



## ANÁLISE DE VÃOS LIVRES EM DUTOS RÍGIDOS

Paula Amorim Loureiro

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia Civil da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro.

Orientadores: Gilberto Bruno Ellwanger  
e Daniel Lyrio Carneiro

Rio de Janeiro  
Fevereiro de 2011

# ANÁLISE DE VÃOS LIVRES EM DUTOS RÍGIDOS

Paula Amorim Loureiro

PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO CURSO DE ENGENHARIA CIVIL DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO CIVIL.

Examinada por:

---

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

---

Daniel Lyrio Carneiro, M.Sc.

---

Prof. José Antônio Fontes Santiago, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

FEVEREIRO de 2011

Loureiro, Paula Amorim

Análise de Vãos Livres em Dutos Rígidos / Paula Amorim Loureiro. – Rio de Janeiro: UFRJ/Escola Politécnica, 2011.

XII, 128 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Gilberto Bruno Ellwanger e Daniel Lyrio Carneiro

Projeto de Graduação – UFRJ/ Escola Politécnica/ Curso de Engenharia Civil, 2011.

Referencias Bibliográficas: p. 123-124

1. Vãos Livres. 2. Free Span. 3. Dutos Rígidos. I. Ellwanger, Gilberto Bruno, et al. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Curso de Engenharia Civil. III. Título.

*“À minha família”*



## **AGRADECIMENTOS**

Aos meus pais, Ana Beatriz e José Eduardo, e à minha irmã Luiza, pelo apoio, compreensão, carinho, paciência e incentivo durante toda a minha vida. Sem vocês, isso não seria possível...

Ao professor Gilberto Bruno Ellwanger, pela orientação, apoio, conselhos, paciência e ensinamentos durante todos esses anos do curso de graduação.

Ao Daniel Lyrio Carneiro, pela paciência, conselhos e orientação durante esse último ano de graduação.

Aos companheiros de graduação, pelos momentos de estudo e descontração que sempre ajudaram a superar os desafios e dificuldades ao longo dessa jornada.

Ao João Gouveia, Guilherme Carvalho e toda a equipe do S.U.R.F. da empresa Bureau Veritas, pelo incentivo, paciência, companheirismo e aprendizado.

A ANP (Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis), pelo apoio financeiro e oportunidade de aprendizado, através do seu Programa de Recursos Humanos – PRH-35.

Aos amigos, pela compreensão e apoio incondicional.

Enfim, a todos aqueles que de alguma forma me ajudaram, participando direta ou indiretamente, da minha longa jornada da graduação.

Resumo do Projeto de Graduação apresentado à Escola Politécnica/ UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro Civil.

## ANÁLISE DE VÃOS LIVRES EM DUTOS RÍGIDOS

Paula Amorim Loureiro

Fevereiro/2011

Orientadores: Gilberto Bruno Ellwanger e Daniel Lyrio Carneiro

Curso: Engenharia Civil

O estudo das vibrações induzidas por desprendimento de vórtices (VIV) vem adquirindo grande importância na indústria offshore. Dependendo das condições de carregamento as VIV's podem reduzir drasticamente a vida útil a fadiga de um *riser* ou duto submarino. Este trabalho visa apresentar as principais características do fenômeno de formação de vórtices, as condições para que haja vibração induzida por vórtices (VIV), e conseqüentemente a fadiga, e as principais metodologias de análise disponíveis atualmente. O enfoque é dado à análise estrutural dinâmica de dutos submarinos em águas, onde o efeito do VIV se dá devido à correntes marinhas. Ao final, a metodologia da norma DnV-RP-F105 é analisada para vãos livres.

*Palavras-chave:* Vãos Livres, Dutos Rígidos, Cruzamento de Dutos.

Abstract of Undergraduate Project presented to POLI/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Engineer.

## FREE SPAN ANALYSIS ON RIGID PIPELINES

Paula Amorim Loureiro

Fevereiro/2011

Advisors: Gilberto Bruno Ellwanger and Daniel Lyrio Carneiro

Course: Civil Engineering

The study of the vortex induced vibrations (VIV) has been becoming a very important issue in the offshore industry. Depending on the load case, the VIV could reduce drastically the fatigue life of a riser or a pipeline. This work has as its objective to emphasize the main characteristics of this phenomenon and evaluate the methodologies available considering dynamic structural analysis of pipelines subjected to current loading. Finally, the DNV-RP-F105 methodology is analyzed on the calculation of pipelines subjected to free span.

Keywords: Free Span, Pipelines, Pipeline Crossing.



# ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>13</b>
1.1	Motivação.....	13
1.2	Objetivos deste Trabalho.....	13
1.3	Descrição dos Capítulos .....	14
<b>2</b>	<b>PROJETO DE DUTOS.....</b>	<b>15</b>
2.1	Visão Geral.....	15
2.2	Determinação da Rota .....	18
2.3	Estabilidade de Fundo .....	20
2.4	Proteção Catódica.....	21
2.5	Análise de Instalação.....	23
2.6	Análise de Vãos Livres.....	30
2.7	Análise de Flambagem Global .....	31
<b>3</b>	<b>FENÔMENO VORTEX INDUCED VIBRATION – VIV .....</b>	<b>34</b>
3.1	Introdução.....	34
3.2	Conceitos Básicos.....	34
3.2.1	Equações do Escoamento .....	35
3.2.2	Camada Limite .....	37
3.2.3	Número de Reynolds e a Esteira de vórtices.....	39
3.3	Formação de Vórtices.....	40
3.4	Força de arrasto e sustentação .....	45
3.5	Correlação com Dutos Rígidos.....	47
<b>4</b>	<b>FADIGA .....</b>	<b>50</b>
4.1	Conceitos Iniciais .....	50
4.1.1	Estágios de Propagação de Trincas .....	50
4.1.2	Concentração de tensões .....	51
4.2	Avaliação de Fadiga pelo Método das Curvas S-N.....	55
4.2.1	Conceitos sobre o método. ....	56
4.2.2	Regra de Palmgren-Miner. ....	56
4.2.3	Curvas S-N .....	60
4.2.4	Dano admissível .....	68

4.2.5 Prescrições da norma DNV-RP-C203 para dutos submarinos.....	68
<b>5 ANÁLISE DE VÃOS LIVRES – FREE SPAN.....</b>	<b>71</b>
5.1 Conceitos Iniciais .....	71
5.1.1 Sistemas de Mitigação.....	74
5.2 Princípios da DNV-RP-F105.....	79
5.2.1 Critério <i>Screening</i> .....	81
5.2.2 Tensão Atuante.....	87
5.2.3 Modelo Resposta .....	88
5.2.3.1 Modelo de Resposta para Direção <i>In-Line</i> .....	91
5.2.3.2 Modelo de Resposta para Direção <i>Cross-Flow</i> .....	93
<b>6 ESTUDO DE CASO – REGIÃO DE CROSSING .....</b>	<b>94</b>
6.1 Introdução.....	94
6.2 Dados do Projeto .....	95
6.2.1 Dados Geométricos do Duto A .....	95
6.2.2 Dados Operacionais do Duto A.....	96
6.2.3 Parâmetros de Solo.....	98
6.2.4 Curvas S-N.....	99
6.2.5 Dados do Ambiente .....	100
6.2.6 Dados do Colchão de Concreto ( <i>Mattress</i> ) .....	101
6.3 Metodologia.....	101
6.3.1 Geral .....	101
6.3.2 Análise Estática .....	102
6.3.3 Critério de Fadiga no Estado Limite Último .....	103
6.3.3.1 Cálculo do Dano e da Vida a Fadiga .....	104
6.3.3.2 Modelagem em Elementos Finitos .....	105
6.3.4 Avaliação da Folga.....	105
6.4 Resultados .....	107
6.4.1 Avaliação dos Vãos Livres.....	107
<b>7 CONCLUSÃO.....</b>	<b>122</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>123</b>
<b>ANEXO A – PLANILHAS DE FATFREE.....</b>	<b>125</b>
<b>ANEXO B - ÁBACO DE NEWMARK – TENSÃO EFETIVA .....</b>	<b>128</b>

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.a) Fluxograma de um Projeto de Duto Rígido .....	16
Figura 2.b) Coleta de dados com AUV.[13] .....	19
Figura 2.c) Exemplo de um estudo de rota. [17] .....	20
Figura 2.d) Balanço de forças no duto assente no leito marinho.[13].....	21
Figura 2.e) Detalhe típico de um anodo de braçadeira [12]. .....	23
Figura 2.f) Análise de lançamento – método <i>S-Lay</i> [18]. .....	25
Figura 2.g) Embarcação típica para instalação <i>S-Lay</i> [13].....	25
Figura 2.h) Análise de lançamento – método <i>J-Lay</i> [18]. .....	27
Figura 2.i) Análise de lançamento – método <i>Reel-Lay</i> . .....	29
Figura 2.j) Vãos Livres [7]. .....	30
Figura 2.k) Análise dos efeitos de flambagem lateral [13]......	32
Figura 2.l) Ilustração do efeito de <i>upheaval buckling</i> [12]. .....	33
Figura 3.a) Componentes de tensão num volume de controle [2] .....	37
Figura 3.b ) Camada Limite [1].....	38
Figura 3.c) Esteira de Vórtice de acordo com números de Reynolds [12] .....	40
Figura 3.d ) Desprendimento de Vórtices [12] .....	41
Figura 3.e) Esteira de Von Karman [12] .....	43
Figura 3.f ) Relação entre numero de Reynolds x Numero de Strouhal [3].....	44
Figura 3.g) Força de Arrasto [5] .....	45
Figura 3.h) Falha estrutural em duto por fadiga devido VIV [12]. .....	47
Figura 3.i) Vibração <i>in-line</i> e <i>cross-flow</i> (retirado de [7]) .....	48
Figura 3.j) Configurações de vãos livres .....	49
Figura 4.a) Concentração de tensões no perfil de solda [13] .....	51
Figura 4.b) Tensões locais e Fator de Concentração de Tensões (SCF) [13]. .....	53
Figura 4.c) Fator de Concentração de Tensões (SCF) para um detalhe de tubo inserido [13]. .....	54
Figura 4.d) Tensões locais e Fator de Concentração de Tensões (SCF) [13]. .....	55
Figura 4.e) Esquema de uma curva S-N [13]. .....	57
Figura 4.f) Distribuição de variação de tensões em 11 blocos [13].....	59
Figura 4.g) Curva S-N típica linearizada para o trecho inicial [13]. .....	61

