, incluídas na análise dinâmica, geram uma situação instável devido à sua contabilização instantânea. Por outro lado, a definição das condições a impor às extremidades da linha é um problema complexo e deve ser analisado caso a caso.

A título ilustrativo apresenta-se um exemplo no qual a definição das condições de fronteira não é imediata e se mal considerada introduz efeitos negativos na análise dinâmica.

Considere-se uma linha orientada a 60° no plano horizontal, fixa na primeira extremidade a um navio e na segunda a um ponto do espaço. A análise estática da presente situação origina o aparecimento de uma força axial na medida em que o ponto onde a segunda extremidade é fixa dista do navio uma distância superior ao comprimento da linha. No início da análise dinâmica, a segunda extremidade é libertada pois não existe nenhuma ligação/elemento no ponto ao qual estava fixa. Em função da força axial instalada, a segunda extremidade move-se repentinamente no sentido do navio introduzindo um efeito oscilatório em termos de força axial que afecta toda a análise dinâmica e consequentes resultados.

De acordo com o apresentado é necessário considerar caso a caso o equilíbrio estático da situação a analisar e a sua manutenção aquando da transição entre análises. É importante referir que a solução da situação acima pode não envolver a libertação da segunda extremidade na medida em que o software Orcaflex instabiliza facilmente em situações onde as extremidades da linha são livres. Provavelmente, a solução envolve a redução da distância entre o navio e o ponto onde a segunda extremidade é fixa de modo a anular a força axial instalada.

5.2.4.2 Análise dinâmica

O software Orcaflex permite analisar dinamicamente a situação marítima de interesse nos domínios da frequência ou do tempo. A análise no domínio da frequência é uma análise linear e não é apresentada na presente dissertação.

A análise no domínio do tempo é não linear. A massa, rigidez, carregamento entre outras variáveis são reavaliadas em cada passo de cálculo tendo em conta as alterações geométricas instantâneas do sistema de interesse.

A análise não linear é desenvolvida com base em um dos esquemas de integração explícito ou implícito disponibilizados no presente modelo de cálculo. Ambos os esquemas de integração resolvem a equação do movimento, Equação 5.18, com base em algoritmos numéricos temporais e utilizam a configuração de equilíbrio estático como ponto de partida.

$$\mathbf{M}(\mathbf{p}; \mathbf{a}) + \mathbf{C}(\mathbf{p}; \mathbf{v}) + \mathbf{K}(\mathbf{p}) = \mathbf{F}(\mathbf{p}; \mathbf{v}; \mathbf{a}); \quad (5.18)$$

A equação do movimento é função dos carregamentos de inércia, $M(p; a)$, amortecimento, $C(p; v)$, rigidez, $K(p)$, e exterior, $F(p; v; t)$. Cada carregamento é por sua vez função da posição, p , velocidade, v , aceleração, a , e tempo, t . Ambos os esquemas de integração iteram a posição dos diversos elementos do sistema de modo a validar a equação do movimento.

O esquema de integração utilizado na presente dissertação é o esquema recomendado por omissão, esquema de integração implícito.

Definida a configuração de equilíbrio estático, o presente esquema de integração determina as forças e momentos actuantes em cada corpo livre e nó de acordo com as respectivas teorias apresentadas.

Conhecido o carregamento actuante, o esquema de integração implícito resolve a equação do movimento no instante final de cada passo de cálculo. Sendo as variáveis posição, velocidade e aceleração de cada corpo livre e nó desconhecidas no instante final de cada passo de cálculo, a equação do movimento é resolvida com recurso a um método iterativo (Orcina.). Note-se que as variáveis referidas apenas são conhecidas no instante inicial de cada passo de cálculo.

5.3 The Theory of Pure Bending

A empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A tem afundado inúmeras conduitas submarinas com recurso ao método de instalação por imersão progressiva e avaliado a força de tracção necessária através dos modelos de cálculo The Theory of Pure Bending e Chain Link Theory.

Os modelos mencionados permitem determinar a força de tracção necessária à instalação de conduitas submarinas e a sua utilização é complementar. O critério 5.19 define o campo de aplicação de cada modelo de cálculo e é função da rigidez de flexão da conduta, EI , da força de tracção aplicada, F_t , e da profundidade média, d .

$$EI \leq F_t d^2; \quad (5.19)$$

Considerem-se as equações 5.20, 5.21 e 5.22 função dos diâmetros exterior, \varnothing_{ext} , e interior, \varnothing_{int} , da conduta.

$$I = \frac{\pi}{64} * (\varnothing_{ext}^4 - \varnothing_{int}^4); \quad (5.20)$$

$$\phi_{int} = \phi_{ext} - 2 \times t; \quad (5.21)$$

$$SDR = \frac{\phi_{ext}}{t}; \quad (5.22)$$

Substituindo as referidas equações em 5.19 é possível determinar a profundidade média limite, d_{lim} , segundo 5.23. A profundidade média limite estipula a fronteira de aplicação entre os modelos de cálculo mencionados. De modo a adimensionalizar a fronteira de aplicação, considere-se o parâmetro de profundidade, α , escrito de acordo com 5.24. Substituindo 5.24 em 5.23 é possível definir o parâmetro de profundidade crítico, α_{crit} , segundo 5.25.

$$d_{lim}^2 = \frac{E \pi}{F_t 64} \phi_{ext}^4 \left(1 - \left(1 - \frac{2}{SDR} \right)^4 \right); \quad (5.23)$$

$$\alpha = \frac{d}{\phi_{ext}}; \quad (5.24)$$

$$\alpha_{crit} = \phi_{ext} \sqrt{\frac{E \pi}{F_t 64} \left(1 - \left(1 - \frac{2}{SDR} \right)^4 \right)}; \quad (5.25)$$

Caso o parâmetro de profundidade da instalação, dado de acordo com 5.24, seja inferior ao parâmetro de profundidade crítico, o afundamento desenvolve-se em águas costeiras e o modelo de cálculo válido é The Theory of Pure Bending. Caso o parâmetro de profundidade da instalação seja superior ao parâmetro de profundidade crítico, o afundamento desenvolve-se em águas profundas e o modelo de cálculo válido é Chain Link Theory.

É importante referir que a denominação de instalação em águas costeiras ou profundas é devida à comparação da profundidade de instalação com a profundidade crítica, o que resulta igual à comparação do parâmetro de profundidade da instalação com o parâmetro de profundidade crítico. A presente denominação não tem nenhuma relação com a denominação de águas costeiras e profundas aferida através da Teoria Linear das Ondas e pretende unicamente classificar o tipo de instalação.

Considere-se a Figura 5.6 a partir da qual é deduzido o modelo The Theory of Pure Bending. A configuração da conduta é função da profundidade média, d , da força de tracção aplicada, F_t , dos carregamentos à superfície e ao fundo, P_{b2} e q respectivamente, e do factor de pressão interna, χ^d .

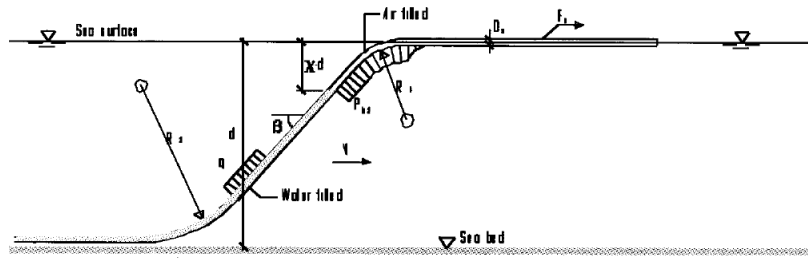


Figura 5.6 - Esquema de afundamento do modelo The Theory of Pure Bending (Grann-Meyer, E. 2005.)

O factor de pressão interna estabelece a relação entre a pressão interna da conduta e a profundidade média de instalação de acordo com 5.26. A presente variável controla as resultantes dos carregamentos à superfície e ao fundo.

$$\chi^d = \frac{P_{int}}{d}; \quad (5.26)$$

Os carregamentos à superfície e ao fundo resultam da combinação das massas e flutuabilidades lineares da conduta e blocos de lastro considerando ar e água do mar no interior da conduta, respectivamente. A resultante do carregamento à superfície, P_{b2} , tem sentido ascendente devido ao ar no interior da conduta. A resultante do carregamento ao fundo, q , tem sentido descendente devido à água do mar no interior da conduta.

É importante referir que a diferença entre as resultantes mencionadas controla a velocidade de afundamento e deve ser mantida próxima de 0 de modo a evitar efeitos dinâmicos durante a instalação da conduta submarina.

Massas lineares

Conduta
$$P_{L \text{ conduta}} = \rho_{PEAD} \left(\frac{\pi \phi_{ext}^2}{4} - \frac{\pi \phi_{int}^2}{4} \right); \quad (5.27)$$

Blocos de lastro
$$P_{L \text{ blocos de lastro}} = \frac{\rho_{\text{Betão}} V_{\text{Blocos de lastro}}}{l}; \quad (5.28)$$

Água do mar no interior da conduta
$$P_{L \text{ água do mar}} = \rho_{\text{água do mar}} \frac{\pi \phi_{int}^2}{4}; \quad (5.29)$$

Flutuabilidades lineares

Conduta
$$F_{L \text{ conduta}} = \rho_{\text{água do mar}} \frac{\pi \phi_{ext}^2}{4}; \quad (5.30)$$

Blocos de lastro
$$F_{L \text{ blocos de lastro}} = \frac{\rho_{\text{água do mar}} V_{\text{Blocos de lastro}}}{l}; \quad (5.31)$$

Considerando a velocidade de instalação constante, a força de atrito à superfície nula, os raios de curvatura à superfície e ao fundo constantes, R_1 e R_2 , e o declive da instalação constante, β ,

é possível desenvolver o modelo The Theory of Pure Bending com recurso ao equilíbrio estático do sistema de forças presentes na Figura 5.6.

O presente modelo de cálculo considera a força de tracção necessária ao afundamento nula, a partir do qual determina os raios de curvatura à superfície e ao fundo. Note-se que a presente consideração coincide com a instalação em águas costeiras onde são típicas baixas profundidades médias e curvaturas de flexão, tal como apresentado no Capítulo 2. Os raios de curvatura determinados são comparados com o raio de curvatura limite de modo a verificar a possibilidade de se instalar a conduta sem a aplicação da força de tracção.

Caso o raio de curvatura à superfície ou ao fundo seja inferior ao raio de curvatura limite, a conduta não pode ser instalada sem força de tracção e a sua determinação implica a aplicação do modelo Chain Link Theory fora do seu limite de validade, o que constitui uma severa aproximação do presente modelo de cálculo.

5.3.1 Declive da instalação

O equilíbrio estático do sistema de forças presente na Figura 5.6 permite escrever o declive da instalação de acordo com 5.32. O declive da instalação é função da profundidade média, do raio de curvatura à superfície, R_1 , e da percentagem de carregamento efectivo submerso, β_0^1 .

$$\cos(\beta) = 1 - \frac{d}{R_1} \frac{\beta_0^1}{(1 + \beta_0^1)}; \quad (5.32)$$

De modo a compreender o conceito de percentagem de carregamento efectivo submerso, imagine-se uma conduta com ar no seu interior, a flutuar à superfície e cuja massa linear iguala o carregamento ao fundo. A percentagem de carregamento efectivo submerso é a altura da conduta submersa a dividir pela altura total da conduta. A presente variável é uma medida adimensional do carregamento imposto por intermédio dos blocos de lastro.

Substituindo 5.24 e 5.33 em 5.32 deduz-se 5.34.

$$R_1 = \alpha_b \vartheta_{ext}; \quad (5.33)$$

$$\cos(\beta) = 1 - \frac{\alpha}{\alpha_b} \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{\beta_0^1}\right)}; \quad (5.34)$$

5.3.2 Raio de curvatura à superfície

O equilíbrio estático do sistema de forças utilizado na dedução do declive da instalação permite também escrever o raio de curvatura à superfície de acordo com 5.35. O raio de curvatura à superfície [mm] é função do diâmetro exterior [mm], do módulo de Young [MPa] e do SDR [-] da conduta, da profundidade média [m], do factor de pressão interna [-] e da percentagem de carregamento efectivo submerso [-].

$$R_1 = 2,75\phi_{ext} \sqrt{\frac{E}{d} \sqrt{\left(1 - \left(1 - \frac{2}{SDR}\right)^4\right)} \sqrt{\frac{1}{\chi^d(1 - \beta_0^1)}}}; \quad (5.35)$$

O aumento da profundidade média reduz o raio de curvatura à superfície e conduz a instalação em águas costeiras até ao limite de validade do presente modelo de cálculo.

