ANÁLISE DE DUTOS SUBMARINOS SUJEITOS A VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES

Alexandre Jório Lima

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Aprovada por:

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Prof. Edison Castro Prates de Lima, D.Sc.

Prof. José Renato Mendes de Sousa, D.Sc.

Prof. Luís Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.

Dr. Cyntia Gonçalves da Costa Matt, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL JUNHO DE 2007

Livros Grátis

http://www.livrosgratis.com.br

Milhares de livros grátis para download.

LIMA, ALEXANDRE JÓRIO

Análise de Dutos Submarinos sujeitos a Vibrações Induzidas por Vórtices [Rio de Janeiro], 2007.

XV, 120 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Civil, 2007)

Dissertação – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

- 1. Dutos Submarinos
- 2. Vibrações Induzidas por Vórtices
- 3. Vãos Livres
 - I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Dedico este trabalho à minha família.

AGRADECIMENTOS

A Deus, que sempre me deu saúde para alcançar todos os meus objetivos.

À minha família pelo carinho, compreensão e paciência, especialmente durante a elaboração da mesma.

Aos meus orientadores, Gilberto Bruno Ellwanger e Edison Castro Prates de Lima, pelo interesse, paciência e incentivo constante para finalização deste trabalho.

Ao Corpo Docente e aos funcionários da COPPE que contribuíram para que este trabalho fosse realizado.

Ao LAMCE e LACEO pelos recursos utilizados e interesse neste trabalho.

Ao pessoal do CENPES pelo apoio dado, em especial ao Eng. Ricardo Franciss, Eng^a. Érika, Eng^a. Cláudia, Eng^a. Cyntia e Eng^a. Rita.

À CAPES pelo apoio financeiro.

A todos os meus colegas de faculdade e mestrado que compartilharam comigo os momentos de aprendizagem e contribuíram para a minha formação profissional.

Aos familiares e amigos pelo apoio em todos os momentos.

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

ANÁLISE DE DUTOS SUBMARINOS SUJEITOS A VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES

Alexandre Jório Lima Junho/2007

Orientadores: Gilberto Bruno Ellwanger Edison Castro Prates de Lima

Programa: Engenharia Civil

O estudo das vibrações induzidas por desprendimento de vórtices (VIV) vem adquirindo uma importância cada vez maior na indústria *offshore*. Dependendo das condições de carregamento as VIVs podem reduzir drasticamente a vida útil à fadiga de um *riser* ou duto submarino. Neste trabalho, apresentam-se as principais características do fenômeno de formação de vórtices, as condições para que haja vibração induzida por vórtices (VIV) e as principais metodologias de análise disponíveis atualmente. O maior enfoque, contudo, é dado à análise estrutural dinâmica de dutos submarinos com ênfase na análise de VIV devido às correntes marinhas. Ao final, é analisada a norma DNV RP F105 para vãos livres nas suas versões 2002 e 2006 através de exemplos, com ênfase na análise multi-modal e são realizadas análises de sensibilidade dos parâmetros envolvidos.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfil

ÍNDICE

CAPÍTULO 1 - GENERALIDADES1		
1.1	Introdução	1
1.2	Motivação	4
1.3	Descrição dos capítulos	5
CAPÍTU	ILO 2 - DUTOS SUBMARINOS	7
2.1	Introdução	7
2.2	A filosofia da norma DNV RP F105	. 18
2.2.	.1 - Histórico	. 18
2.2.	.2 - Introdução	. 18
2.2.	.3 - Critério Screening	.23
2.2.	.4 - Critério de fadiga	.28
2.2.	.5 - Modelos de Resposta	.29
CAPÍTU	ILO 3 - VERSÃO DNV RP F105 2006	. 34
3.1	Campo de <i>Ormen Lange</i>	. 34
3.2	Principais modificações desta versão	. 37
3.2.	.1 - Classificação Morfológica	. 39
3.2.	.2 - Comportamento Multi-modal	.41
3.2.	.3 - Atualização dos modelos de resposta	.49
3.2.	.4 - Efeito da variação da massa adicionada	. 50
3.2.	.5 - Recalibração dos fatores de segurança	. 52
CAPÍTU	ILO 4 - EXEMPLOS E COMPARAÇÕES	. 55
4.1	Descrição dos exemplos	. 55
4.2	Exemplo 1 - Premissas do critério Screening	. 57
4.3	Exemplo 2 - Determinação do vão máximo admissível	. 62
4.4	Exemplo 3 - Nova classificação segundo nível de definição o	das
condiçõe	es operacionais	. 66
4.5	Exemplo 4 - Formulações analítica x numérica	. 70
4.6	Exemplo 5 - Respostas unimodal x multi-modal – vão de 60m	. 77
4.7	Exemplo 6 - Respostas unimodal x multi-modal – vão de 70m	. 85
CAPÍTU	ILO 5 - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	. 88
CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS90		
APÊNDICE A - VISÃO GERAL DUTOS SUBMARINOS		
APÊNDICE B - VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR DESPRENDIMENTO DE		
VÓRTICES114		

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 – Aplicações de dutos submarinos [107]2
Figura 1.2 – Visão geral das rotas de dutos submarinos [101]
Figura 2.2 - Escavação e posterior preenchimento da trincheira para solos
arenosos [105]9
Figura 2.3 – Escavação de trincheiras em solos argilosos [105]9
Figura 2.4 - Seqüência esquemática de um duto em vão livre sendo calçado
[105]
Figura 2.5 – Exemplos de blocos cimentados para correção de vão livre [97]. 10
Figura 2.6 – Exemplo de vãos livres ao longo da rota [106]11
Figura 2.7 – Exemplo de condições de apoio do duto submarino. [38]
Figura 2.8 - Balanço de energia para um riser sujeito à corrente triangular
[112]
Figura 2.9 - Balanço de energia para um duto submarino com trecho em vão
livre [112]15
Figura 2.10 – Curva do coeficiente de sustentação (<i>lift</i>) [112]
Figura 2.11 – Duto submarino sujeito à corrente uniforme [112]16
Figura 2.12 - Visão geral dos componentes envolvidos na análise de vãos
livres
Figura 2.13 – Fluxograma da norma DNV RP F105 para verificação de vão livre
[109]
Figura 2.14 – Comprimento suspenso e comprimento dos ombros25
Figura 2.15 – Velocidade reduzida x amplitude normalizada para direção <i>in-line</i>
(Ks=0)31
Figura 2.16 - Velocidade reduzida x amplitude normalizada para direção
transversal
Figura 3.1 – Percurso do gasoduto de Ormen Lange [113]
Figura 3.2 – Vista geral do campo em direção à costa [113], [114]35
Figura 3.3 - Ilustração da rota parcial de um duto submarino na região de
Storegga [101]
Figura 3.4 - Visão geral das irregularidades do leito marinho na região de
Storegga [101]
Figura 3.5 – Distribuição de vãos livres em águas profundas [101]
Figura 3.6 – Classificação dos vãos livres [109]40
Figura 3.7 – Comportamento multi-modal na direção in-line (Y) [98]41
Figura 3.8 – Comportamento multi-modal na direção transversal (Z) [98]41

Figura 3.9 – Determinação dos modos participantes in-line [109]44
Figura 3.10 - Velocidade reduzida x amplitude adimensional para direção
transversal. – versão 2006 [98]50
Figura 3.11 - Coeficiente de massa adicionada em função da velocidade
reduzida [109]51
Figura 4.1 – Definição das regiões de "Lock-in" segundo Blevins [10]59
Figura 4.2 – Amplitude normalizada de vibração (A/D) em função da velocidade
reduzida Vr60
Figura 4.3 - Comparação versões DNV 2002 x 2006 - vão de inspeção
segundo critério <i>Screening</i> 63
Figura 4.4 - Vida Útil em função das características do duto para diferentes
tipos de solo66
Figura 4.5 - Vida Útil em função das características do duto para diferentes
relações L/D [103]68
Figura 4.6 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 - vida à fadiga 69
Figura 4.7 - Variação da freqüência natural 1º modo IL em função do
comprimento dos ombros71
Figura 4.8 – Variação da freqüência natural 1º modo CF em função do
comprimento dos ombros72
Figura 4.9 - Variação do deslocamento vertical em função do comprimento do
ombro73
Figura 4.10 – Freqüência natural do 1° modo IL em função do comprimento do
vão76
Figura 4.11 – Forma modal para os dois primeiros modos <i>in-line</i> 78
Figura 4.12 – Curvaturas para os dois primeiros modos <i>in-line</i>
Figura 4.13 – Variação de tensões para os dois primeiros modos in-line78
Figura 4.14 - Amplitude adimensional nas direções in-line e cros-flow para as
duas versões80
Figura A.1 - Desenho esquemático de aquisição de dados do solo marinho
[80]
Figura A.2 – Mapeamento do solo através de AUV [101]
Figura A.3 - Comparação entre mapeamento através de ROV e embarcação
na superfície [101]
Figura A.4 – Qualidade dos dados extraídos por um AUV [101]104
Figura A.5 – Visão geral das rotas de dutos submarinos [101] 105
Figura A.6 – Exemplos típicos de vãos livres [106]105
Figura A.7 – Forças atuantes sobre o duto instalado [106] 106

Figura	A.8 – Influência da onda ao longo da profundidade [106] 107
Figura	A.9 – Métodos de instalação de dutos submarinos [101]109
Figura	A.10 - Correção do trecho em vão livre - elevada tração residual [101].
•	
Figura	A.11 - Correção do trecho em vão livre - baixa tração residual [101].
•	
Figura	A.12 – Plataforma de lançamento - campo de Ormen Lange [105] 110
Figura	A.13 – Lançamento do duto – vista da plataforma [104] 110
Figura	A.14 – Vistas de lançamento com configuração em S [104] 111
Figura	A.15 - Rede de transporte de óleo e gás - Campo de Marlim na Bacia
d	e Campos
Figura	A.16 - Visão geral da malha de escoamento de gás - Bacia de
С	ampos112
Figura	A.17 - Campo de Mexilhão - Bacia de Santos (fase preliminar) 112
Figura	A.18 - Campo de Mexilhão - Bacia de Santos (fase preliminar) 113
Figura	B.2 – Camada limite [106]
Figura	B.3 – Exemplo de desprendimento [48] 115
Figura	B.4 - Relação entre o número de Reynolds e a formação da esteira de
V	órtices (Von Karman, 1912)116
Figura	B.5 - Relação entre o número de Reynolds e o número de Strouhal
[1	0]
Figura	B.6 – Estruturas offshore [115]
Figura	B.7 - Risers verticais e tendões de TLP [111]
Figura	B.8 - Risers verticais em plataforma do tipo Spar-Buoy [108] 119
Figura	B.9 – <i>Riser</i> s rígido em catenária [40]120
Figura	B.10 - Riser híbrido em diferentes configurações [79], [108]120

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1 – Coeficientes para as diferentes condições de contorno
Tabela 3.1 - Fatores de segurança para o critério Screening - versão DNV
2002
Tabela 3.2 - Fatores de segurança para o critério Screening - versão DNV
2006
Tabela 3.3 - Fatores de segurança para o critério de fadiga - versão DNV
2002
Tabela 3.4 - Fatores de segurança para o critério de fadiga - versão DNV
2006
Tabela 3.5 – Fatores de segurança para freqüências naturais – versão DNV
2006
Tabela 4.1 – Vão de inspeção segundo critério Screening para diversos tipos
de solo62
Tabela 4.2 – Fator para cálculo da rigidez nas duas direções – Norma 2006 –
Areia64
Tabela 4.3 – Fator para cálculo da rigidez nas duas direções – Norma 2006 –
Argila64
Tabela 4.4 – Fator para cálculo da rigidez nas duas direções – Norma 2002 –
Areia65
Tabela 4.5 – Fator para cálculo da rigidez nas duas direções – Norma 2002 –
Argila65
Tabela 4.6 – Casos de calibração67
Tabela 4.7 – Relação Lombro / L para areias
Tabela 4.8 – Relação L _{ombro} / L para argilas
Tabela 4.10 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-
modal – características operacionais mal definidas – U = 0.5m/s
Tabela 4.11 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-
modal – características operacionais muito bem definidas – U = 0.5 m/s.81
Tabela 4.12 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-
modal – características operacionais mal definidas – U = $0.7m/s83$
Tabela 4.13 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-
modal – características operacionais muito bem definidas – U = 0.7 m/s.83
Tabela 4.14 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-
• •
modal – características operacionais muito bem definidas – U = 1.3m/s.86

ABREVIAÇÕES

ANM	Árvore de Natal Molhada
AUV	Veículo autônomo submarino (Autonomous Underwater Vehicle)
CF	Cross-flow – direção transversal à corrente
IL	In-line – mesma direção de incidência da corrente
LDA	Lâmina d'água
JIP	Joint Industry Projects
MEG	Metil Etileno Glicol
RHAS	Riser híbrido auto sustentável
ROV	Veículo de operação remota (Remotely Operated Vehicle)
SCR	Riser rígido em catenária (Steel Catenary Riser)
TLP	Plataforma de pernas tracionadas (Tension Leg Platform)
ULS	Estado limite último (Ultimate Limit State)

VIV Vibrações Induzidas por Vórtices

SIMBOLOGIA

- *A/D* Amplitude adimensional razão entre amplitude máxima de vibração e o diâmetro externo de aço
- A_{Y} / D Amplitude adimensional na direção do fluxo
- Az / D Amplitude adimensional na direção transversal ao fluxo



Ds	Diâmetro externo de aço
E	Módulo de elasticidade do aço
Fc	Força de corrente
Fd	Força de arraste
Fi	Força de inércia
F_L	Força de sustentação
fs	Freqüência de desprendimento de vórtices
f_w	Freqüência da onda
$f_{\rm CF-RES}$	Freqüência de resposta na direção transversal
f_n	Freqüência natural de vibração
$f_{0.IL}$	Freqüência natural de vibração na direção do fluxo
$f_{0.CF}$	Freqüência natural de vibração na direção transversal ao fluxo
$f_{\rm cyc, CF}$	Freqüência para contagem de ciclos na direção transversal
Ι	Momento de inércia
I _{ao}	Momento de inércia do aço
I _{conc}	Momento de inércia do concreto
KC	Número de Keulegan-Carpenter
K_{s}	Parâmetro de estabilidade
K_L	Rigidez lateral do solo
K_{V}	Rigidez vertical do solo
$K_{V,S}$	Rigidez vertical estática do solo
L	Comprimento do vão livre
L/D	Razão entre comprimento do vão e diâmetro externo
La	Comprimento do vão adjacente
L _{eff}	Comprimento efetivo do vão
m_{e}	Massa efetiva
P_E	Carga de flambagem de Euler
q	Peso submerso do duto
Re	Número de Reynolds
R_{K}	Fator de redução devido ao amortecimento
$S_{\scriptscriptstyle eff}$	Força axial efetiva
St	Número de <i>Strouhal</i>
$S_{\tiny comb,IL}$	Tensão combinada na direção do fluxo no caso de resposta multi-modal
$S_{\tiny comb,CF}$	Tensão combinada na direção transversal no caso de resposta multi-modal
S _{IL}	Variação de tensões na direção do fluxo

xiii

S_{IL-CF}	Variação de tensões na direção do fluxo, induzida pelo movimento transversal
S _{CF}	Variação de tensões na direção transversal ao fluxo
t	Espessura do duto
U(z)	Velocidade de corrente em função da profundidade
U_{c}	Velocidade da corrente normal ao duto
$U_{w,1year}$	Velocidade da onda para um período de recorrência de 1 ano
$U_{c,100year}$	Velocidade de corrente para um período de recorrência de 100 anos
U_{w}	Velocidade do fluxo induzida pela onda
V_{R}	Velocidade reduzida
$V_{_{Rd}}$	Velocidade reduzida de projeto
$V_{Rd,IL}$	Velocidade reduzida de projeto na direção do fluxo
$V_{Rd,CF}$	Velocidade reduzida de projeto para direção transversal ao fluxo
$V_{R,onset}^{IL}$	Velocidade reduzida para início das vibrações na direção do fluxo
$V_{R,onset}^{CF}$	Velocidade reduzida para início das vibrações transversais ao fluxo
х	Coordenada ao longo do comprimento do vão
Y	Direção do fluxo
Z	Direção transversal ao fluxo
z	Profundidade
α	Razão entre as velocidades de fluxo de corrente e onda
$\alpha_{_j}$	Fator de redução na direção do fluxo
\overline{eta}	Parâmetro relativo função da rigidez do solo
γ_s	Fator de segurança aplicado na tensão
γ_{κ}	Fator de segurança aplicado no parâmetro de estabilidade
$\gamma_{\scriptscriptstyle IL}$	Fator de segurança do critério Screening para direção in-line
$\gamma_{\scriptscriptstyle CF}$	Fator de segurança do critério Screening para direção transversal
γ_{on}	Fator de segurança para o início das vibrações
$\pmb{\gamma}_{f}$	Fator de segurança para freqüência natural
δ	Deflexão estática
k_c	Constante empírica definida em função do tipo de revestimento anti- corrosivo aplicado ao duto
K	Curvatura
ρ	Densidade da água
$ ho_{s}$ / $ ho$	Densidade relativa do duto
$\psi_{\alpha,IL}$	Fator de correção devido à onda
n	

 η Fator que determina classe de segurança

- $\zeta_{\it solo}$ Razão de amortecimento do solo
- ζ_{str} Razão de amortecimento estrutural
- ζ_h Razão de amortecimento hidrodinâmico
- ζ_T Razão de amortecimento total
- $\sigma_{\scriptscriptstyle E}$ Tensão máxima
- υ Viscosidade cinemática do fluido

CAPÍTULO 1 - GENERALIDADES

1.1 Introdução

O primeiro duto foi construído nos Estados Unidos em 1859 para transporte de óleo bruto [107]. Ao longo desses quase 150 anos de



Figura 1.1 – Aplicações de dutos submarinos [107].

O projeto completo do duto deve compreender dimensionamento (diâmetro e espessura de parede), tipo de material selecionado de acordo com as análises de tensões, hidrodinâmica do problema, dimensão do vão, isolamento térmico, revestimentos anti-corrosivos e especificações do *riser* [107]. O projeto leva em consideração ainda fatores como desempenho do reservatório, composição e propriedades do fluido como pressão, velocidade e temperatura, concentração de areia, dados geotécnicos, meteorológicos e oceanográficos.

O primeiro passo de um projeto de duto submarino é a definição da diretriz preliminar do duto. O mapeamento correto do solo é fundamental para que se possa identificar e otimizar possíveis rotas.

Após o estudo dos dados levantados, define-se a diretriz definitiva do duto. Ao longo deste percurso, o duto pode ter que passar por alguns obstáculos, como por exemplo, elevações ou depressões. Estas irregularidades do solo podem gerar uma situação na qual o duto não fica todo assentado no terreno, ficando uma parte do duto elevada. O comprimento do duto que fica suspenso devido a estas irregularidades do terreno denomina-se vão livre.

A Figura 1.2 apresenta uma visão geral da rota de um duto submarino da região de *Ormen Lange*, na Noruega [101]. Pode-se observar que o solo apresenta muitas irregularidades, portanto há ocorrência de vários vãos livres.



Figura 1.2 – Visão geral das rotas de dutos submarinos [101].

O duto nestas regiões de vãos livres pode sofrer esforços cujas deflexões e/ou tensões resultantes estão acima daquelas admitidas por normas. Na medida em que novos campos são descobertos em águas cada vez mais profundas, há a necessidade de se utilizar sistemas com dutos submarinos cada vez mais longos, com maior propensão à ocorrência de vãos livres [99].

Ao se projetar um duto, deve-se levar em conta uma série de esforços aos quais o duto estará sujeito ao longo de sua vida. Primeiramente, precisa-se dimensionar o duto para as cargas de instalação, as cargas hidrostáticas atuantes, as cargas de pressões atuantes no duto, as cargas térmicas, se for o caso, e as cargas devidas às vibrações induzidas por vórtices se este estiver suspenso em algum trecho.

É importante observar que, quando o duto passa por uma depressão ou elevação onde vãos livres são gerados, além das tensões induzidas pelas deformações do duto, o duto passa a estar sujeito a vibrações induzidas por desprendimento de vórtices, que podem levar o duto a romper por fadiga.

1.2 Motivação

O objetivo principal desta dissertação é a análise estrutural de dutos submarinos assentados no fundo do mar com ênfase na análise de VIV devidas às correntes marinhas, segundo a abordagem da norma DNV RP F105 [86]. Procurou-se elucidar os princípios básicos utilizados na norma para análise de vãos livres.

Cabe ressaltar que a metodologia adotada neste trabalho para determinação de vãos livres admissíveis e cálculo do dano à fadiga contempla uma situação onde não existem dados estatísticos relacionados às condições ambientais que permitam uma avaliação criteriosa. Optou-se, portanto, por adotar condições ambientais para águas profundas sem a ação da onda e a corrente atuante perpendicular ao duto.

Um dos principais pontos a se destacar, é que a DNV RP F105 [86] estima as amplitudes de vibração a partir de relações empíricas oriundas de campanhas de medição em escala real e ensaios em laboratórios.

Por se tratar de um tema atual e importante, novas campanhas de testes vêm sendo realizadas ao redor do mundo. Os resultados destas campanhas têm como objetivo ajustar alguns parâmetros hidrodinâmicos envolvidos nas análises. Isto posto, em função de novas descobertas, foi necessário introduzir modificações na versão DNV que vinha sendo utilizada (Março 2002).