Figura 4.h) Curva S-N “ao ar livre” [9].....	63
Figura 4.i) Curva S-N “no mar”, considerando proteção catódica [9].....	65
Figura 4.j) Curva S-N “no mar”, considerando corrosão livre [9]. ....	67
Figura 5.a) Vãos Livres [7]. ....	71
Figura 5.b) Classificação dos vãos livres [8].....	72
Figura 5.c) Técnica de rock dumping[7] .....	74
Figura 5.d) - Equipamento utilizado para escavação de trincheiras [7]. ....	75
Figura 5.e) Desenho esquemático com a seqüência de escavação e posterior preenchimento da trincheira para solos arenosos [7] .....	75
Figura 5.f) Escavação de trincheiras em solos argilosos [7] .....	76
Figura 5.g) Seqüência esquemática de um duto em vão livre sendo calçado [7]. ....	76
Figura 5.h) Vão livre corrigido com Grout Bag [20].....	77
Figura 5.i) Exemplos de blocos cimentados [7].....	77
Figura 5.j) Exemplos de Suporte Mecânico [20].....	78
Figura 5.k) Correção do trecho em vão livre – elevada tração residual [7].....	79
Figura 5.l) Correção do trecho em vão livre – baixa tração residual [7].....	79
Figura 5.m) Princípios básicos de uma análise de vãos livres [8] .....	80
Figura 5.n) Vão livre característico para critério <i>screening</i> [12].....	84
Figura 5.o) Velocidade reduzida x amplitude normalizada para direção <i>in-line</i> (Ks=0) [8]. ....	92
Figura 5.p) Velocidade reduzida x amplitude normalizada para direção <i>cross-flow</i> (Ks=0)[8].....	93
Figura 6.a) Ilustração da Área de <i>Crossing</i> com o <i>Grout Bag</i> . ....	94
Figura 6.b) Arranjo da Região de <i>Crossing</i> . ....	94
Figura 6.c) Foto retirada do <i>Mattress</i> e do cruzamento do Duto A e do Duto B. ....	95
Figura 6.d) Perfil de Pressão da Linha.....	97
Figura 6.e) Perfil de Temperatura da Linha.....	97
Figura 6.f) Curvas S-N do Projeto .....	99
Figura 6.g) Direção da Corrente Adotada.....	100
Figura 6.h) Ilustração do modelo do SAGE 3D .....	102
Figura 6.i) Modelagem pelo SAGE 3D do <i>Mattress</i> .....	103
Figura 6.j) Ilustração do Arranjo da Região de <i>Crossing</i> .....	106
Figura 6.k) Gráfico de Força Axial Efetiva.....	108

Figura 6.l) Esquema da Configuração da Região de Crossing (sem <i>grout bag</i> ).....	109
Figura 6.m) 1° modo de vibração <i>In-line</i> para a condição operacional – Span 1 .....	110
Figura 6.n) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário - <i>Span 1 (In-Line)</i> .....	110
Figura 6.o) 1° modo de vibração <i>Cross Flow</i> para condição operacional – Span 1 .....	111
Figura 6.p) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário - <i>Span 1(Cross-Flow)</i> .....	111
Figura 6.q) 2° modo de vibração <i>In-line</i> para condição operacional – Span 2 .....	112
Figura 6.r) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário - <i>Span 2 (In-Line)</i> .....	112
Figura 6.s) 2° modo de vibração <i>Cross Flow</i> para a condição operacional – Span 2.....	113
Figura 6.t) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário - <i>Span 2 (Cross-Flow)</i> .....	113
Figura 6.u) Configuração final da região de cruzamento de linhas.....	114
Figura 6.v) Configuração final da região de cruzamento de linhas – Vista lateral.....	114
Figura 6.w) 1° modo de vibração <i>In-line</i> para condição operacional - Span 1 (com <i>grout bag</i> ).....	115
Figura 6.x) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com <i>grout bag</i> ) - <i>Span 1 (In-Line)</i> .....	116
Figura 6.y) 1° modo de vibração <i>Cross-flow</i> para condição operacional - Span 1 (com <i>grout bag</i> ).....	116
Figura 6.z) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com <i>grout bag</i> ) - <i>Span 1 (Cross-Flow)</i> .....	117
Figura 6.aa) 2° modo de vibração <i>In-line</i> para condição operacional - Span 3 (com <i>grout bag</i> ).....	117
Figura 6.bb) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com <i>grout bag</i> ) - <i>Span 3 (In-Line)</i> .....	118
Figura 6.cc) 2° modo de vibração <i>Cross-flow</i> para condição operacional – Span 2 (com <i>grout bag</i> ).....	118
Figura 6.dd) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com <i>grout bag</i> ) - <i>Span 3 (Cross-Flow)</i> .....	119
Figura 6.ee) 3° modo de vibração <i>In-line</i> para condição operacional – Span 2 (com <i>grout bag</i> ).....	119

<b>Figura 6.ff) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com <i>grout bag</i>) - <i>Span 2 (In-Line)</i>.....</b>	<b>120</b>
<b>Figura 6.gg) 3° modo de vibração <i>Cross-flow</i> para condição operacional – <i>Span 3</i> (com <i>grout bag</i>).....</b>	<b>120</b>
<b>Figura 6.hh) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com <i>grout bag</i>) - <i>Span 1 (Cross-Flow)</i>.....</b>	<b>121</b>

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Motivação

A forte expansão da demanda mundial de energia não tem só motivado a procura por meios de energia alternativa, como também tem impulsionado a prospecção de hidrocarbonetos em águas profundas e ultra-profundas, como é o caso do pré-sal no Brasil. Todavia, esses processos de exploração apresentam um novo desafio na medida em que há a necessidade de desenvolver estudos mais detalhados para que esses projetos sejam viáveis economicamente e apresentem confiabilidade e eficiência. Sendo assim, tais atividades têm requerido a introdução de procedimentos inovadores, tanto na área de instalação quanto na operação dos sistemas.

Com a busca por novas reservas de petróleo, a infra-estrutura de exploração de petróleo migrou para águas cada vez mais profundas, aumentando, assim, o sistema de transporte submarino. Com isso, a demanda por dutos flexíveis sofreu significativo aumento a ponto de gerar uma sobrecarga nos fabricantes dessas estruturas.

Dessa forma, empresas petrolíferas começaram a adotar dutos rígidos nos sistemas submarinos de transporte, fazendo assim, com que novas tecnologias e formulações fossem estudadas e desenvolvidas para descrever os fenômenos envolvidos. A exportação de petróleo e seus derivados através de dutos e *risers* rígidos fabricados em aço tornaram-se altamente atraentes pelo relativo baixo custo, grandes diâmetros e maior capacidade estrutural se comparados a *risers* flexíveis.

Sendo assim, este trabalho visa apresentar, de um modo geral, o estudo de vãos livres de um *pipeline*, que representa um grande desafio, principalmente na área de instalação de linhas rígidas.

## 1.2 Objetivos deste Trabalho

Este trabalho tem como objetivo realizar um estudo sobre o tema geral de vãos livres, considerando campo de aplicação das equações que descrevem a amplitude de deslocamento, magnitude de tensão e vida a fadiga de vãos livres submetidos ao efeito de vibração induzida pelo despreendimento de vórtices, propostos nas normas DNV OS F101[10], DNV RP F105[8] e DNV RP C203 [9].

### 1.3 Descrição dos Capítulos

Este trabalho é composto de sete capítulos, sendo o primeiro deles a introdução do trabalho. No capítulo de introdução é apresentado de modo geral o trabalho a ser desenvolvido, descrevendo a motivação do autor e os temas a serem abordados.

O segundo capítulo apresenta um resumo das etapas básicas de um projeto de duto submarino. A descrição ajuda a compreender a extensão e complexidade de um projeto de dutos e ao final do segundo capítulo é feita uma ponte com o tema principal abordado neste trabalho.

O terceiro capítulo tem como objetivo apresentar o fenômeno de vibração induzida por desprendimento de vórtices (VIV), do inglês *vortex induced vibrations*, traçando uma linha com o histórico dos estudos realizados até recentemente, além de apresentar as equações matemáticas a serem adotadas neste trabalho bem como uma breve descrição teórica dos parâmetros hidrodinâmicos envolvidos nesse fenômeno.

O quarto capítulo visa apresentar a teoria de fadiga avaliando o efeito do dano em dutos submarinos

O quinto capítulo apresenta a teoria de vãos livres, seus sistemas de mitigação para amenizar os efeitos do *free span* e a formulação matemática recomendada na norma DNV RP F105 [8] para cálculo de fadiga devido VIV em dutos submarinos. Este capítulo abrangerá os critérios de aceitação estabelecidos por norma, indicando as condições de contorno, parâmetros de entrada a serem considerados nas análises, limites mínimos e máximos para uso das equações apresentadas, ou seja, o *range* de validade da norma.

O sexto capítulo apresenta um estudo de caso, considerando uma região de *crossing* envolvendo dois dutos rígidos distintos. Este estudo avalia também a necessidade de sistemas de mitigação para evitar que o duto seja levado à ruptura por fadiga. Este capítulo apresenta os resultados e considerações adotadas para a montagem de um modelo em elementos finitos desenvolvido.

E finalmente o sétimo capítulo apresenta a conclusão do projeto.



## 2 PROJETO DE DUTOS

### 2.1 Visão Geral

O presente capítulo apresenta uma visão geral das diversas etapas que compõem um projeto de um duto submarino rígido.

O projeto de dutos pode ser organizado em duas etapas distintas:

- i. Projeto básico ou conceitual: consiste em determinar a viabilidade técnica do projeto, identificar as informações necessárias para a etapa de construção do mesmo e finalmente identificar a presença de problemas de interface com demais dutos submarinos da região.
- ii. A segunda etapa é definida pelo projeto executivo, ou detalhado. Esta tem como objetivo elaborar análises para comprovar a integridade estrutural do duto em todas as etapas de projeto, ou seja, desde sua instalação a sua desmobilização.

Dentre as fases do projeto podem-se citar as seguintes como sendo principais:

- Dimensionamento mecânico;
- Definição da diretriz;
- Verificação de estabilidade de fundo;
- Análise de colapso local e estado limite último;
- Dimensionamento de proteção catódica;
- Análise de Instalação;
- Análise de Vãos Livres;
- Análise de flambagem termo mecânica;
- Análise de Fadiga.