5.3.3 Raio de curvatura ao fundo

O equilíbrio estático do sistema de forças presente na Figura 5.6 permite ainda determinar o raio de curvatura ao fundo, 5.36.

$$R_2 = R_1 \frac{(1 - \beta_0^1)}{\beta_0^1}; \quad (5.36)$$

Caso a percentagem de carregamento efectivo submerso esteja compreendida entre 0 - 0,5, o raio de curvatura crítico é o raio de curvatura à superfície, caso contrário o raio de curvatura crítico é o raio de curvatura ao fundo.

5.4 Chain Link Theory

O modelo de cálculo Chain Link Theory é utilizado caso o parâmetro de profundidade da instalação seja superior ao parâmetro de profundidade crítico, o que valida o critério 5.19 e permite escrever a força de tracção limite de acordo com 5.37.

$$F_t^{lim} = \frac{E}{\alpha^2} \frac{\pi}{64} \phi_{ext}^2 \left(1 - \left(1 - \frac{2}{SDR}\right)^4\right); \quad (5.37)$$

Caso a força de tracção aplicada seja superior à força de tracção limite, Chain Link Theory é válido.

O presente modelo de cálculo despreza a rigidez de flexão da conduta e assume a Teoria da Catenária apresentada no Capítulo 3. Note-se que a assumpção mencionada coincide com a instalação em águas profundas, onde o critério 5.19 é válido e a rigidez de flexão é inferior ao produto $F_s d^2$.

Considere-se a configuração dada em 3.32 e particularize-se a mesma para as regiões superior e inferior da conduta suspensa, 5.38 e 5.39. Refira-se que as regiões mencionadas coincidem no Capítulo 5 com as regiões dos carregamentos à superfície e ao fundo, respectivamente.

Os raios de curvatura ao longo da conduta suspensa; R_1^x e R_2^x , são dados de acordo com 3.35 e particularizados segundo 5.40 e 5.41.

$$y_1(x) = \frac{F_t}{P_{b2}} \cosh\left(\frac{P_{b2}}{F_s} x\right) - \frac{F_t}{P_{b2}}; \quad (5.38)$$

$$y_2(x) = \frac{F_t}{q} \cosh\left(\frac{q}{F_s} x\right) - \frac{F_t}{q}; \quad (5.39)$$

$$R_1^x = \frac{F_t}{P_{b2}} \cosh\left(\frac{P_{b2}}{F_t} x\right)^2; \quad (5.40)$$

$$R_2^x = \frac{F_t}{q} \cosh\left(\frac{q}{F_t} x\right)^2; \quad (5.41)$$

De modo a calcular a força de tracção necessária ao afundamento, determinam-se os menores raios de curvatura das regiões superior e inferior, R_1 e R_2 , com recurso ao estudo da função $\cosh(x)$.

Para o argumento nulo a referida função é mínima e unitária, sendo os raios de curvatura críticos à superfície e ao fundo, R_1 e R_2 , dados de acordo com 5.42 e 5.43.

$$R_1 = \frac{F_t}{P_{b2}}; \quad (5.42)$$

$$R_2 = \frac{F_t}{q}; \quad (5.43)$$

Os raios de curvatura determinados são comparados com o raio de curvatura limite de modo a calcular a força de tracção necessária. Tal como no método de cálculo The Theory of Pure Bending, caso a percentagem de carregamento efectivo submerso esteja compreendida entre 0 e 0,5 o raio de curvatura crítico é o raio de curvatura à superfície, caso contrário o raio de curvatura crítico é o raio de curvatura ao fundo. É importante referir que a avaliação da percentagem de carregamento efectivo submerso é igual à comparação dos carregamentos à superfície e ao fundo, cuja diferença resulta da disposição dos blocos de lastro.

Os modelos analíticos The Theory of Pure Bending e Chain Link Theory são modelos estáticos na medida em que não consideram grandezas dinâmicas como são a ondulação, a corrente ou o vento. É expectável que a avaliação da força de tracção necessária ao afundamento com recurso aos modelos de cálculo referidos seja uma aproximação mais grosseira da realidade. O Capítulo 7 é dedicado à aplicação dos três modelos de cálculo apresentados, tendo em conta que apenas o software Orcaflex permite associar grandezas dinâmicas à situação marítima intrinsecamente dinâmica.

5.5 Raio de curvatura limite

A dedução do raio de curvatura limite considera exclusivamente a flexão longitudinal da estrutura e a distribuição de deformações axiais ao longo da secção transversal é dada de acordo com a

Equação 3.3. Relembre-se que a máxima deformação axial ocorre nas fibras longitudinais extremas onde y iguala $\frac{\phi_{ext}}{2}$.

A deformação radial crítica associada ao esmagamento da secção transversal, ϵ_{crit}^{radial} , é determinada empiricamente e dada de acordo com 5.44. A deformação radial é a deformação referente ao plano transversal da conduita.

$$\epsilon_{crit}^{radial} = 0,28 \left(\frac{t}{\phi_{ext} - t} \right); \quad (5.44)$$

A deformação axial crítica associada à instabilidade da estrutura, ϵ_{crit}^{axial} , é dada de acordo com 5.45.

$$\epsilon_{crit}^{axial} = \frac{\epsilon_{crit}^{radial}}{\nu}; \quad (5.45)$$

O raio de curvatura limite, 5.46, é deduzido substituindo 5.45 em 3.3.

$$R_{lim} = \phi_{ext} \left(\frac{\nu(SDR - 1)}{0,56} \right); \quad (5.46)$$

O raio de curvatura limite, 5.46, considera exclusivamente a flexão longitudinal da estrutura e tem-lhe associado um factor de segurança unitário. Na prática e como mencionado na presente dissertação, a estrutura é solicitada à flexão, tracção e pressão hidrostática, pelo que é usual considerar um factor de segurança igual a 1,5.

$$R_{lim}^{F.S=1,5} = 1,5 \phi_{ext} \left(\frac{\nu(SDR - 1)}{0,56} \right); \quad (5.47)$$

Capítulo 6. Caso de estudo - Emissário Submarino de Raoued - Tunis

6.1 Introdução

A presente dissertação foi desenvolvida em parceria com a empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A e estuda a imersão de conduas submarinas nas suas vertentes teórica e práctica. O estudo práctico resulta no cálculo da força de tracção necessária à instalação dos primeiros 1091m de comprimento do Emissário Submarino de Raoued – Tunis.

A Etermar - Engenharia e Construção. S.A tem empregue, em projectos de construção de emissários submarinos e de aduções de água, os modelos de cálculo Chain Link Theory e The Theory of Pure Bending de modo a avaliar a força de tracção necessária à manobra de imersão da condua. No entanto, a comparação entre os valores utilizados e os valores provenientes dos referidos modelos permitiu à empresa constatar que os modelos analíticos providenciam estimativas grosseiras e bastante conservadoras, sobretudo quando a instalação é realizada em águas costeiras onde tipicamente a Etermar opera.

O modelo de elementos finitos Orcaflex foi recentemente adquirido de modo a melhorar o cálculo realizado com os modelos analíticos e a considerar explicitamente as grandezas dinâmicas de interesse à determinação da força de tracção (corrente, ondulação e vento). Como tal, o trabalho desenvolvido constitui uma avaliação do software e compara os valores com os dos modelos Chain Link Theory e The Theory of Pure Bending.

O presente capítulo apresenta as grandezas físicas de interesse à utilização dos modelos de cálculo e define os cenários de instalação a considerar.

Relembre-se que somente o software Orcaflex considera explicitamente o carácter dinâmico da operação em causa.

6.2 Emissário Submarino de Raoued - Tunis

O Emissário Submarino de Raoued – Tunis é um dos diversos projectos de construção a serem realizados pela Etermar – Engenharia e Construção, S.A e o foco do trabalho desenvolvido.

Os emissários submarinos são estruturas hidráulicas que aproveitam a capacidade auto depuradora do meio marinho de modo a promover o tratamento de águas residuais.

O emissário submarino é um dos diversos tipos de conduatas submarinas e é geralmente fabricado em PEAD (Polietileno de Alta Densidade) ou aço.

A descarga de águas residuais em ambiente marinho pode ser pontual ou linear. Caso seja pontual, todo o efluente é descarregado na extremidade mar do emissário submarino. Caso seja linear, situação corrente, o efluente é descarregado ao longo de um troço de conduta denominado difusor.

A conduta submarina pode ser simplesmente pousada sobre o fundo marinho ou instalada em vala e posteriormente aterrada de modo a se assegurar a sua estabilidade dinâmica às solicitações da corrente e ondulação.

O escoamento do efluente dá-se em pressão ao longo do emissário e a carga hidráulica necessária deve ter em consideração perdas de carga de dois tipos.

As perdas de carga lineares ocorrem ao longo do comprimento do emissário submarino e estão associadas ao diâmetro da conduta, à rugosidade absoluta e à viscosidade do fluído. A perda de carga unitária é correntemente determinada com recurso à formulação de *Colebrook-White*.

As perdas de carga singulares ocorrem localmente devido a alterações das condições do escoamento (acelerações e mudanças de direcção).

A carga hidráulica necessária é geralmente transmitida ao escoamento por intermédio de uma câmara de carga a montante do emissário submarino. A câmara de carga é uma estrutura similar a um reservatório de água.

O Emissário Submarino de Raoued – Tunis tem 6300m de comprimento. As águas residuais da cidade de Tunis serão pré tratadas e posteriormente descarregadas no mar por intermédio de um difusor de 250m.

A conduta submarina é fabricada em troços de aproximadamente 545m de comprimento posteriormente unidos de modo a perfazer o comprimento total de 6300m.

De acordo com o planeamento da empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A serão instalados sete troços de conduta cujos comprimentos estão compreendidos entre 232 - 1093m.

A presente dissertação determina a força de tracção necessária à instalação dos primeiros 1091m de comprimento do Emissário Submarino de Raoued – Tunis, primeiro afundamento. Note-se que não é avaliada a totalidade dos afundamentos previstos.

Os primeiros 1091m de comprimento do Emissário Submarino de Raoued – Tunis encontram-se entre os perfis 4655 e 5746, isto é, as extremidades terra e mar do referido troço encontram-se a 4655m e 5746m horizontais do início do emissário, respectivamente. O início do emissário é definido pela ligação entre a conduta e a câmara de carga.

6.2.1 Localização

O Emissário Submarino de Raoued – Tunis localizar-se-á em Raoued, uma vila na parte Norte da Tunísia e a 16,3km de Tunis.

O emissário terá início na praia de Raoued, onde será instalada a câmara de carga a 240m do mar, e será orientado a 64ºN.

Os primeiros 1091m de comprimento serão simplesmente pousados sobre o fundo marinho e encontrar-se-ão a 4415m da costa.