Esta dissertação fornece as principais modificações da nova versão DNV (Fevereiro 2006) [109] com relação à versão anterior. Procurou-se esclarecer, através de análises comparativas, o impacto que estas alterações podem causar no projeto. Os estudos foram baseados no trabalho iniciado por Santos [106], que desenvolveu uma planilha no programa *Mathcad* baseada nos critérios da DNV RP F105 2002 para determinação do vão livre máximo admissível e do dano à fadiga.

Tradicionalmente, não era permitida como premissa de projeto a ocorrência de vibrações induzidas por vórtices nos vãos livres. Recentemente, houve uma mudança na filosofia adotada no projeto e passou-se a permitir que o duto esteja sujeito a vibrações provenientes de desprendimento de vórtices desde que se demonstre que a

4

tensão esteja dentro da tensão admissível e o dano devido à fadiga esteja dentro do dano admissível [99].

Os métodos de análise utilizados para cálculo de vãos livres admissíveis podem ser divididos em duas categorias: os métodos de análise estática e os métodos de análise dinâmica [5]. Os métodos de análise estática são: análise de vãos livres induzidos por pequenas depressões, análise de vãos livres utilizando relação de uma viga simples baseando-se no código ASME B31.8 [89] e análise de vãos livres provocados por elevações. Os métodos de análise dinâmica são: análise de vibrações induzidas por vórtices baseada em [10] e análise de vibrações induzidas por vórtices baseada em [10].

1.3 Descrição dos capítulos

Após o Capítulo introdutório, esta dissertação encontra-se dividida da seguinte forma:

O Capítulo 2 apresenta uma visão geral dos problemas envolvidos em uma análise de dutos submarinos com trechos em vãos livres e fornece uma introdução à filosofia da norma DNV RP F105 [86], [109].

O Capítulo 3 ilustra o campo de *Ormen Lange* [104], [105], no Mar do Norte na Noruega, com ênfase em suas particularidades associadas ao fenômeno de VIV e destaca as principais modificações que as campanhas de testes para este projeto geraram na versão DNV RP F105 2006.

O Capítulo 4 apresenta os exemplos de aplicação e o impacto causado pelas diferenças entre os resultados das duas versões da norma DNV.

O Capítulo 5 traz as conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

O Capítulo 6 apresenta as referências bibliográficas.

O Apêndice A contém, de forma resumida, informações gerais a respeito de dutos submarinos. Há um descritivo das fases de projeto, com ênfase na importância

do levantamento de dados topográficos para determinação da diretriz do duto. São citados ainda

CAPÍTULO 2 - DUTOS SUBMARINOS

2.1 Introdução

Com a procura por novos campos de óleo e gás, a tendência é que a indústria offshore caminhe para ambientes severos em águas cada vez mais profundas, logo há um aumento no uso de equipamentos submarinos e existe a necessidade de transporte do óleo e/ou do gás para tratamento em terra ou mesmo em águas mais rasas. Isto implica na instalação de dutos submarinos em leitos irregulares causando um grande número de vãos livres [102].

Em grande parte dos projetos de dutos submarinos para águas profundas, os vãos livres têm se tornado um grande desafio, pois a combinação de fundo irregular com altas velocidades de corrente próximas ao fundo, somada com a difícil e dispendiosa intervenção, exigem uma atenção especial na integridade do vão livre e nas vibrações induzidas por vórtices com seu respectivo dano à fadiga [99].

É importante observar que o duto submarino pode vibrar tanto paralelamente ao fluxo (horizontalmente) quanto transversalmente ao fluxo (verticalmente).

Para que o duto não venha a romper por fadiga, é preciso que a freqüência de desprendimento de vórtices esteja a mais afastada possível das freqüências naturais do duto para que a oscilação dinâmica seja minimizada.

A freqüência natural do duto vai depender de sua rigidez, do comprimento do vão livre, das condições de contorno e de sua massa, incluindo a massa do fluido interno e a massa adicional. Se a freqüência de desprendimento de vórtices e a freqüência natural estiverem sincronizadas, o duto vai entrar em ressonância, com oscilações transversais verticais, ocorrendo o fenômeno de ressonância conhecido como *lock-in* [10]. O *lock-in* se caracteriza pela modificação tanto da freqüência natural de vibração, devido à variação da massa adicional, quanto pela modificação da freqüência de *shedding*, que é influenciada pela vibração do cilindro [48]. O duto pode ainda entrar em ressonância no sentido longitudinal quando a freqüência natural do

duto nesta direção se aproximar do dobro da freqüência de desprendimento de vórtices.

Com o objetivo de minimizar os problemas gerados pelas vibrações induzidas por vórtices nos vãos livres, determina-se qual é o máximo vão livre admissível para que se garanta a integridade do duto. Este procedimento é empregado tanto para dutos a serem instalados como para os já instalados e está descrito na recomendação da DNV RP F105 [86].

No caso de duto a ser instalado, busca-se minimizar a ocorrência de vãos livres no estudo da diretriz de instalação do duto. Caso o vão livre seja inevitável, verifica-se se seu comprimento não ultrapassa o máximo admissível; caso isto ocorra, é necessário que se faça algum tipo de intervenção, tais como: planificação do solo, rebaixamento de cota através da escavação de trincheiras ou mesmo calçamento do duto.

Um dos fatores que torna esta decisão mais difícil é a definição da origem do vão livre. Correntes próximas ao leito marinho podem carrear partículas causando erosão do solo. Neste caso, há surgimento de vãos livres e suas características, como comprimento e distância entre o duto e o leito marinho, podem variar com o tempo. Por outro lado, se os vãos surgiram em função de irregularidades do leito marinho, é mais provável que suas características não variem muito ao longo do tempo [86].

A escavação pode ser realizada através de pás ou injeção de água com alta pressão. A Figura 2.1 mostra o equipamento submarino Spider II, utilizado no campo de *Ormen Lange* [105], para escavação de trincheiras de até 4m de largura por 4m de profundidade.



Figura 2.1 – Equipamento para escavação de trincheiras [105].

A Figura 2.2 ilustra um desenho esquemático com a seqüência de escavação e posterior preenchimento da trincheira para solos arenosos [105]. Nota-se que na segunda ilustração o equipamento primeiro abre a trincheira e, posteriormente, vai assentando o duto. A terceira figura ilustra o equipamento voltando, preenchendo o espaço aberto inicialmente.



Figura 2.2 - Escavação e posterior preenchimento da trincheira para solos arenosos [105].

Para solos argilosos, existe outro equipamento submarino que utiliza jatos de água com alta pressão para escavação da trincheira. A Figura 2.3 ilustra este equipamento.



Figura 2.3 – Escavação de trincheiras em solos argilosos [105].

Conforme mencionado anteriormente, outra forma de intervenção é o calçamento do duto. Este calçamento pode ser feito de diversas formas, dentre elas: preenchimento das depressões com segmentos de rochas, utilização de blocos cimentados (*grout bags*) ou ainda suportes mecânicos [106]. O preenchimento com segmentos deve ser realizado com muito cuidado, pois, em grandes profundidades, é complicado ter uma noção exata de onde se encontra a depressão. Além disso, é necessário que o procedimento seja feito o mais perto possível da data de lançamento do duto, pois do contrário, o calçamento pode ser removido. A Figura 2.4 mostra uma

seqüência esquemática de um duto em vão livre sendo calçado com segmentos de rochas e a Figura 2.5 mostra alguns exemplos de blocos cimentados.



Figura 2.4 – Seqüência esquemática de um duto em vão livre sendo calçado [105].



Figura 2.5 – Exemplos de blocos cimentados para correção de vão livre [97].

No caso de dutos já instalados, é usual que periodicamente os dutos sejam verificados para que se observe se houve o surgimento de novos vãos livres. Caso tenha ocorrido, a necessidade de calçamento deve ser verificada. Na Figura 2.6, temse um exemplo de vão livre observado através de sonar.



Figura 2.6 - Exemplo de vãos livres ao longo da rota [106].

É importante saber que num projeto de duto submarino se faz o levantamento da rota na fase de projeto, antes da sua instalação e após sua instalação; e para se realizar estes levantamentos utilizam-se várias técnicas, dentre elas: filmagem, sonar acústico, passagem de *pig* instrumentado etc.

É necessário ressaltar a importância do levantamento de dados de corrente e onda para se determinar o vão livre admissível e se fazer um estudo de fadiga destes vãos. Para dutos instalados em águas rasas e intermediárias, é preciso se levar em consideração a velocidade de onda e sua interação com a velocidade da corrente. Para definir se a velocidade da onda estará agindo sobre o duto, é necessário saber se a profundidade em que o duto está ou estará, encontra-se em uma região de águas rasas, intermediárias ou profundas. Para cada uma destas regiões, existe uma teoria para se calcular a velocidade da partícula fluida ao longo da profundidade. Vale destacar, entretanto, que nesta dissertação optou-se por adotar condições ambientais para águas profundas sem a ação da onda e a corrente atuante perpendicular ao duto,

com uma probabilidade de ocorrência de 100%. Portanto, o efeito da onda não está sendo considerado.

Uma vez determinada a região em que o duto se encontra, pode-se determinar o carregamento ambiental ao qual estará sujeito.

Em sua tese de doutorado, Santos [106], ressalta que é extremamente importante a medição da corrente de fundo para se calcular o vão livre admissível. Lugo-Fernandez, em [90], coloca que a oceanografia de águas profundas no Golfo do México é muito mais dinâmica do que se esperava; as medições foram realizadas com ADCP de fundo [96]. Neste artigo [90], Lugo-Fernandez relata que em medições oceanográficas feitas para corrente de fundo foram encontradas velocidades de corrente extremamente altas, as quais associa-se à onda de Rossby topográfica. A onda de Rossby topográfica ocorre quando as variações topográficas são dominantes, ou seja, estas ondas são geradas a partir do movimento de uma coluna d'água sobre um gradiente de profundidade. Além disso, é colocado que há uma relação entre a onda de Rossby topográfica e a morfologia do fundo marinho e sugere que se investigue a velocidade de fundo onde se constate a movimentação de sedimento. Observou-se que nos locais em que se mediram altas velocidades de corrente de fundo havia a presença de ravinas. Assim como no Golfo do México, na costa brasileira também são observadas as características morfológicas relatadas no artigo de Lugo-Fernandez sendo, portanto, importantíssimo se medir a corrente de fundo ao longo de todo ano.

Os dutos submarinos em vãos livres apresentam importantes não-linearidades que devem ser consideradas na análise, tais como a variação da tração e a interação solo/duto que contribuem para o comportamento não-linear e para determinação das freqüências naturais do duto; é importante salientar que a maioria dos modelos empíricos para VIV tem limitações significativas nos casos de vãos livres, ficando implícita a necessidade de desenvolver modelos no domínio do tempo [108], que considerem: as não linearidades geométricas, que modificam as forças atuantes em função do desprendimento de vórtices tanto na condição no plano quanto na condição fora do plano; e as não linearidades físicas do solo (rigidez, contato e amortecimento).

Um modelo ideal para análise de vibrações induzidas por vórtices para dutos submarinos em vãos livres deve ser capaz de considerar os seguintes efeitos:

- Geometria do duto no solo marinho e a tração residual;
- Características operacionais tais como: pressão interna, pressão externa e expansão ou contração térmica;
- Coeficientes hidrodinâmicos;
- Perfil de velocidade de corrente local incluindo os efeitos da camada limite perto do solo.
- Velocidade de corrente relativa ao duto e a combinação das forças devidas à onda e à corrente.
- O correto modo dominante para a resposta no plano e fora do plano da direção do fluxo de corrente.
- A interação entre as vibrações induzidas por vórtices no plano e fora do plano da corrente.
- Interação entre o duto e o solo marinho em termos das não-linearidades de rigidez e amortecimento incluindo o atrito.
- O conhecimento preciso da influência da variação de tração na rigidez e também atualização das freqüências naturais.
- Interação dinâmica entre os vãos adjacentes.

Na Figura 2.7, tem-se um exemplo de possíveis configurações de condições de contorno do duto submarino. Na Figura 2.7.a, o duto está engastado, na Figura 2.7.b, o duto está apoiado no solo e na Figura 2.7.c, o duto encontra-se sobre um solo rígido.



Figura 2.7 – Exemplo de condições de apoio do duto submarino. [38]

As principais diferenças entre o duto submarino e o *riser* são que os dutos submarinos estão sujeitos a corrente uniformes, enquanto que os *riser*s a correntes variáveis. Além disso, os dutos submarinos respondem aos carregamentos em modos de vibrações baixos (normalmente os 5 primeiros) e os *riser*s em modos de vibrações altos; no caso do SCR da P-18 [16], [41], por exemplo, o principal modo excitado é o de número 18, ou seja, aproximadamente o 36º modo global.

A maioria dos modelos empíricos de vibrações induzidas por vórtices foi desenvolvida para *riser*s e alguns nTob(ta) **36 53 523 65 6 (1) 10 (1) 10 (1) 10 (1) 10 (1) 10 (1) 10 (1) 10 (1)** Se o amortecim



Figura 2.11 – Duto submarino sujeito à corrente uniforme [112].

Um dos principais parâmetros que associam as condições ambientais com o comportamento estrutural do duto é a velocidade reduzida. Nesta dissertação, não está sendo considerado o efeito da onda que teria uma contribuição na velocidade final do fluxo, principalmente em dutos localizados em águas rasas. Por este motivo, a velocidade reduzida limita-se a:

$$V_R = \frac{U_c}{f_0 \cdot D} \tag{eq 2.1}$$

onde:

- f_0 freqüência natural para um dado modo de vibração;
- U_c velocidade da corrente normal ao duto;
- D diâmetro externo.

As VIVs *in-line* normalmente podem ser classificadas em duas regiões de instabilidade de acordo com o tipo de desprendimento de vórtices: a primeira região se caracteriza por desprendimento de vórtices simétricos e ocorre para velocidades reduzidas entre 1.0 e 2.2; a segunda região se caracteriza por desprendimento de vórtices alternados e compreende a faixa de velocidades reduzidas que varia de 2.2 a 4.5. As VIV's *cross-flow* ocorrem para a faixa de velocidades reduzidas que variam aproximadamente de 4.5 a 8.0.

Estas faixas de transição podem variar de acordo com os parâmetros significativos envolvidos tais como número de Reynolds, proximidade em relação ao solo e diferenças em relação às freqüências no plano e fora do plano, que são influenciadas pelo efeito da rigidez e inércia.

Para se determinar o vão livre máximo admissível, é necessário se conhecer uma série de parâmetros envolvidos na análise que são:

- Características do duto;
- Tração atuante no duto;
- Características do solo
- Velocidade do fluido que atua sobre o duto;
- Deflexão do duto;
- Profundidade do vão livre.

A metodologia adotada neste trabalho para determinação de vãos livres admissíveis e cálculo do dano à fadiga contempla uma situação onde não existem dados estatísticos relacionados às condições ambientais que permitam uma avaliação criteriosa. Portanto, optou-se por adotar condições ambientais para águas profundas sem a ação da onda e a corrente atuante perpendicular ao duto, com uma probabilidade de ocorrência de 100%, consideradas hipóteses altamente conservadoras].

2.2 A filosofia da norma DNV RP F105

2.2.1 - Histórico

A seguir é apresentado um breve histórico da norma para análise de dutos e são tecidas considerações sucintas a respeito da evolução dos critérios [116].

- Anos 70 O vão máximo adimitido era o vão mecânico. Posteriormente adotou-se um critério simplificado para fadiga *in-line*, mas que não levava em consideração o cenário. Pouco conhecimento a respeito do efeito das ondas e de curvas S-N;
- Anos 80 O vão máximo era tal que não permitisse vibrações transversais.
 Critério efetivo para vãos curtos, sujeitos apenas a carregamento de corrente;
- Em 1998 Surge a DNV Guideline14, onde o critério já permite que haja vibrações transversais, desde que o critério de fadiga seja verificado, levando em consideração amplitudes de tensão e número de ciclos.
- Em 2002 Evolução para DNV RP F105: Inclui novos estudos sobre efeito de trincheira, coeficientes hidrodinâmicos, estimativa para resposta estrutural e rigidez solo. Transforma em formato mais amigável (critério *Screening*; cálculos mais completos e reestruturação do documento);
- Em 2006 Atualização da versão anterior com inclusão de novos estudos acerca de diversos assuntos, que serão descritos ao longo desta dissertação.

2.2.2 - Introdução

O objetivo da DNV RP F105 é fornecer critérios de projeto e recomendações práticas para avaliação de dutos submarinos com trechos em vãos livres sujeitos a carregamentos combinados de ondas e correntes.

Os princípios fundamentais envolvidos, juntamente com os parâmetros básicos e os principais resultados das análises estão ilustrados na Figura 2.12.



Figura 2.12 – Visão geral dos componentes envolvidos na análise de vãos livres.

Os componentes citados na Figura 2.12 serão descritos e analisados ao longo desta dissertação.

Embora a avaliação de vãos livres seja um problema complexo, que exige conhecimentos detalhados em várias áreas específicas como vibrações induzidas por vórtices e teorias de ondas, dados ambientais, cálculos de fadiga, análise estrutural e aspectos geotécnicos, os princípios básicos da DNV RP F105 são relativamente simples.

As seguintes exigências devem ser atendidas:

- A análise de fadiga deve compreender um período que seja representativo com o tempo de exposição do duto ao vão livre;
- Todas as variações de tensões impostas ao duto e que são capazes de gerar dano devem ser levadas em consideração;
- As verificações devem ser feitas em todas as seções do duto que possam contribuir para o dano final para todos os modos de vibração;
- Quando necessário, as freqüências naturais devem ser calculadas através de um programa de elementos finitos confiável;

É adotada ainda a seguinte hipótese:

 O cálculo do dano para atender aos critérios de aceitação de fadiga é baseado na regra de Palmgren-Miner. A análise de fadiga deve ser realizada baseada em curvas S-N apropriadas.

A Figura 2.13 fornece uma visão global dos critérios que necessitam ser verificados.


Figura 2.13 – Fluxograma da norma DNV RP F105 para verificação de vão livre [109].

A avaliação deve ser feita tanto para vãos permanentes, quanto para vãos temporários, sendo também válida para dutos a serem instalados.

De acordo com dados geométricos, propriedades físicas do duto e características do vão (no caso de dutos já instalados), faz-se a primeira verificação, que é o critério *Screening* para determinação do vão máximo admissível. Caso este critério seja violado, deve-se realizar a análise de fadiga. Somente se o critério de fadiga também não for atendido, há necessidade de se realizar algum tipo de intervenção a fim de se alterar a configuração inicial. Caso o critério de fadiga seja atendido, é necessário que se realize ainda a verificação de tensões máximas, através do critério de estado limite último, proposto segundo a DNV OS F101 [85].

Como o principal objetivo desta dissertação foi avaliar a DNV RP F105 em suas duas versões, a metodologia aqui apresentada se baseia apenas nas hipóteses adotadas pelos critérios *Screening* e de fadiga. Adotou-se, para a verificação do estado limite último, resultados apresentados por Santos [106].

Segundo a DNV RP F105, as amplitudes de vibração devem ser determinadas através dos Modelos de Resposta quando o duto estiver vibrando devido ao fenômeno de VIV. Para dutos em águas rasas, onde o efeito dinâmico se deve, predominantemente, ao carregamento hidrodinâmico, como cargas devidas às ondas, o Modelo de Forças deve ser utilizado.

Conforme mencionado anteriormente, optou-se por adotar condições ambientais para águas profundas, quando o efeito da onda pode ser desconsiderado.

Considerando apenas as VIVs de correnteza, ou seja, desprezando o efeito das ondas, a DNV RP F105 aplica o que ela chama de Modelos de Resposta para estimativa das amplitudes devidas às vibrações induzidas por vórtices, em função de parâmetros hidrodinâmicos e estruturais. Estes modelos foram determinados a partir de dados disponíveis extraídos de experimentos em laboratório e de uma quantidade limitada de dados obtidos de ensaios em escala real. Através deste modelo, determina-se a amplitude de resposta adimensional [86]. Este parâmetro é comumente utilizado nas análises de VIV para medir o deslocamento máximo da estrutura transversal ao fluxo, onde *A* é a amplitude máxima do deslocamento e *D* o diâmetro hidrodinâmico da estrutura.

Outro método é utilizado em programas no domínio da freqüência, tais como o programa Shear7 [56], onde a determinação das amplitudes é realizada com base em curvas semi-empíricas do coeficiente de *lift*, que são função da amplitude de vibração e da razão de freqüências. A razão de freqüências é mais um parâmetro adimensional utilizado nas análises de VIV, sendo largamente utilizado nos ensaios experimentais para determinação dos coeficientes hidrodinâmicos e do comportamento da estrutura [108]. É expresso pela razão entre a freqüência de desprendimento de vórtices e a freqüência de vibração da estrutura.

Uma terceira alternativa seria a abordagem baseada em CFD (*Computer Fluid Dynamics*), isto é, a utilização de modelos computacionais calcados na dinâmica dos fluidos. Através desses modelos, seria possível considerar o comportamento do fluido e da estrutura de forma acoplada, ou seja, possibilitaria que a resposta da estrutura alterasse o escoamento modificando, assim, o próprio carregamento atuante e, de novo, a resposta da estrutura. Atualmente, no entanto, estes modelos estão limitados a casos particulares devido ao seu alto custo computacional; uma análise completa e rigorosa de um *riser* real, por exemplo, pode levar meses.

2.2.3 - Critério Screening

O critério *Screening* propõe que se permita uma fadiga devida às vibrações induzidas por vórtices para cargas combinadas de corrente e onda. Este critério foi calibrado de forma que a análise de vida à fadiga realizada seja superior a 50 anos. Neste critério, assume-se que a resposta ocorra no 1° modo de vibração e caso este seja violado é necessário a realização de uma análise de fadiga mais detalhada. O critério de estado limite último sempre deve ser verificado [86].