Abaixo segue um fluxograma representando um quadro mais geral das diversas etapas que consiste o projeto de um duto, e sua seqüência de execução.

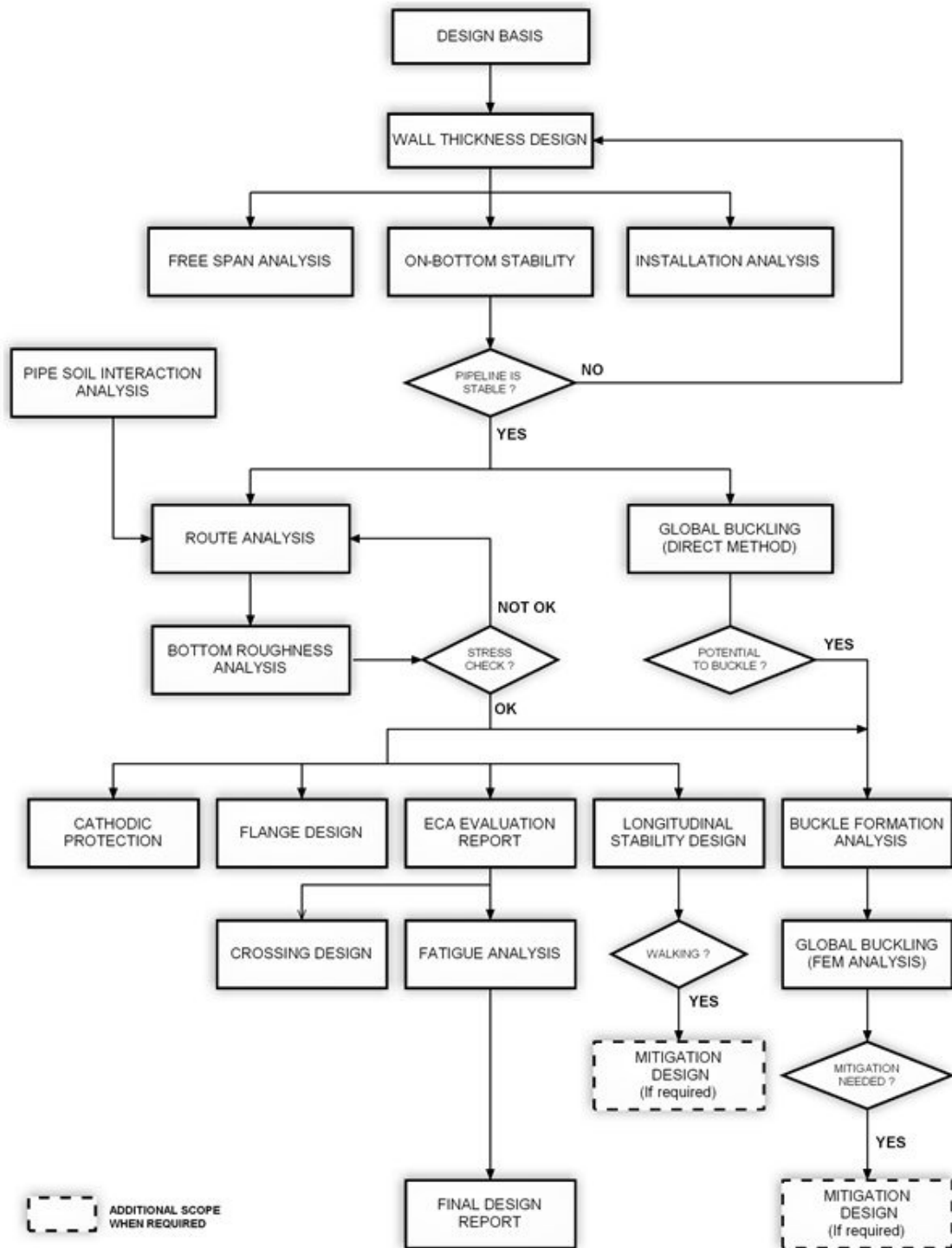


Figura 2.a) Fluxograma de um Projeto de Duto Rígido

A etapa de dimensionamento mecânico visa determinar as características geométricas principais, como diâmetro e espessura de parede, além de definir o tipo de material a ser utilizado.

Geralmente, adota-se para projetos de dutos rígidos, instalados a profundidades acima de 1000 metros, aços com grau API X-60 ou X-65, respectivamente com limites de escoamento de 414MPa e 448MPa. Já para profundidades menores pode-se viabilizar o uso de aços com grau de material menor como X-42, X-52 ou X-56 [15].

Outro aspecto importante é o tipo de junta adotada nos dutos rígidos submarinos. A indústria offshore atualmente trabalha com dois tipos principais: com ou sem costura longitudinal. Os tubos com costura são usualmente executados com solda de arco submerso simples ou duplo (SAW) ou (DSAW) e são aplicáveis no caso de dutos de grande diâmetro [10].

A determinação da espessura mínima de parede do duto é baseada em verificações considerando o diferencial de pressão entre a pressão interna e hidrostática externa. Adicionalmente, também são consideradas avaliações de tensões longitudinais máximas combinadas. Estas verificações são apresentadas por diversas normas sendo as mais utilizadas: DNV-OS-F101 [10] e API-RP-1111 [16], Outras normas como ASME também apresentam esta verificação.

Todas as condições em que o duto estará submetido durante sua vida útil devem ser avaliadas nesta fase de dimensionamento. Isto implica em determinadas considerações que devem ser adotadas. No caso de início de vida útil, devem ser analisada as condições de instalação, quando o duto usualmente estará vazio (sem pressão interna e na temperatura ambiente. Deve-se considerar ainda a fase de teste e comissionamento onde atuam as pressões devido a teste hidrostático, que são maiores que as pressões de projeto a qual o duto estará submetido durante a fase operacional.

Ao final da vida útil deve-se verificar a integridade estrutural do duto quando submetido às solicitações de operação e de descomissionamento.

## **2.2 Determinação da Rota**

Esta etapa do projeto tem por objetivo analisar e propor a melhor rota a ser assumida durante a instalação do duto submarino. O projeto de rota deve levar em conta aspectos referentes à viabilidade do projeto, ou seja, definir a diretriz tendo como objetivo otimizar os materiais empregados e obter o menor número possível de intervenções antes e após a instalação do duto.

A escolha de uma rota é uma atividade crítica para o projeto de um duto submarino. Uma rota mal escolhida pode levar a custos excessivos nas etapas posteriores do projeto, como por exemplo, surgimento de condições geológicas e geotécnicas não previstas para a região de instalação ou de regiões acidentadas no leito marinho. Desta forma, despender mais energia nesta etapa inicial do projeto é de grande importância e traz benefícios substanciais.

Em muitos casos a escolha da rota é simples e direta. Isso ocorre em áreas onde o conhecimento relativo às condições geotécnicas e oceanográficas é significativo. Pode ocorrer que em uma dada região a batimetria encontrada nas inspeções indique um perfil suave, uniforme e livre de obstruções ou outros dutos que necessitem de intervenções e infraestrutura adicionais.

O passo inicial para a determinação da rota é a aquisição de dados referentes à topografia do fundo marinho, e das informações geotécnicas da região prevista para a instalação. Quanto mais detalhados forem os dados disponíveis melhor será o resultado da diretriz analisada.

A batimetria da rota é fornecida em um arquivo contendo as coordenadas de localização xyz colhidas por um aparelho denominado AUV (*Autonomous Underwater Vehicle*) ou

veículo autônomo subaquático. A partir da batimetria é preparado um layout submarino da região de instalação do duto, que servirá de base para o estudo de rota. A Figura 2.b abaixo ilustra o procedimento:

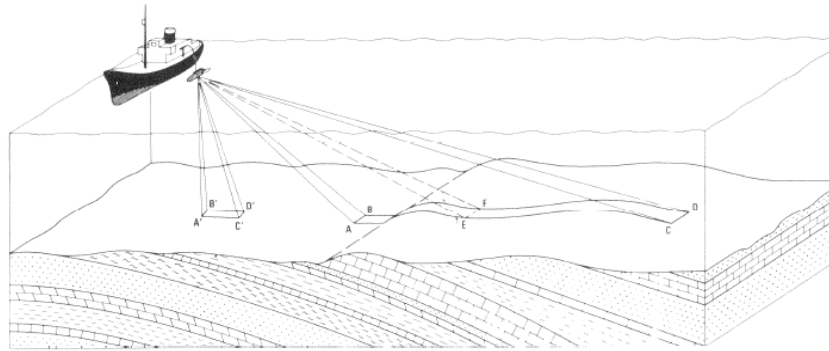


Figura 2.b) Coleta de dados com AUV.[13]

Um duto submarino apoiado sobre o leito marinho pode estar parcial ou totalmente enterrado. Caso as condições do fundo marinho não sejam uniformes, e suas características geotécnicas correspondam a um solo muito rígido, aumenta a possibilidade de ocorrência de grandes vãos que necessitem de correções após a instalação. Solos rígidos não permitem a formação de trincheiras naturais que promovem o enterramento do duto durante a instalação. Este efeito pode levar a condições inadequadas para garantir a estabilidade.

Em alguns casos o fundo marinho pode apresentar conformações que variam com o tempo. Isso ocorre principalmente em locais onde há a predominância de *sand waves*, que se caracteriza por grandes bolsões de terreno arenoso, que podem chegar a ter 15 metros de altura e 100 metros de comprimento. Esses elementos se movem de maneira significativa sob efeito de ondas e correntes marinhas. Desta forma, um duto que no momento da instalação encontra-se assente sobre o solo, alguns anos depois pode se encontrar em uma condição não-suportada devido ao surgimento de um vão livre.

Deslizamentos e escorregamentos submarinos ocorrem em regiões onde a taxa de sedimentação é muito grande. Nos locais de ocorrência pode haver formações de desníveis e rampas não previstas na determinação da rota. É comum também ocorrer locais onde há o desprendimento de gases e água do leito marinho. Tais pontos, chamados de *pockmarks*, e também podem causar variações na condição de suporte do duto com o tempo, alterando o perfil de conformação do fundo marinho.