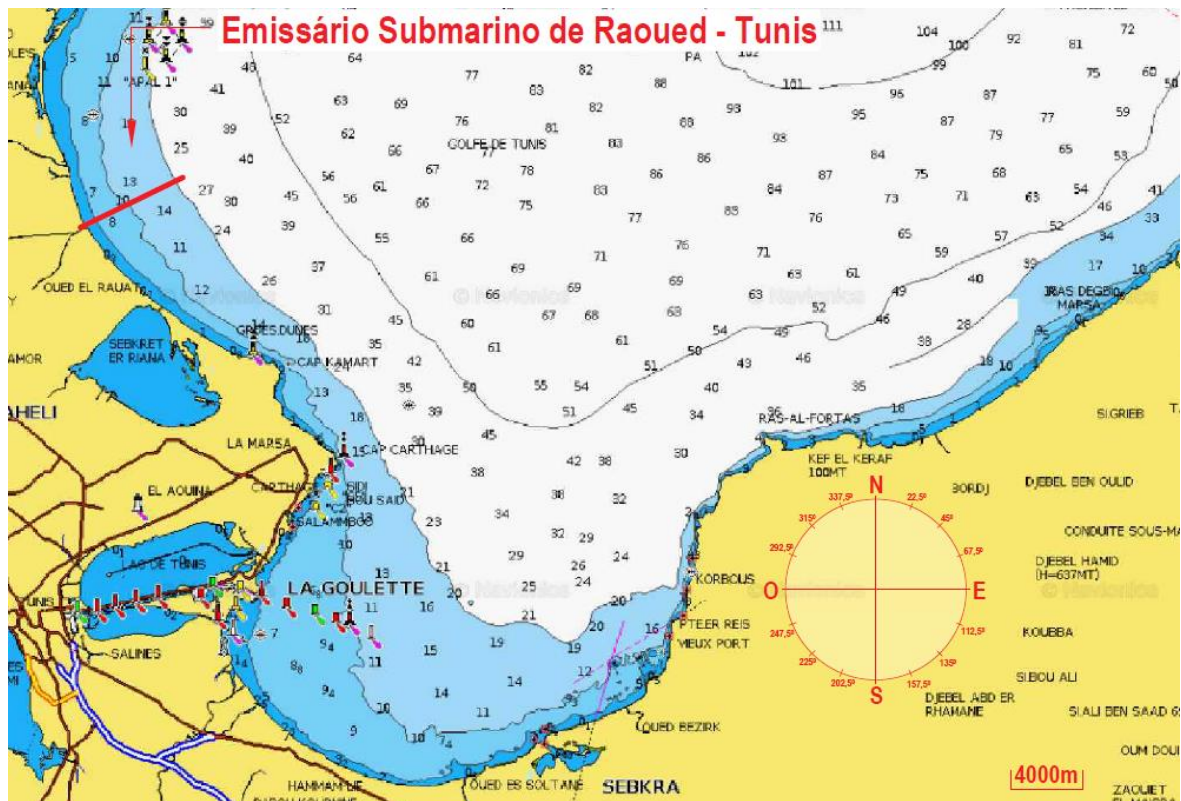


Figura 6.1 - Localização do Emissário Submarino de Raoued – Tunis – Vista Geral

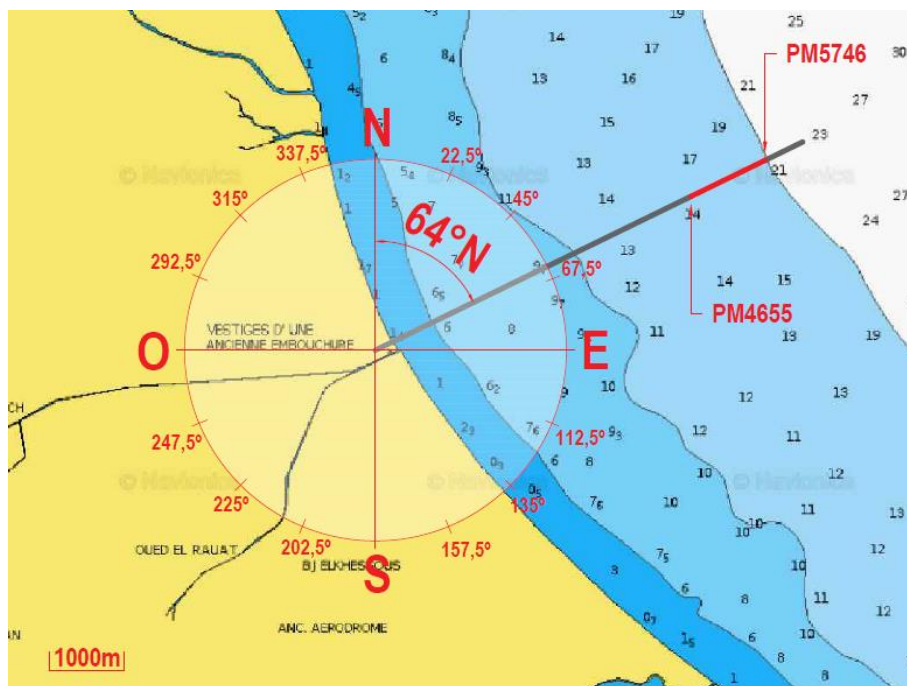


Figura 6.2 - Localização do Emissário Submarino de Raoued – Tunis – Vista Pormenorizada

6.2.2 Conduca submarina

As propriedades estruturais da conduca submarina foram determinadas, em fase de projecto, de modo a assegurar o escoamento do caudal pretendido. A Tabela 6.1 apresenta os dados de interesse à aplicação dos modelos de cálculo da força de tracção.

Parâmetro	Unidade	Troço em análise
Diâmetro Exterior, \varnothing_{ext}	mm	1600
SDR (Equação 5.22)	-	26
Espessura, t	mm	61,2
Diâmetro Interior, \varnothing_{int}	mm	1477,6
Massa Linear (Equação 5.27)	Kg/m	282,56
Flutuabilidade Linear (Equação 5.30)	Kg/m	2060,88
Comprimento	m	1091
Momento de Inércia, I (Equação 5.20)	m ⁴	0,088
Massa Volúmica, ρ_{PEAD}	Kg/m ³	950
Módulo de Young, E	MPa	1080
Coefficiente de Poisson, ν	-	0,5
Tensão de Cedência, σ_0	MPa	12
Velocidade de Afundamento	m/s	0,2

Tabela 6.1 – Parâmetros da conduta submarina

A velocidade de afundamento não é uma grandeza intrínseca da conduta submarina, mas um valor fixado pela empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A. A presente variável dita o aparecimento de forças dinâmicas durante a instalação do emissário submarino tal como discutido anteriormente, Capítulo 2.

O valor fixado para a velocidade de afundamento advém da experiência adquirida pela Etermar e conduz a um tempo total de instalação dos primeiros 1091m de comprimento do Emissário Submarino de Raoued – Tunis de sensivelmente 91 minutos.

6.2.3 Blocos de lastro

Os blocos de lastro são indispensáveis à instalação do emissário, Capítulo 2, e a sua geometria é ilustrada nas Figuras 6.3, 6.4 e 6.5.

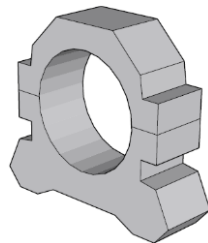


Figura 6.3 - Vista isométrica

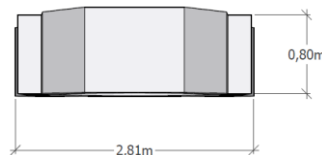


Figura 6.4 - Planta cotada

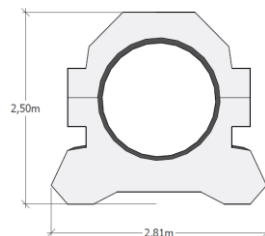


Figura 6.5 - Alçado frontal cotado

A Tabela 6.2 apresenta os dados de interesse à aplicação dos modelos de cálculo da força de tracção.

Parâmetro	Unidade	Troço em análise
-----------	---------	------------------

Massa Volúmica (Betão Armado)	Kg/m ³	2500
Volume, $V_{\text{Blocos de lastro}}$	m ³	2,49
Massa	Kg	6230
Espaçamento, l	m	5
Nº Total de Blocos de Lastro	-	216
Massa Linear (Equação 5.28)	Kg/m	1246
Flutuabilidade Linear (Equação 5.31)	Kg/m	510,86

Tabela 6.2 - Parâmetros dos blocos de lastro

6.2.4 Cabos de amarração – Sistema de ancoragem

Os cabos de amarração são parte integrante do sistema de ancoragem, Figura 6.6, e ligam a primeira extremidade da conduta aos blocos de betão, Capítulo 2.

A Tabela 6.3 apresenta as propriedades de interesse à aplicação dos modelos de cálculo.

Parâmetro	Unidade	Cabo 1	Cabo 2
Material	-	Aço	Aço
Diâmetro Exterior	mm	30	30
Comprimento	m	70,8	70,8
Orientação Relativa ao Emissário (Em Planta)	mm	+30	-30

Tabela 6.3 - Parâmetros dos cabos de amarração

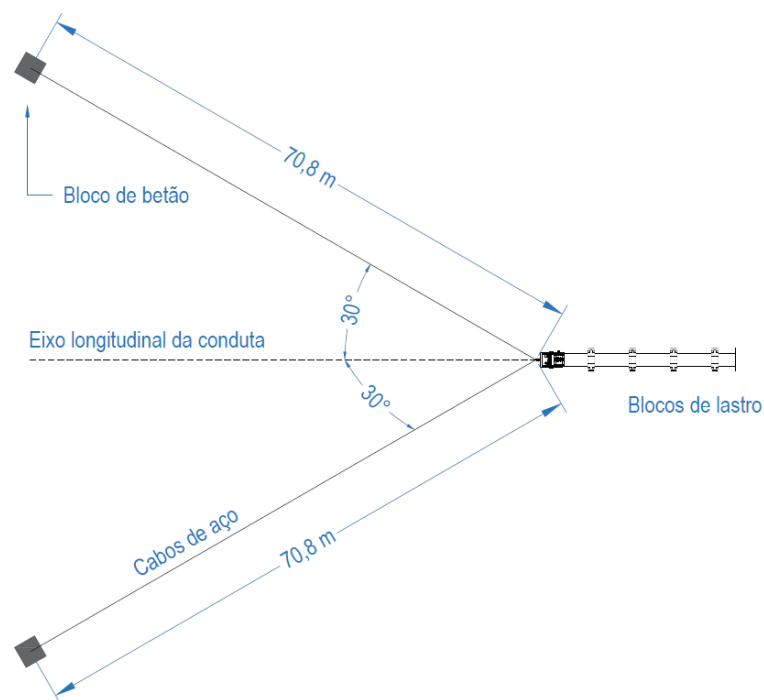


Figura 6.6 - Esquema em planta do sistema de ancoragem

6.2.5 Ambiente

As condições ambientais determinam a exequibilidade da operação marítima tal como discutido anteriormente. O presente subcapítulo é destinado à apresentação das variáveis de interesse, intensidade e direcção, associadas à ondulação, corrente e vento.

As variáveis de interesse foram determinadas em fase de projecto, estudo ambiental, com recurso a séries estatísticas e medições compreendidas entre 1970-1990 e 2009-2011, respectivamente.

6.2.5.1 Ondulação

De acordo com o planeamento da empresa Etermar – Engenharia e Construção, S.A, a instalação dos primeiros 1091m de comprimento do Emissário Submarino de Raoued – Tunis está prevista para o Verão de 2017. O estudo ambiental realizado com recurso a uma bóia ondógrafo, Figura 6.7, mediu para o período estival de 2011 a rosa das ondas ilustrada na Figura 6.8. A ondulação provém, maioritariamente, do sector Nordeste [22,5°N;67,5°N] e as alturas significativas de onda, H_s , estão compreendidas entre [0m;1m].

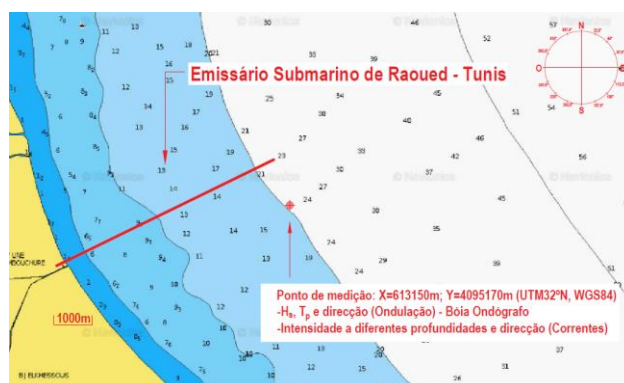


Figura 6.7 - Ponto de medição da ondulação e corrente

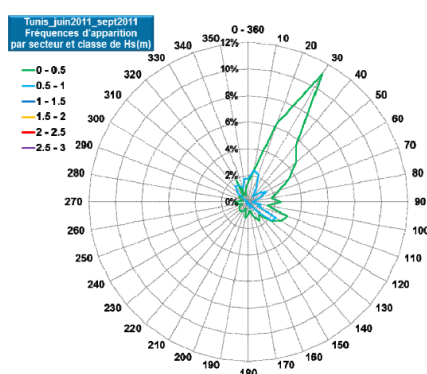


Figura 6.8 - Rosa das ondas, Verão 2011 (Serah Arteliah. 2014)

Os períodos de pico, T_p , medidos durante o Verão de 2010 estão compreendidos entre [1s;5s] e as respectivas frequências relativas são apresentadas na Figura 6.9.