Neste critério, foram analisados dois modos de vibração, um paralelo ao fluxo e outro perpendicular aofl

fluxo é determinado basicamente pela ação da corrente; Nesta dissertação, $\alpha = 1$.

> Para vibração transversal ao fluxo:

$$\frac{f_{0.CF}}{\gamma_f} > \frac{U_{c,100\,year} + U_{w,1year}}{V_{R,onset}^{CF} \cdot D} \gamma_{CF}$$
(eq 2.4)

onde:

 γ_{CF} - coeficiente de segurança (ver item 3.2.5);

 $U_{w,1year}$ - velocidade da onda incidente no duto para um período de recorrência de 1 ano;

 $V_{R_{onset}}^{CF}$ - velocidade reduzida para vibração transversal ao fluxo.

A norma DNV propõe uma fórmula aproximada para cálculo da freqüência natural do primeiro modo do duto nas duas direções (eq 2.5). É importante lembrar que esta formulação foi desenvolvida tomando por base hipóteses conservadoras no que diz respeito ao comprimento do vão, rigidez do solo e tração axial. Considerou-se, por exemplo, que o leito marinho é horizontal, de forma que os ombros nos quais o duto se apóia são horizontais e encontram-se no mesmo nível, conforme ilustra Figura 2.14 mais adiante.

$$f_0 \approx C1 \cdot \sqrt{1 + CSF} \sqrt{\frac{EI}{M_e L_{eff}^4} \left(1 + C2 \cdot \frac{S_{eff}}{P_E} + C3 \cdot \left(\frac{\delta}{D}\right)^2\right)}$$
(eq 2.5)

onde:

C1, C2 e C3 – coeficientes que variam em função das condições de contorno assumidas para o duto;

E – módulo de elasticidade do material do duto;

I-momento de inércia

CSF – fator de contribuição do concreto à rigidez;

$$CSF = k_c \left(\frac{EI_{conc}}{EI_{a o}}\right)^{0.75}$$
(eq 2.6)

 k_c – constante empírica definida em função do tipo de revestimento anticorrosivo aplicado ao duto;

L_{eff} – comprimento efetivo do vão (será definido logo a seguir);

 M_e – massa efetiva por unidade de comprimento;

D-diâmetro externo do duto;

 P_E – carga de flambagem de Euler;

$$P_{E} = (1 + CSF)\pi^{2} \frac{EI}{L_{eff}^{2}}$$
(eq 2.7)

δ-deflexão estática;

$$\delta = C6 \frac{q \cdot L_{eff}^4}{EI \cdot (1 + CSF)} \cdot \frac{1}{\left(1 + C2 \cdot \frac{S_{eff}}{P_E}\right)}$$
(eq 2.8)

 q – peso submerso do duto para direção transversal ou carregamento devido ao arraste para direção *in-line*;

C6 - coeficiente em função da condição de contorno do duto;

 S_{eff} – força axial efetiva.



Figura 2.14 – Comprimento suspenso e comprimento dos ombros.

A força axial efetiva é muito difícil de ser estimada em função da grande variedade de parâmetros envolvidos. São muitas as incertezas relativas às condições operacionais como temperatura e pressão, tração residual de lançamento, deflexões laterais do duto, efeitos causados por vãos adjacentes e irregularidades do leito marinho [87].

Algumas considerações devem ser feitas a respeito das equações apresentadas. Os coeficientes C1 a C6 citados foram determinados de forma a simular as condições de contorno. Eles assumem valores diferentes se o duto for considerado bi-rotulado, bi-engastado ou com um trecho assentado sobre o solo (denominado nesta dissertação de ombro). A Tabela 2.1 a seguir fornece seus valores para versão 2002.

	Bi-rotulado	Bi-engastado	Assentado sobre o solo	
C1	1.57	3.56	3.56	
C2	1.0	0.25	0.25	
C3	0.8	0.2	0.4	
C4	4.93	14.1	$14.1 \cdot \left(\frac{L}{L_{e\!f\!f}}\right)^2$ - nos ombros	
			8.6 – no meio do vão	
C5	1/8	1/12	$\frac{1}{18 \cdot \left(\frac{L_{eff}}{L}\right)^2 - 6} - \text{nos ombros}$	
			1/24 – no meio do vão	
C6	5/384	1/384	1/384	

Tabela 2.1 – Coeficientes para as diferentes condições de contorno.

A formulação analítica para cálculo da freqüência natural de vibração do duto, (eq 2.5), é baseada no conceito de comprimento efetivo. Este comprimento foi definido com o objetivo de simplificar a estimativa da resposta estrutural, levando em consideração o comprimento do duto assentado sobre o solo. O comprimento efetivo é definido como o comprimento de um vão ideal bi-engastado, que forneça a mesma resposta estrutural em termos de freqüências naturais que o vão real assentado sobre o solo [117]. Ele pode ser definido segundo a relação que se segue:

$$\frac{L_{eff}}{L} = \frac{\frac{4.73}{-0.066\overline{\beta}^2 + 1.02\overline{\beta} + 0.63}}{\frac{4.73}{0.036\overline{\beta}^2 + 0.61\overline{\beta} + 1.0}} \quad \text{para } \overline{\beta} \ge 2.7 \quad (eq 2.9)$$

onde:

$$\overline{\beta} = \log_{10} \left(\frac{K \cdot L^4}{(1 + CSF) \cdot EI} \right)$$
 (eq 2.10)

K é a rigidez do solo (vertical ou horizontal).

Nota-se que o comprimento efetivo L_{eff} é inversamente proporcional ao quadrado de $\overline{\beta}$, que por sua vez é diretamente proporcional à rigidez. Logo, quanto mais resistente for o solo, menor será o comprimento efetivo.

Cabe ressaltar ainda que a fórmula apresentada pela (eq 2.5) é uma fórmula simplificada e tem os seguintes limites de aplicação:

$$\frac{L_{eff}}{Ds} < 140 \tag{eq 2.11}$$

$$\frac{\delta}{D} < 2.5 \tag{eq 2.12}$$

$$C2\frac{S_{eff}}{P_E} > -0.5$$
 (eq 2.13)

Como a (eq 2.5) é para cálculo da primeira freqüência natural, os dois primeiros limites são justamente para garantir que o comprimento do vão não seja muito longo e nem que deflexões estáticas elevadas ocorram. Já o terceiro limite é uma razão entre a força axial efetiva e a carga de flambagem, de modo a evitar justamente a flambagem.

Se um destes limites não for atendido, o cálculo deve ser feito através de uma modelagem numérica, com o uso de um programa de elementos finitos.

É importante deixar claro que, como a (eq 2.5) leva em consideração os coeficientes para cálculo de rigidez vertical e lateral do solo, ela fornece freqüências naturais ligeiramente diferentes para as duas direções. Esta diferença varia basicamente de acordo com o comprimento do vão, tipo de solo.

2.2.4 - Critério de fadiga

A vida à fadiga é calculada nas duas direções separadamente e o dano final será o maior dentre as duas direções: *in-line* e *cross-flow* [86]. Para a direção *in-line* é considerado ainda um cálculo aproximado para vibrações *in-line* induzidas pelo movimento na direção transversal. Conforme mencionado anteriormente, o efeito das ondas não está sendo considerado.

A tensão máxima, $\sigma_{_E}$, é dada na versão DNV 2002 por:

> Para vibração na direção do fluxo:

$$\sigma_{E} = \frac{1}{2} \cdot \max\left(S_{IL}; 0.5 \cdot S_{CF} \cdot \frac{A_{IL}}{A_{CF}}\right)$$
(eq 2.14)

onde:

 S_{IL} - variação de tensões na direção paralela ao fluxo;

 $S_{\rm CF}$ - variação de tensões na direção transversal ao fluxo;

 A_{IL} - amplitude de tensão devida à deflexão do modo na direção paralela ao fluxo (seção 2.2.5.1);

 A_{CF} - amplitude de tensão devida à deflexão do modo na direção transversal ao fluxo (seção 2.2.5.1);

Nota-se que a parcela S_{IL} refere-se à tensão devida às vibrações na direção do fluxo e a parcela $0.5 \cdot S_{CF} \cdot \frac{A_{IL}}{A_{CF}}$ refere-se à tensão *in-line* induzida pelas vibrações na direção transversal ao fluxo.

> Para vibração transversal ao fluxo:

$$\sigma_E = \frac{1}{2} \cdot S_{CF} \tag{eq 2.15}$$

As tensões são calculadas de acordo com os chamados Modelos de Resposta.

2.2.5 - Modelos de Resposta

Conforme dito anteriormente, estes modelos foram determinados a partir de dados disponíveis extraídos de experimentos em laboratório e de uma quantidade limitada de dados obtidos de ensaios em escala real. Através deste modelo, determina-se a amplitude de resposta adimensional, em função da velocidade reduzida.

As três condições a seguir são avaliadas:

- VIV na direção do fluxo;
- VIV na direção transversal ao fluxo;
- VIV na direção do fluxo devido às vibrações na direção transversal.

Além da velocidade reduzida e do parâmetro α , já definidos, as amplitudes de resposta dependem de outros parâmetros que associam as condições ambientais com o comportamento estrutural do duto. São eles:

A) Parâmetro de estabilidade

$$K_{s} = \frac{4\pi \cdot m_{e}\zeta_{T}}{\rho \cdot D} \tag{eq 2.16}$$

onde:

ho - densidade da água;

 $\zeta_{\scriptscriptstyle T}$ - razão de amortecimento total;

 m_e - massa efetiva (massa estrutural + massa adicionada).

A razão de amortecimento total compreende:

- ζ_{str} amortecimento estrutural valor recomendado [109]: $\zeta_{str} = 0.005$
- ζ_{solo} amortecimento do solo valor recomendado para método *Screening* [109]: $\zeta_{str} = 0.01$
- ζ_h amortecimento hidrodinâmico valor recomendado [109]: $\zeta_{str} = 0.00$ (em *lock-in*)

B) Intensidade de turbulência

Este parâmetro avalia a variação na velocidade de corrente próxima ao fundo devido às irregularidades do leito marinho. Na falta de informações detalhadas, a norma recomenda 5% [109].

C) Número de Keulegan-Carpenter

$$KC = \frac{U_w}{f_w \cdot D} \tag{eq 2.17}$$

onde:

 f_w - freqüência da onda;

 U_w - velocidade do fluxo induzida pela onda.

2.2.5.1 - Modelo de Resposta para direção in-line

A resposta em termos de amplitude para o duto vibrando na direção *in-line* contempla a região de velocidades reduzidas entre 1.0 e 4.5, ou seja, tanto para vibrações por desprendimento de vórtices simétricos quanto alternados. Assume-se que a resposta *in-line* para o vão livre vai depender basicamente da velocidade reduzida, do parâmetro de estabilidade, da intensidade de turbulência e do ângulo de incidência. Conservativamente, não é considerado o efeito de trincheira.

A variação de tensões na direção in-line é dada por:

$$S_{IL} = 2 \cdot A_{IL} \cdot (A_Y / D) \cdot \psi_{\alpha, IL} \cdot \gamma_s \tag{eq 2.18}$$

onde:

 A_{IL} - amplitude de tensão devida à deflexão do primeiro modo na direção do fluxo:

 $\psi_{\alpha,IL}$ - fator de correção (sem efeito de onda, $\psi_{\alpha,IL} = 1$);

 γ_s - fator de segurança;

 A_{γ}/D - amplitude *in-line* máxima normalizada, função da velocidade reduzida e do parâmetro de estabilidade.

A Figura 2.15 mostra a relação entre velocidade reduzida e amplitude de vibração normalizada para direção *in-line* e para o caso particular de Ks=0.



Figura 2.15 – Velocidade reduzida x amplitude normalizada para direção in-line (Ks=0).

Cabe observar que a norma propõe um coeficiente de segurança γ_f a ser aplicado na velocidade reduzida calculada inicialmente. As tabelas com os principais coeficientes utilizados encontram-se no Capítulo 3, mas pode-se adiantar que γ_f varia de 1.0 a 1.3.

Como já citado anteriormente, a DNV propõe uma formulação simplificada analítica para cálculo das freqüências naturais, sem o uso de um programa de elementos finitos. Da mesma forma, há uma equação simplificada que pode ser utilizada para cálculo da amplitude de tensão devida à deflexão do modo, tanto para direção *in-line* quanto transversal ao fluxo:

$$A_{IL/CF} = C4 \cdot (1 + CSF) \frac{D \cdot (D_s - t) \cdot E}{L_{eff}^2}$$
(eq 2.19)

onde t é a espessura de aço do duto.

Porém, assim como a (eq 2.5), ela possui certos limites de aplicação, expressos nas (eq 2.11), (eq 2.12) e (eq 2.13). No caso de se utilizar um programa de elementos finitos, a equação a seguir deve ser utilizada:

$$A_{IL/CF} = \frac{1}{2} \cdot D \cdot E \cdot D_S \cdot \kappa \tag{eq 2.20}$$

onde κ é a curvatura do modo considerado.

2.2.5.2 - Modelo de Resposta para direção transversal

A resposta transversal também é influenciada por uma série de parâmetros, tais como: velocidade reduzida, número de Keulegan-Carpenter, razão entre as velocidades de corrente, número de *Strouhal* e profundidade da trincheira.

A variação de tensões na direção transversal é dada por:

$$S_{CF} = 2 \cdot A_{CF} \cdot (A_Z / D) \cdot R_K \cdot \gamma_S \tag{eq 2.21}$$

onde:

 A_{CF} - amplitude de tensão devida à deflexão do modo na direção transversal ao fluxo;

 R_{K} - fator de redução devido ao amortecimento;

 (A_Z / D) - amplitude transversal máxima normalizada, função da velocidade reduzida e do número de Keulegan-Carpenter (KC). Como o efeito da onda está sendo desconsiderado, KC=0.

A Figura 2.16 mostra a relação entre velocidade reduzida e amplitude de vibração normalizada na direção transversal sem considerar o efeito da onda.



Figura 2.16 – Velocidade reduzida x amplitude normalizada para direção transversal.

CAPÍTULO 3 - VERSÃO DNV RP F105 2006

3.1 Campo de Ormen Lange

O campo de Ormen Lange [104] [105] representa bem os novos de

PROJETO CAMPO ORMEN LANGE



Figura 3.1 – Percurso do gasoduto de Ormen Lange [113].



Figura 3.2 - Vista geral do campo em direção à costa [113], [114].

Em função da área ser muito antiga e fruto de um grande deslizamento de placas, o solo é muito irregular e contém grandes obstáculos e elevações que chegam a 50m de altura. A Figura 3.3 apresenta uma visão 3-D da região com uma indicação da área de exploração na profundidade de 850m e ilustra ainda a rota do duto em direção às instalações em terra. A Figura 3.4 fornece uma visão local das irregularidades do leito marinho na região citada.



Figura 3.3 - Ilustração da rota parcial de um duto submarino na região de Storegga [101].



Figura 3.4 – Visão geral das irregularidades do leito marinho na região de Storegga [101].

Estas irregularidades do leito marinho fazem com que apareça um grande número de vãos livres sendo muitos deles extensos e com grande espaço entre o duto e o leito marinho. A Figura 3.5 mostra todos os vãos maiores que 40m em uma rota preliminar onde ainda não havia sido realizada nenhuma intervenção no solo. O eixo horizontal fornece o comprimento dos vãos, enquanto que no eixo vertical estão representadas as distâncias entre o duto e o leito marinho.



Figura 3.5 – Distribuição de vãos livres em águas profundas [101].

Muitas vezes, a declividade acentuada possui regiões instáveis e pode se tornar um grande desafio na medida em que elevam os custos de intervenção. Podese acrescentar a isto, o fato de que as correntes centenárias próximas ao fundo chegam a 1.1m/s e restringem ainda mais o comprimento dos vãos com as premissas que vinham sendo adotadas. Estes foram os principais fatores que motivaram a busca por novos conhecimentos sobre VIV em vãos livres com o objetivo de se permitir vãos mais extensos sem que a segurança global fosse afetada.

3.2 Principais modificações desta versão

Os projetos convencionais para cálculo de vãos livres de acordo com a DNV RP F105 permitem que haja VIV desde que a integridade do duto seja mantida dentro de determinados limites [98]. Contudo, o campo de aplicação desta premissa de projeto só compreende vãos curtos ou moderados. Com a descoberta de vãos maiores e/ou vãos múltiplos onde vários modos de vibração podem ser excitados, esta abordagem se torna muito conservativa.

No caso de vãos com comprimento muito extenso expostos a altas velocidades de correntes durante longa duração, deve-se levar em consideração o comportamento multi-modal para direção paralela ao fluxo, transversal ao fluxo e ainda para o movimento paralelo induzido pelo movimento transversal ao fluxo. Esta abordagem exige que sejam feitos ajustes nas premissas de projeto com o objetivo de se estipular metodologias explícitas de avaliação de dutos com múltiplos vãos vibrando em vários modos.

É importante ressaltar que, em programas tais como o programa Shear7 [56], correntes uniformes excitam todo comprimento da estrutura e a resposta é sempre unimodal. Em dutos submarinos com um trecho assentado sobre o solo, o comportamento estrutural se altera (ver Figura 2.9) e podem ocorrer situações onde mais de um modo é excitado, mesmo para correntes uniformes.

Os efeitos de uma nova metodologia devem ser mais significativos em projetos para águas profundas e, certamente, possibilitarão vãos de comprimentos mais extensos diminuindo os custos de intervenção dentro de níveis de segurança aceitáveis [102].

A versão DNV RP F105 de 2002 pode ser aplicada tanto para o caso de vão simples como vãos múltiplos vibrando em apenas um modo. A combinação de altas velocidades de correntes com comprimentos extensos pode fazer com que freqüências mais altas sejam excitadas. Esta resposta multi-modal não é proibida por norma, contudo faltam orientações detalhadas a respeito do cálculo do dano à fadiga.

De uma maneira geral, os critérios de segurança e fatores adotados são conservativos. O grau de conservadorismo adotado nas análises pode variar de acordo com o grau de conhecimento das variáveis de cada situação tais como: carregamento permanente, capacidade de carga do duto, condições do vão livre etc. Este conservadorismo também pode ser reduzido na medida em que se realizam análises de confiabilidade para cenários mais específicos. Na versão DNV 2006, uma nova classificação foi introduzida e será discutida com mais detalhes ao final deste capítulo.

Em princípio, não há limitação no comprimento dos vãos segundo a DNV RP F105. Os modelos de resposta de VIV são baseados em respostas unimodais e, portanto, melhores aplicados para o caso de vãos curtos ou moderados. Para o caso de vãos com comprimentos maiores sujeitos a altas velocidades de corrente durante longa duração, o comportansão

38

dano à fadiga e ainda assume que a parcela de contribuição de cada modo para o dano final se dá no mesmo ponto crítico. Esta aproximação, além de ser conservativa, não está totalmente correta, pois admite que apenas um modo possa existir simultaneamente para vibração paralela e perpendicular ao fluxo [102].

3.2.1 - Classificação Morfológica

O objetivo desta classificação é determinar quando um vão pode ser considerado isolado ou quando ele está interagindo com outros. Ela dá um indicativo do grau de complexidade da análise. Ela já existia na versão 2002, porém não havia informações detalhadas sobre sua aplicabilidade.

- Dais of mais and consecutives and considerations is dadde accession of the consecutive set of the consideration of the consideration of the consideration of the consideration of the consecutive set of the consideration of the constant of the constan
 - Uma seqüência de vãos está interagindo se os comportamentos estático e dinâmico deles são afetados pela presença dos demais vãos.

Esta classificação é de extrema tai d d (t) tips 233 0 Td (i) Tj 2.40144 0 Td (a) Tj 6.12366 0 Td () 0

nts ocin

As curvas da Figura 3.6 representam uma combinação destas hipóteses ocorrendo simultaneamente.



Pode-se notar ainda que, apesar do gráfico anterior indicar que há uma maior interação na medida em que o solo se torna mais mole, a tendência é que nestes solos haja um maior assentamento do duto sobre o leito marinho. Desta forma, deve haver menos vãos livres e de menor comprimento, fazendo com que efetivamente existam mais vãos interagindo em solos arenosos mais densos.

No caso de vários modos serem excitados na mesma direção, o procedimento multi-modal deve ser aplicado. O critério a seguir pode ser utilizado como uma forma conservativa de se determinar se o comportamento é uni ou multi-modal:

- Primeiro, deve-se determinar quais são as freqüências mais baixas nas duas direções;
- A identificação das freqüências que poderão ser excitadas deve obedecer à seguinte regra:

 $V_{_{Rd,CF}} \ge 2$ para direção transversal ao fluxo; $V_{_{Rd,IL}} \ge 1$ na direção do fluxo.

onde a velocidade reduzida deve ser calculada com a corrente anual.

• Se apenas um modo obedec

Este procedimento pode ser aplicado no caso de vãos simples ou múltiplos vãos. Esta abordagem torna-se mais significativa quando dois ou mais modos estão concorrendo entre si com freqüências naturais muito próximas [109].

A metodologia básica adotada na versão DNV RP F105 2006 envolve as mesmas premissas de projeto com apenas novas considerações a respeito das respostas multi-modais que são aplicadas a vãos livres extensos ou múltiplos vãos.

As freqüências naturais *in-line* e *cross-flow* para águas calmas e os respectivos modos de vibração devem ser calculados em um programa de elementos finitos confiável, levando-se em consideração as condições geométricas do duto e condições de contorno apropriadas na região dos ombros (comprimento de duto assentado sobre o solo). Assume-se que todos os parâmet**87n0** Td (m)Tj 9.24553 0 Td (ú)Tj 6.12366 0 Td (l)Tj 2.28

$$S_{i,CF}(x) = 2 \cdot A_{i,CF}(x) \cdot (A_{Zi} / D) \cdot R_k \cdot \gamma_k$$
 (eq 3.1)

A posição onde a tensão é calculada ao longo do vão é determinada em função da coordenada do vão x.