Todos os exemplos mencionados anteriormente servem para ilustrar alguns aspectos que devem ser levados em conta no momento da determinação de uma rota. Evitar trechos que possam trazer prejuízos às condições de estabilidade e integridade do duto ao longo de sua vida útil é o principal objetivo durante esta etapa. A Figura 2.c abaixo ilustra um exemplo de um estudo de rota típico:

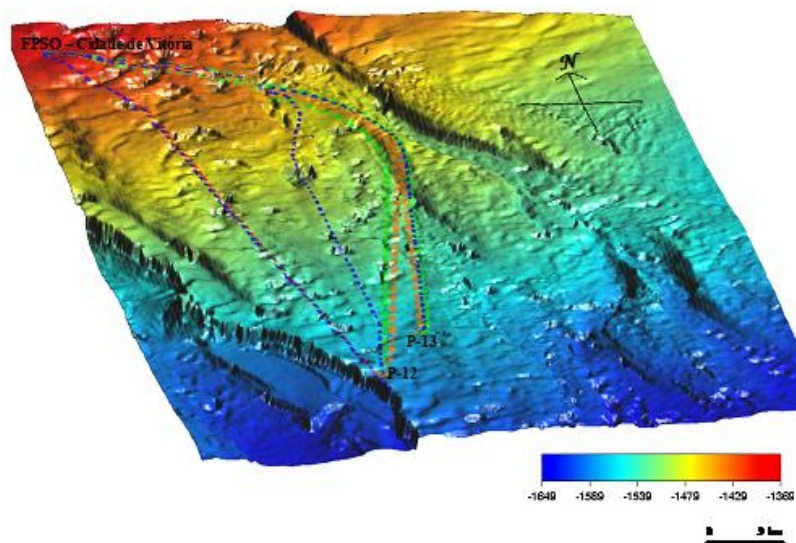


Figura 2.c) Exemplo de um estudo de rota. [17]

### 2.3 Estabilidade de Fundo

Um duto submarino deve ser estável quando assente no leito marinho para todas as condições durante a sua vida útil. Se for um duto leve, existe a possibilidade que este se

desloque lateralmente sob ação das cargas ambientais de ondas e corrente. Por outro lado, um duto pesado acarretará em maiores custos de construção e instalação.

Para garantir a estabilidade de um duto, o projeto pode prever o aumento do peso, adicionando novas camadas de revestimento de concreto. Além de auxiliar a estabilidade, o concreto garante proteção mecânica e aumento da rigidez da linha. De outra maneira, pode-se aumentar a espessura de parede do duto para aumentar o peso submerso, embora esta opção não seja por muitas vezes economicamente vantajosa.

Outra forma comum de aumentar a estabilidade é promover o “entrancheiramento” do duto logo após a instalação. Quando lançado dentro de valas, ou trincheiras, e coberto posteriormente com solo ou rochas, o duto tem sua estabilidade praticamente garantida.

A figura abaixo ilustra o balanço de forças atuantes na seção transversal de um duto assente em solo marinho:

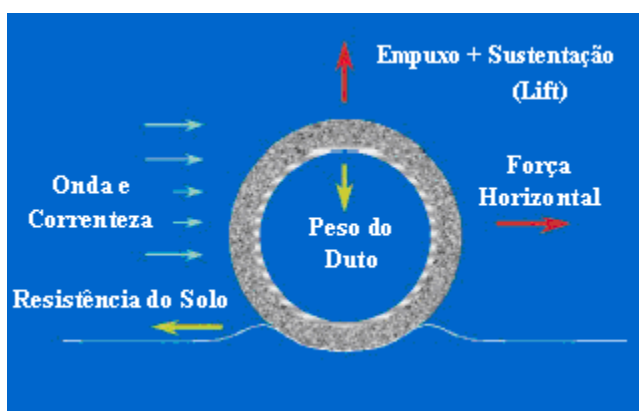


Figura 2.d) Balanço de forças no duto assente no leito marinho.[13]

## 2.4 Proteção Catódica

O revestimento aplicado à superfície exterior de um duto submarino é a principal barreira contra corrosão externa. A proteção catódica previne a corrosão em áreas onde o

revestimento pode não estar atuando devido a danos e falhas. Esta também pode ser encarada como um meio de tornar o aço termodinamicamente mais estável [12].

Este aumento de estabilidade é alcançado ao prover elétrons para a reação catódica que substituem os elétrons gerados pelo processo normal de corrosão. Os elétrons são transferidos através da fuga de corrente que passa através do duto. O circuito elétrico é fechado utilizando um anodo através do qual a corrente é transmitida ao meio externo.

A corrente elétrica pode ser proveniente de um gerador (corrente imposta) ou através do contato do metal com outro elemento mais alcalino que irá formar uma pilha eletroestática. (anodo de sacrifício). Em geral, os dutos submarinos são protegidos pelo sistema de anodo de sacrifício.

O número de elétrons retirados dos anodos deve ser igual ao número de elétrons que normalmente seriam removidos da reação catódica. A proteção catódica funciona apenas na existência de um meio condutor ao redor do material a ser protegido. A água do mar e seus sedimentos são considerados excelentes condutores, chamados de eletrólitos. Todas as reações elétricas ocorrem na superfície exposta do duto, e conseqüentemente, a proteção catódica empregada protege apenas a superfície externa de modo que a corrosão interna não é afetada.

O sistema de proteção catódica é normalmente dimensionado para garantir a proteção do duto para uma falha de aproximadamente 25% do revestimento externo [12]. Deste modo, é recomendável realizar inspeções periódicas da proteção catódica para identificar áreas de possíveis falhas e verificar se o sistema está integralmente ativo.

Anodos são formados por um material de sacrifício que são aplicados sobre uma armadura de aço. Este arranjo promove resistência aos esforços externos e condutividade suficiente para permitir que a reação catódica aconteça. Os anodos são fixados ao duto em espaçamentos regulares e são conectados eletricamente através de cabos ou contatos metálicos



soldados diretamente ao metal base. A maioria dos anodos são fabricados como braçadeiras que são fixadas circunferencialmente ao duto.

O material de sacrifício é um material alcalino, normalmente zinco ou alumínio, que permite criar uma pilha eletrostática com o material do duto. O anodo corrói e fornece elétrons para a reação.

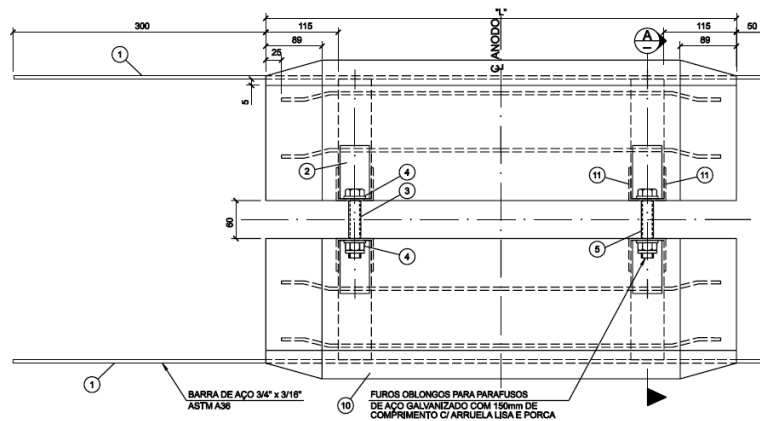


Figura 2.e) Detalhe típico de um anodo de braçadeira [12].

## 2.5 Análise de Instalação

A análise de instalação tem como objetivo garantir a integridade estrutural do duto durante a fase de lançamento da linha. Existem diversos métodos empregados na instalação de dutos submarinos. A maioria deles envolve o uso de embarcações especializadas para esta finalidade. Dependendo do método de instalação empregado, o duto submarino é submetido a diferentes tipos de solicitação, sendo que as principais são: pressão hidrostática, tração e momentos fletores ao longo da linha, causados principalmente pela ação dos carregamentos ambientais, pelos movimentos da embarcação de lançamento e até mesmo devido ao peso próprio do duto. Faz parte do escopo de uma análise de instalação completa determinar a

mínima tração de lançamento necessária para garantir que os raios de curvatura, formados ao longo da catenária suspensa, estejam dentro dos limites de resistência admissíveis.

Dentre os diversos métodos de instalação de dutos pela superfície, os mais empregados atualmente são o método *S-Lay*, o método *J-Lay* e o método *Reel-Lay*.

No método de instalação *S-Lay* a construção do duto é feita na posição horizontal e o lançamento é efetuado através de uma rampa extensível, localizada na popa da embarcação, denominada *stinger*. A linha de produção é equipada com estações de soldagem, ensaios não destrutivos, estação de revestimento e tracionadores que irão manter o posicionamento da linha durante o trabalho de soldagem das juntas. Os trechos de duto já soldados são lançados, ao mesmo tempo em que a embarcação se desloca para vante, através do auxílio de suas âncoras ou através de rebocadores ou sistema de posicionamento dinâmico. O método de instalação *S-lay* é um sistema de instalação contínuo, ou seja, não há interrupção no processo devido a falta de material, na medida em que o navio instalador é constantemente abastecido por trechos de tubos, fornecido por outros navios.

Na linha de produção e no *stinger* o duto permanece apoiado sobre estruturas denominadas roletes, que em conjunto com os tracionadores, dão o formato curvilíneo ao duto no momento em que este deixa o final da rampa. Pode-se notar que são criadas duas regiões de curvatura acentuada. A região próxima a embarcação é denominada *overbend* e próxima ao fundo, ou *touchdown point*, é denominada *sagbend*. É importante observar que o posicionamento desses roletes está diretamente relacionado ao momento fletor em que a linha estará submetida.

A Figura 2.f mostra o esquemático de uma operação de lançamento através do método *S-Lay* mostrando a trajetória do duto entre a embarcação e o leito marinho. A curvatura máxima no *overbend* é controlada através do posicionamento dos roletes do *stinger* e da tração aplicada no topo da linha. A tração necessária para se manter a curvatura requerida da

linha é uma função de diversos fatores, tais como: lâmina d'água, peso submerso da linha, raio de curvatura admissível e, naturalmente, da geometria do *stinger*.