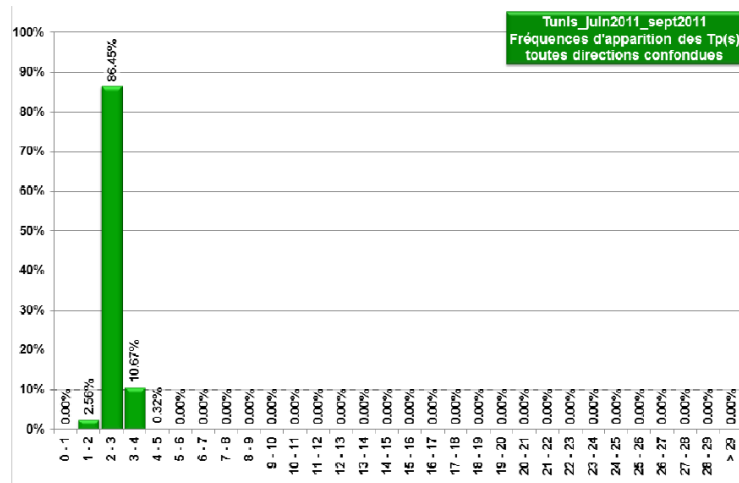


Figura 6.9 - Frequências relativas associadas aos períodos de pico, Verão 2010 (Serah Arteliah. 2014.)

A Tabela 6.4 apresenta os dados de interesse à aplicação dos modelos de cálculo da força de tracção.

Parâmetro	Unidade	Ondulação
Altura Significativa, H_s	m	0 - 1
Período de Pico, T_p	s	1 - 5
Rumo	°N	30
Rumo Relativo ao Emissário	°	34

Tabela 6.4 - Parâmetros da ondulação

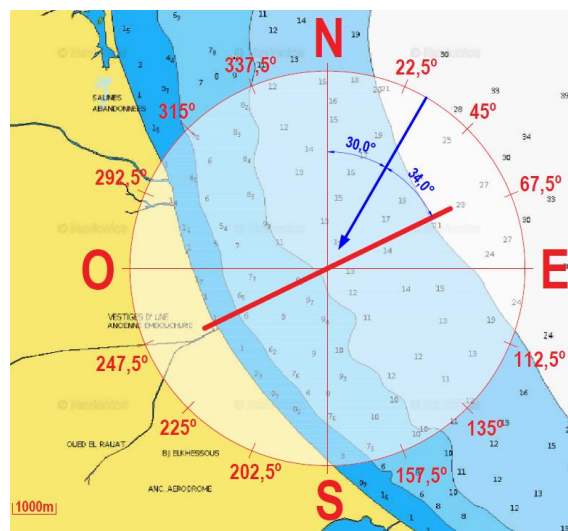


Figura 6.10 - Rumo da ondulação

6.2.5.2 Corrente

A entrada (maré a encher) e saída (maré a vazar) de água, proveniente do Oceano Atlântico, pelo Estreito de Gibraltar origina correntes ao longo da costa tunisina.

O estudo ambiental determinou para o período estival de 2011 as intensidades da corrente, as respectivas variações em profundidade e as suas direcções, Figura 6.7. As Figuras 6.11 e 6.12 apresentam as rosas das correntes às profundidades de -1m, -4m e -7m, -10m, -12m, -15m, -18m e -19m ao longo da costa Este. As máximas intensidades registadas à profundidade de -1m são superiores a 0,45m/s, no entanto a maioria dos registos é inferior a 0,3m/s. As intensidades da corrente decrescem em profundidade e a -19m a máxima intensidade é inferior a 0,25m/s.

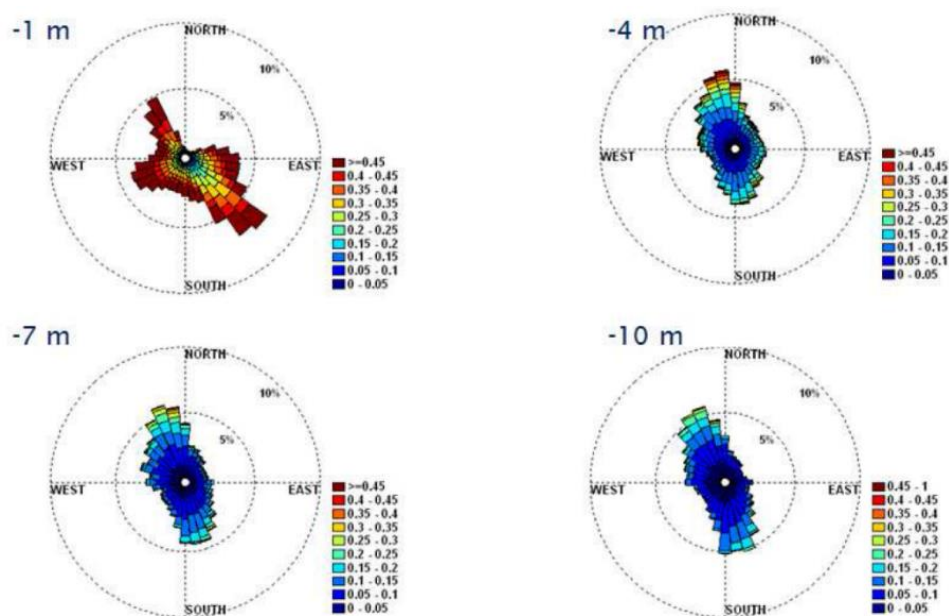


Figura 6.11 - Rosas das correntes às profundidades -1m, -4m, -7m e -10m, Verão 2011 (Serah Arteliah. 2014.)

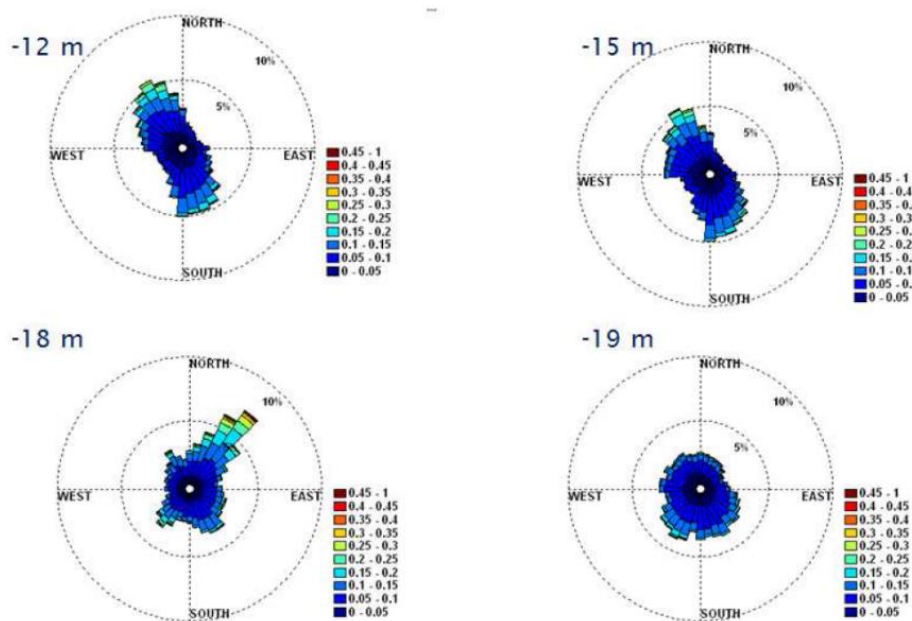


Figura 6.12 - Rosas das correntes às profundidades -12m, -15m, -18m e -19m, Verão 2011 (Serah Arteliah. 2014.)

A Tabela 6.5 apresenta os dados de interesse à aplicação dos modelos de cálculo da força de tracção.

Parâmetro	Unidade	Corrente
Intensidade (-1m)	m/s	0,5
Intensidade (-19m)	m/s	0,2
Direcção	°N	337,5 (maré a encher) e 157,5 (maré a vazar)
Direcção Relativa ao Emissário	°	86,5 (maré a vazar) e 266,4 (maré a encher)

Tabela 6.5 - Parâmetros da corrente

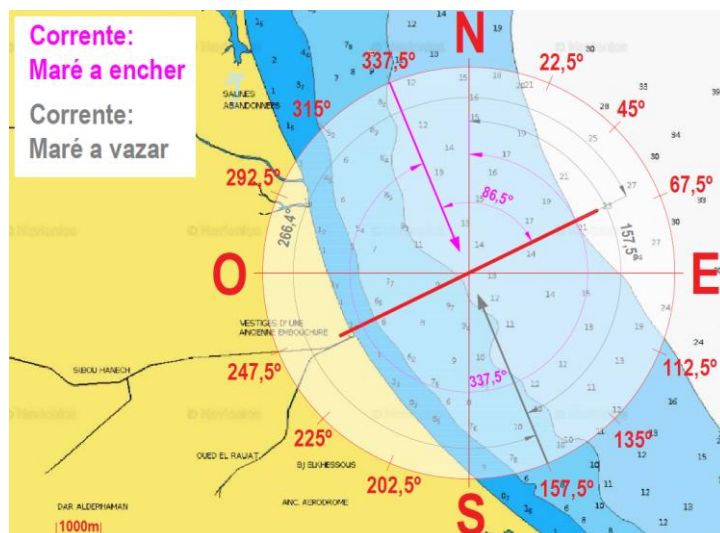


Figura 6.13 - Direcções da corrente

6.2.5.3 Vento

O estudo ambiental analisou os registos disponíveis (intensidade; rumo) obtidos com recurso a três estações meteorológicas, Figura 6.14, e compreendidos entre 1970–1990 e 2010–2011.

A rosa dos ventos, Figura 6.15, determinada para o período estival de 2011 permite concluir que não existe um rumo dominante mas uma tendência associada aos quadrantes superiores [270°N;90°N].

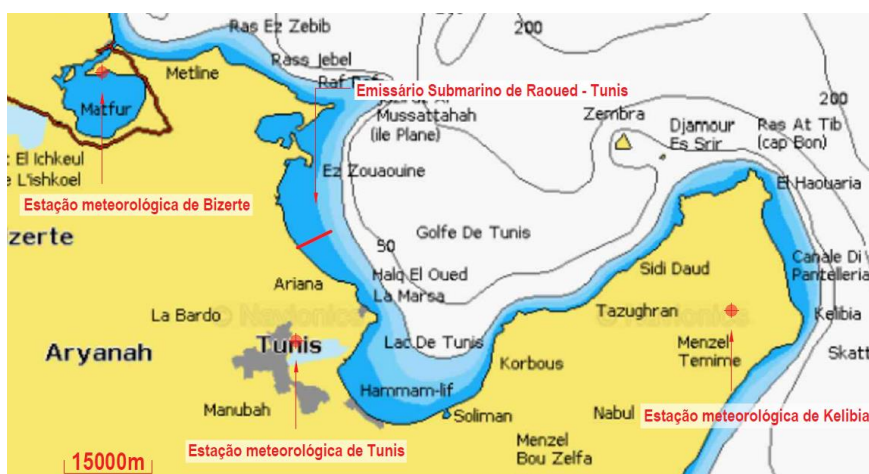


Figura 6.14 - Estações meteorológicas

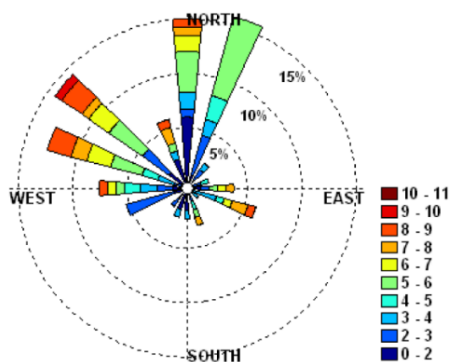


Figura 6.15 - Rosa dos ventos, Período Estival 2011 (Serah Arteliah. 2014.)

A Figura 6.16 apresenta as frequências relativas associadas aos registos compreendidos entre 1970-1990. A máxima intensidade registada é superior a 16m/s, no entanto 70% dos registos são inferiores a 5m/s.

A Tabela 6.6 apresenta os dados de interesse à aplicação dos modelos de cálculo.

Parâmetro	Unidade	Vento
Intensidade	m/s	1 – 7,5
Rumo	°N	0
Rumo Relativo ao Emissário	°	64

Tabela 6.6 - Parâmetros do vento

Direction		Vitesse du vent (m/s)				Total
		1-5 m/s	6-10 m/s	11-15 m/s	> 16m/s	
0°	N	3,1	1,4	0,0		4,5%
22,5°	NNE	2,7	1,1	0,0	0	3,9%
45°	NE	2,5	0,7	0,0		3,2%
67,5°	ENE	2,2	0,4			2,6%
90°	E	6,6	1,5	0,0	0	8,2%
112,5°	ESE	4,5	1,2	0,0		5,7%
135°	SE	3	0,6	0,0		3,6%
157,5°	SSE	2,2	0,3	0,0		2,5%
180°	S	4,3	0,2	0,0		4,5%
202,5°	SSW	3,2	0,1	0,0		3,3%
223°	SW	7,7	0,5	0,0		8,2%
255,5°	WSW	6,1	1,1	0,0		7,3%
270°	W	12	7,1	0,9	0	20%
292,5°	WNW	1,8	1,5	0,4	0	3,7%
315°	NW	3,8	3	0,3	0	7,2%
337,5°	NNW	2,4	1,2	0,1	0	3,8%
	Total	68,1	22	1,9	0,1	92,1%

Fréquences en % - 0.0 indique une fréquence non nulle < 0.05%

Figura 6.16 - Registos do vento (Serah Arteliah. 2014.)