A variação de tensão devida aos modos fracos é determinada conforme expressão abaixo:

$$S_{i,CF}(x) = 2 \cdot 0.5 \cdot A_{i,CF}(x) \cdot (A_{Zi} / D) \cdot R_k \cdot \gamma_k$$
(eq 3.2)

A tensão combinada final *cross-flow* é determinada como a 'raiz quadrada da soma dos quadrados':

$$S_{comb,CF}(x) = \sqrt{\sum_{i=1}^{n} (S_{i,CF}(x))^2}$$
 (eq 3.3)

onde n é o número de modos cross-flow presentes em uma dada velocidade.

A freqüência para contagem dos ciclos, $f_{cyc,CF}(x)$ é determinada segundo uma expressão ponderada:

$$f_{cyc,CF}(x) = \sqrt{\sum_{i=1}^{n} \left(f_{i,CF} \frac{S_{i,CF}(x)}{S_{comb,CF}(x)} \right)^2}$$
 (eq 3.4)

onde $f_{i,CF}$ é tomada como sendo a freqüência de resposta para o modo dominante e a freqüência natural em águas calmas para os modos fracos, ou seja:

 $f_{i,CF} = f_{i,CF-RES}$ para o modo dominante $f_{i,CFi} = f_{i,CF}$ para os modos fracos (em águas calmas)

3.2.2.2 - Resposta in-line

A análise *in-line* é um pouco mais complexa do que a *cross-flow*, pois envolve um número maior de modos ativos. Além disso, o efeito do movimento *cross-flow* induzindo o movimento *in-line* deve ser levado em consideração quando relevante.

O procedimento será explicado para o caso de 4 modos contribuintes, que podem ser potencialmente ativos. É importante lembrar que estes 4 modos não são necessariamente os 4 primeiros modos.

3.2.2.2.1 - VIV in-line puro

Quando dois modos têm freqüências naturais muito próximas, eles têm grandes chances de apresentarem respostas para a mesma velocidade de fluxo, ou seja, há uma superposição das regiões de *lock-in*. Neste caso, apenas um modo pode responder totalmente de acordo com os modelos de resposta apresentados anteriormente, e os outros modos devem ter suas respostas reduzidas por um fator α j, onde j é o número do modo.

Na Figura 3.9, pode-se observar um exemplo com múltiplos vãos. O primeiro passo é a determinação dos modos ativos dependendo da posição ao longo do comprimento (denotado na figura pela coordenada Xi).



Figura 3.9 – Determinação dos modos participantes in-line [109].

Para uma dada posição Xi, deve ser feita uma avaliação das "tensões de resposta" para cada modo. Supondo que n seja o número total de modos, diz-se que o enésimo modo é ignorado se a tensão de resposta do enésimo modo for menor do que 10% da maior tensão dentre todos os outros modos naquela posição. A lista final dos modos que participam na resposta é determinada após a eliminação destes modos inconsistentes e é realizada uma nova numeração dos modos restantes.

Apenas para explicitar, no exemplo acima os modos 1 e 3 fariam parte da lista na posição Xi, enquanto que, o modo 2 seria descartado. A seguir, é apresentada a nova numeração que deve ser feita.

Número antigo	Nova numeração
Modo 1	Modo 1
Modo 2 (ignorado para dada posição e	_
uma dada velocidade de corrente Ui)	
Modo 3	Modo 2
Modo 4	Modo 3

Dois modos adjacentes podem competir entre si quando suas freqüências estão próximas ou podem agir independentes quando suas freqüências estão afastadas.

Como regra geral, diz-se que dois modos estão competindo se a razão entre suas freqüências for menor que 2, isto é:

$$\frac{f_{n+1}}{f_n} < 2$$

onde f_n é a freqüência natural do enésimo modo.

Quando os modos competem entre si, ou seja, são concorrentes, apenas um deles pode responder totalmente de acordo com os modelos de resposta para cálculo do A/D. Este modo é chamado de modo dominante *in-line*. Para os modos contribuintes restantes deve ser aplicado um fator de redução $\alpha j = 0.5$.

Toda combinação de modos adjacentes deve ser verificada para que se determinem quais modos serão concorrentes e qual sairá vencedor. Isto implica que as seguintes combinações devem ser verificadas:

Modo 1 x Modo 2 Modo 2 x Modo 3 Modo 3 x Modo 4

Deve ser feita uma avaliação das tensões para todos os modos em uma dada posição Xi. Um fator de redução para os modos concorrentes, αj, deve ser aplicado de acordo com a regra que se segue:

Combinações de modos não concorrentes

- Para combinações de modos não concorrentes, α_j é sempre igual a 1, ou seja, não há redução na tensão.

Combinações de modos concorrentes

- O modo associado à maior tensão, isto é, o modo dominante de cada combinação tem um fator $\alpha_i = 1$;

- O modo fraco ou perdedor deverá receber um fator $\alpha_i = 0.5$;

- Este fator αj deve ser aplicado à tensão para cada combinação verificada. Isto significa que para alguns modos, o mesmo fator pode ser aplicado mais de uma vez.

Supondo-se que no exemplo anterior:

- Modos 1 e 2 estão concorrendo e o modo 1 é o dominante; isto implica que $\alpha_1 = 1$ e $\alpha_2 = 0.5$;

- Modos 2 e 3 estão concorrendo e o modo 2 é o dominante, isto implica que $\alpha_2 = 1$ e $\alpha_3 = 0.5$;

- Modos 3 e 4 estão concorrendo e o modo 4 é o dominante, isto implica que $\alpha_4 = 1$ e $\alpha_3 = 0.5$;

Isto significa dizer então que:

-Modo 1 recebe $\alpha_1 = 1$; -Modo 2 recebe $\alpha_2 = 0.5$; -Modo 3 recebe $\alpha_3 = 0.25 (0.5 \cdot 0.5)$; -Modo 4 recebe $\alpha_4 = 1$.

Esta redução no modo 3 é justificada pelo fato dele estar competindo com os modos 2 e 4.

A variação de tensão devida ao VIV *in-line* puro é dada pela expressão que se segue:

$$S_{j,IL}(x) = 2 \cdot \alpha_j \cdot A_{j,IL}(x) \cdot (A_Y / D) \cdot \Psi_{\alpha,IL} \cdot \gamma$$
 (eq 3.5)

onde o efeito do fator de redução para modos concorrentes, α_i , já foi incluído.

Obs.: A não aplicação deste fator, isto é, $\alpha_j = 1$, é uma alternativa conservativa.

3.2.2.2.2 - VIV in-line induzido pelo movimento cross-flow

Assume-se que somente o modo dominante *cross-flow* pode potencialmente contribuir para o VIV *in-line* induzido pelo movimento *cross-flow*.

O modo *in-line* adotado será aquele cuja freqüência é mais próxima de duas vezes a freqüência de resposta do modo dominante *cross-flow*, ou seja, $\min(|f_{j,IL} - 2 \cdot f_{i,CF-RES}|)$, onde j=1,2..2n e i denota o modo dominante *cross-flow*.

A variação de tensão *in-line* correspondente à figura em "8" ou ao movimento em "meia-lua", $S_{IL-CF-DOM,j}(x)$, ou seja, a variação de tensão do modo j *in-line* induzida pelo modo dominante *cross-flow*, pode ser expressa por:

$$S_{j,IL-CF}(x) = 2 \cdot 0.4 \cdot A_{j,IL}(x) \cdot \left(A_{Z_{DOM}} / D\right) \cdot R_k \cdot \gamma$$
(eq 3.6)

A variação de tensão *in-line* final para o modo que é potencialmente excitável pelo movimento *cross-flow* deve ser tomada como:

$$S_{j,IL}(x) = \max(S_{j,IL}(x), S_{j,IL-CF}(x))$$
(eq 3.7)

A variação de tensão combinada final *in-line* é determinada como a 'raiz quadrada da soma dos quadrados':

$$S_{comb,IL}(x) = \sqrt{\sum_{j=1}^{2n} (S_{i,IL}(x))^2}$$
 (eq 3.8)

A freqüência para contagem dos ciclos, $f_{cyc,IL}(x)$ para os modos *in-line* é determinada da forma que se segue:

- Para os modos sujeitos ao movimento *in-line* puro, a freqüência para contagem dos ciclos é a freqüência natural do próprio modo;

- Para o modo *in-line* induzido pelo movimento *cross-flow*, a freqüência para contagem dos ciclos é tomada como duas vezes a freqüência de resposta do modo *cross-flow* dominante, isto é, $2 \cdot f_{i,CF-RES}$.

A expressão final para cálculo da freqüência ponderada fica sendo:

$$f_{cyc,IL}(x) = \sqrt{\sum_{j=1}^{2n} \left(f_{j,IL} \frac{S_{j,IL}(x)}{S_{comb,IL}(x)} \right)^2}$$
(eq 3.9)

Além da introdução deste novo procedimento de cálculo que considera mais de um modo contribuindo na resposta final e esclarecimentos a respeito de suas limitações, outras modificações foram implementadas na versão DNV 2006, tais como [102]:

- Atualização dos Modelos de Resposta para cálculo da amplitude normalizada de vibração (A/D) em função da velocidade reduzida;
- Introdução da massa adicionada no cálculo da freqüência de vibração transversal;
- Recalibração dos fatores de segurança para cálculo da fadiga;

- Introdução de novas recomendações práticas baseadas na experiência adquirida através de ensaios e diversos projetos;
- Modificações nos coeficientes hidrodinâmicos de inércia e arrasto;
- Atualização dos requisitos para o critério de Estado Limite Último;
- Breve apêndice contendo métodos para redução das vibrações induzidas por vórtices;
- Apêndice fornecendo informações mais detalhadas para procedimentos de cálculo considerando a interação solo x estrutura, como rigidez e amortecimento.

Os três primeiros aspectos serão discutidos com mais detalhes ao longo deste capítulo e no Capítulo 4, através de exemplos de aplicação.

3.2.3 - Atualização dos modelos de resposta

Os Modelos de Resposta são curvas empíricas determinadas para abranger todos os resultados significativos dos testes [86]. Os modelos adotam a velocidade reduzida calculada a partir da freqüência natural para águas calmas. Conseqüentemente, assume-se que possíveis efeitos devidos às alterações na massa adicionada já estão implícitos. Esta é uma simplificação e limitou, de certa forma, a validade dos modelos para novas relações de massa avaliadas em testes recentes [102].

A campanha de testes de *Ormen Lange* indicou que os modelos desenvolvidos para respostas na direção do fluxo apresentaram resultados satisfatórios e continuam válidos, mesmo para modos de vibração mais altos. Para vibrações transversais ao fluxo, porém, alguns ajustes foram realizados, sobretudo nos casos dominados somente por corrente, ou seja, onde o efeito da onda pode ser desprezado [102].

Identificou-se que a amplitude máxima de resposta depende da razão de freqüências entre os modos de vibração transversais mais baixos. Observou-se que a relação amplitude sobre diâmetro (A/D) máxima de 1.3, ocorre, predominantemente, quando o primeiro modo é excitado – caso de vão simples. Quando as freqüências adjacentes se aproximam, ou seja, mais de um modo é excitado, esta amplitude diminui. Realizou-se, então, um ajuste na curva que determina a relação entre velocidade reduzida e amplitude adimensional, conforme verifica-se no gráfico da

Figura 3.10. Cabe ressaltar que este ajuste só é válido quando há contribuição de mais de um modo, ou seja, a razão entre freqüências adjacentes $\left(\frac{f_{n+1}}{f_n}\right)$ é muito próxima.



Figura 3.10 – Velocidade reduzida x amplitude adimensional para direção transversal. – versão 2006 [98].

Observou-se ainda que, na maior parte dos casos, as amplitudes *in-line* induzidas pelas vibrações na direção transversal, estão na ordem de 40% das amplitudes transversais, e não 50%, como previsto na versão 2002.

3.2.4 - Efeito da variação da massa adicionada

Os testes para o projeto de *Ormen Lange* mostraram que as freqüências de resposta (ou de oscilação) sofriam alterações na medida em que vibrações na direção transversal surgiam [102]. Este fenômeno é conhecido no caso de *riser*s e pode ser explicado através da modificação da massa adicionada. Desta forma, foram propostos novos coeficientes para cálculo da massa adicionada em função da velocidade reduzida que devem ser aplicados para atualizar as freqüências naturais transversais para águas calmas em freqüências de resposta. A freqüência de oscilação transversal é calculada com o procedimento iterativo similar ao utilizado por Larsen [31]. A Figura 3.11 mostra a curva implementada na versão 2006.



Figura 3.11 - Coeficiente de massa adicionada em função da velocidade reduzida [109].

Apesar de apresentar um elevado coeficiente para velocidade reduzida em torno de 2.5, cabe destacar que as vibrações transversais nesta região são muito pequenas, conforme pode ser observado na Figura 2.16.

A freqüência de resposta para direção transversal é determinada de acordo com a (eq 3.10).

$$f_{n,CF-RES} = f_{n,CF} \sqrt{\frac{(\rho_s / \rho) + C_a}{(\rho_s / \rho) + C_{a,mod}}}$$
(eq 3.10)

onde:

 ρ_{s} / ρ - densidade relativa do duto;

 C_a - coeficiente de massa adicionada para águas calmas;

 $C_{a \mod}$ - coeficiente modificado;

 $f_{n,CF}$ - freqüência natural para o enésimo modo.

Esta freqüência somente será utilizada para contagem dos ciclos e para determinação do modo dominante transversal que induzirá as vibrações *in-line*; ela não deve ser utilizada no gráfico da Figura 2.16 para obtenção da amplitude normalizada, pois este foi determinado para velocidades reduzidas a partir de freqüências naturais em águas calmas. O problema de VIV com variação de massa

adicionada é bem mais complexo, o que implicaria em ferramentas mais sofisticadas de análise, como programas no domínio do tempo.

3.2.5 - Recalibração dos fatores de segurança

O formato determinado na versão DNV 2002 continua válido. Isto implica no uso de quatro fatores de segurança parciais: γ_f (freqüência natural), γ_{on} (início das vibrações), γ_K (parâmetro de estabilidade) e γ_S (variação de tensões). Deve-se acrescentar a estes, o fator que determina a classe de segurança para cálculo da fadiga, η .

Na Tabela 3.1 e na Tabela 3.2, são apresentados, para as duas versões, os conjuntos de fatores que devem ser aplicados no critério *Screening* para determinação do vão máximo admissível.

Tabela 3.1 – Fatores de segurança para o critério *Screening* – versão DNV 2002.

$\gamma_{\prime L}$	1.15
$\gamma_{\scriptscriptstyle CF}$	1.3

Tabela 3.2 – Fatores de segurança para o critério Screening – versão DNV 2006.

$\gamma_{\scriptscriptstyle IL}$	1.4
$\gamma_{\scriptscriptstyle CF}$	1.4

Os coeficientes de segurança aumentaram de 1.15 para 1.4 na direção do fluxo, e de 1.3 para 1.4 na direção transversal ao fluxo, porém houve um ajuste na (eq 2.2) e na (eq 2.4). O efeito destas modificações será melhor apresentado no exemplo 2.

A Tabela 3.3 e a Tabela 3.4 apresentam os fatores aplicados no cálculo da fadiga segundo os Modelos de Resposta em função da classe de segurança.

Fator de	Classe de segurança			
segurança	Baixa	Normal	Alta	
η	1.0	0.50	0.25	
γ_s	1.05			
$oldsymbol{\gamma}_{f}$		1.20		
${\pmb \gamma}_K$		1.30		
γ_{on}	1.10			

Tabela 3.3 – Fatores de segurança para o critério de fadiga – versão DNV 2002.

|--|

Fator de	Classe de segurança		
segurança	Baixa	Normal	Alta
η	1.0	0.50	0.25
$\gamma_{\scriptscriptstyle K}$	1.0	1.15	1.30
γ_s	1.30		
$\gamma_{on,IL}$	1.10		
$\gamma_{on,CF}$	1.20		

Outro coeficiente que influencia bastante a resposta final em termos de dano é o γ_s , que deve ser aplicado diretamente no cálculo da tensão. Este aumentou de 1.05 na versão 2002 para 1.3 na versão 2006. Cabe lembrar que no cálculo do dano, a tensão é elevada ao expoente m da curva S-N, que pode chegar a 5. Desta forma, este aumento de quase 30% no γ_s pode fazer com que a vida útil diminua em até 3 vezes. O efeito desta alteração será melhor avaliado nos exemplos 4, 5 e 6.

Além dos coeficientes citados anteriormente, surgiu uma nova definição para determinação do fator γ_f , que deve ser aplicado no cálculo da velocidade reduzida. Esta nova definição leva em consideração o quão definidas são as características operacionais do duto como comprimento do vão, distância entre o duto e o leito marinho e tração axial. Segundo a versão DNV de 2006, o vão livre possui suas características:

 Mal definidas – quando dados referentes ao comprimento do vão, distância entre o duto e o leito marinho e tração axial não possuem muita precisão, condições ambientais são determinadas apenas por valores extremos, o s8lo está em constante process8 erosiv8 e estas alterações no cenário não são determinadas 8u ainda quando se está em uma fase æliminar de desenv8lvimento do aceitot

- Bem definidas quando dados referentes ao comprimento do vão, distância entre o duto e o leito marinho e tração axial são determinados ou medidos, bem como dados referentes às condições do solo e ambientais; e
- Muito bem definidas quando dados referentes ao comprimento do vão, distância entre o duto e o leito marinho e tração axial são determinados ou medidos com alto grau de precisão, assim como as condições do solo e ambientais. Para que esta classificação seja utilizada, é necessário ainda que: o comprimento do vão seja efetivamente medido ou determinado através dos suportes; a análise estrutural seja realizada através de um programa de elementos finitos; as propriedades do solo sejam determinadas através da retirada de amostras ao longo da rota; existam dados ambientais medidos por um longo período de tempo e os efeitos devidos às alterações das condições operacionais sejam avaliados detalhadamente.

A Tabela 3.5 apresenta os valores propostos na versão 2006. O efeito da introdução desta nova classificação é apresentado no exemplo 3.

Classificação do vão livro	Classe de segurança		
	Baixa	Normal	Alta
Muito bem definidas	1.0	1.0	1.0
Bem definidas	1.05	1.1	1.15
Mal definidas	1.1	1.2	1.3

Tabela 3.5 – Fatores de segurança para freqüências naturais – versão DNV 2006.

A versão DNV de 2002 não diferenciava explicitamente as condições como *bem definidas* ou *mal definidas*, apenas mencionava com poucos detalhes quando uma ou outra condição deveria ser utilizada [103]. O fator $\gamma_f = 1.2$ deveria ser utilizado para projeto, quando não existiam dados suficientes como comprimento do vão, distância entre o duto e o leito marinho etc. Já o fator $\gamma_f = 1.15$ deveria ser utilizado quando da avaliação de um duto em serviço, com dados medidos e atualizados [109].

CAPÍTULO 4 - EXEMPLOS E COMPARAÇÕES

4.1 Descrição dos exemplos

Neste capítulo, são apresentados diversos exemplos comparando as duas versões da DNV RP F105. Procurou-se analisar as principais modificações gradualmente, de modo que há uma evolução do grau de complexidade das análises no transcorrer dos exemplos. Com exceção do primeiro, todos os outros apresentam os resultados para as duas versões, com o objetivo de se verificar o impacto causado pelas modificações.

No primeiro exemplo, procurou-se esclarecer os conceitos fundamentais envolvidos no critério *Screening*, ou seja, na determinação do vão máximo admissível. Foram tecidas considerações a respeito dos principais fatores como faixa de velocidade reduzida e amplitude de vibração adimensional. Como os fundamentos não se alteraram de uma versão para outra, este exemplo é geral e independe da versão da norma.

O segundo exemplo teve como objetivo central verificar a influência das modificações dos fatores de segurança na determinação do vão livre máximo admissível pelo critério *Screening*. Foi realizada uma comparação entre os vãos máximos admissíveis calculados pelas duas versões da DNV RP F105, variando-se o tipo de solo.

No terceiro exemplo, avaliou-se a influência da introdução de uma nova classificação para os vãos livres, de acordo com o nível de definição das condições operacionais. Calculou-se a vida útil para um vão de 34.5m (relação L/D = 106) em diferentes tipos de solo. Uma análise complementar foi realizada, onde o dano foi calculado variando-se o comprimento do duto, para verificar se o comportamento detectado na condição anterior poderia se manter. Todas as análises foram realizadas para as duas versões, com o objetivo de se verificar o impacto causado por esta nova classificação.

55

Já o quarto exemplo visou avaliar as diferenças entre a abordagem simplificada analítica proposta por norma e a abordagem numérica, através da utilização de uma modelagem em elementos finitos. Este estudo faz-se necessário, pois as formulações propostas por norma possuem limitações. Foi realizado ainda um estudo de sensibilidade para analisar a influência da variação do comprimento dos ombros, principalmente no cálculo das freqüências naturais. O dano foi calculado para um vão de 34.5m assentado sobre areia média para as duas versões da norma, considerando que as condições operacionais são muito bem definidas. Em complementação, apresenta-se um gráfico comparativo com as freqüências naturais do primeiro modo de vibração calculadas segundo as duas formulações.