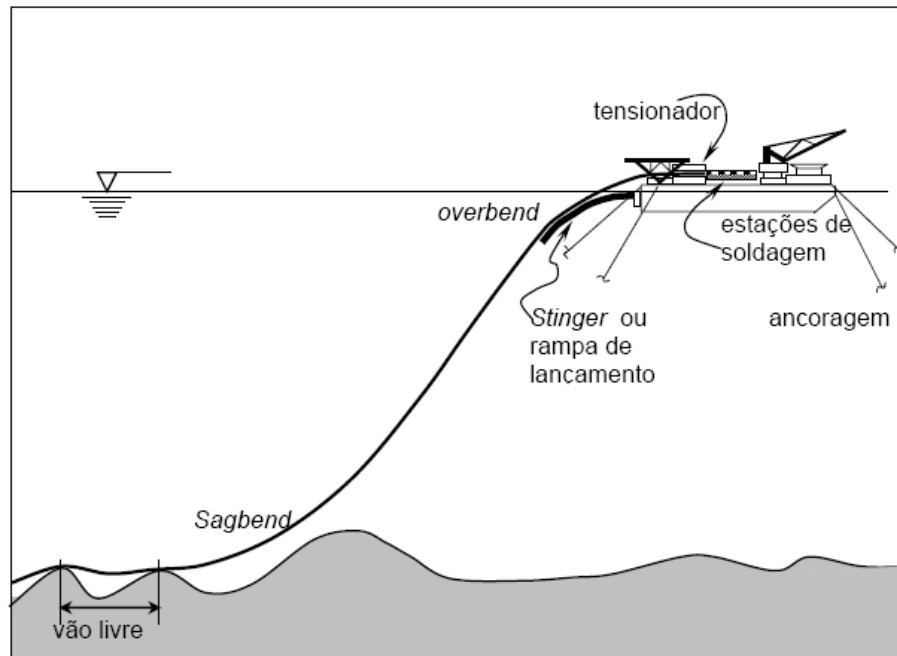


Figura 2.f) Análise de lançamento – método *S-Lay* [18].

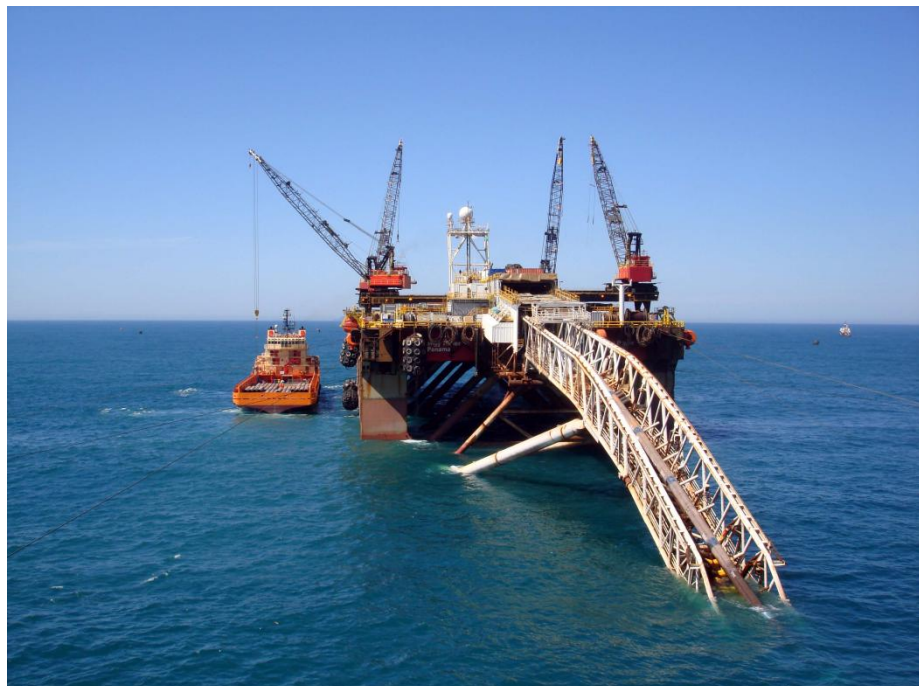


Figura 2.g) Embarcação típica para instalação *S-Lay* [13].

O método *S-Lay* possui limitações quanto a máxima lâmina d'água em que o duto pode ser instalado. O duto sai quase horizontalmente e entra no *stinger* onde toma a forma da curvatura em *overbend*. A catenária suspensa do duto curva-se no sentido oposto a medida que se aproxima do leito marinho, formando a curvatura em *sagbend*. O peso da linha no *sagbend* é suportado pela tração aplicada nos tracionadores. A tração aplicada deve ser grande o suficiente para manter a curvatura da linha no *sagbend* abaixo dos limites admissíveis.

Em águas rasas é possível garantir estas condições sem aumentar drasticamente o comprimento do *stinger* ou a tração exercida pela embarcação. É indesejável ter um *stinger* muito extenso, pois sua estrutura torna-se muito esbelta e sujeita a falhas devido a ação de correntes e ondas. Da mesma maneira, uma tração alta na linha é prejudicial para balancear o posicionamento da embarcação, além de gerar riscos maiores de dano ao tracionador durante a instalação.

Dependendo das variáveis de projeto, nem sempre é possível garantir a viabilidade da instalação *S-Lay* na medida em que a profundidade aumenta. O conceito *J-Lay* oferece vantagens para contornar tais limitações. A linha de montagem do duto é posicionada verticalmente a embarcação e não mais na horizontal. O duto é construído em uma rampa com inclinação em torno de  $75^\circ$  com a horizontal. Cabe ressaltar, que dependendo do navio, essa inclinação de rampa pode variar, quanto mais se aproximar a mesma da horizontal (ou seja, quanto mais próximo da configuração se *S-Lay*) menores serão os esforços de momento fletor na linha. O arranjo de *J-Lay* não necessita da utilização de *stinger* e, conseqüentemente, o duto não possui uma curvatura *overbend* próximo a saída da embarcação. Todo o comprimento da linha fica suspenso tomando a forma de uma catenária em J. A Figura 2.h ilustra o conceito da instalação na configuração *J-Lay*.

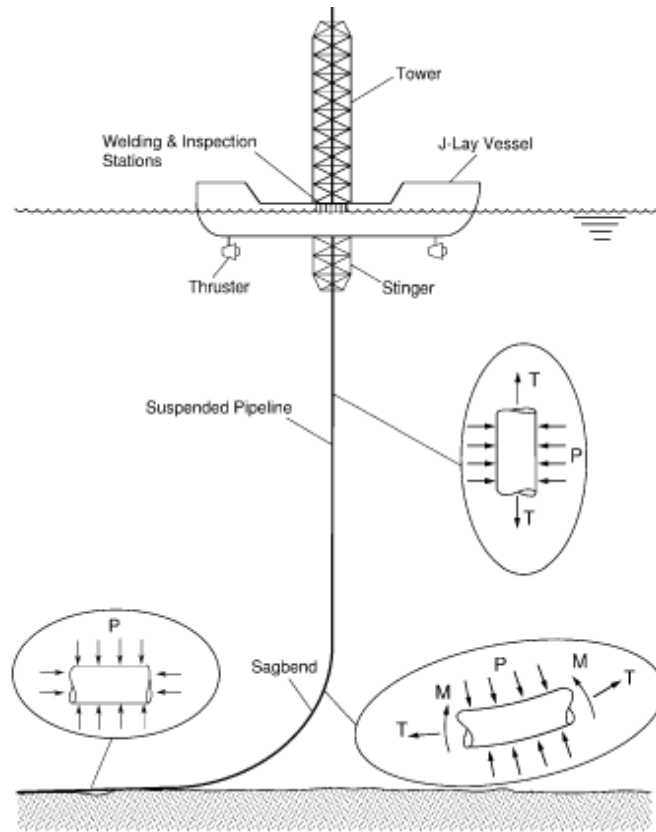


Figura 2.h) Análise de lançamento – método J-Lay [18].

Esta configuração apresenta algumas vantagens. Como o duto deixa a embarcação em ângulo quase vertical, as tensões são governadas apenas pela curvatura no *sagbend*. Não há a necessidade de limitar a catenária suspensa em função do comprimento de *stinger*. Desta forma, as tensões de lançamento são mais baixas que em outros métodos. Consequentemente, o *touchdown point* não é tão afastado da embarcação como no método *S-Lay*. Esta característica ajuda no posicionamento da embarcação, torna o lançamento mais preciso e a menor tração de lançamento diminui o número de vãos livres.

Na ocorrência de carregamentos ambientais extremos (uma tormenta, por exemplo), há a possibilidade de baixar o trecho da linha que está na embarcação até uma profundidade em que as cargas de ondas e movimentos não afetem significativamente as tensões no duto, recolhendo-o após o período de parada. Esta é uma vantagem fundamental, pois evita o

abandono da linha e sua posterior recuperação, evitando futuras complicações e melhorando a viabilidade de instalação. Outro ponto importante a se considerar é o fato do método de *J-Lay* também ser um sistema de instalação contínuo, pelos mesmos motivos do método *S-Lay*.

O método *J-Lay* possui também desvantagens com relação a outros métodos, tais como:

- Há a dificuldade em produzir uma linha de montagem. Tendo vista que o lançamento é vertical, seria difícil montar estações de trabalho (soldagem, revestimento e inspeção) em uma seqüência como é feito no *S-Lay*.
- A torre que suporta a rampa de lançamento possui grande altura, e com isso, afeta significativamente a estabilidade da embarcação.
- Caso seja adotado em águas muito rasas, o lançamento em *J-Lay* pode acarretar em curvaturas muito acentuadas no *sagbend*, muitas vezes tornando o processo inviável, na medida em que danos estruturais ao duto podem ser irreparáveis.

Outro método de instalação bastante utilizado atualmente, sobretudo em aplicações para águas profundas, é o método de instalação por carretel, ou *Reel-Lay*. Este método de instalação foi desenvolvido na década de 60. Neste método de instalação o duto é fabricado em terra, em linhas de produção de grande comprimento onde são estocados em trechos de até um quilômetro de linha já soldada e verificada por ultra-som. Este local é denominado *Spoolbase*. Posteriormente, a linha é enrolada em carretéis de grande diâmetro e levados a bordo da embarcação de instalação. Os trechos de linha de aproximadamente 1 km são soldados entre si durante o processo de *spooling* (nome dado a operação de enrolamento da linha), até se obter o comprimento desejado para a instalação.