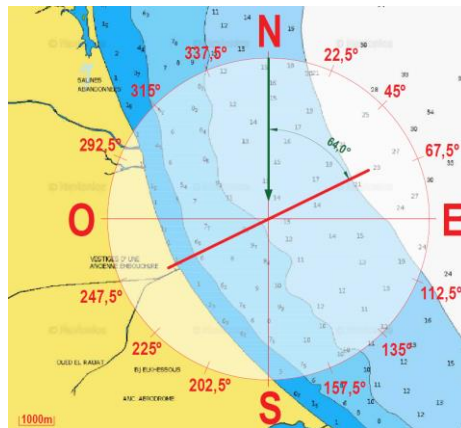


Figura 6.17 - Rumo do vento

6.2.5.4 Fundo marinho

A batimetria, ao longo da zona de instalação do emissário submarino, foi determinada com recurso a levantamentos batimétricos.

A amplitude da maré foi aferida de modo a calcular a profundidade de instalação, Equação 6.1.

$$\text{Profundidade Instalação} = |\text{Cota}_{\text{Fundo Marinho}} - \text{Cota}_{\text{Maré}}|; \quad (6.1)$$

Os dados de interesse à aplicação dos modelos de cálculo da força de tracção são apresentados na Tabela 6.7.

Parâmetro	Unidade	Fundo Marinho
Cota Natural do Terreno (N .G .T) – PM4655	m	-15,1
Cota Natural do Terreno (N .G .T) – PM5746	m	-18,4
Declive Médio	%	0,3
Cota da Maré Considerada (N.G.T)	m	0,8
Profundidade de Instalação – PM4655	m	15,9
Profundidade de Instalação – PM5746	m	19,2

Tabela 6.7 - Parâmetros do fundo marinho

O referencial altimétrico considerado é o N.G.T (Nivellement Général de la Tunisie)

6.3 Cenários de instalação

Os cenários de instalação são a base da comparação entre as avaliações estática (modelos analíticos) e dinâmica (modelo de elementos finitos). As grandezas dinâmicas fixadas (ondulação, corrente e vento) são somente utilizadas pelo software Orcaflex na medida em que os modelos analíticos são incapazes de considerar o carácter dinâmico da operação.

A avaliação das solicitações ambientais não considerou qualquer análise de extremos na medida em que o afundamento é uma operação de curta duração, 91 minutos, e existe a possibilidade de seleccionar a janela temporal da instalação, com recurso a previsões meteorológicas, de modo a evitar solicitações muito desfavoráveis.

Os cenários de instalação são apresentados na Tabela 6.8.

Grandeza	Parâmetro	Unidade	Cenário 1 - Estático	Cenário 2 - Dinâmico	Cenário 3 - Dinâmico
<u>Conduto</u>	Material	-	PEAD (Polietileno de Alta Densidade)		
	Diâmetro Exterior, \varnothing_{ext}	mm	1600		
	SDR	-	26		
	Densidade, ρ_{PEAD}	Kg/m ³	950		
	Comprimento	m	1091		
	Módulo de Young, E	MPa	1080		
	Coefficiente de Poisson, ν	-	0,5		
	Velocidade de Afundamento	m/s	0,2		
<u>Blocos de Lastro</u>	Material	-	Betão Armado		
	Volume, $V_{Blocos\ de\ lastro}$	m ³	2,49		
	Espaçamento, l	m	5		
<u>Cabos do Sistema de Ancoragem</u>	Material	-	Aço		
	Comprimento	m	70,8		
	Rumo Relativo ao Emissário	°	30° (Cabo 1) e -30° (Cabo2)		
<u>Ondulação</u>	Altura Significativa, H_s	m	0	0,5	1
	Período de Pico, T_p	s	0	4	
	Rumo	°N	-	30	
	Rumo Relativo ao Emissário	°	-	34	
<u>Corrente</u>	Intensidade	m/s	0	0,5	
	Direcção	°N	-	337,5	
	Direcção Relativa ao Emissário	°	-	86,5	

Grandeza	Parâmetro	Unidade	Cenário 1 - Estático	Cenário 2 - Dinâmico	Cenário 3 - Dinâmico
Vento	Intensidade – Constante em Profundidade	m/s	0	5,56	
	Rumo	°N	-	0	
	Rumo Relativo ao Emissário	°	-	64	
Fundo Marinho	Cota Natural do Terreno (N.G.T) – PM4655	m	-15,1		
	Cota Natural do Terreno (N.G.T) – PM5746	m	-18,4		
	Declive Médio	%	0,3		
	Cota da Maré Considerada (N.G.T)	m	0,8		
	Profundidade de Instalação – PM4655	m	15,9		
	Profundidade de Instalação – PM5746	m	19,2		

Tabela 6.8 - Cenários de instalação

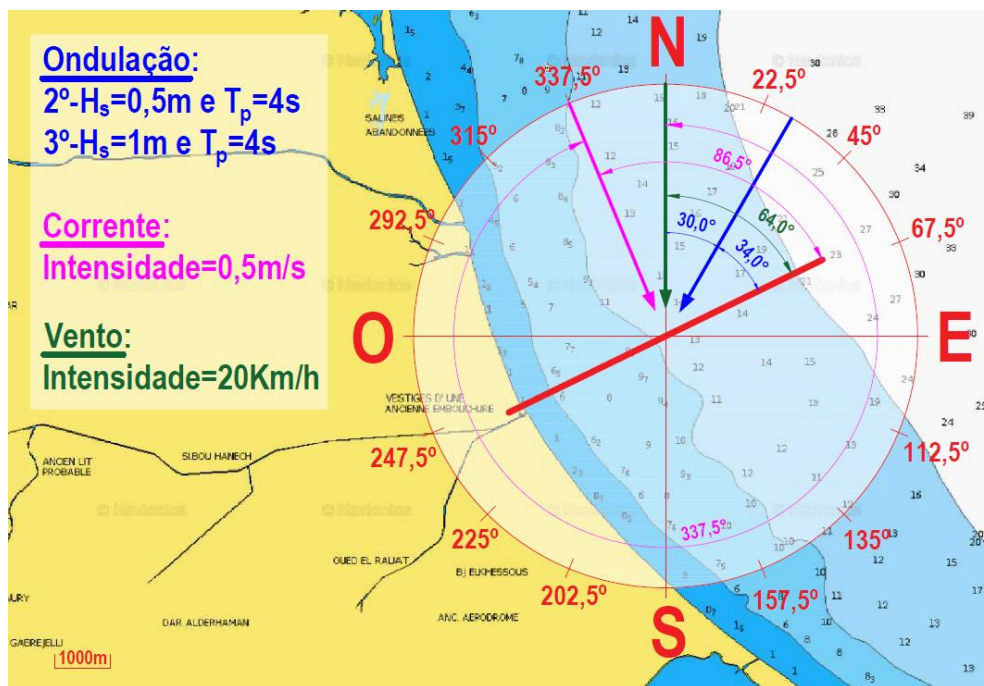


Figura 6.18 - Grandezas dinâmicas consideradas

Capítulo 7. Cálculo da força de tracção e análise de resultados

7.1 Introdução

O presente capítulo é dedicado ao cálculo da força de tracção necessária à instalação dos primeiros 1091m de comprimento do Emissário Submarino de Raoued – Tunis.

Inicialmente, é calculada a força de tracção relativa ao cenário estático (Cenário 1) com recurso aos modelos de cálculo The Theory of Pure Bending, Chain Link Theory e Orcaflex. Seguidamente, são determinadas as forças de tracção associadas aos cenários dinâmicos (Cenários 2 e 3) utilizando exclusivamente o software Orcaflex. Finalmente, são analisados os resultados obtidos de modo a avaliar a importância das grandezas dinâmicas (ondulação, corrente e vento), que somente o modelo numérico considera.

7.2 Cenário Estático

O cenário estático não considera o carácter dinâmico da operação em causa e serve de base à avaliação da importância das grandezas dinâmicas por comparação com os cenários dinâmicos.

7.2.1 Modelos de cálculo analíticos

A Figura 7.1 apresenta o procedimento de cálculo relativo à utilização dos modelos analíticos.

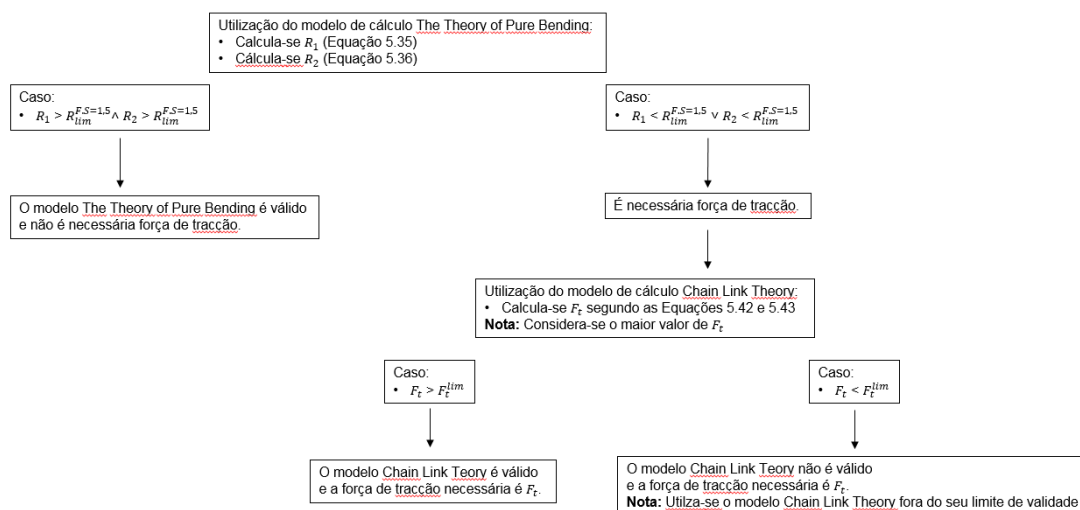


Figura 7.1 - Procedimento de cálculo - Modelos analíticos

7.2.1.1 Modelo de cálculo *The Theory of Pure Bending*

Os parâmetros de interesse ao cálculo dos raios de curvatura à superfície e ao fundo, R_1 e R_2 , são os seguintes:

Parâmetro	Unidade	Cenário 1
Diâmetro Exterior, \varnothing_{ext}	mm	1600
SDR (Equação 5.22)	-	26
Módulo de Young, E	MPa	1080
Profundidade Média de Instalação, d	m	19,2
Factor de Pressão Interna, χ^d	-	0,32
Percentagem de Carregamento Efectivo Submerso, β_0^1	-	0,39

Tabela 7.1 - Parâmetros de interesse ao cálculo dos raios de curvatura à superfície e ao fundo, *The Theory of Pure Bending*

Segundo a Etermar, a pressão interna, p_i , da conduta deve ser de 0,6bar (6,12m.c.a). É sabido por experiência que o valor considerado gera reduzidas velocidades de afundamento e consequentemente impede o aparecimento de forças dinâmicas muito desfavoráveis (valores superiores são igualmente aceitáveis, conduzindo, no entanto, a maiores tempos de instalação). O valor considerado conduz a um factor de pressão interna, χ^d , de 0,32, Equação 5.26.

Percentagem de carregamento efectivo submerso

A Tabela 7.2 apresenta os parâmetros de interesse ao cálculo da percentagem de carregamento efectivo submerso.

Numeração	Variável	Unidade	Cenário 1
1)	Massa Linear Blocos de Lastro	Kg/m	+1246
2)	Flutuabilidade Linear, Blocos de Lastro	Kg/m	-510,86
3)	Massa Linear, Conduta	Kg/m	+282,56
4)	Flutuabilidade Linear, Conduta	Kg/m	-2060,88
5)	Massa Linear, Água no Interior da Conduta	Kg/m	+1756,02
6)=1)+2)+3)+4)+5)	Carregamento ao Fundo, q	Kg/m	+712,83
7)	Massa Volúmica da Água do Mar	Kg/m ³	1025

Tabela 7.2 – Parâmetros de interesse ao cálculo da percentagem de carregamento efectivo submerso

A área submersa da conduta idealizada cuja massa linear iguala o carregamento ao fundo, q , é de $0,70m^2 \left(\frac{712,83Kg/m}{1025Kg/m^3} = 0,70m^2 \right)$, o que conduz a uma altura submersa da conduta idealizada de 0,63m e consequentemente a uma percentagem de carregamento efectivo submerso de 0,39.