Nos exemplos 5 e 6, procurou-se avaliar um vão único com relação L/D tal que proporcionasse uma resposta multi-modal. O dano à fadiga foi calculado para um vão de 60m e outro de 70m, assentados sobre areia média para as duas versões, segundo as abordagens unimodal e multi-modal, quando aplicável. Procurou-se variar também as condições operacionais entre mal ou muito bem definidas.
4.2 Exemplo 1 - Premissas do critério Screening

Em sua tese de doutorado, Santos [106] desenvolveu uma planilha *Mathcad* baseada na norma DNV RP F105 2002 para determinação do vão máximo admissível e posterior cálculo do dano à fadiga de forma simplificada considerando apenas o efeito de um perfil de corrente (desprezando o efeito da onda) atuando o ano todo. Tomando esta planilha como base, foram realizados estudos e implementações como alterações propostas pela nova versão 2006, inclusive no que diz respeito à consideração de mais de um modo contribuindo na resposta final. Estas atualizações serão esclarecidas ao longo dos exemplos que se seguem.

Santos [106] realizou um estudo aprofundado sobre a influência dos parâmetros envolvidos na determinação do vão livre máximo admissível e por este motivo essas análises não serão repetidas. Neste primeiro exemplo, procurou-se interpretar os conceitos fundamentais envolvidos no critério *Screening*.

Principais dados do caso base:

- Diâmetro externo duto: 0.3239m
- Espessura duto: 0.0191m
- Aço: X60
- Espessura camada de anti-corrosivo: 0.003m
- Densidade da camada de anti-corrosivo: 9.32kN/m³
- Sem revestimento de concreto
- Fator amortecimento estrutural: 0.005
- Conteúdo: Vazio
- Velocidade corrente: 1.0m/s
- Tipo de solo: Areia densa
- Fator amortecimento solo: 0.01
- Sem o efeito da trincheira $\Delta/D = 0$
- Tração efetiva: 200kN

Para o caso base, obteve-se pelos critérios da DNV RP F105 que, para o duto vibrando na direção do fluxo, o vão de inspeção, ou seja, vão máximo admissível para que não ocorram vibrações, é 17.35m e para o duto vibrando transversalmente à

direção do fluxo é 30.46m. O limite do vão mecânico obtido pela DNV OS F101 foi 77.4m].

Algumas considerações podem ser feitas a respeito deste exemplo. Pode-se observar que a condição restritiva no caso de dutos submarinos é do duto vibrando na direção do fluxo de corrente. Levando-se em consideração que os dutos submarinos respondem em modos de vibração mais baixos e que a freqüência de desprendimento de vórtices na direção paralela ao fluxo é o dobro daquela na direção transversal, pode-se compreender que na medida em que aumentamos o vão, diminuímos a freqüência natural da estrutura e desta forma, as primeiras vibrações vão ocorrer na direção paralela ao fluxo.

Em outras palavras, pode-se dizer que vãos pequenos terão sua primeira freqüência natural ainda acima do dobro da freqüência de *shedding*. Dependendo desta relação, podem ocorrer somente vibrações *in-line* ou nenhuma vibração. Para vãos intermediários, há uma redução da freqüência natural do primeiro modo e podem ocorrer vibrações nas duas direções.

Para valores inferiores a 17.35m não há ocorrência de VIV. Nota-se que para vãos acima deste valor existem duas possibilidades: ou ele se encontra na situação intermediária, ou seja, entre 17.35m e 30.46m; ou o vão é maior do que 30.46m.

No caso da condição intermediária, apenas a verificação à fadiga na direção do fluxo deve ser feita, pois a freqüência natural de vibração do primeiro modo ainda está mais alta do que a freqüência de desprendimento de vórtices transversal, só ocorrendo vibrações no sentido do fluxo.

Na medida em que aumentamos o vão e ele ultrapassa 30.46m, a freqüência natural se aproxima da freqüência de *Shedding* e o duto começa a vibrar também transversalmente. A norma permite que isto aconteça desde que a fadiga nas duas direções, paralela e transversal ao fluxo, seja verificada.

Cabe ainda observar que para o vão de inspeção na condição paralela ao fluxo (17.35m), a freqüência natural do duto é 3.631Hz. A freqüência de desprendimento de vórtices para direção paralela ao fluxo é o dobro da freqüência de *shedding* (ou *Strouhal*) e pode ser calculada pela fórmula que se segue:

58

$$fs_{IL} = 2 \cdot \frac{U \cdot St}{De} = 2 \cdot \frac{1.0 \cdot 0.20}{0.330} = 1.212 Hz$$

Onde: *U* - velocidade de corrente *St* - número de *Strouhal De* - diâmetro estrutural

A freqüência natural do duto encontra-se afastada da freqüência de desprendimento de vórtices. Na medida em que a freqüência natural do duto se aproxima desta freqüência, o duto entra em *lock-in*. Neste caso, a condição de *lock-in* perfeita, ou seja, fn/fs=1 ocorreria somente para um vão suspenso de 34.5m, entretanto, o vão calculado pela norma está restrito em 17.35m. Esta diferença pode ser explicada, em parte, tomando-se como base o gráfico da Figura 4.1, obtido através de ensaios de vibrações forçadas, extraído de [10], apresentado a seguir, onde pode-se constatar que a condição de *lock-in* não existe apenas para o caso onde fn/fs=1. Pode-se observar pelo gráfico que, dependendo da amplitude transversal, o *lock-in* pode existir dentro de uma faixa que varia de aproximadamente 0.5 a 1.5fn/fs.



Figura 4.1 – Definição das regiões de "Lock-in" segundo Blevins [10].

A norma DNV RP F105 para dutos submarinos propõe que as amplitudes de vibração sejam determinadas a partir de relações empíricas em função da velocidade reduzida. Este é um parâmetro de fundamental importância para determinação do vão livre máximo admissível. Na Figura 4.2, apresenta-se um gráfico típico para cálculo das amplitudes normalizadas em função da velocidade reduzida. Este é um gráfico simplificado que não leva em consideração o parâmetro de estabilidade K_s (eq 2.16)

nem o efeito da onda. Apesar disto, ele fornece uma visão geral das diferenças entre faixas de velocidades reduzidas e amplitudes para as duas direções. Nota-se que o VIV na direção do fluxo ocorre para uma faixa de velocidades reduzidas que varia de 1.0 a 4.5 e possui amplitudes de vibração bem menores do que as amplitudes transversais ao fluxo. As vibrações transversais, por sua vez, ocorrerão para velocidades reduzidas mais elevadas (Vr = 2 a 16). Observa-se ainda, que há uma região (Vr = 2 a 4.5) onde ocorrem vibrações nos dois planos.



Figura 4.2 – Amplitude normalizada de vibração (A/D) em função da velocidade reduzida Vr.

Para obtenção da amplitude normalizada, segundo a DNV RP F105 [109], a (eq 2.1) deve ser majorada por um fator γ_f :

$$V_R = \frac{U}{fn \cdot D} \gamma_f \tag{eq 4.1}$$

Para o caso onde L_{IL}=17.35m, tem-se então $V_R = 1.001$, onde já está incluído o coeficiente de segurança γ_f . Isto significa dizer que, a partir deste vão, já ocorre o fenômeno de VIV, porém com velocidades reduzidas em torno de 1.0. Pela Figura 4.2, nota-se que esta situação ($V_R = 1$) fornece um A/D muito pequeno e desta forma a vida útil está garantida acima de 50 anos (pelo critério *Screening*).

Esta mesma abordagem pode ser feita para o vão admissível imposto por norma para a condição do duto vibrando na direção transversal ao fluxo. O vão da norma ficou limitado em L_{CF} =30.46m. A freqüência natural para este vão é 1.485Hz e a velocidade reduzida $V_R = 2.5$. Nota-se, pelo gráfico da Figura 4.2, que o duto já vibra na direção perpendicular ao fluxo devido ao fenômeno de VIV, porém com amplitudes muito pequenas resultando em um pequeno dano. Pode-se observar que, para velocidade reduzida de 2.5, o duto está vibrando na direção do fluxo com amplitudes maiores do que as transversais, o que acarreta em um dano maior *in-line* do que transversal. Pode-se comprovar que para condição de *lock-in* perfeito, ou seja, fn/fs=1, a velocidade reduzida seria $V_R = 6$, resultando em uma amplitude transversal máxima. Nesta condição, no entanto, as vibrações *in-line* no primeiro modo são desprezíveis, mas podem ocorrer vibrações *in-line* do segundo modo em diante.

4.3 Exemplo 2 - Determinação do vão máximo admissível

Este exemplo teve como objetivo verificar a influência das modificações dos fatores de segurança na determinação do vão livre máximo admissível pelo critério *Screening*. A Tabela 4.1 e a Figura 4.3 apresentam os valores para os vãos de inspeção caso o duto vibre no plano da corrente (IL) ou transversal a este (CF), em função de diferentes tipos de solo, para as duas versões da norma. Posteriormente, são tecidas considerações a respeito das análises.

A única alteração feita em relação aos dados do exemplo anterior é que este possui tração axial de 0 kN.

	2002					
Solo	Características mal definidas		Características bem definidas		2006	
	IL (m)	CF (m)	IL (m)	CF (m)	IL (m)	CF (m)
Areia fofa	16.18	28.78	16.71	29.54	16.03	26.55
Areia média	16.59	29.12	17.13	29.88	16.44	26.89
Areia densa	17.04	29.47	17.58	30.24	16.87	27.24
Argila muito mole	10.84	24.91	11.42	25.67	10.31	22.51
Argila mole	13.06	26.36	13.57	27.13	12.82	24.05
Argila média	14.54	27.57	15.06	28.33	14.27	25.20
Argila dura	15.20	28.11	15.72	28.87	14.93	25.74
Argila muito dura	16.39	29.07	16.92	29.84	16.19	26.77
Argila rija	16.55	29.20	17.09	29.97	16.32	26.86

Tabela 4.1 – Vão de inspeção segundo critério *Screening* para diversos tipos de solo.

Em função da recalibração dos fatores de segurança, na versão DNV 2006 não há diferença, na determinação do vão máximo admissível, ao se utilizar a classificação segundo o nível de definição das condições operacionais. Esta classificação só é levada em consideração no cálculo do dano à fadiga.

O mesmo não ocorre na versão DNV 2002, onde a determinação do vão máximo admissível sofre ligeira influência dependendo da classificação utilizada.



Figura 4.3 – Comparação versões DNV 2002 x 2006 – vão de inspeção segundo critério *Screening*

O primeiro ponto a se destacar é que, para determinação do vão máximo admissível, a versão DNV 2006 é ligeiramente mais conservativa do que a versão 2002, ou seja, ela permite vãos menores do que a versão anterior. Este fato se deve, em parte, à recalibração dos fatores de segurança propostos na Tabela 3.1 e na Tabela 3.2. Isto não significa dizer, entretanto, que a versão 2006 será mais conservativa no critério de verificação da fadiga, caso este vão admissível seja ultrapassado. Este critério será abordado com mais detalhes nos exemplos 3, 4 e 5.

Ainda com relação à Figura 4.3, há uma redução de aproximadamente 5% na maior parte dos casos *in-line* (IL). Observa-se ainda, que esta diferença é maior na direção transversal ao plano do *riser* (CF), em torno de 10%. Nota-se, por fim, que, nas argilas, estas alterações são ligeiramente superiores do que nas areias, podendo chegar a 17% no caso de argila muito mole.

Conforme dito anteriormente, parte da justificativa está na recalibração dos fatores de segurança. Além disso, estes fatos podem ser explicados analisando-se os fatores para cálculo da rigidez dinâmica vertical (C_V) e da rigidez dinâmica horizontal do solo (C_L). Analisando as Tabela 4.2 a Tabela 4.5, nota-se que há uma redução de 50% nos fatores para cálculo da rigidez dinâmica vertical das argilas e 35% para

cálculo da rigidez dinâmica horizontal. Já nas areias, esta redução foi menor: 34% e 25%, respectivamente.

Estes fatores se relacionam com a rigidez do solo segundo a equação a seguir para versão DNV 2002:

$$K_{V,L} = C_{V,L} \left(\frac{2}{3} \frac{\rho_s}{\rho} + \frac{1}{3} \right) \sqrt{D}$$
 (eq 4.2)

Conforme discutido no item 2.2.1, há uma relação entre a rigidez do solo e a freqüência natural de vibração. O fato da redução dos coeficientes ter sido diferente nas duas direções (50 e 35% nas areias e 34 e 25% nas argilas) contribui para desigualdade encontrada na determinação do vão máximo admissível.

|--|

Fator para rigidez dinâmica e rigidez estática para interação duto-solo em areias							
Tipo areia C_V $(kN/m^{5/2})$ C_L $(kN/m^{5/2})$ $K_{V,S}$ $(kN/m/m)$							
Fofa	10500	9000	250				
Média	14500	12500	530				
Densa	21000	18000	1350				

Tabela 4.3 - Fator	para cálculo d	la rigidez nas	s duas direções -	- Norma 2006 –	Argila.
--------------------	----------------	----------------	-------------------	----------------	---------

Fator para rigidez dinâmica e rigidez estática para interação duto-solo em argilas com OCR=1						
Tipo argila C_V $(kN/m^{5/2})$ C_L $(kN/m^{5/2})$ $K_{V,S}$ $(kN/m/m)$						
Muito mole	600	500	50-100			
Mole	1400	1200	160-260			
Média	3000	2600	500-800			
Dura	4500	3900	1000-1600			
Muito dura	11000	9500	2000-3000			
Rija	12000	10500	2600-4200			

Fator para rigidez dinâmica e rigidez estática para interação duto-solo em areias							
Tipo areia C_V $(kN/m^{5/2})$ C_L $(kN/m^{5/2})$ $K_{V,S}$ $(kN/m/m)$							
Fofa	16000	12000	250				
Média	22000	16500	530				
Densa	32000	24000	1350				

Tabela 4.4 – Fator para cálculo da rigidez nas duas direções – Norma 2002 – Areia.

Tabela 4.5 – Fator para cálcul	o da rigidez nas du	uas direções – Norma	2002 – Argila.
--------------------------------	---------------------	----------------------	----------------

Fator para rigidez dinâmica e rigidez estática para interação duto-solo em argilas com OCR=1						
Tipo argila C_V $(kN/m^{5/2})$ C_L $(kN/m^{5/2})$ $K_{V,S}$ $(kN/m/m)$						
Muito mole	1200	800	50-100			
Mole	2700	1800	160-260			
Média	6000	4000	500-800			
Dura	1000-1600					
Muito dura 21000 14000 2000-3000						
Rija	24000	16000	2600-4200			

4.4 Exemplo 3 - Nova classificação segundo nível de definição das condições operacionais

Este exemplo teve como objetivo avaliar a influência da introdução de uma nova classificação para os vãos livres. Um vão de 34.5m (relação L/D = 106) foi avaliado para diferentes tipos de solo de acordo com a classificação que leva em consideração as características operacionais do duto, como mal, bem ou muito bem definidas. As freqüências naturais foram calculadas de acordo com a formulação analítica proposta na norma (eq 2.5), assim como as tensões (eq 2.19). Na Figura 4.4, é apresentado um gráfico, onde pode-se verificar claramente que, para condições mal definidas, a versão DNV 2006 tornou-se ainda mais conservativa do que a de 2002. Isto já não ocorre se as características forem consideradas muito bem definidas.

Vale lembrar que, por não se dispor de dados disponíveis de correnteza, o cálculo da fadiga foi realizado de forma conservativa simplificada considerando apenas um perfil de corrente atuando durante o ano todo com velocidade U=0.6m/s. A curva S-N adotada foi a B1 bilinear da DNV RP C203 [110].



Figura 4.4 – Vida Útil em função das características do duto para diferentes tipos de solo.

Para reforçar a validade dos resultados obtidos, apresenta-se, na Figura 4.5, um gráfico extraído de [103]. Neste caso, ao invés de se variar o tipo de solo, foram

avaliados diversos dutos com diferentes relações comprimento sobre diâmetro (L/D). A Tabela 4.6 ilustra os casos de calibração utilizados neste estudo. A vida útil apresentada foi normalizada com a condição muito bem definida da versão DNV 2006, por isso o eixo vertical ilustra a vida à fadiga relativa. A maior parte dos casos teve a resposta unimodal dominando os cálculos de fadiga, assim como o exemplo apresentado anteriormente. Pode-se notar ainda que, em alguns casos, como caso 3 (caso de um vão simples - duto de 40" em areia fofa), há uma grande variação na vida útil dependendo da classificação utilizada. O mais importante, porém, é que, apesar destes casos não representarem todas as situações possíveis de ocorrer, na maior parte dos casos apresentados, assim como na Figura 4.4, a versão DNV 2006 se mostra mais restritiva para a condição de características mal definidas e o oposto para características muito bem definidas.

Caso	Identificação	Ds	t (mm)	Tipo de solo	Vão (s)
1	Ormen Lange	30"	35.5	Argila muito mole	Simples
2	Ormen Lange MEG	6 5/8"	9.9	Areia média	Simples
3	Europipe	40"	24.6	Areia fofa	Simples
4	Tune	14"	25.1	Areia média	Simples
5	Grane	24"	24.7	Areia média	Simples
6	Norne	14"	24.0	Argila dura	Simples
7	Oseberg	36"	25.7	Areia média	Simples
8	Asgard	42"	32.3	Argila rija	Simples
9	Troll oil	16"	20.5	Rocha	Múltiplos
10	Ormen Lange MEG	6 5/8"	9.9	Areia média	Múltiplos
11	Asgard	10"	12.3	Argila mole	Múltiplos
12	Asgard	10"	12.3	Argila mole	Múltiplos
13	Ormen Lange MEG	6 5/8"	9.9	Areia média	Múltiplos

Tabela 4.6 – Casos de calibração.



Figura 4.5 – Vida Útil em função das características do duto para diferentes relações L/D [103].

Ainda a respeito deste exemplo, procurou-se avaliar o dano calculado pelas duas versões variando o comprimento do duto. O objetivo é verificar até onde o comportamento apresentado anteriormente pode ser extrapolado. Esta análise complementa as anteriores, pois, tanto a Figura 4.4, quanto a Figura 4.5, ilustram a comparação das duas versões sempre para o mesmo vão. A Figura 4.6 fornece a vida útil em função do comprimento do vão. Para melhor comparação com os limites impostos por norma, apresenta-se, no eixo horizontal, a relação L/D.

Assim como nos casos anteriores, as freqüências naturais e as tensões foram calculadas de acordo com as metodologias analíticas propostas por norma - (eq 2.5) e (eq 2.19). A fim de se ter uma análise mais abrangente em termos de L/D, utilizou-se um perfil de corrente de 0.7m/s, ao invés de 0.6m/s, proposto inicialmente. Ainda assim, o dano foi governado pela direção *in-line*. Assumiu-se que as condições operacionais do duto eram muito bem definidas.



Figura 4.6 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 - vida à fadiga.

Como mencionado anteriormente, a versão 2002 apresenta, para este exemplo, uma vida à fadiga menor para vãos moderados, enquanto que para vãos maiores esta diferença diminui, com uma tendência a estabilização para relações L/D acima de 115, que é próximo do limite imposto por norma (L/D=140) para avaliação com as hipóteses citadas.

Apenas a título de exemplificação, um vão com L/D=90 teria uma vida útil de aproximadamente 200 anos pela versão DNV 2006 e aproximadamente 120 anos na versão DNV 2002.

Estas três figuras, (Figura 4.4, Figura 4.5 e Figura 4.6), mostram o quanto foi importante o impacto causado pela introdução desta nova classificação de acordo com as condições operacionais dos dutos.

4.5 Exemplo 4 - Formulações analítica x numérica

Este exemplo visa avaliar as diferenças entre a abordagem simplificada analítica proposta por norma para cálculo das freqüências naturais (eq 2.5) e tensões (eq 2.19), e a abordagem numérica (eq 2.20), através da utilização de uma modelagem em elementos finitos. Nestas análises, o programa utilizado foi o Anflex [36]. É importante deixar claro que a análise numérica fornece a freqüência natural e as curvaturas ao longo da estrutura. Para cálculo da tensão final, é necessário que se disponha também da amplitude adimensional. Esta é obtida a partir da velocidade reduzida, que por sua vez é calculada em função da freqüência natural.

Quando as condições topográficas não são complexas, a versão DNV 2002 propõe uma relação entre comprimento do duto assentado sobre o solo (comprimento do ombro - L_{ombro}) e comprimento do vão (L), de acordo com o tipo de solo. Pode-se dizer que estas relações indicam apenas uma primeira aproximação, visto que na versão DNV 2006 elas não são mais citadas.

Em função disso, foi realizado um estudo de sensibilidade para analisar a influência da variação do comprimento dos ombros, principalmente no cálculo das freqüências naturais. As relações propostas por norma encontram-se na Tabela 4.7 e na Tabela 4.8.

Tipo areia	L _{ombro} / L
Fofa	0.3
Média	0.2
Densa	0.1

Tabela 4.7 – Relação L_{ombro} / L para areias.

Tabela 4.8 – Relação L_{ombro} / L para argilas.

Tipo argila	L _{ombro} / L
Muito mole	0.5
Mole	0.4
Média	0.3
Dura	0.2
Muito dura	0.1
Rija	0.07

Nota-se que, quanto menos resistente é o solo, maior é esta relação, pois é necessário um trecho maior de duto assentado sobre o solo para simular o efeito do engaste.

Neste exemplo, foi avaliado um duto com as mesmas propriedades do primeiro exemplo, sujeito a um vão de 34.5m (L/D=106) assentado sobre areia média.