O diâmetro do carretel é um dos fatores mais importantes na instalação por *Reel-Lay*. A deformação máxima imposta durante o *spooling* é inversamente proporcional ao diâmetro do *hub* do carretel. Usualmente, as embarcações de instalação atuais empregam carretéis com

raios que variam entre 7 a 10 metros. Com isso, a operação de enrolamento do duto induz grandes deformações no material, que rotineiramente ultrapassam os limites de escoamento do aço, e resultam em deformações plásticas permanentes. Este cenário é detalhadamente levado em conta no projeto estrutural da linha, tendo em vista que a inclusão de grandes deformações pode causar problemas relacionados a qualidade da solda e na sua resistência a fadiga e fratura durante as etapas operacionais.

A Figura 2.i ilustra o conceito da instalação na configuração *Reel-Lay*:

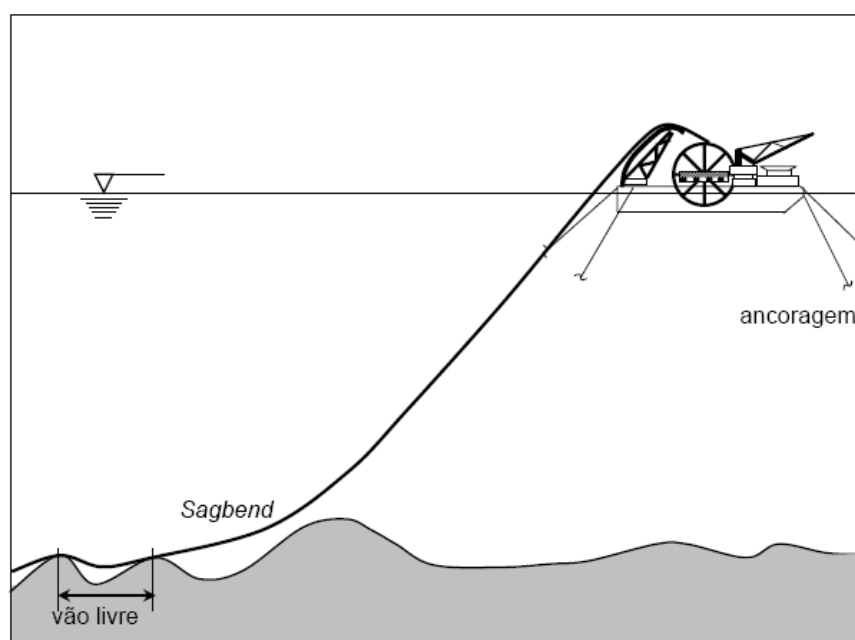


Figura 2.i) Análise de lançamento – método Reel-Lay.

No método de *Reel-Lay*: duto é carregado por meio de carretéis, e usualmente uma embarcação pode transportar mais de 20 quilômetros de linha a bordo. Esta característica, aliado ao fato de que o duto já é levado a bordo soldado e com o revestimento aplicado, faz com que o *Reel-Lay* seja um método de instalação bastante rápido e eficiente.

Entretanto, o método de *Reel-Lay* possui algumas desvantagens. Devido ao enrolamento do duto existe um diâmetro máximo recomendável para que as deformações plásticas não sejam excessivas. Este método tem sido utilizado para diâmetros de até 16 polegadas. Além disso, não é possível considerar revestimento de concreto no duto uma vez que o concreto seria danificado por conta das deformações impostas durante o enrolamento. Isto é um limitante para dutos que necessitam de intervenções para garantir a sua estabilidade lateral. Cabe ressaltar que, caso a linha a ser instalada tenha um comprimento maior do que o máximo permitido pelo carretel, é necessário interromper o processo de instalação e retornar ao *spoolbase* para enrolar mais quilômetros de linha para dar continuidade ao procedimento.

## 2.6 Análise de Vãos Livres

Um vão é formado quando um duto submarino é lançado sobre uma região onde o solo marinho apresenta depressões ou rugosidades. Configura-se um vão livre quando o duto perde contato com o solo, e conseqüentemente fica suspenso.

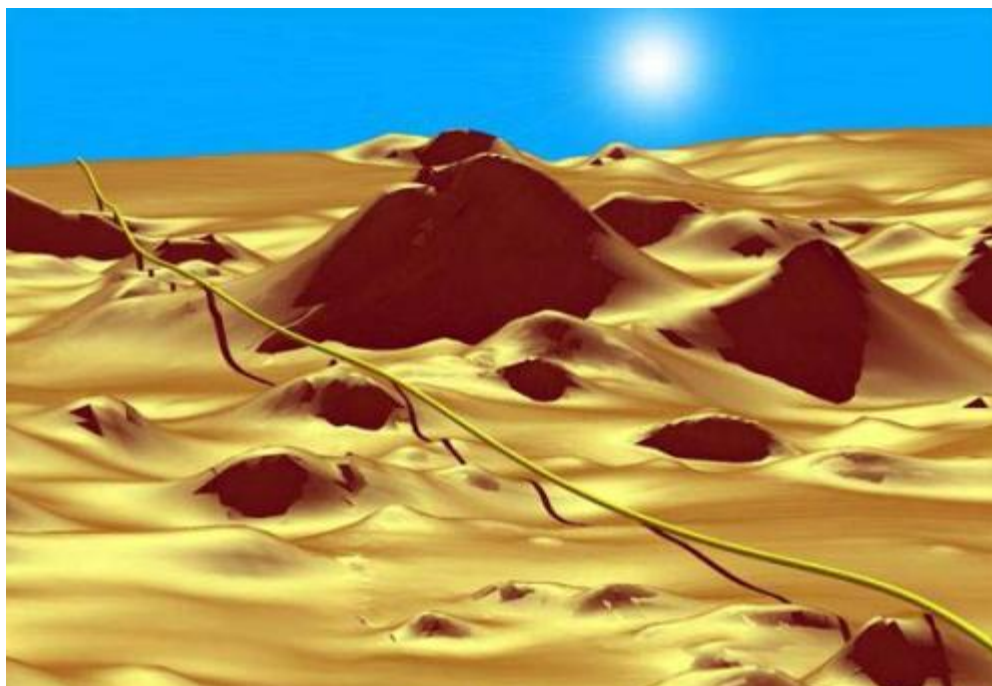


Figura 2.j) Vãos Livres [7].



Este tema é de fundamental importância no desenvolvimento de um projeto de dutos e abordado mais especificamente ao longo dos capítulos.

## 2.7 Análise de Flambagem Global

Cada vez mais, os dutos submarinos são obrigados a operar submetidos a níveis cada vez maiores de temperatura e pressão. Com o aumento da lâmina d'água, novas tecnologias de revestimento térmico têm sido desenvolvidas para propiciar um transporte adequado dos fluidos. Em contrapartida, a temperatura ao longo de uma linha aumenta e resulta em maior potencial de flambagem térmica.

O fenômeno de flambagem ocorre quando existe a tendência de dilatação axial do duto devido ao aumento da temperatura, e esta é, total ou parcialmente, impedida pelo atrito com o solo. Com isso, há o surgimento de forças axiais de compressão que serão maiores com o aumento de temperatura. Assim sendo, o duto passa então a apresentar um comportamento similar ao de uma coluna sobre a atuação de cargas de compressão e propensa a se tornar instável sob o efeito de flambagem global de Euler.

Dutos submarinos são instalados sobre o leito marinho, e estão em contato, mesmo que parcialmente com o solo. Dependendo do nível de enterramento de um duto no solo, pode-se classificar o fenômeno de flambagem térmica em dois comportamentos distintos:

- *Duto Não Enterrado*: Nesta condição há a concorrência entre dois modos principais de flambagem, na direção horizontal e vertical. A tendência de instabilidade vertical é contraposta pelo peso próprio do duto que tende a impedir o seu levantamento. Na direção horizontal existe a resistência lateral promovida pelo contato com o solo. Esta resistência pode ser descrita como sendo uma parcela causada pelo atrito na interface solo duto aliada aos efeitos devido a sucção em solos coesivos e do empuxo formado no contato do solo com a parede do duto. Quando há a tendência de flambagem o duto

perde momentaneamente o contato com o solo fazendo com que o modo de flambagem na direção horizontal torne-se preponderante. Assim, formam-se alças devido ao deslocamento lateral da linha. A este efeito, em que o duto assume uma conformação sinuosa, dá-se o nome de *snaking*. A Figura 2.k ilustra uma análise de flambagem lateral, através da modelagem em elementos finitos, e mostra a configuração de um duto durante a flambagem.

- *Duto Enterrado*: Neste caso a resistência lateral é muito grande fazendo com que o modo de flambagem na vertical seja dominante. O deslocamento vertical consegue vencer a resistência imposta e o duto ‘afloira’ na superfície do leito marinho. A este fenômeno dá-se o nome de *Upheaval Buckling*. Ao contrário do caso anterior, para dutos enterrados o peso de solo atuando sobre o duto também oferece resistência a este deslocamento vertical. Em termos de projeto, o objetivo torna-se determinar qual o peso total a ser considerado de modo a garantir a estabilidade do duto. A figura abaixo ilustra este fenômeno.

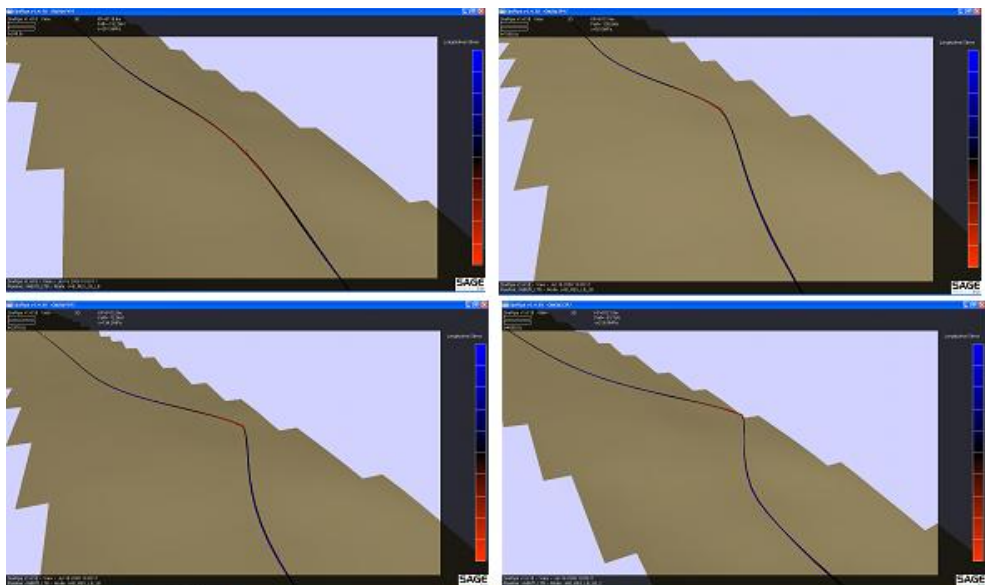


Figura 2.k) Análise dos efeitos de flambagem lateral [13].