Raios de curvatura à superfície e ao fundo

As determinações dos raios de curvatura à superfície e ao fundo são expressas por 7.1 e 7.2, respectivamente.

$$R_1 = 2,75 * 1600 * \sqrt{\frac{1100}{19,2}} \sqrt{\left(1 - \left(1 - \frac{2}{26}\right)^4\right)} \sqrt{\frac{1}{0,32(1 - 0,4)}} = 39633,89mm \quad (7.1)$$

$$R_2 = 39809,07 \frac{(1 - 0,4)}{0,4} = 61192,54mm \quad (7.2)$$

Raio de curvatura limite

O raio de curvatura limite, $R_{lim}^{F.S=1,5}$, é dado de acordo com 5.47 e os parâmetros de interesse à sua determinação são os seguintes:

Variável	Unidade	Cenário 1
Diâmetro Exterior, (ϕ_{ext})	mm	1600
SDR	-	26
Coefficiente de Poisson, ν	-	0,5

Tabela 7.3 – Parâmetros de interesse ao cálculo do raio de curvatura limite

A determinação do raio de curvatura limite é feita com base em 7.3.

$$R_{lim}^{F.S=1,5} = 1,5 * 1600 \left(\frac{0,5(26 - 1)}{0,56}\right) = 53571,43mm \quad (7.3)$$

A verificação da desigualdade $R_1 < R_{lim}^{F.S=1,5}$ permite concluir que a força de tracção é indispensável ao afundamento. De seguida é utilizado o modelo de cálculo Chain Link Theory de modo a determinar a força de tracção necessária, uma vez que as hipóteses do modelo The Theory of Pure Bending ($F_s = 0$) não são válidas.

7.2.1.2 Modelo de cálculo Chain Link Theory

A Tabela 7.4 apresenta os cálculos dos carregamentos à superfície e ao fundo, P_{b2} e q .

Numeração	Variável	Unidade	Cenário 1
1)	Massa Linear, Blocos de Lastro	Kg/m	+1246
2)	Flutuabilidade Linear, Blocos de Lastro	Kg/m	-510,86
3)	Massa Linear, Conduata	Kg/m	+282,56
4)	Flutuabilidade Linear, Conduata	Kg/m	-2060,88
5)	Massa Linear, Água no Interior da Conduata	Kg/m	+1756,02
6)=1)+2)+3)+4)+5)	Carregamento ao Fundo, q	Kg/m	+712,83
7)=1)+2)+3)+4)	Carregamento à Superfície, P_{b2}	Kg/m	-1043,19

Tabela 7.4 – Carregamentos à superfície e ao fundo

Força de tracção

A força de tracção necessária ao afundamento é determinada de modo a assegurar raios de curvatura à superfície e ao fundo superiores ao raio de curvatura limite. Deste modo são calculadas duas forças de tracção sendo a maior considerada a menor força de tracção capaz de viabilizar a imersão da conduta submarina.

As forças de tracção associadas aos raios de curvatura à superfície e ao fundo, F_s^1 e F_s^2 , são dadas de acordo com 5.42 e 5.43, respectivamente.

Os cálculos das forças de tracção são apresentados em 7.4 e 7.5.

$$F_s^1 = 53,57 * |-1043,19| = 55885,04Kg \quad (7.4)$$

$$F_s^2 = 53,57 * |715,81| = 38346,81Kg \quad (7.5)$$

A menor força de tracção capaz de viabilizar a instalação da conduta é de 55,89ton. Forças de tracção inferiores conduzem a raios de curvatura à superfície inferiores ao raio de curvatura limite.

Validade do modelo de cálculo Chain Link Theory

A força de tracção limite, dada de acordo com 5.37, delimita o campo de aplicação dos modelos de cálculo analíticos. Caso $F_s^1 > F_s^{lim}$, Chain Link Theory é válido.

O cálculo da força de tracção limite é apresentado em 7.6.

$$F_s^{lim} = \frac{1100}{\left(\frac{19,2 * 10^3}{1600}\right)^2} \frac{\pi}{64} 1600^2 \left(1 - \left(1 - \frac{2}{26}\right)^4\right) = 262997,12 N = 26,82 Ton \quad (7.6)$$

A verificação da desigualdade $F_s^1 > F_s^{lim}$ permite concluir que o modelo de cálculo Chain Link Theory é válido. A força de tracção relativa ao cenário estático e determinada segundo os modelos analíticos é de 55,89ton. De acordo com a experiência da Etermar – Engenharia e Construção, S.A no afundamento de conduatas, o valor calculado é excessivo e representativo das estimativas grosseiras dadas pelos modelos analíticos.

7.2.2 Modelo de elementos finitos – Software Orcaflex

O cálculo da força de tracção no software Orcaflex é um processo de tentativa e erro onde são consecutivamente arbitradas forças de tracção até o mínimo raio de curvatura registado ser superior ao raio de curvatura limite de modo a evitar o buckling da conduta.

7.2.2.1 Modelação dos elementos do sistema em estudo - Software Orcaflex

Conduta submarina - Line

A conduta submarina, Tabela 6.1, é modelada com recurso ao elemento “Line”, Capítulo 5. As Figuras 7.2, 7.3 e 7.4 apresentam os dados de entrada do software.

Análise do Afundamento de Condutas através do Método de Imersão Progressiva

2. Set the associated Homogeneous Pipe Data. Then click 'Next' to proceed.

Homogeneous Pipe Data

Material: High Density Polyethylene

Material Density (te/m³): 0,950

Elasticity:

Young's Modulus (kPa)	Poisson Ratio
1,080E6	0,420

Pipe Geometry:

Outer Diameter (m)	Wall Thickness (m)
1,600	0,062

Derived Line Type Data

Geometry, Mass:

Diameters (m)	Outer	Inner	Mass per Unit Length (te/m)
	1,600	1,477	0,283

Properties

Contents Density (te/m³): 0,000

HOMOGENEOUS PIPE PROPERTIES
[per unit length – including contents]
Weight in air: 2,771kN/m (0,283te/m)
Displacement: 20,210kN/m (2,061te/m)
Weight in water: -17,439kN/m (-1,778te/m)
Dam/Wit Ratio: -0,092m/(kN/m) (-0,900m/(te/m))

USED IN (& CONTENTS DENSITY)
Conduta Submarina (0,000te/m³)

Figura 7.2 - Parâmetros estruturais da conduta submarina – Dados de entrada Orcaflex

Structure	Pre-bend	Attachments	Contents	Applied Loads	Catenary Convergence	Full Statics Convergence	Fluid Loads	VIV	Results	Drawing
-----------	----------	-------------	----------	---------------	----------------------	--------------------------	-------------	-----	---------	---------

Sections: 5 Total length = 1091,000m

No.	Line Type	Section Length (m)	Expansion Factor	Target Segment Length (m)	Number of Segments	Clash Check	Cumulative Values Length (m)	Segments
1	Line Type1	250,000	~	1,000	250	<input type="checkbox"/>	250,000	250
2	Line Type1	250,000	~	1,000	250	<input type="checkbox"/>	500,000	500
3	Line Type1	250,000	~	1,000	250	<input type="checkbox"/>	750,000	750
4	Line Type1	250,000	~	1,000	250	<input type="checkbox"/>	1000,00	1000
5	Line Type1	91,000	~	1,000	91	<input type="checkbox"/>	1091,00	1091

Figura 7.3 - Comprimento da conduta submarina – Dados de entrada Orcaflex

Structure	Pre-bend	Attachments	Contents	Applied Loads	Catenary Convergence	Full Statics Convergence	Fluid Loads	VIV	Results	Drawing
-----------	----------	-------------	----------	---------------	----------------------	--------------------------	-------------	-----	---------	---------

Contents Method:

Uniform

Free Flooding

Slug Flow

Slug flow:

Contents:

Flow velocity (m/s)	Density between slugs (te/m ³)	Reference Z level (m)	Pressure at Reference Z level (kPa)
-0,200	0,000	~	0,00

Figura 7.4 - Velocidade de afundamento da conduta submarina – Dados de entrada Orcaflex

Blocos de lastro – Clumps

Os blocos de lastro, Tabela 6.2, são modelados com recurso a massas pontuais, “Clumps”, dispostas ao longo da conduta submarina. As Figuras 7.5 e 7.6 apresentam os dados de entrada do modelo de elementos finitos.

Weight in air: 61,095kN (6,230te)
Displacement: 25,029kN (2,552te)
Weight in water: 36,066kN (3,678te)

USED IN
Conduta Submarina

Figura 7.5 - Parâmetros estruturais dos blocos de lastro – Dados de entrada Orcaflex

Análise do Afundamento de Conduitas através do Método de Imersão Progressiva

Attachments												
Attachments: 216												
No.	Attachment Type	Position (m)			z relative to	Name	Orientation (deg)					
		x	y	z			Rotation 1	Rotation 2	Rotation 3			
1	Bloco de lastro	0,00	0,00	5,00	End A							
2	Bloco de lastro	0,00	0,00	10,00	End A							
3	Bloco de lastro	0,00	0,00	15,00	End A							
4	Bloco de lastro	0,00	0,00	20,00	End A							
5	Bloco de lastro	0,00	0,00	25,00	End A							
6	Bloco de lastro	0,00	0,00	30,00	End A							
7	Bloco de lastro	0,00	0,00	35,00	End A							
8	Bloco de lastro	0,00	0,00	40,00	End A							
9	Bloco de lastro	0,00	0,00	45,00	End A							
10	Bloco de lastro	0,00	0,00	50,00	End A							
11	Bloco de lastro	0,00	0,00	55,00	End A							
12	Bloco de lastro	0,00	0,00	60,00	End A							
13	Bloco de lastro	0,00	0,00	65,00	End A							
14	Bloco de lastro	0,00	0,00	70,00	End A							
15	Bloco de lastro	0,00	0,00	75,00	End A							

Figura 7.6 - Espaçamento entre blocos de lastro – Dados de entrada Orcaflex

Cabos de amarração – Line

Os cabos de amarração, Tabela 6.3, são modelados com recurso ao elemento “Line”. As Figuras 7.7 e 7.8 apresentam os dados de entrada do software.

2. Set the associated Homogeneous Pipe Data. Then click 'Next' to proceed.

Homogeneous Pipe Data

Material: Steel

Material Density (te/m³): 7,850

Elasticity:

Young's Modulus (kPa)	Poisson Ratio
212,00EG	0,293

Derived Line Type Data

Geometry, Mass:

Diameters (m)		Mass per Unit Length (te/m)
Outer	Inner	
0,030	0,000	0,0055

Pipe Geometry:

Outer Diameter (m)	Wall Thickness (m)
0,030	0,030

Warning: The wall thickness is more than half the outer diameter. An inner diameter of 0 will be used.

Properties

HOMOGENEOUS PIPE PROPERTIES
[per unit length – including contents]
Weight in air: 0,054kN/m (0,0055te/m)
Displacement: 0,0071kN/m (0,00072te/m)
Weight in water: 0,047kN/m (0,0048te/m)
Diam/Wt Ratio: 0,634m/(kN/m) (6,219m/(te/m))

USED IN
Cabo de Amarração 1
Cabo de Amarração 2

Figura 7.7 - Parâmetros estruturais dos cabos de amarração – Dados de entrada Orcaflex

Sections									
Sections: 1 Total length = 70,800m									
No.	Line Type	Section Length (m)	Expansion Factor	Target Segment Length (m)	Number of Segments	Clash Check	Cumulative Values		
							Length (m)	Segments	
1	Line Type2	70,800	~	5,000	14		70,800	14	

Figura 7.8 - Comprimento dos cabos de amarração – Dados de entrada Orcaflex

Fundo marinho

A configuração do fundo marinho (batimetria), Tabela 6.7, é importada, directamente do equipamento topográfico, para o software Orcaflex através das coordenadas (x; y; z) dos pontos determinados. As Figuras 7.9 e 7.10 apresentam os dados de entrada do Orcaflex.