Através do programa Anflex [36], foi realizada a análise estática e posteriormente a análise de vibrações livres. Foram utilizados elementos de pórtico. A discretização da malha foi feita da seguinte forma: elementos de 0.010m na região dos ombros (6.9m); uma faixa de transição de 2m para elementos de 0.100m e elementos de 0.100m nos 30.5m centrais. A modelagem do solo foi feita utilizando-se molas lineares. Alguns dados encontram-se a seguir:

Deflexão elástica axial limite: 0.03m Deflexão elástica lateral limite: 0.324m Coeficiente fricção axial: 0.2 Coeficiente fricção lateral: 0.5 Rigidez vertical estática: 530 kN/m/m Amortecimento vertical (percentual do amortecimento crítico): 1%

Os resultados do estudo de sensibilidade encontram-se nas Figura 4.7 a Figura 4.9. Posteriormente, são tecidos comentários a respeito das análises.





Figura 4.8 – Variação da freqüência natural 1º modo CF em função do comprimento dos ombros.

Analisr

basicamente ao atrito com o solo. Por outro lado, se a configuração do duto encontrase com parte do duto enterrada, formando uma trincheira, a resistência lateral será maior do que na condição anterior e a relação entre as freqüências nas duas direções também será alterada. O comportamento solo/duto e suas não linearidades é um dos pontos mais complexos em investigação pela comunidade científica atualmente e existem dois JIPs (*Joint Industry Projects*) em andamento (CARISIMA e STRIDE [68]) a respeito deste assunto.

Com relação aos deslocamentos verticais observados na Figura 4.9, nota-se que, para o caso analisado, há uma tendência de estabilização, na medida em que o comprimento dos ombros aumenta. Intuitivamente, este fato se deve ao aumento da mobilização do atrito axial na medida em que o trecho de duto sobre o solo aumenta. Entretanto, este comportamento deve ser verificado em estruturas de maior diâmetro, que possuem deformações maiores.



Figura 4.9 – Variação do deslocamento vertical em função do comprimento do ombro.

Para as análises comparativas subseqüentes, adotou-se o comprimento de ombro sugerido por norma para areia média – $L_{ombro} = 0.2 \cdot L$. Como mencionado no exemplo 4.4, o cálculo da fadiga foi realizado de forma conservativa simplificada considerando apenas um perfil de corrente (0.6 m/s) atuando durante o ano todo. Os resultados apresentam-se na Tabela 4.9. Nota-se que, para o caso analisado, na versão DNV 2002 praticamente não há diferença entre as duas formulações – analítica e numérica, pois os resultados em termos de tensões estão na mesma ordem de grandeza (24.60 e 23.53 MPa). Já para versão DNV 2006, esta diferença é mais significativa, impactando em uma vida útil 54% maior quando se utiliza a formulação numérica.

Versão DNV	2002			2006		
Formulação	Analítica	Numérica	Diferença (%)	Analítica	Numérica	Diferença (%)
fn1 (Hz)	1.125	1.296	15	1.111	1.296	17
Vr	1.858	1.614	-13	1.636	1.403	-14
A/D	0.095	0.070	-26	0.073	0.049	-33
Tensão (MPa)	24.60	23.53	-4	22.97	20.43	-11
VU (anos)	224	244	9	321	494	54

Tabela 4.9 – Versões DNV 2002 x DNV 2006 – formulação analítica x numérica.

Deve-se salientar que as diferenças entre a análise analítica e a numérica estão tanto no cálculo da freqüência natural, quanto no cálculo da tensão. Em ambas as versões, a freqüência natural numérica ficou maior do que a analítica. Houve então uma diminuição da velocidade reduzida com conseqüente redução da amplitude de vibração, o que faria com que a tensão realmente diminuísse. Porém, a tensão é função não só da amplitude de vibração, mas também da deflexão do duto. Na modelagem numérica, esta deflexão é traduzida na curvatura, enquanto que na análise analítica, ela é baseada no conceito de comprimento efetivo e coeficientes do solo para simular as condições de contorno.

Neste exemplo, a parcela da tensão devida à deflexão foi maior na análise numérica do que na analítica. Este resultado foi camuflado pelo aumento da freqüência que gerou uma amplitude de vibração menor. Em outras palavras, hipoteticamente, se a freqüência natural de vibração fosse a mesma, as amplitudes de vibração seriam as mesmas, porém a tensão numérica seria maior do que a analítica gerando maior dano e, conseqüentemente, menor vida útil.

Isto posto, conclui-se que, neste exemplo, houve uma compensação no cálculo das tensões e a análise numérica saiu-se, somando os dois efeitos, menos conservativa do que a analítica. Em função da alteração dos coeficientes, esta diferença ficou menor na versão 2002 do que na versão 2006, o que explica a diferença de 54% na versão 2006. O mais importante, porém, foi verificar que há necessidade de se avaliar cuidadosamente os parâmetros envolvidos para que a modelagem numérica seja a mais realística possível. É fundamental que estudos de sensibilidade sejam realizados, de forma que o comportamento solo/duto seja representativo, minimizando o efeito das não linearidades envolvidas.

Nota-se ainda que a versão DNV 2006 apresenta, para as duas formulações, uma vida útil superior àquelas apresentadas pela versão 2002. Este fato confirma os resultados apresentados na Figura 4.6.

Esta avaliação torna-se importante também para vãos com elevada relação L/D, pois há uma tendência maior a respostas multi-modais. Mais detalhes serão fornecidos no exemplo seguinte. Como mencionado no item 3.2.1, deve-se registrar que vãos com relação L/D > 140 não estão cobertos pelos limites de aplicação da formulação analítica proposta pela (eq 2.5).

Cabe ressaltar ainda que na condição de múltiplos vãos, a única alternativa para cálculo das freqüências naturais é através da formulação numérica. Esta foi considerada uma primeira etapa de comparação para que se tivesse sensibilidade dos parâmetros envolvidos. Procurou-se excitar o primeiro modo na direção *in-line*, de forma que as vibrações na direção transversal ainda não estivessem ocorrendo. Deste modo, os dados apresentados são relativos somente à direção *in-line*.

No gráfico da Figura 4.10, é apresentada uma comparação entre as freqüências naturais para o primeiro modo de vibração *in-line*, calculadas pelo programa desenvolvido em *Mathcad* para as duas versões da norma, e as freqüências calculadas pelo programa de elementos finitos. Os resultados são apresentados para a relação proposta por norma $L_{ombro} = 0.2 \cdot L$ para areia média. Apesar desta ser apenas uma estimativa, pode-se dizer que os resultados estão satisfatórios, sobretudo para relações L/D a partir de 60 (comprimento do vão de aproximadamente 20m). Neste caso, o limite L/D = 140 resultaria em 45.3m.



Figura 4.10 – Freqüência natural do 1º modo IL em função do comprimento do vão.

4.6 Exemplo 5 - Respostas unimodal x multi-modal – vão de 60m

Uma segunda etapa foi comparar agora um vão único com relação L/D tal que proporcionasse uma resposta multi-modal. A abordagem deste tipo de resposta é uma das principais diferenças da versão 2006 em relação à anterior. Cabe salientar novamente que a resposta multi-modal no caso de dutos pode ocorrer, apesar da corrente ser considerada uniforme. Tal comportamento não seria detectado em programas comerciais mais utilizados, tais como o programa Shear 7.

É importante ressaltar que o cálculo das tensões leva em consideração a curvatura e a amplitude adimensional no ponto considerado. Por exemplo, assim como no caso da região do TDP para *riser*s, há grandes chances de existir um pico de curvatura na região de transição dos ombros para o vão livre propriamente dito. Porém, ao se analisar a forma do modo, observa-se que a amplitude adimensional nesta região será pequena. Assim, para o caso unimodal, o ponto de tensão máxima, para o primeiro modo, será realmente no meio do vão, pois este possui elevada curvatura e amplitude máxima. Isto já não ocorre quando os dois primeiros modos são excitados, pois, no meio do vão, onde a curvatura do primeiro modo é máxima, ela é praticamente zero para o segundo modo. Logo, deve-se fazer uma análise ponto a ponto ao longo do comprimento, levando em consideração as curvaturas e as amplitudes de acordo com a forma do modo, a fim de se obter a pior combinação de tensões.

As figuras a seguir (Figura 4.11, Figura 4.12 e Figura 4.13) visam esclarecer o parágrafo anterior. Elas referem-se a este exemplo, aonde um vão de 60m está sujeito a uma corrente de 0.5m/s. As variações de tensões apresentadas foram calculadas segundo a classificação de características operacionais bem definidas. Nota-se que, apesar de apresentar curvaturas superiores às do primeiro modo (Figura 4.12), o segundo modo leva a tensões inferiores (Figura 4.13). Isto ocorre porque a velocidade reduzida para o segundo modo gerou um A/D muito pequeno.

As Tabela 4.10 e Tabela 4.11 apresentam os resultados para um vão calculado pela metodologia da versão DNV 2002 considerando apenas um modo e segundo as formulações unimodal e multi-modal da versão DNV 2006. Como a relação L/D = 185, as freqüências naturais foram calculadas em um programa de elementos finitos e as tensões calculadas segundo a (eq 2.20).

77



Figura 4.11 – Forma modal para os dois primeiros modos *in-line*.



Figura 4.12 – Curvaturas para os dois primeiros modos *in-line*.



Figura 4.13 – Variação de tensões para os dois primeiros modos in-line.

Procurou-se excitar pelo menos os dois primeiros modos na direção *in-line* e o primeiro na direção transversal. Os resultados são apresentados tanto para condições de operação com características mal definidas (Tabela 4.10), quanto muito bem definidas (Tabela 4.11). A direção "IL CF" indica o dano causado na direção *in-line*,

induzido pelas vibrações transversais. O dano final *in-line* é o pior entre o *in-line* puro e o *in-line* induzido pelo movimento transversal. O dano final vai ser o pior apresentado para as duas condições: *in-line* ou *cross-flow*.

Cabe lembrar ainda que a freqüência do modo *in-line* induzido pelo *cross-flow* é calculada de forma ligeiramente diferente para as duas versões. Enquanto que na versão 2002 ela é tomada como o dobro da freqüência do modo *cross-flow*, na versão 2006 ela é o dobro da freqüência de resposta *cross-flow*, ou seja, depois de aplicado o coeficiente de massa adicionada.

Como última observação, deve-se esclarecer que as amplitudes adimensionais (A/D) apresentadas nas tabelas são as amplitudes máximas nos casos unimodais. Já nos casos multi-modais, é apresentado o valor da amplitude adimensional no ponto considerado.

Versão	DNV 2002			DNV 2006 - Unimodal			DNV 2006 - Multimoda		
Direção	IL	CF	IL CF	IL	CF	IL CF	L	CF	IL CF
fn1 (Hz)	0.58	0.67	-	0.58	0.67	-	0.58	0.67	-
fn2 (Hz)	-	-	1.33	-	-	1.33	1.52	-	1.33
Vr1	3.16	2.73	-	3.16	2.73	-	3.16	2.73	-
Vr2	-	-	-	-	-	-	1.19	-	-
A/D1	0.125	0.062	-	0.121	0.161	-	0.121	0.161	-
A/D2	-	-	-	-	-	-	0.000	-	-
Tensão1 (MPa)	16.72	7.74	-	19.98	24.90	-	19.98	24.90	-
Tensão2 (MPa)	-	-	3.94	-	-	10.15	0.00	-	10.15
Tensão result. (MPa)	16.72	7.74	3.94	19.98	24.90	10.15	19.98	24.90	10.15
Dano	3.3E-04	8.1E-06	5.6E-07	8.0E-04	2.3E-03	5.3E-05	8.0E-04	2.3E-03	5.3E-05
VU (anos)		3030			427			427	

Tabela 4.10 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-modal – características operacionais mal definidas – U = 0.5m/s.

Analisando primeiramente as diferenças entre as abordagens unimodal e multimodal da versão DNV 2006 somente para direção IL, neste exemplo, não houve diferenças. Deve-se salientar novamente que o dano multi-modal deve ser calculado na seção onde a combinação de modos contribuintes resulte na pior situação. Como neste caso a velocidade reduzida do segundo modo gerou um A/D pequeno, a contribuição do segundo modo ficou reduzida e o ponto máximo coincidiu com o mesmo ponto da resposta unimodal, ou seja, no meio do vão. Por este motivo o deslocamento apresentado na tabela acima para o segundo modo é zero. Apesar das duas abordagens apresentarem mesmo dano *in-line*, a vida útil foi definida pela direção *cross-flow*.

Observa-se ainda que, para o caso analisado, a versão 2006 apresenta maior dano do que a versão 2002. Em parte este fato está relacionado com a recalibração dos fatores de segurança. Neste exemplo, as amplitudes *cross-flow* da versão 2006 para velocidades reduzidas baixas (aproximadamente $2.5 \le V_R \le 3.2$) são maiores do que as amplitudes da versão 2002. É como se as vibrações *cross-flow* começassem antes na versão 2006 do que na 2002. Desta forma, para mesma velocidade reduzida, $V_R = 2.73$, a versão 2006 apresentou A/D maior do que a versão 2002 (0.161 > 0.062). Como conseqüência, o dano foi governado pela direção *cross-flow*. Conforme o gráfico da Figura 4.6 já havia antecipado, para relações superiores àquela proposta pela norma (L/D < 140), dependendo do comportamento, não existe mais uma diferença acentuada para as duas versões.

A Figura 4.14 visa esclarecer melhor estas diferenças. Ela apresenta as envoltórias para cálculo da amplitude adimensional em função da velocidade reduzida para este exemplo.



Figura 4.14 – Amplitude adimensional nas direções *in-line* e cros-flow para as duas versões.

Versão	DNV 2002			DNV 2	006 - Uni	modal	DNV 20	DNV 2006 - Multimoda		
Direção	IL	CF	IL CF	IL	CF	IL CF	L	CF	IL CF	
fn1 (Hz)	0.58	0.67	-	0.58	0.67	-	0.58	0.67	-	
fn2 (Hz)	-	-	1.33	-	-	1.09	1.52	-	1.09	
Vr1	3.03	2.62	-	2.64	2.28	-	2.64	2.28	-	
Vr2	-	-	-	-	-	-	1.00	-	-	
A/D1	0.129	0.052	-	0.137	0.055	-	0.137	0.055	-	
A/D2	-	-	-	-	-	-	0.000	-	-	
Tensão1 (MPa)	17.29	6.54	-	22.74	8.49	-	22.74	8.49	-	
Tensão2 (MPa)	-	-	3.33	-	-	3.46	0.00	-	3.46	
Tensão result. (MPa)	17.29	6.54	3.33	22.74	8.49	3.46	22.74	8.49	3.46	
Dano	3.9E-04	3.5E-06	2.4E-07	1.5E-03	1.1E-05	2.4E-07	1.5E-03	1.1E-05	2.4E-07	
VU (anos)		2559			652			652		

Tabela 4.11 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-modal – características operacionais muito bem definidas – U = 0.5m/s.

Mais uma vez analisando primeiramente o efeito da resposta multi-modal na versão 2006, as mesmas observações do caso anterior podem ser aplicadas. Observa-se ainda que, como era de se esperar, a vida útil com condições operacionais muito bem definidas ficou superior àquela com características mal definidas. Entretanto, faz-se necessário salientar que houve uma mudança na direção predominante. Enquanto que o dano do primeiro modo *cross-flow* governa o cenário com características mal definidas, quem predomina na outra condição é o primeiro modo *in-line*.

Interpretando a (eq 4.1), pode-se dizer que quanto mais bem definidas forem as condições operacionais, menor será a velocidade reduzida. Neste exemplo, a redução surtiu efeito na direção *cross-flow*, reduzindo consideravelmente sua tensão (24.90 MPa para 8.96 MPa) tendo sido suficiente, inclusive, para fazer com que a direção predominante passasse a ser a *in-line*.

Cabe ressaltar, porém, que em função da faixa de velocidades reduzidas analisada, a direção *in-line* apresentou maior A/D e, consequentemente, maior tensão para características muito bem definidas. Este fato também se aplicou à versão 2002, onde a direção predominante era a *in-line*. Esta é uma particularidade que deve ser

observada com cuidado. Ela vai ocorrer para cálculo do VIV *in-line* quando a velocidade reduzida se situar no primeiro trecho descendente da curva de A/D (Figura 4.2). Isto representa uma incoerência, pois o dano com características muito bem definidas ficaria maior do que com características mal definidas.

A fim de se eliminar esta inconsistência, uma alternativa conservativa seria adotar este trecho da curva horizontal, de forma que, sempre que a velocidade reduzida cair nesta faixa, o A/D máximo deve ser adotado. Com isso, neste exemplo, o dano para características muito bem definidas para versão 2002 ficaria igual ao dano com características mal definidas (3.3E-04), assim como o dano na direção *in-line* unimodal para versão 2006 (8.0E-04). Ainda assim, a direção predominante continuaria sendo a *in-line*.

Outra sugestão conservativa, quando a velocidade reduzida cair nesta faixa, seria simplesmente calcular o A/D tanto para condições mal definidas quanto muito bem definidas e adotar o pior caso.

Este mesmo exemplo foi analisado com perfil de corrente U=0.7m/s. Esta análise comparativa teve como principal objetivo avaliar o comportamento geral da estrutura em outras faixas de velocidades reduzidas e verificar os resultados obtidos. Assim como no exemplo anterior, os resultados são apresentados tanto para condições de operação com características mal definidas (Tabela 4.12), quanto muito bem definidas (Tabela 4.13).

Neste exemplo, na condição unimodal, é apresentado somente o modo predominante. Em todas as situações, o segundo modo dominou a resposta *in-line*, enquanto que o primeiro modo governou a resposta *cross-flow*. Vale salientar ainda, que na condição com características mal definidas (Tabela 4.12), não faz sentido colocar a resposta multi-modal porque, segundo as velocidades reduzidas obtidas, apenas o primeiro modo *cross-flow* e o segundo *in-line* estão sendo excitados. Já na condição com características operacionais muito bem definidas, como há uma diminuição da velocidade reduzida, o primeiro modo *in-line* voltou a contribuir e esta situação pode ser avaliada como multi-modal.

Versão		DNV 2002		DNV 2006 - Unimodal		
Direção	IL	CF IL CF		L	CF	IL CF
fn1 (Hz)	-	0.67	-	-	0.67	-
fn2 (Hz)	1.52 - 1.33		1.33	1.52	1.52 -	
Vr1	-	3.82	-	-	3.82	-
Vr2	1.67	-	-	1.67	-	-
A/D1	-	0.522	-	-	0.453	-
A/D2	0.076	-	-	0.076	-	-
Tensão1 (MPa)	-	65.48	-	-	69.82	-
Tensão2 (MPa)	32.71	-	33.37	40.51	-	28.457
Tensão result. (MPa)	32.71	65.48	33.37	40.51	69.82	28.457
Dano	2.5E-02	3.5E-01	2.4E-02	7.3E-02	4.3E-01	9.6E-03
VU (anos)		3			2	

Tabela 4.12 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-modal – características operacionais mal definidas – U = 0.7m/s.

Conforme a (eq 4.1) sugere, a velocidade reduzida é diretamente proporcional à velocidade de corrente. Este perfil excitou, portanto, uma região de velocidades reduzidas maiores do que a anterior. Apesar da faixa ainda possuir vibrações nas duas direções, a amplitude *cross-flow* tornou-se superior, aumentando consequentemente a tensão e o dano. Por esta razão, todos os casos neste exemplo foram governados pelo primeiro modo *cross-flow*.

 – características operacionais muito bem definidas – U = 0.7m/s. 											
Versão	DNV 2002			DNV 2	DNV 2006 - Unimodal DNV 2006 - Multimodal						
Direção	IL	CF	IL CF	IL	CF	IL CF	IL	CF	IL CF		
fn1 (Hz)	-	0.67	-	-	0.67	-	0.58	0.67	-		
fn2 (Hz)	1.52	-	1.33	1.52	-	1.14	1.52	-	1.14		
Vr1	-	3.66	-	-	3.19	-	3.69	3.19	-		
Vr2	1.60	-	-	1.39	-	-	1.39	-	-		
A/D1	-	0.417	-	-	0.283	-	0.075	0.283	-		

Tabela 4.13 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-modal – características operacionais muito bem definidas – U = 0.7m/s.

Vr1	-	3.66	-	-	3.19	-	3.69	3.19	-
Vr2	1.60	-	-	1.39	-	-	1.39	-	-
A/D1	-	0.417	-	-	0.283	-	0.075	0.283	-
A/D2	0.069	-	-	0.048	-	-	0.048	-	-
Tensão1 (MPa)	-	52.30	-	-	43.62	-	7.64	43.62	-
Tensão2 (MPa)	29.72	-	26.65	25.71	-	17.78	25.43	-	17.78
Tensão result. (MPa)	29.72	52.30	26.65	25.71	43.62	17.78	26.55	43.62	17.78
Dano	1.6E-02	1.1E-01	7.9E-03	7.5E-04	3.9E-02	8.9E-04	8.5E-04	3.9E-02	8.9E-04
VU (anos)		9			25			25	

Confirmando as expectativas, a vida útil para condições operacionais muito bem definidas ficou superior àquela com características mal definidas. Deve-se salientar que este comportamento também ocorreu para direção *in-line*, apesar desta não ser a direção predominante.

Uma observação complementar pode ser feita em função da reduzida vida útil apresentada pela estrutura nesta última situação. Não custa lembrar que, por não se dispor de dados disponíveis de correntes de fundo, adotou-se, de forma simplificada, que o perfil atua durante o ano todo. Esta é uma hipótese extremamente conservativa, mas deve-se destacar que um perfil, com elevada velocidade ocorrendo durante um curto intervalo de tempo, pode provocar um dano mais significativo do que vários perfis com velocidades inferiores atuando durante um longo período de tempo. Isto reforça a necessidade de se medir correntes de fundo de forma que se disponha de dados ambientais confiáveis.