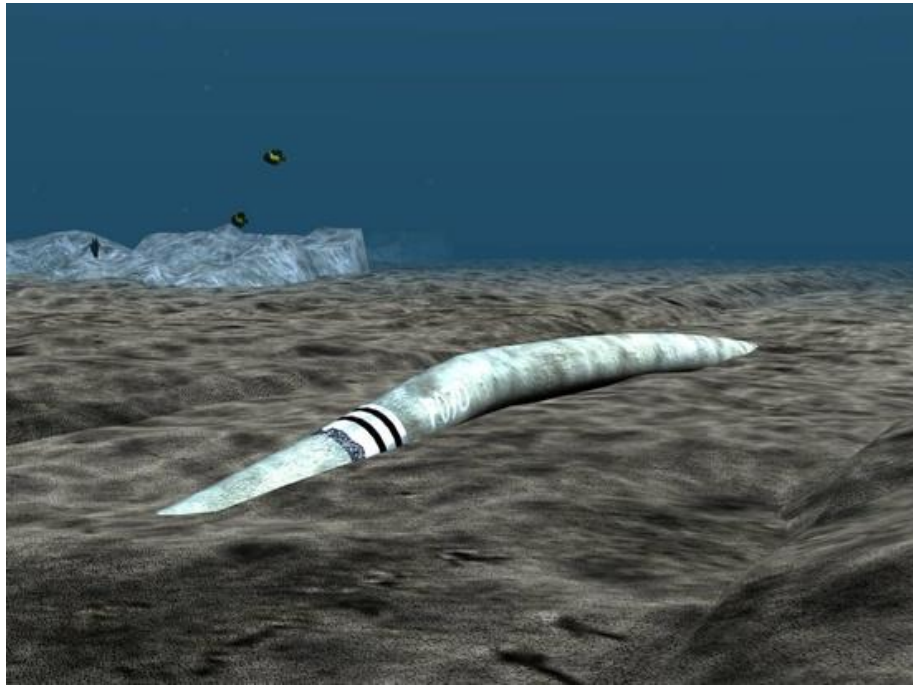


Figura 2.1) Ilustração do efeito de *upheaval buckling*[12].

## 3 FENÔMENO VORTEX INDUCED VIBRATION – VIV

### 3.1 Introdução

É intuitivo que o escoamento de um fluido seja influenciado por um corpo que nele seja imerso. A partir do momento em que um corpo é imerso em um fluido escoando é possível perceber uma região de perturbação no fluxo na região próxima à fronteira do corpo, que se dissipa à medida que a distância do contorno do corpo aumenta. A dimensão da região perturbada é dependente da geometria do corpo, da velocidade e viscosidade do fluido.

A interação entre fluido escoando e o corpo imerso gera solicitações, ou forças, que agem sobre o corpo, sendo a principal a força de arrasto. Tal solicitação atua na mesma direção e sentido do fluxo. Seus efeitos são suficientemente conhecidos, possuindo formulações matemáticas com resultados consideravelmente satisfatórios.

Todavia, outro efeito a ser considerado, são as solicitações decorrentes do desprendimento de vórtices, cujas conseqüências têm sido cada vez mais importantes no projeto de estruturas *offshore*, em particular estruturas esbeltas simétricas.

O desprendimento de vórtices gera forças alternadas na estrutura e dependendo da frequência de desprendimento dos vórtices é possível que a estrutura seja submetida a carregamentos cíclicos, que podem levar ao colapso por fadiga.

Mais adiante será descrito o processo de desprendimento de vórtices.

### 3.2 Conceitos Básicos

Nesta seção são apresentadas as equações que regem o escoamento de um fluido, o conceito de camada limite, número de Reynolds, Número de Strouhal, e a esteira de Von Karman.

O problema clássico causado pela presença de vãos livres em dutos submarinos é o efeito de vibração induzida por vórtices (VIV – *Vortex Induced Vibration*). O fluxo de água percorrendo o duto suspenso sobre um vão livre induz a formação de esteiras de vórtices a uma taxa determinada pela velocidade do fluxo. Forças hidrodinâmicas acompanham a formação de vórtices e induzem uma força oscilatória no corpo submerso devido diferença de pressão. A excitação dinâmica possui uma parcela vertical, denominada *cross-flow*, e uma componente horizontal, denominada *in-line*.

Um duto em vão livre está liberado para oscilar em ambas as direções. Quando um dos modos de vibração possui uma frequência natural próxima a da excitação ocorre a oscilação do duto. Os movimentos causados, apesar de induzirem variações de tensão em geral pequenas, podem comprometer a vida do material por fadiga, principalmente nas regiões de solda, visto que essas regiões são mais frágeis. A ressonância pode também gerar fissuras ou até mesmo levar a perda do revestimento de concreto.

Existem algumas complexidades envolvidas no fenômeno. Naturalmente, a velocidade de corrente não permanece constante ao longo do tempo, mas varia tanto em direção quanto em módulo. Assim, a velocidade que gera a excitação do vão livre está associada a uma probabilidade de ocorrência no tempo, e desta forma, uma análise determinística do problema trará resultados imprecisos. Além disso, a proximidade do duto com o leito marinho afeta a passagem do fluxo e, por conseguinte, a hidrodinâmica do fenômeno.

### **3.2.1 Equações do Escoamento**

O escoamento de um fluido [1] é regido pelas leis da conservação de massa e da conservação da quantidade de movimento. A primeira é expressa pela equação da continuidade,

$$\nabla \cdot \rho \cdot \vec{V} + \frac{\delta \rho}{\delta t} = 0 \quad (3.1)$$

Onde:

$\rho$  - Densidade do Fluido

$\vec{V}$  - Vetor velocidade do fluxo

onde a densidade é constante se considerarmos um fluido incompressível, enquanto a segunda é descrita pela equação de Navier-Stokes,

$$\rho \cdot \frac{D\vec{V}}{Dt} = -dp + \rho g + \mu d^2 \vec{V} \quad (3.2)$$

Onde  $p = -\frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)$  é a pressão hidrostática,  $\mathbf{g}$  é a aceleração da gravidade e  $\mu$  é a viscosidade do fluido.

A equação da conservação da quantidade de movimento (Navier-Stokes) resulta da aplicação direta da segunda lei de Newton, considerando um fluido newtoniano, isto é, os fluidos nos quais a tensão de cisalhamento é diretamente proporcional à taxa de deformação; isotrópico, homogêneo [1].

São desenvolvidas a partir da aplicação da conservação da quantidade de movimento e de massa a um volume de controle, como mostrado na Figura 3.a, considerando as seguintes expressões para as componentes de tensão normais, equações (3.3), (3.4) e (3.5), e tensões tangenciais dada pelas equações (3.6), (3.7) e (3.8)

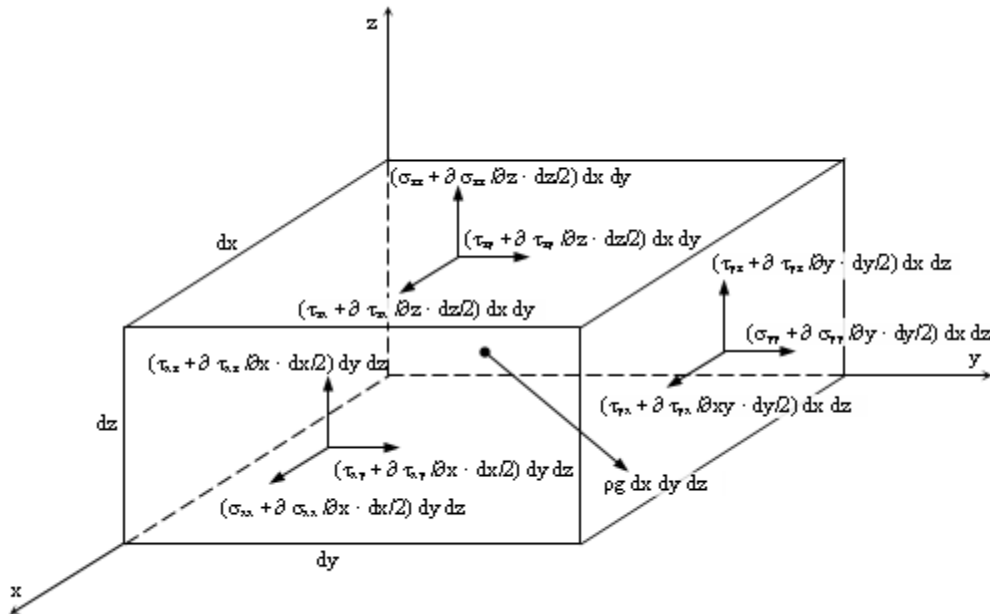
$$\sigma_x = -p - \frac{2}{3} \mu \nabla \cdot \vec{V} + 2\mu \frac{\delta u}{\delta x} \quad (3.3)$$

$$\sigma_y = -p - \frac{2}{3} \mu \nabla \cdot \vec{V} + 2\mu \frac{\delta u}{\delta y} \quad (3.4)$$

$$\sigma_z = -p - \frac{2}{3} \mu \nabla \cdot \vec{V} + 2\mu \frac{\delta u}{\delta z} \quad (3.5)$$

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} = \mu \left( \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \quad (3.6)$$

$$\begin{aligned}\tau_{yz} = \tau_{zy} &= \mu \left( \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \\ \tau_{zx} = \tau_{xz} &= \mu \left( \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial x} \right)\end{aligned}\tag{3.8}$$



**Figura 3.a) Componentes de tensão num volume de controle [2]**

### 3.2.2 Camada Limite

No item 3.1 foi citado que a formação de um vórtice ocorre quando há o desprendimento da camada limite, no entanto, o conceito de camada limite ainda não havia sido devidamente descrito. Este item tem como objetivo apresentar de forma resumida o as características de camada limite.

O conceito de camada limite foi introduzido originariamente em 1904, por Ludwig Prandtl, um alemão estudioso da aerodinâmica [1].