Points: 2106

	x (m)	y (m)	Z (m)	Depth (m)
1	-2819,3	-1340,9	1,420	-0,620
2	-2794,3	-1340,9	1,670	-0,870
3	-2769,3	-1340,9	1,790	-0,990
4	-2819,3	-1315,9	1,340	-0,540
5	-2794,3	-1315,9	1,200	-0,400
6	-2769,3	-1315,9	1,320	-0,520
7	-2744,3	-1315,9	1,260	-0,460
8	-2719,3	-1315,9	1,560	-0,760
9	-2819,3	-1290,9	1,800	-1,000
10	-2794,3	-1290,9	1,580	-0,780
11	-2769,3	-1290,9	1,430	-0,630
12	-2744,3	-1290,9	1,150	-0,350
13	-2719,3	-1290,9	1,080	-0,280
14	-2694,3	-1290,9	1,210	-0,410
15	-2669,3	-1290,9	1,560	-0,760
16	-2819,3	-1265,9	3,350	-2,550
17	-2794,3	-1265,9	2,370	-1,570
18	-2769,3	-1265,9	1,750	-0,950

Figura 7.9 - Configuração do fundo marinho – Dados de entrada Orcaflex

Sea | Sea Density | Seabed | Waves | Wave Calculation | Waves Preview | Current | Wind | Drawing

Surface Z (m): 0,800

Kinematic Viscosity (m²/s): 1,350E-6

Temperature (°C): 10,000

Figura 7.10 - Cota da maré – Dados de entrada Orcaflex

Força de tracção

A força de tracção é modelada com recurso ao elemento “Winch” e o modo de controlo utilizado consiste na especificação do seu valor durante a simulação, Capítulo 5. A Figura 7.11 apresenta os dados de entrada do software.

Control

Control Type:

By Stage

Whole Simulation

Statics Mode:

Mode	Tension (kN)
Specified Tension	49,030

Dynamics Mode:

Mode	Tension (kN)
Specified Tension	49,030

Figura 7.11 - Força de tracção (Exemplo da aplicação de uma força de tracção igual a 5ton) – Dados de entrada Orcaflex

7.2.2.2 Simulação do afundamento – Software Orcaflex

As figuras seguintes ilustram a simulação do afundamento dos primeiros 1091m de comprimento do Emissário Submarino de Raoued – Tunis.



Figura 7.12 - Rebocador e conduta submarina com os blocos de lastro, PM4655

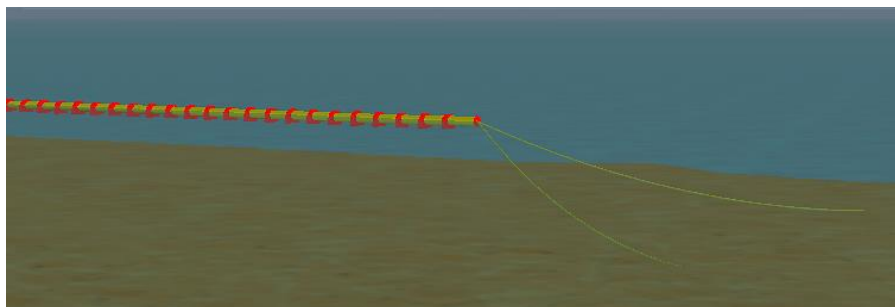


Figura 7.13 - Cabos de amarração e conduta submarina com os blocos de lastro, PM5746

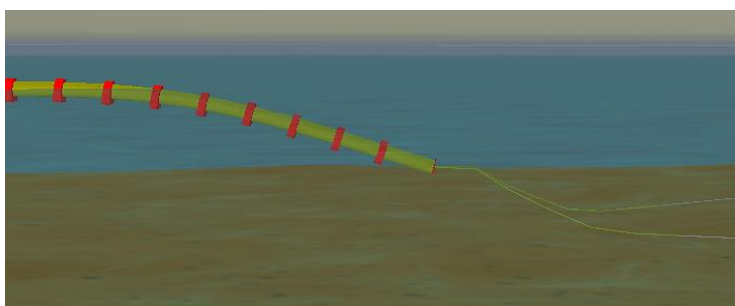


Figura 7.14 - Início do afundamento (Imersão da extremidade mar), PM5746

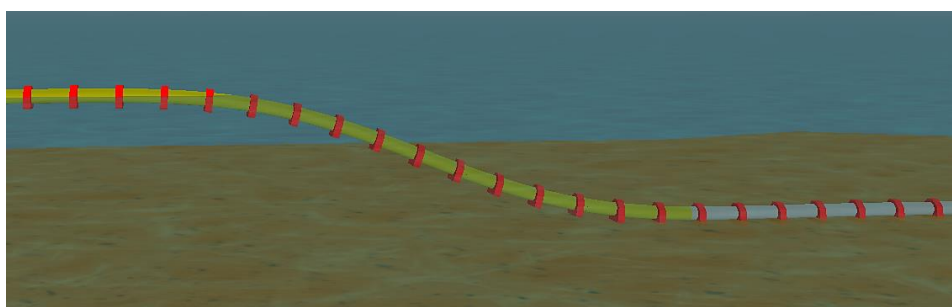


Figura 7.15 - Configuração em “S” típica do método de instalação por imersão progressiva



Figura 7.16 - Término do afundamento (Imersão da extremidade terra), PM4655

7.2.2.3 Resultados

Durante a simulação, cada segmento da “Line” que modela a conduta é sujeito a diversos níveis de flexão na medida em que o raio de curvatura, Equação 5.3, é reavaliado em cada passo de cálculo. Note-se que o passo de cálculo considerado é de 0,2s (valor por omissão do software). O raio de curvatura de interesse é o menor dos menores registados em cada segmento. A Tabela 7.5 apresenta os menores raios de curvatura para as forças de tracção de 0ton, 5ton, 10ton, 15ton, 20ton, 25ton e 30ton. Os valores arbitrados para a força de tracção são sugestão da Etermar – Engenharia e Construção, S.A na medida em que a selecção do rebocador é feita segundo intervalos de 5ton.

Força de Tracção (ton)	Menor Raio de Curvatura Calculado (m)	Raio de Curvatura Admissível (m)
0	49,6	53,6
5	53,7	53,6
10	59,3	53,6
15	64,1	53,6
20	67,9	53,6
25	71,1	53,6
30	74,2	53,6

Tabela 7.5 – Menores raios de curvatura para o Cenário 1, Software Orcaflex

A força de tracção, relativa ao cenário estático, calculada segundo o Orcaflex, é de 5ton. Forças superiores asseguram igualmente a estabilidade da conduta.

7.3 Cenários Dinâmicos – Modelo de elementos finitos, Orcaflex

Os cenários dinâmicos, Capítulo 6, são exclusivamente analisados com recurso ao modelo de elementos finitos e incluem os efeitos da ondulação, da corrente e do vento.

7.3.1 Modelação das acções ambientais

7.3.1.1 Ondulação

As Figuras 7.17 e 7.18 apresentam os dados de entrada referentes à ondulação, Tabela 6.4.

Data for Wave Train: Wave1

Wave Data:

Direction (deg)	Height (m)	Period (s)	Wave Origin		Wave Time Origin (s)	Wave Type	Stream function order
			X (m)	Y (m)			
-120,00	0,50	4,00	0,00	0,00	0,000	Dean Stream	5

Figura 7.17 - Ondulação – Dados de entrada Orcaflex (Cenário 2)

Data for Wave Train: Wave1

Wave Data:

Direction (deg)	Height (m)	Period (s)	Wave Origin		Wave Time Origin (s)	Wave Type	Stream function order
			X (m)	Y (m)			
-120,00	1,00	4,00	0,00	0,00	0,000	Dean Stream	5

Figura 7.18 - Ondulação – Dados de entrada Orcaflex (Cenário 3)

A direcção especificada, Figuras 7.17 e 7.18, difere do rumo considerado, Tabela 6.4, pois o software utiliza o seu próprio referencial e convenções. A direcção 0° (Orcaflex) coincide com a direcção 90°N (Capítulo 6) e o modelo de cálculo considera positivas rotações no sentido oposto ao dos ponteiros do relógio. O Orcaflex assume ainda que uma ondulação de -120° se dirige para essa direcção, ao contrário da convenção utilizada que assume vir desse rumo.

7.3.1.2 Corrente

A Figura 7.19 apresenta os dados de entrada relativos à corrente, Tabela 6.5.

Vertical Current Variation

Current Method

Interpolated

Power Law

Current Data:

Speed (m/s)	Direction (deg)
0,500	-67,500

View Vertical Profile Graph

View Vertical Profile 3D View

Profile: 2

Number	Depth (m)	Factor	Rotation (deg)
1	0,000	1,000	0,000
2	100,000	1,000	0,000

Figura 7.19 - Corrente – Dados de entrada Orcaflex (Cenários 2 e 3)

7.3.1.3 Vento

A Figura 7.20 apresenta os dados de entrada referentes ao vento, Tabela 6.7.

Air Density (te/m^3): 0,0013

Air Kinematic Viscosity (m^2/s): 15,000E-6

Wind Type: Constant

Wind Data:

Speed (m/s)	Direction (deg)
5,560	-90,000

Figura 7.20 - Vento – Dados de entrada Orcaflex (Cenários 2 e 3)

7.3.2 Cenário de instalação 2

7.3.2.1 Resultados

A Tabela 7.6 apresenta os menores raios de curvatura para as forças de tracção de 5 ton, 10ton, 15ton, 20ton, 25ton e 30ton.

Força de Tracção (ton)	Menor Raio de Curvatura Calculado (m)	Raio de Curvatura Admissível (m)
5	51,6	53,6
10	56,7	53,6
15	59,9	53,6
20	62,3	53,6
25	64,8	53,6
30	66,4	53,6

Tabela 7.6 – Menores raios de curvatura para o Cenário 2, Software Orcaflex

A força de tracção necessária ao afundamento é de 10ton.

7.3.3 Cenário de instalação 3

7.3.3.1 Resultados

A Tabela 7.7 apresenta os menores raios de curvatura para as forças de tracção de 5 ton, 10ton, 15ton, 20ton, 25ton e 30ton.

Força de Tracção (ton)	Menor Raio de Curvatura Calculado (m)	Raio de Curvatura Admissível (m)
5	47,2	53,6
10	51,2	53,6
15	54,1	53,6
20	57,2	53,6
25	60,8	53,6
30	63,4	53,6

Tabela 7.7 - Menores raios de curvatura para o Cenário 3, Software Orcaflex

A força de tracção calculada segundo o software é de 15ton.

7.4 Análise de resultados

7.4.1 Importância das acções ambientais

O Gráfico 7.1 compara os resultados do software Orcaflex.

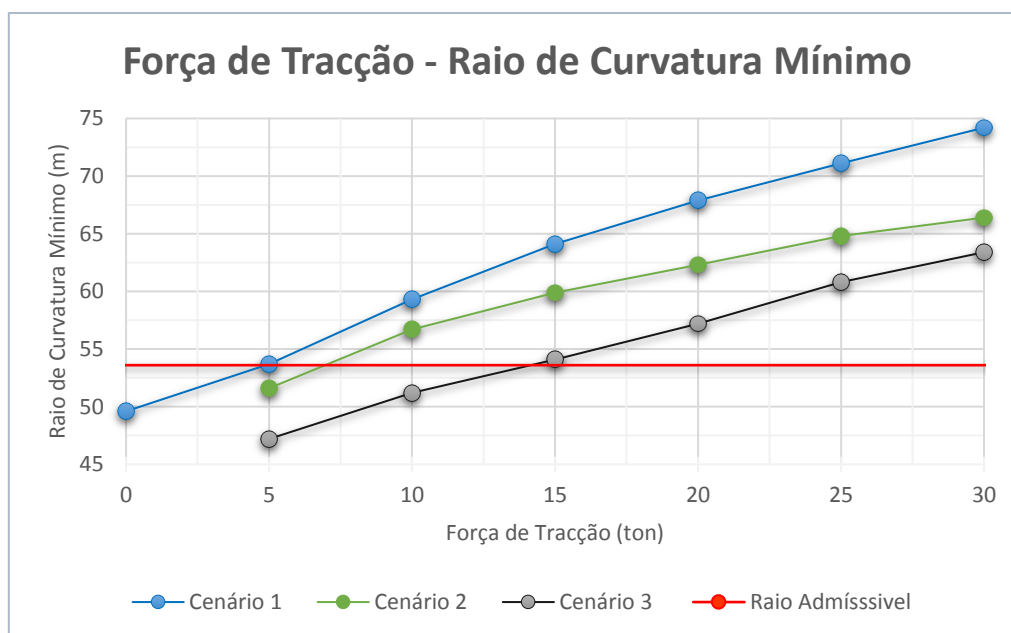


Gráfico 7.1 – Comparação dos resultados do software Orcaflex

A avaliação da operação segundo o cenário estático negligencia os efeitos dinâmicos e coloca em causa a segurança estrutural da condua uma vez que a força de tracção calculada para o Cenário 1(5ton) conduz a raios de curvatura inferiores ao raio admissível para os Cenários 2 e 3. A força de tracção necessária ao afundamento duplica e triplica para os Cenários 2 e 3, respectivamente.