Por último, é pertinente ressaltar que, neste exemplo, mesmo utilizando apenas dois perfis de corrente, houve uma grande variação entre a condição dominante em termos de dano. Dependendo da velocidade da corrente e de como as condições operacionais são definidas, pode ocorrer do dano ser governado pelo primeiro modo *in-line*, pelo primeiro modo *cross-flow* ou ainda pelo segundo modo *in-line*. Em uma situação onde exista um histograma de correntes, esta variação pode ser ainda maior, o que comprova o grau de complexidade do fenômeno e de suas implicações.

4.7 Exemplo 6 - Respostas unimodal x multi-modal – vão de 70m

Este exemplo foi desenvolvido com o objetivo de melhor compreender os conceitos envolvidos na análise multi-modal, uma vez que este comportamento apresentou-se de forma suave no exemplo anterior. Procurou-se simular uma condição temporária de operação, onde um duto de 70m esteja sujeito à alta velocidade de corrente (U=1.3m/s). Apesar dos esforços em se representar a realidade, cabe ressaltar que esta é uma situação hipotética e o dano foi calculado de forma simplificada, considerando que este perfil de corrente esteja atuando o ano todo.

Foram excitados três modos na direção *in-line* (modos dois, três e quatro) e os dois primeiros modos na direção transversal. No caso da resposta unimodal, o modo predominante *in-line* foi o terceiro, enquanto que o primeiro modo dominou a resposta transversal.

A Tabela 4.14 apresenta os resultados para o vão calculado pela metodologia da versão DNV 2002 considerando apenas um modo e segundo as formulações unimodal e multi-modal da versão DNV 2006 para características muito bem definidas.

V 2006 - Multimodal			DNV 2006 - Unimodal			DNV 2002			Versão
_ CF	CF	IL	IL CF	CF	IL	IL CF	CF	IL	Direção
-	0.61	0.41	-	0.61	-	-	0.61	-	fn1 (Hz)
1.19	1.28	1.27	1.19	-	-	1.21	-	-	fn2 (Hz)
-	-	2.41	-	-	2.41	-	-	2.41	fn3 (Hz)
-	-	3.92	-	-	-	-	-	-	fn4 (Hz)
-	6.49	9.66	-	6.49	-	-	7.48	-	Vr1
-	3.08	3.11	-	-	-	-	-	-	Vr2
-	-	1.64	-	-	1.64	-	-	1.88	Vr3
-	-	1.01	-	-	-	-	-	-	Vr4

Tabela 4.14 – Comparação versões DNV 2002 x DNV 2006 – unimodal x multi-modal – características operacionais muito bem definidas – U = 1.3m/s.

para reduzir a contribuição do modo mais fraco. Como em ambos os casos o modo dominante foi o terceiro, este fator foi aplicado para cálculo da tensão do segundo e do quarto modos.

Conforme mencionado anteriormente, a hipótese de se adotar somente um perfil com velocidade de 1.3m/s atuando o ano todo é demasiadamente conservativa, o que justifica os valores desprezíveis obtidos para vida útil.

De acordo com as informações obtidas dos casos analisados, fica difícil generalizar quando uma versão, e em que circunstâncias, será mais conservativa do que a outra. Para se ter uma resposta mais abrangente, seria necessário analisar dutos em diversas situações, com diferentes relações L/D, que pudessem gerar respostas distintas entre unimodal ou multi-modal. É necessário se investigar também a influência do tipo de solo no comportamento global.

Ficou claro, porém, que o fator mais importante a se considerar, nestes Modelos de Resposta, é a região de velocidades reduzidas que será excitada. Dependendo da faixa analisada (Vr entre 2 e 4.5), podem surgir vibrações nos dois planos e uma pequena variação faz com que uma ou outra direção seja governante no cálculo do dano.

Como a velocidade reduzida é função basicamente da velocidade de corrente e da freqüência natural, este fato reforça a importância, levantada por [106], em se medir correntes de fundo de forma que se disponha de dados ambientais confiáveis.

É de fundamental importância que se faça um estudo mais aprofundado sobre a determinação das freqüências naturais, minimizando as incertezas envolvidas como tração residual e interação solo/estrutura.

CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

É importante ressaltar que a análise de VIV em dutos submarinos está adquirindo uma importância cada vez maior à medida que se caminha para águas mais profundas onde os sistemas submarinos tornam-se cada vez mais complexos.

Um dos principais problemas está associado ao dano causado pelas vibrações induzidas por vórtices no plano da corrente, o que implica em restringir a dimensão do vão livre a um valor bem inferior ao vão mecânico e ao vão que seria obtido por uma análise de *VIV* transversal ao fluxo.

A determinação das amplitudes de vibração se dá através dos Modelos de Resposta que são relações empíricas em função da velocidade reduzida. Eles são derivados de uma série de experimentos realizados em laboratórios e de resultados obtidos em escala real. Como a velocidade reduzida é função basicamente da velocidade de corrente e da freqüência natural, este fato reforça a importância, levantada por Santos [106], em se medir correntes de fundo de forma que se disponha de dados ambientais confiáveis.

A fim de se verificar os fatores de segurança propostos, é necessário o desenvolvimento de ensaios controlados em tanques de provas e instrumentações in situ, de tal forma a adquirir um conjunto de coeficientes hidrodinâmicos confiável que possa ser utilizado em programas de VIV no domínio do tempo tipo HCR [108].

Analisando as duas versões da DNV RP F105, pode-se dizer que, de uma maneira geral, o critério *Screening* da versão 2006 está muito próximo da versão 2002. Dependendo das circunstâncias, ele pode se tornar mais ou menos conservativo.

As reais condições operacionais do duto são de fundamental importância para que se possa aplicar a classificação adequada de acordo com características mal, bem ou muito bem definidas. Dentre os principais elementos que devem ser avaliados destacam-se: comprimento do vão, profundidade da trincheira, tração axial, propriedades do solo e dados ambientais. A introdução desta nova classificação teve um grande impacto nas respostas em termos de dano. Dependendo da situação e da relação comprimento sobre diâmetro (L/D), a versão DNV 2006 pode ser mais ou menos conservativa do que a de 2002. Em função dos casos analisados, há uma tendência da versão 2006 ser menos conservativa em vãos intermediários (L/D < 120) para condições com características operacionais muito bem definidas, ou seja, para o mesmo duto, a vida útil calculada pela versão 2006 é superior àquela calculada pela versão 2002.

O modelo estrutural em elementos finitos para cálculo das freqüências naturais deve procurar simular o comportamento real da estrutura. Além das características geométricas e propriedades físicas do duto, os principais fatores que influenciam a resposta são as condições de contorno adotadas que envolvem fatores como consideração de engaste ou rótula e comprimento dos ombros. Sugere-se que se faça um estudo de sensibilidade aprofundado para se chegar a uma correta modelagem do solo, que leve em consideração as não linearidades envolvidas, pois esse é um dos fatores de amortecimento do sistema. É necessário se investigar também a influência do tipo de solo no comportamento global.

A abordagem da resposta multi-modal é uma das diferenças da versão 2006 em relação à anterior. Pode-se dizer que a análise multi-modal para um vão único pode ser melhor ou pior, em termos de dano, do que a análise unimodal, dependendo da relação entre as freqüências adjacentes que contribuem para a resposta. No entanto, em situações onde o comportamento multi-modal deve ser levado em consideração, há uma contribuição mais significativa das vibrações transversais. É importante ressaltar que o cálculo das tensões deve avaliar a curvatura e a amplitude adimensional no ponto considerado ao longo do comprimento.

Para se ter uma resposta mais abrangente, seria necessário analisar dutos em diversas situações, com diferentes relações L/D, que pudessem gerar respostas distintas entre unimodal ou multi-modal.

CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ACELVIV Albino dos Anjos Aveleda, 2002, Programa para a Análise de Sinais de VIV monitorados, PEC/COPPE/UFRJ.
- [2] Al-Khafaji, Z., Audibert J. M. E., Hossain M. K., Templeton J. S., Clukey E. C., Jong P. R., 2003, Suction Caisson Foundation Design for Vortex-Induced Vibration Loading. OTC 15239.
- [3] Allen, D.W., 1995, *Vortex-Induced Vibration Analysis of the Auger TLP Production and Steel Catenary Export Risers*, OTC 7821, Houston, Texas.
- [4] Amaral, C.S., Costa, A.M., 2001, Avaliação paramétrica do coeficiente de reação do subsolo sob a ação do riser rígido em catenária de 10,75" para a plataforma P36, Comunicação Técnica (preliminar).
- [5] http://www.mms.gov/tarprojects/269.htm, Analysis and Assessment of Unsupported Subsea pipeline span.
- [6] Armstrong, S.P., 2004, VIV Suppression Installation on Existing Horizontal Pipeline Spans, OTC16600.
- [7] Aveleda, A.A., 2003, Utilização de sistemas de alto desempenho no processamento de sinais na análise de problemas de vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em estruturas offshore. Tese de doutorado, COPPE/UFRJ.
- [8] Bearman, P.W., 1996, Research on vortex induced vibration and its impact on offshore technology, Department of Aeronautics – Imperial College of Science, Technology and Medicine, London, SW7 2BY.
- [9] Blessmann, J., 1990, Aerodinâmica das Construções, 2a Ed., Sagra, Porto Alegre.

- [10] Blevins, R. D., 1994, *Flow Induced Vibration*, Van Nostrand Reinhold Company, New York, USA.
- [11] Bronson, R.; 1981, Moderna Introdução às Equações Diferenciais; McGraw Hill
- [12] Chung, Tae-Young, 1981, *Vortex Induced Vibration of Flexible Cylinders in Sheared Flows*.
- [13] Ding,Z.J., Balasubarmanian, S., Lokken, R.T., Yung, T-W., 2004, *Lift and Damping Characteristics of Bare and Straked Cylinders at Riser Scale Reynolds Numbers*, OTC 16341.
- [14] Edwards,R.Y., Machado,R.Z., Franciss,R., Eisemberg,R., Fassardi,C., Campman,C., 2001, Acoustically Linked, Remotely Operated Vehicle Delpoyable, Testing, Deployment and Results, OTC 13247.
- [15] Fox, R.W. e MacDonald, A.T., 1992, *Introdução à Mecânica dos Fluidos*, 4a Ed., Editora Guanabara Koogan S.A.
- [16] Franciss, R. ,1999, Vibrações Induzidas por Vórtices em Membros Esbeltos de Estruturas Offshore Flutuantes, Tese de Doutorado, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ
- [17] Frank, W.R., Tognarelli, M.A., Slocum, S.T., Campbell, R.B., 2004, Flow-Induced Vibration of a Long, Flexible, Straked Cylinder in Uniform and Linearly Sheared Currents, OTC 16340.
- [18] Ferrari, J. A., 1998, Hydrodynamic Loading and Response of Offshore Risers, Tese de Doutorado, Department of Aeronautics, Imperial College of Science, London, England.
- [19] Gonzalez, E.C., 2000, *High Frequency Dynamic Response of Marine Risers with Application to Flow-Induced Vibration*, MIT.
- [20] Gopalkrishnan, R., 1993, Vo*rtex-Induced Forces on Oscillating Bluff Cylinders*, PhD Thesis, MIT.

- [21] Grant, Litton e Manudipudi, 1999, *Highly Compliant Rigid (HCR) Riser Model Test and Analysis*, OTC 10973, Houston, Texas.
- [22] Grant, R, Litton, R., Finn, L., Maher, J. and Lambrakos, K., 2000, *Highly Compliant Rigid Risers: Field Test Benchmarking a Time Domain VIV Algorithm*, OTC 11995, Houston, Texas.
- [23] Finn,L, Lambrakos, K and Maher, J., 1999, Time Domain Prediction of Riser VIV, 4th International Conference on Advances in Riser Technologies
- [24] Grant,G.R., Litton, R.W., Mamidipudi,P., 1999, *Highly Compliant Rigid* (*HCR*) Riser Model Test and Analisys, OTC 10973, Houston, Texas, USA
- [25] Halton, S e Wills, N, 1998, Ste*el Catenary Riser for Deepwater Environments*, 2H *Offshore* Engineering, OTC 8607.
- [26] Huse, E., Kleiven, G. and Nielsen, F. G., 1998, Large Scale Model Testing of Deep Sea Risers. Offshore Technology Conference, OTC 8701, Houston, USA.
- [27] Iwan, W.D., Blevins, R.D., 1974, A model for vortex induced oscillation of structures. Journal of Applied Mechanics, New York, p.581-586, Sept.
- [28] Jesudasen, A.S., MaShane, B.M., McDonald, W.J., Vandenbossche, M., Souza, L.F., 2004, Design Considerations Particular to SCRs Supported by Spar Buoy Platform Structures, OTC 16634.
- [29] JIP HCR Phase 2 ,1999, Higly Compliant Rigid Riser Large Scale Model Test and Analysis JIP , Time- Domain Algorithm Development
- [30] JIP HCR Phase 3, 2001, Higly Compliant Rigid Riser Large Scale Model Test and Analysis JIP, Time- Domain Algorithm Development, Moffatt & Nichol International
- [31] Larsen, C.M., Viskestad, K, Yttervik, R and Passano, E, 2000, VIVANA, *Theory Manual*, Project 513102.
- [32] Lee, L., Allen, D.W., 2004, VIV Modeling of Bare and Suppressed Risers, OTC 16183, Houston, Texas, USA.
- [33] Lee, L., Allen, D.W., Henning, D.L., 2004, Motion Trajectory of Bare and Suppressed Tubulars Subjected to Vortex Sheddings at High Reynolds Numbers, ISOPE.
- [34] Lim, F e Howell, H, 2000, *Deepwater Riser VIV, Fatigue and Monitoring*,2H *Offshore* Engineering Limited.
- [35] Maher, J. and Finn, L., 2000, A Combined Time-Frequency

- [43] Senra, S.F., 2004, Metodologia de Análise e Projeto Integrado de Sistemas Flutuantes pra Explotação de Petróleo Offshore, Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ.
- [44] Sertã, O. B., 1999, Vibrações Induzidas por Vórtices no Projeto à Fadiga de Risers, Tese de MSc, Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- [45] Silveira, I.C.A., Schmidt, A.C.K., Campos, E.J.D., Godoi, S.S., Ikeda, Y.,
 2000, A Corrente do Brasil ao Largo da Costa Leste Brasileira, Instituto de Oceanografia da Universidade de São Paulo.
- [46] Simantiras, P. and Willis, N., 2001, Steel Catenary Risers Allegheny Offshore VIV Monitoring Campaign and Large Scale Simulation of Seabed Interaction, 2H Offshore Engineering Ltd, Woking, Surrey, UK.
- [47] Slocum, S.T., Ding, Z.L., Fank, W.R., 2004, *Flutter Instability in Riser Farirings*, OTC 16342.
- [48] Sousa, J.R.M., 2001, *Análise de Vibrações Axiais Induzidas por Desprendimento de Vórtices*, Seminário de Doutorado, COPPE/UFRJ.
- [49] Street, V., 1978, *Elementos de mecânica dos fluidos*, Editora Guanabara Dois - 5a Edição.
- [50] TLP Design, 1992, Technology seminar, American Society of Mechanical Engineers, OMAE and Petroleum Divisions, Houston.
- [51] Tognarelli, M.A., Slocum, S.T., Frank, W.R., Campbell, R.B., 2004, *VIV Response of a Long Flexible Cylinder in Uniform and Linearly Sheared Currents*, OTC 16338.
- [52] Vandiver, J. K., Chung, T. Y., *Hydrodynamic Damping on Flexible Cylinders in Shared Flow*, MIT, Cambrige, Massachusetts, USA.

- [53] Vandiver, J.K and Li Li, 2000, *User Guide for SHEAR7*, version 4.0, December 2000.
- [54] Vandiver, J.K. and Jong, J.Y., 1987, The Relationship Between In-line and Cross-flow, Vortex - Induced, Vibration of Cylinders, Journal of Fluids and Structures, pp 381-399.
- [55] Vandiver, J.K. and Li Li, 1996, SHEAR7 Program Parameter Selection Guide, Technical Report, MIT, Cambridge, Massachusetts, USA.
- [56] Vandiver, J.K. and Li Li, 2003, SHEAR7 Program Theoretical Manual, Technical Report, MIT, Cambridge, Massachusetts, USA.
- [57] Vandiver, J.K., 2000, *Prediction Lock-in on Drilling Risers in Sheared Flows*, Flow Induced Vibration 2000 Conference, Lucerne, Switzerland
- [58] Vandiver, J.K. *Prediction of the Flow-Induced Vibration Response of Cylinders in Unsteady Flow* MIT, Cambridge, Massachusetts, USA
- [59] Vandiver, J.K., 1998, *Research Challenges in the vortex-induced vibration prediction of marine risers*, OTC 8698.
- [60] Vandiver, J.K., Alen, D., LiLi, 1996, *The occurrence of Lock in under highly Sheared Conditions*, Journal of Fluids and Structure, pp 555-561.
- [61] Venugopal, M., 1996, *Damping and Response Prediction of a Flexible Cylinder in a Current*, MIT, Cambridge, Massachusetts, USA.
- [62] Vikestad, K., 1998, Frequency Response of a Cylinder Subjected to Vortex Shedding and Support Motions, PhD Thesis - Norwegian Deepwater Program: Multi- Trondheim.
- [63] Vikestad, K., Larsen, C. M. and Vandiver, J. K., 1998, Added Mass and Oscillation Frequency for a Circular Cylinder Subjected to Vortex Induced Vibrations and External Disturbance. Proceedings of the 2nd Conference on Hydroelasticity in Marine Technology, Research Institute for Applied Mechanics (RIAM), Kyushu University, Fukuoka, Japan.

- [64] http://www.2hoffshore.com
- [65] VIVANA, a parametric model for vortex induced vibration analysis of marine *riser*s, Developed by *MARINTEK* and NTNU, 2000.
- [66] Wandreley, J.B.V., Levi, C.A., 2003, *Large Eddy Simulation Applied on Vortex Induced Vibration Problems*, COBEM.
- [67] Williamson, C.H.K., Gavardhan, R., 2004, Vortex-Induced Vibration Annual. Review of Fluid Mechanics.
- [68] Willis, N.R.T.W., 1999, STRIDE *Steel Risers for Deepwatrer Environments* – Progress Update - OTC – USA
- [69] Wills, N, 2001, STRIDE Project Steel Riser in Deepwater Environments – Achievements 1997-2001, 6th Annual Deepwater Technologies and Developments.
- [70] Wills, N., 2001 STRIDE Project, Steel *Riser* in Deepwater Environments, Recent Highlights, Latest Developments in Deep and Ultra Deepwater *Riser* Conference 24th, October 2001.
- [71] Yung, T-W., Sandtröm, R.E., Slocum, S.T., Ding, Z.J., Lokken, R.T., 2004, *Advancement of Spar VIV Prediction*, OTC 16343.
- [72] http://oceanexplorer.noaa.gov/gallery/maps/maps.html#atl
- [73] http://weather.org/marine_weather.htm
- [74] http://www.clickmacae.com.br
- [75] http://www.ind-art.co.uk/Oil&Gas/Subsea.jpg
- [76] http://www.mi.uib.no/~ingeke/ormen/notat/ol/node5.html
- [77] http://www.noaa.gov

- [78] http://www.nsf.gov/od/opp/antarct/geolgeop.htm
- [79] http://www.offshore-technology.com
- [80] http://www.sdia.or.jp/mhikobe-e/products/ships/kaiyou/spm.htm
- [81] http://www.usgs.gov
- [82] Larsen, C.M., Vikestad, K., Yttervik, R., Passano, E., 2001, Empirical model for analysis of Vortex Induced Vibration Theoretical Background and cases studies, OMAE 2001-OFT-1203, Rio de Janeiro, Brazil.
- [83] Lyons, G. J., Patel, M. H. and Witz, J. A., 1994, *Vertical riser design manual*, University College London, Benthan Press, London.
- [84] Hatton, S., 2004, *Future Trends and Issues on Deepwater Risers*, Palestra apresentada na COPPE/UFRJ.
- [85] DNV OS F101, 2000, Submarine Pipeline Systems.
- [86] DNV RP F105, 2002, Free Spanning Pipelines.
- [87] Press, W. H., Teukolsky, S. A., Vetterling, W. T., Flannery, B. P., 2001, *Numerical Recipes in Fortran 77*.
- [88] Vikestad, K, Larsen, C.M. and Vandiver, J.K., 2000, Norwegian Deepwater Program: Damping of Vortex-Induced Vibrations, Proceedings from OTC 2000, Houston, TX, Paper No. OTC11998.
- [89] ASME B31.8-2000 Edition, 2000, *Gas Transmission and Distribution Piping Systems*, American Society of Mechanical Engineers.
- [90] www.gcssepm.org/pubs/2001_ab_21.htm
- [91] DNV OS F201, 2001, Dynamic Risers.

- [92] Newman, N.J., 1977, *Marine Hydrodynamics*, MIT Press, Cambridge, Mass.
- [93] http://www.sea-struct.com.au/pipespt.htm
- [94] http://ioc.unesco.org/gpsbulletin/GPS1&2/Vol1article.htm
- [95] http://os.pennnet.com/
- [96] http://deeptow.tamu.edu/JIP/jipmain.htm
- [97] http://www.sea-struct.com.au
- [98] Mørk, K.J., Fyrileiv, O., Chezhian, M., Nielsen, F.G., Søreide, T. Assessment of VIV Induced Fatigue in Long Free Spanning Pipelines, 22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE2003-37124), Cancun, Mexico, June 8-13, 2003.
- [99] Fyrileiv, O., Chezhian, M., Mørk, K.J., Arnesen, K., Nielsen, F.G., Søreide, T. New Free Span Design Procedure for Deepwater Pipelines,16th Deep Offshore Technology (International Conference & Exhibition), - New Orleans, USA, 2004.
- [100] Wilhelmsen,A., Meisingset,H., Moxnes,S., Knagenhjelm, H. O. Ormen Lange Pipelines – A Step Further, Fifteenth International Offshore and Polar Engineering Conference, Seoul, Korea, June 19 -24, 2005.
- [101] Holden, O. M., Paulsen, G., Bryn, P., Marthinsen, T., Ormen Lange Pipelines - Routing and Cost-effective Seabed Preparation, Fifteenth International Offshore and Polar Engineering Conference, Seoul, Korea, June 19 -24, 2005.
- [102] Fyrileiv, O., Mørk, K., Chezhian, M., Sigurdsson, G. Updated Design Procedure for Free Spanning Pipelines DNV-RP-F105 - Multi-Mode Response, 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE2006 - 92098), Hamburg, Germany, June 4-9, 2006.

- Sigurdsson, G., Mørk, K., Fyrileiv, O., Calibration of Safety Factors for DNV-RP-F105 Free Spanning Pipelines, 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE2006 - 92099), Hamburg, Germany, June 4-9, 2006.
- [104] Documentário Superprojetos sobre o Oleoduto de *Ormen Lange*, série do canal de TV Discovery Channel.
- [105] Documentário Megaestruturas sobre o Oleoduto de *Ormen Lange*, série do canal de TV National Geographic.
- [106] Santos, C. M. P. M., 2005, Análise de Estruturas Esbeltas Offshore Sujeitas à Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV), Tese de Doutorado, Programa de Engenharia Civil, UFRJ.
- [107] Guo, B., Song, S., Chacko, J., Ghalambor, A., Offshore Pipelines, 2005.
- [108] Lopes, R. K. D., Análise de Estruturas Esbeltas Offshore Sujeitas a Vibrações Induzidas por Vórtices. Tese de Mestrado, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2006.
- [109] DNV RP F105, 2006, Free Spanning Pipelines.
- [110] DNV RP C203, 1998, Fatigue Strength Analysis.
- [111] http://www0.force.dk/p-scan/images/050310_heidrun.jpg
- [112] Larsen, C., M., Koushan, K., Passano, E., Frequency and Time Domain Analysis of Vortex Induced Vibrations for Free Span Pipeline, 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE2002-28064), Oslo, Norway, June 23-28, 2002.
- [113] http://www.hydro.com
- [114] http://www.amnytt.no/xp/pub/hovedmeny/olje_gass/87025?pp=1

- [115] Moan, T., Marine Structures for the Future. CORE Report No. 2003-01. Centre for Offshore Research & Engineering. National University of Singapore.
- [116] http://www.dnv.com.br
- [117] Mørk, K.J., Fyrileiv, O., Structural Response of Pipeline Free Spans Based on Beam Theory, 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, (OMAE2002-28458), Oslo, Norway, June 23-28, 2002.

APÊNDICE A - VISÃO GERAL DUTOS SUBMARINOS

O duto submarino tem por finalidade o transporte de fluido entre o poço e a plataforma, entre plataformas, ou entre a plataforma e um local em terra. O trecho do duto que fica suspenso é denominado de *riser* e o trecho que fica em contato com o solo marinho é denominado de duto submarino (*pipeline*, *flowline*).

O projeto de dutos submarinos normalmente pode ser dividido em três etapas: uma primeira de engenharia conceitual, em seguida uma de definições preliminares e por último a fase de detalhamento. Durante o período conceitual, são levantadas questões como possibilidades ou restrições técnicas. São discutidas dificuldades potenciais e as opções inviáveis são descartadas. São identificadas ainda as informações que serão necessárias nas próximas etapas do projeto. Já é realizada também uma estimativa aproximada de custo. Durante a fase preliminar, são definidas as dimensões do duto e o tipo de material, bem como dados sobre sua utilização. Na fase de detalhamento, o projeto é complementado com todas as informações técnicas necessárias para sua aquisição e construção.

O projeto completo do duto deve compreender dimensionamento (diâmetro e espessura de parede), tipo de material selecionado de acordo com as análises de tensões, hidrodinâmica do problema, dimensão do vão, isolamento térmico, revestimentos anti-corrosivos e especificações do *riser*. O projeto leva em consideração ainda fatores como desempenho do reservatório, composição e propriedades do fluido como pressão, velocidade e temperatura, concentração de areia, dados geotécnicos, meteorológicos e oceanográficos.

O primeiro passo de um projeto de duto submarinho é a definição da diretriz preliminar do duto. É desejável que a diretriz preliminar do duto seja uma linha reta entre os dois pontos entre os quais se deseja transportar o fluido. De posse da diretriz preliminar, passa-se a fazer o levantamento dos dados que consta do levantamento batimétrico, levantamento sísmico, levantamento por sonar, levantamento de dados geotécnicos e levantamento de dados oceanográficos.

O mapeamento correto do solo é fundamental para que se possa identificar e otimizar possíveis rotas. Como a instalação de dutos submarinos vem caminhando para águas cada vez mais profundas, é necessário que sejam utilizados os equipamentos mais modernos para que se alcance o grau de precisão desejado. O levantamento de dados para mapeamento do solo pode ser dividido em três níveis:

Nível 1 – Sondagem acústica diretamente a partir de uma embarcação na superfície: é o método com menor precisão e deve ser utilizado para mapeamento de grandes áreas. A qualidade dos dados não é suficiente para que se use em projetos, pois a superfície é suavizada, diminuindo a altura dos picos e reduzindo a profundidade das depressões. Isto causaria bastante impacto no projeto de dutos. Deve ser usado basicamente para identificação de áreas críticas que devem ser evitadas e também como um indicativo de onde se deve aplicar o Nível 2;

Nível 2 – Sondagem acústica através de veículo autônomo submarino (AUV, do inglês: *Autonomous Underwater Vehicle*): já apresenta dados com boa qualidade para uma faixa pré-selecionada de acordo com levantamento anterior. A qualidade dos dados, no entanto, depende da altura acima do leito marinho em que o veículo está navegando. Para pequena





Figura A.3 – Comparação entre mapeamento através de ROV e embarcação na superfície [101].



Figura A.4 - Qualidade dos dados extraídos por um AUV [101].

Uma vez levantados os dados, são feitas as análises dos dados aquisitados e com estas análises obtêm-se a geomorfologia da área estudada.

Após o estudo dos dados levantados, define-se a diretriz definitiva do duto. Ao longo da diretriz definitiva, o duto pode ter que passar por alguns obstáculos, como por exemplo, elevações ou por algumas depressões. Estas irregularidades do solo podem gerar uma situação na qual o duto não fica todo assentado no terreno, ficando uma parte do duto elevada. O comprimento do duto que fica suspenso devido a estas irregularidades do terreno denomina-se vão livre.

A Figura A.5 apresenta uma visão geral da rota de um duto submarino da região de *Ormen Lange*, na Noruega. Pode-se observar que o solo apresenta muitas irregularidades, portanto há ocorrência de vários vãos livres. A Figura A.6 apresenta alguns desenhos esquemáticos de vãos livres típicos. O duto nestas regiões de vãos livres pode sofrer esforços cujas deflexões e/ou tensões resultantes estão acima daquelas admissíveis normalizadas, podendo eventualmente danificar o duto. Caso a análise realizada indique a possibilidade de dano ao duto, é necessário se alterar a

rota ou minimizar as irregularidades do solo com soluções de apoios intermediários no caso de depressões.



Figura A.5 – Visão geral das rotas de dutos submarinos [101].



Figura A.6 – Exemplos típicos de vãos livres [106].

Na medida em que novos campos são descobertos em águas cada vez mais profundas, há a necessidade de se utilizar sistemas com dutos submarinos cada vez mais longos. Em função de muitas irregularidades do leito marinho, muitas vezes é necessário que se faça algum tipo de intervenção ēréi (¢)Tj 5.5233 0 (Tj 6.12366 043 (t)Tj c0 Td (n)Tj 6.1 ĵ£3.72223 0 Td (v)Tj 5.40323 0 Td (e)TTj 6 A preparação do leito marinho deve ser feita de forma criteriosa, pois deve garantir a integridade estrutural do duto. Desta forma, a correta determinação dos pontos onde o vão livre vai ocorrer é de fundamental importância, pois os custos de intervenção são elevados e aumentam a medida que se caminha para águas profundas.

Ao se projetar um duto, deve-se levar em conta uma série de esforços aos quais esse estará sujeito ao longo de sua vida. Primeiramente, precisa-se dimensionar o duto para as cargas de instalação, as cargas hidrostáticas atuantes, as cargas de pressões atuantes no duto, as cargas térmicas, se for o caso, e as cargas devidas às vibrações induzidas por vórtices se este estiver suspenso em algum trecho.

As forças hidrodinâmicas às quais o duto submarino pode estar sujeito são uma combinação de efeitos de corrente estacionária, oscilação de corrente e forças induzidas pelas ondas. As forças, portanto, às quais o duto está sujeito são:

- Peso submerso do duto e peso de seu fluido interno;
- Força de arrasto;
- Força de inércia;
- Força de sustentação;
- Força de atrito entre solo e o duto;
- Força de tração residual devido à instalação;
- Forças resultantes da pressão diferencial;
- Forças provenientes da temperatura do fluido.



Figura A.7 – Forças atuantes sobre o duto instalado [106]

Deve ser feita uma avaliação das influências destas forças no efeito global durante as análises. No caso do gasoduto de 30" do campo de *Ormen Lange*, por exemplo, o peso do revestimento de concreto é da mesma ordem de grandeza que o peso de aço.

O duto submarino, ao transportar o óleo ou o gás, pode percorrer regiões com profundidade variável e, dependendo da profundidade, a onda pode estar contribuindo para as forças sobre o duto submarino ou não. Na Figura A.8, observa-se a influência da velocidade orbital da onda ao longo da profundidade.



Figura A.8 – Influência da onda ao longo da profundidade [106].

Como já citado, os vãos livres ocorrem devido às irregularidades da topografia do solo marinho ou devido à movimentação do solo marinho.

É importante observar que, quando o duto passa por uma depressão ou elevação onde vãos livres são gerados, além das tensões induzidas pelas deformações do duto, o duto passa a estar sujeito a vibrações induzidas por desprendimento de vórtices, que podem levá-lo a romper por fadiga.

Os dutos quanto ao seu tipo podem ser classificados como:

- Oleoduto ⇒ duto que transporta óleo bruto ou exporta óleo tratado;
- Gasoduto ⇒ duto que transporta gás de injeção, gas *lift* ou exporta gás;
- Aqueduto
 duto que transporta água tratada para injeção ou água potável;

- Produtos Químicos, como linhas de MEG (Metil Etileno Glicol) para produção de gás.

O duto submarino quanto ao seu material constituinte pode ser classificado em duto flexível ou duto rígido. O duto flexível é constituído por várias camadas de aço e material polimérico. O duto rígido é constituído por uma liga de aço e a definição desta liga de aço vai depender das características do fluido que o duto irá transportar. Este capítulo trata de duto submarino rígido.

O duto submarino rígido geralmente é revestido externamente por um anticorrosivo e conta com proteção catódica ao longo do seu comprimento. O duto pode ter também um revestimento de concreto e/ou ter um revestimento destinado ao isolamento térmico, sendo que estes dois últimos revestimentos citados só são adotados em determinadas condições. O revestimento de concreto é adotado quando existe a necessidade de lastro para estabilidade do duto. O revestimento térmico é utilizado quando existe perda de temperatura do fluido para o meio ambiente e essa perda possa ocasionar problemas no escoamento do fluido.

A instalação de dutos submarinos com grandes diâmetros em águas profundas se dá basicamente através de dois métodos, *J-Lay* e *S-Lay*, ilustrados na Figura A.9. O método *J-Lay* oferece algumas vantagens em relação ao outro método, que é mais usual. A principal delas é que o duto apresenta uma menor tração residual, resultando em raios menores e maior flexibilidade para assentamento. Isto também faz com que o número de vãos livres e os custos de intervenção sejam reduzidos. A Figura A.10 ilustra um duto lançado que apresenta uma elevada tração residual com um trecho do vão livre corrigido. A Figura A.11 apresenta o mesmo trecho, só que o duto possui apenas 20% da tração residual do primeiro caso. Nota-se que o custo de intervenção da segunda situação, é claramente inferior.



Figura A.9 – Métodos de instalação de dutos submarinos [101].



Figura A.10 – Correção do trecho em vão livre – elevada tração residual [101].



Figura A.11 – Correção do trecho em vão livre – baixa tração residual [101].

Em função do grande diâmetro e revestimentos que resultaram em um peso elevado, no campo de *Ormen Lange* optou-se por fazer o lançamento utilizando o método S-Lay. A Figura A.12 mostra uma foto da plataforma de lançamento.



Figura A.12 – Plataforma de lançamento - campo de Ormen Lange [105].

Na , pode-se verificar a curvatura imposta no duto durante o lançamento. Este lançamento deve ser feito de forma contínua, pois uma extremidade do duto está tracionada na plataforma, enquanto que a outra está livre. Se o duto permanecer nesta posição durante mais tempo do que o necessário, podem surgir tensões que comprometam sua vida útil no futuro.



Figura A.13 – Lançamento do duto – vista da plataforma [104].

A Figura A.14 ilustra mais uma vista de uma plataforma de lançamento com configuração em S e um detalhe do ponto crítico do lançamento.



Figura A.14 – Vistas de lançamento com configuração em S [104].

A Figura A.15 ilustra a rede de transporte de gás do Campo de Marlim e a Figura A.16 mostra uma visão geral da malha de escoamento de gás da Bacia de Campos.



N.		P-25



Figura A.18 – Campo de Mexilhão – Bacia de Santos (fase preliminar).

APÊNDICE B - VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR DESPRENDIMENTO DE VÓRTICES

Desde os tempos antigos sabe-se que os ventos provocam vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em cordas esticadas de uma harpa (harpa eólica). Em 1878, *Strouhal* achou que o som eólico gerado por um arame era proporcional à velocidade do vento dividida pela espessura do arame. A periodicidade da esteira de um cilindro foi associada com a formação de vórtices por Bernard em 1908 e com um caminho estável por Von Karman em 1912. Por exemplo, na Figura B.1 tem-se dois tipos de esteiras de vórtices: um laminar e outro turbulento, característicos de um cilindro submetido a um vento com velocidade constante.



Figura B.1 – Esteira de vórtices sobre um cilindro circular [7].

Através dos tempos, pesquisadores buscam um modelo adequado para representar este fenômeno. Um fluido de pequena viscosidade ao passar por um obstáculo forma uma camada limite, junto a ele. Observa-se que a velocidade nesta camada varia rapidamente, desde um valor nulo, junto à parede do obstáculo, até um valor característico do escoamento no seio do fluido, ver Figura B.2. Esta variação da magnitude da velocidade transversal na direção do escoamento representa um escoamento rotacional dentro da camada limite. Para determinadas velocidades do escoamento, a camada limite se desprende do obstáculo e forma-se uma esteira de vórtices.



Figura B.2 – Camada limite [106].

Em outras palavras, quando uma partícula fluida se choca contra o ponto anterior do cilindro, sua pressão atinge o valor da pressão de estagnação (Figura B.3). Ao contornar a superfície do cilindro, a partícula vai perdendo energia devido ao atrito. Como o campo de pressões é incapaz de forçar a camada limite, esta se desprende da superfície do cilindro aproximadamente na região de maior largura. Observa-se que na parte interna da camada limite, a velocidade é mais lenta que na parte externa e o movimento se torna circular ao se separar do cilindro originando os vórtices. Uma vez que a separação ocorre próxima da seção de maior largura do cilindro, origina-se a força dita de sustentação que é perpendicular ao escoamento.



Figura B.3 – Exemplo de desprendimento [48].

O número de Reynolds (Re) representa a relação entre as forças de inércia e as forças viscosas. Para o caso do obstáculo ser um cilindro cujo eixo é perpendicular ao fluxo o número de Reynolds é expresso por:

$$\operatorname{Re} = \frac{U \cdot D}{V} \tag{eq 6.1}$$

onde:

U - velocidade do fluido;

- D diâmetro hidrodinâmico do cilindro;
- v viscosidade cinemática do fluido.

Deve-se atentar que a viscosidade absoluta da água varia com a temperatura, introduzindo mais uma fonte de incerteza ao problema.

A Figura B.4 relaciona a formação da esteira de vórtices com o número de Reynolds considerando-se que o obstáculo seja um cilindro com seu eixo alocado perpendicularmente ao fluxo.



Figura B.4 – Relação entre o número de Reynolds e a formação da esteira de vórtices (Von Karman, 1912).

No caso das estruturas *offshore* sujeitas a VIV, o número de Reynolds gira em torno de 10⁵. Isto posto, observa-se na , que a formação de vórtices nessas estruturas ocorrerá na maioria dos casos de forma desordenada introduzindo um fator de complexidade na reprodução do fenômeno e dificultando a elaboração de um modelo matemático que reproduza adequadamente as VIVs.

Como conseqüência do desprendimento de vórtices surge uma força oscilatória transversal ao fluxo, que age sobre o obstáculo. Se uma das freqüências naturais do obstáculo estiver perto da freqüência de desprendimento dos vórtices (freqüência de *shedding*), então esta força fará com que ele comece a vibrar em ressonância.

A freqüência de desprendimento de vórtices depende de um parâmetro designado *número de Strouhal, St*, e de duas outras grandezas, isto é, a velocidade da corrente, *U*, e o diâmetro do cilindro, *D*, que se relacionam da seguinte forma:

$$\omega_s = 2 \cdot \pi \cdot \frac{St \cdot U}{D} \tag{eq. 6.1}$$

O número de *Strouhal*, *St*, relaciona-se com o número de Reynolds, *Re*, para cilindros estacionários com paredes lisas, através da curva experimental apresentada na Figura B.5.



Figura B.5 - Relação entre o número de Reynolds e o número de Strouhal [10].

Conforme já foi dito anteriormente, nas estruturas *offshore* sujeitas a VIV, o número de Reynolds fica em torno de 10⁵. Portanto, observando-se a Figura B.5 pode-se dizer que as vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em estruturas *offshore* ocorrem para um número de *Strouhal* próximo de 0,2. Esta aproximação é largamente usada nos cálculos de VIV, principalmente devido às incertezas envolvidas na determinação do número de *Strouhal*.

Na indústria *offshore*, o fenômeno de VIV pode ocorrer em diversos tipos de tubulações e ancoragens que ficam submersas e sujeitas ao fluxo intermitente da água do mar, ver Figura B.6. A rigor, o fluxo em torno dessas estruturas é uma composição da corrente mais a onda e o movimento imposto pela unidade flutuante, sendo que na maioria dos casos a corrente é a principal responsável pela ocorrência das VIVs.



Figura B.6 – Estruturas offshore [115].

É importante ressaltar que os maiores problemas de vibrações induzidas por desprendimento de vórtices registrados no ambiente marinho ocorrem em:

- *Risers* rígidos verticais e tendões em plataformas tipo TLPs (Figura B.7);
- *Risers* rígidos verticais em plataformas tipo *Spar-Buoy* (Figura B.8);
- Risers rígidos em catenária (SCRs) (Figura B.9);
- Risers de perfuração próximos à foz de rios onde há correntes mais uniformes;

- Dutos submarinos de aço em vão livre devido a depressões no solo ou devido a elevações no solo e onde a corrente de fundo é considerável, como por exemplo, no Golfo do México [6] e na Bacia de Campos. Este é o principal objeto de estudo desta dissertação.
- *Riser* híbrido auto sustentável (RHAS) (Figura B.10)

É importante notar que o corpo da plataforma Spar-Buoy, dado o seu formato cilíndrico e a sua posição vertical, pode sofrer VIV devido aos carregamentos de corrente e onda.



Figura B.7 - Risers verticais e tendões de TLP [111].



Figura B.8 – *Riser*s verticais em plataforma do tipo Spar-Buoy [108].



Figura B.9 – *Riser*s rígido em catenária [40].



Figura B.10 - Riser híbrido em diferentes configurações [79], [108].

Livros Grátis

(<u>http://www.livrosgratis.com.br</u>)

Milhares de Livros para Download:

Baixar livros de Administração Baixar livros de Agronomia Baixar livros de Arquitetura Baixar livros de Artes Baixar livros de Astronomia Baixar livros de Biologia Geral Baixar livros de Ciência da Computação Baixar livros de Ciência da Informação Baixar livros de Ciência Política Baixar livros de Ciências da Saúde Baixar livros de Comunicação Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE Baixar livros de Defesa civil Baixar livros de Direito Baixar livros de Direitos humanos Baixar livros de Economia Baixar livros de Economia Doméstica Baixar livros de Educação Baixar livros de Educação - Trânsito Baixar livros de Educação Física Baixar livros de Engenharia Aeroespacial Baixar livros de Farmácia Baixar livros de Filosofia Baixar livros de Física Baixar livros de Geociências Baixar livros de Geografia Baixar livros de História Baixar livros de Línguas

Baixar livros de Literatura Baixar livros de Literatura de Cordel Baixar livros de Literatura Infantil Baixar livros de Matemática Baixar livros de Medicina Baixar livros de Medicina Veterinária Baixar livros de Meio Ambiente Baixar livros de Meteorologia Baixar Monografias e TCC Baixar livros Multidisciplinar Baixar livros de Música Baixar livros de Psicologia Baixar livros de Química Baixar livros de Saúde Coletiva Baixar livros de Servico Social Baixar livros de Sociologia Baixar livros de Teologia Baixar livros de Trabalho Baixar livros de Turismo