Os resultados, Gráfico 7.1, permitem concluir que a instalação é fortemente influenciada pelas acções dinâmicas e a sua consideração é indispensável ao dimensionamento da força de tracção.

A comparação entre os Cenários 2 e 3 evidencia a importância da altura significativa de onda.

A correcta consideração da altura de onda expectável durante o afundamento é indispensável ao bom dimensionamento da força de tracção. Enquanto a altura significativa de onda de 0,5m conduz a uma força de tracção de 10ton, a altura significativa de onda de 1m conduz a uma força de tracção de 15ton. A diferença registada é considerável e evidencia a importância de imergir a condua quando se verificarem as condições ambientais consideradas no cálculo da força de tracção.

7.4.2 Comparação entre os modelos analíticos e o modelo numérico

A força de tracção determinada segundo os modelos de cálculo analíticos (55,89ton) é significativamente superior à força de tracção calculada segundo o software Orcaflex para o cenário estático (5ton), cerca de 10 vezes superior. A diferença registada deve-se à dificuldade em conceber um modelo de cálculo analítico capaz de reproduzir o afundamento (operação dinâmica e não linear) e determinar a força de tracção.

O resultado proveniente dos modelos analíticos é, tal como referido anteriormente, uma estimativa grosseira e bastante conservadora quando comparado com o resultado do software Orcaflex e os valores utilizados na prática pela Etermar – Engenharia e Construção, S.A.

A comparação entre o resultado dos modelos analíticos (cenário estático) e o resultado do modelo de elementos finitos relativo ao Cenário 3 (cenário dinâmico) torna ainda mais evidente o conservadorismo associado aos modelos analíticos. Apesar do Cenário 3 ser o mais gravoso em termos de acções ambientais, o resultado dos modelos analíticos associado ao cenário estático (cenário menos gravoso em termos de acções ambientais) é 3,7 vezes superior ao calculado segundo o software Orcaflex para o Cenário 3.

Face ao exposto no presente subcapítulo, é cada vez mais usual se recorrer a modelos de elementos finitos de modo a dimensionar a força de tracção. Note-se que os modelos The Theory of Pure Bending e Chain Link Theory são modelos práticos e de rápida obtenção de resultados. Enquanto o modelo de elementos finitos conduz a tempos de obtenção de resultados substancialmente superiores.

Capítulo 8. Conclusão

A instalação de conduas submarinas é uma operação marítima delicada e exigente do ponto de vista estrutural na medida em que os métodos de instalação utilizados induzem esforços de flexão que se não avaliados conduzem ao colapso da estrutura (buckling). Os esforços introduzidos são controlados, durante o afundamento, através da aplicação de uma força de tracção à condua.

A presente dissertação centrou-se no estudo teórico da instalação de conduas submarinas e no cálculo da força de tracção necessária à manobra de imersão do Emissário Submarino de Raoued – Tunis utilizando os modelos de cálculo The Theory of Pure Bending, Chain Link Theory e Orcaflex. Os resultados do software Orcaflex permitiram avaliar a importância da consideração das acções ambientais (ondulação, corrente e vento) no cálculo da força de tracção e a comparação entre os resultados dos modelos analíticos (The Theory of Pure Bending e Chain Link Theory) e os do modelo numérico (Orcaflex) permitiu aferir a discrepância entre os mesmos. Os modelos analíticos não consideram o carácter dinâmico da operação em causa (não são especificadas variáveis relativas às grandezas dinâmicas) e conduziram a uma força de tracção igual a 55,89ton. Contrariamente, o modelo numérico permite considerar o carácter dinâmico do afundamento e conduziu a forças de tracção entre as 5ton (Cenário de Instalação 1 – Estático) e as 15ton (Cenário de Instalação 3 – Dinâmico com $H_s=1m$).

Os resultados obtidos permitem concluir que os modelos de cálculo analíticos fornecem estimativas por excesso e bastantes conservadoras de um problema que se revela complexo de resolver analiticamente. A Etermar – Engenharia e Construção, S.A percebeu durante a sua actividade que os modelos analíticos não são fiáveis e para instalações em águas costeiras fornecem valores por excesso, pois os valores necessários utilizados em diversos projectos revelaram-se sempre inferiores. Por outro lado, o software Orcaflex fornece resultados bastante condizentes com as expectativas da Etermar e permite simultaneamente avaliar a variação da força de tracção em função das variáveis associadas às grandezas dinâmicas.

A comparação dos resultados obtidos pelo software Orcaflex para os Cenários de Instalação 1, 2 e 3 evidencia a importância da consideração das grandezas dinâmicas no cálculo da força de tracção necessária à instalação de conduas submarinas. As forças de tracção associadas aos Cenários de Instalação 1, 2 e 3 são de 5ton, 10ton e 15ton, respectivamente. Tais resultados indicam que o processo de imersão de conduas submarinas é fortemente influenciado pelas condições ambientais consideradas, sobretudo pela agitação marítima.

Em suma, o resultado associado aos modelos de cálculo analíticos é onze vezes superior ao calculado pelo modelo numérico para o mesmo cenário de instalação (Cenário Estático) e quatro vezes superior ao determinado para cenário mais desfavorável considerado (Cenário 3), o que evidencia a determinação de estimativas conservadoras sobretudo por comparação com os valores utilizados por empresas construtoras como a Etermar – Engenharia e Construção, S.A.

A comparação entre os resultados do software Orcaflex evidencia a importância de imergir a conduta sob as condições ambientais consideradas, uma vez que a sua alteração pode conduzir a elevadas variações da força de tracção necessária. Note-se que no caso de estudo e tendo em conta os cenários de instalação definidos, a força de tracção calculada segundo o Orcaflex triplicou em função das condições ambientais.

No seguimento do trabalho desenvolvido e tendo em conta a importância de reforçar o conhecimento do tema, sugerem-se para trabalhos futuros:

- Estudo da variação da força de tracção necessária ao afundamento em função das variáveis ambientais: período de pico, intensidade da corrente, direcção da corrente, intensidade do vento e direcção do vento.
- Realização do mesmo estudo para diferentes profundidades de instalação com o intuito de se perceber qual a importância da consideração das grandezas dinâmicas em águas profundas.

Referências Bibliográficas

Kyriakides, S. & Corona, E. 2007. Mechanics of Offshore Pipelines Vol. 1: Buckling and Collapse. Elsevier.

Zinovieva, T. 2011. Analysis of Pipeline Stress-Strain State in Seabed Laying. Electronic Scientific Journal "Oil and Gas Business", 2011, Nº1 237-253.

Bai, Y & Bai, Q. 2005. Subsea Pipelines and Risers. Elsevier.

Guarracino, M & Mallardo, V. 1999. A refined analytical analysis of submerged pipelines. Applied Ocean Research 21(Ocean Research) 281-293. Elsevier.

Wang, L., Yuan, F., Guo, Z & Li, L. 2010. Numerical analysis of pipeline in J-lay problem. Journal of Zhejiang University – SCIENCE A (Applied Physics and Engineering) 2010 11(11): 908-920.

Gong, S & Xu, P. 2016. The influence of sea state on dynamic behavior of offshore pipelines for deepwater S-lay. Ocean Engineering 111 (2016) 398-413. Elsevier.

Zan, Y., Yuan, L., Han, D., Bai, X & Wu, Z. 2016. Real-time dynamic analysis of J-laying. Chaos, Solitons and Fractals 89 (2016) 381-390. Elsevier.

Lin, Z., Guo, Y., Jeng, D., Liao, C & Rey, N. 2016. An integrated numerical model for wave-soil-pipeline interactions. Coastal Engineering 108 (2016) 25-35. Elsevier.

Gong, S., Xu, P., Bao, S., Zhong, W., He, N & Yan, H. 2014. Numerical modelling on dynamic behaviour of deepwater S-lay pipeline. Ocean Engineering 88 (2014) 393-408. Elsevier.

Senthil, B & Selvam, R. 2015. Dynamic Analysis of a J-lay pipeline. Procedia Engineering 116 (2015) 730-737. 8th International Conference on Asian and Pacific Coasts (APAC 2015). Elsevier.

O'Grady, R & Harte, A. 2013. Localised assessment of pipeline integrity during ultra-deep S-lay installation. Ocean Engineering 68 (2013) 27-37. Elsevier.

Xie, P., Zhao, Y., Yue, Q & Palmer, A. 2015. Dynamic loading history and collapse analysis of the pipe during deepwater S-lay operation. Marine Structures 40 (2015) 183-192. Elsevier.

Rienstra, S & Mattheij, R. 1987. On An Offshore Pipe Laying Problem. Report WD 87-07.

Zeng, X., Duan, M & An, C. 2014. Mathematical Model of Pipeline Abandonment and Recovery in Deepwater. Journal of Applied Mathematics Volume 2014 ID 298281. Hindawi.

Al-Kurayshi, H. 2014. Structural Analysis of Dual Submarine Pipelines During Laying. International Journal of Scientific and Technology Research Volume 3 391-397, March 2014.

Rienstra, S. 1987. Analytical Approximations for Offshore Pipelaying Problems. Proceedings ICIAM 87 99-108, Mathematics Consulting Department University of Nijmegen Toernooiveld.

Oladimeji, J., Ossia, C & Okoli, J. 2016. On The Structural Integrity of S-Lay Method of Pipeline Installation. American Journal of Mechanical Engineering 2016 Vol.4, N°4, 124-130. SciEP.

Herdiyanti, J. 2013. Master Thesis: Comparisons Study of S-lay and J-lay Methods for Pipeline Installation in Ultra Deep Water. Universitetet i Stavanger.

Orcina. Orcaflex Manual Version 10.0a. Cumbria, UK.

Haque, A. Introduction to Timoshenko Beam Theory. 2016. Elsevier.

Gordon, K & Seward, T. 2011. The Hanging Chain.

Timoshenko, S & Krieger, S. 1989. Theory of Plates and Shells.

Rosa-Santos, P., Veloso-Gomes, F., Taveira-Pinto, F & Brógueira-Dias, E. 2008. Comportamento de Navios Amarrados no Posto "A" do Porto de Leixões: Importância da Reprodução do Carácter Irregular da Agitação Marítima nos Estudos em Modelo Físico. 3º Jornadas de Hidráulica, Recursos Hídricos e Ambiente, FEUP.

Hibbeler, R. 2012. Structural Analysis. 8th Edition.

Pipelife. 2011. Technical Catalog for Submarine Installations of Polyethylene Pipes.

Serah Arteliah. 2014. Campagne des mesures de courant.

Serah Arteliah. 2014. Revue et validation du dimensionnement de l'émissaire en mer à réaliser au droit de la plage de Raoued. Rapport de l'étude.

Serah Arteliah. 2014. Revue et validation du dimensionnement de l'émissaire en mer à réaliser au droit de la plage de Raoued. Rapport modélisation de la houle. Donnés de houle.

Grann-Meyer, E. 2005. Polyethylene Pipes in applied engineering. Brussels, Belgium.

Kyriakides, S & Yeh, M. 1985. Factors affecting pipe collapse. Final report to American Gas Association, Project PR-106-404. University of Texas at Austin, Engineering Mechanics Research Laboratory Report N° 85/1.

Madhavan, R., Babcock, C & Singer, J. 1993. On the collapse of long, thick-walled tubes under external pressure and axial tension. ASME J. Press. Ves. Technol. 115, 15-26.

Kyriakides, S & Ju, G. 1992. Bifurcation and localization instabilities in cylindrical shells under bending. Part 1. Experiments. Int. J. Solid. Struct. 29, 1117-1142.

Corona, E & Kyriakides, S. 1998. On the collapse of inelastic tubes under bending and pressure. Int. J. Solid. Struct. 24, 505-535.

Kyriakides, S., Dyau, J & Corona, E. 1994. Pipe Collapse Under Bending, Tension and External Pressure (BEPTICO). University of Texas, Engineering Mechanics Research Laboratory Report N° 94/4.

Kyriakides, S., Corona, E., Madhavan, R & Babcock, C. 1989. Pipe collapse under combined pressure, bending and tension load. Proc. Offshore Technology Conference 1, OTC6104, 541-550.