Prandtl mostrou que muitos escoamentos viscosos podem ser analisados dividindo o escoamento em duas regiões, uma perto das fronteiras sólidas e outra cobrindo o resto do escoamento. Apenas na delgada região adjacente a uma fronteira sólida, denominada camada-

limite, o efeito da viscosidade é importante. Na região fora dessa camada o efeito da viscosidade é desprezível, e o fluido pode ser tratado como não viscoso e ainda assim os resultados apresentarão um elevado grau de exatidão.

A Figura 3.b mostra o comportamento do fluido dentro e fora da camada limite.

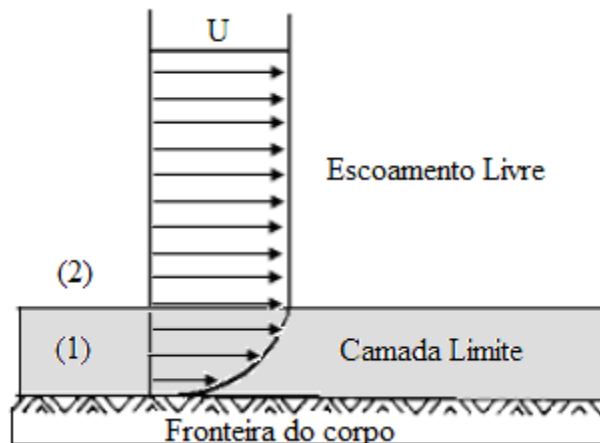


Figura 3.b ) Camada Limite [1]

A seguir são apresentadas as características da camada limite:

- Em uma pequena distância (1) a partir da superfície do corpo imerso, a velocidade cresce de zero até, praticamente, a velocidade existente no escoamento teórico;
- Na camada limite, há predominância dos efeitos da viscosidade, sendo que fora dela, praticamente, essa não tem efeito sobre o escoamento;
- Quanto maior a velocidade do escoamento, menor serão o comprimento, a espessura da camada limite laminar e da sub-camada laminar;
- A pressão no interior da camada limite é determinada pelo escoamento circundante. Em uma seção da camada limite normal à superfície do corpo, a pressão pode ser considerada constante e igual a do escoamento circundante.



### 3.2.3 Número de Reynolds e a Esteira de vórtices

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:

$$\text{Re} = \frac{U \cdot D}{\nu} = \frac{\rho U \cdot D}{\mu} \quad (3.9)$$

Onde U é a velocidade nominal do escoamento e D uma dimensão característica deste. No caso de escoamento externo a um cilindro, D é o seu diâmetro externo,  $\mu$  e  $\nu$  são respectivamente a viscosidade e a viscosidade cinemática do fluido e  $\rho$  sua massa específica.

A significância fundamental do número de Reynolds é que o mesmo permite avaliar o tipo do escoamento (a estabilidade do fluxo) e pode indicar se flui de forma laminar ou turbulenta.

O número de Reynolds característico do escoamento indica o grau de turbulência do escoamento, que afeta diretamente a frequência de emissão de vórtices, como apresentado abaixo na Figura 3.c.

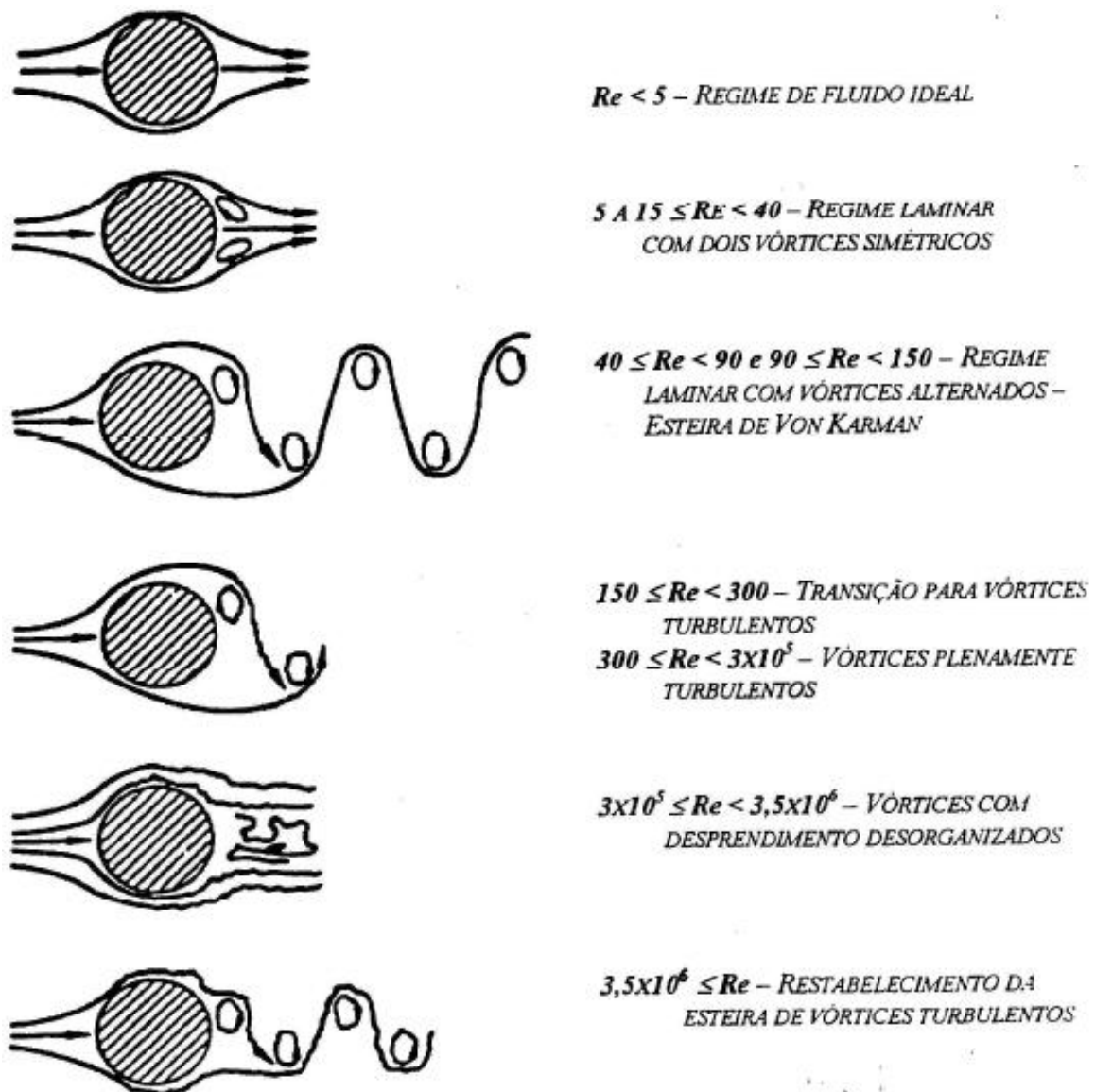


Figura 3.c) Esteira de Vórtice de acordo com números de Reynolds [12]

### 3.3 Formação de Vórtices

Quando um fluido escoando com uma velocidade  $U$  encontra um corpo imerso, se depara com um campo de pressão existente na parte traseira do corpo, originado pela baixa velocidade do escoamento naquela região, acarretando uma camada limite junto ao corpo, como formulada por Prandtl, em 1904 [1] onde descreve que a velocidade do fluxo é zero

nesta superfície, mas cresce abruptamente tendendo a um patamar assintótico. Como efeito deste gradiente de pressões as partículas fluidas nesta camada possuem uma parcela de translação e outra rotacional.

De acordo com a velocidade do escoamento, a camada limite se desprende do corpo. Tal desprendimento forma uma esteira de vórtices, sendo essa consequência da parcela rotacional das partículas do fluido.

O processo de desprendimento de vórtices está ilustrado na Figura 3.d a seguir.

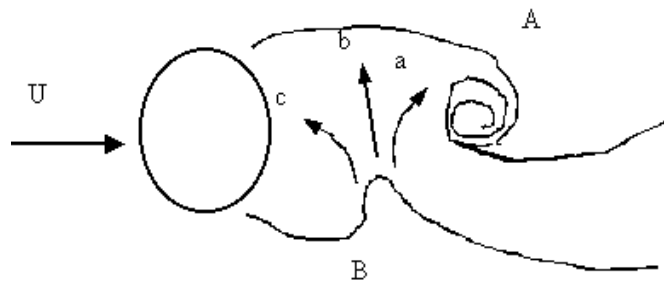


Figura 3.d ) Desprendimento de Vórtices [12]

O processo de formação de um vórtice pode ser explicado de maneira simplória da seguinte forma:

Durante escoamento de um fluido sobre um corpo, há o desprendimento de um vórtice da camada limite (A), onde esse vórtice cresce devido à circulação existente na região próxima, o que aumenta sua intensidade.

Com o aumento da intensidade do vórtice, esse passa a influenciar outra região, ou camada, atraindo-a para si (B), que por estar no lado oposto, possui vorticidade no sentido contrário à camada que a influenciou. Assim, parte dessa camada é incorporada ao vórtice inicial, e parte adquire velocidade normal ao escoamento (B), interrompendo a ligação entre o

vórtice original e sua camada de origem. Além disso, uma terceira parcela do vórtice formado em (B) contribui com a intensidade do mesmo (C), dando continuidade ao processo.

O processo descrito ocorre de forma alternada por conta da influencia de uma camada sobre a outra, o que acarreta em variações de pressões alternadas ao longo do tempo na esteira do corpo. Devido a essa esteira de pressões, ocorrem forças transversais ao corpo transversais ao sentido do fluxo de escoamento, força de sustentação.

O fenômeno envolvido é chamado de vibração induzida por desprendimento de vórtices, ou VIV do inglês *Vortex Induced Vibrations*.

Nos corpos de seção transversal circular, os pontos de separação ocorrem aproximadamente simétricos na seção, na região de maior largura, mas podem haver o deslocamento desses pontos a fim de se ajustar em resposta à estrutura do fluido na região de perturbação, sendo perturbação uma variação no tempo da velocidade local, tanto em magnitude quanto à direção.

Como pode ser observado na Figura 3.c, a configuração com um par de vórtices estacionários é mantida até, aproximadamente, um número de Reynolds igual a 40. A partir deste valor, a configuração se modifica para uma situação onde ocorre desprendimento de vórtices de forma periódica e alternada. A frequência com a qual os vórtices se desprendem é conhecida como frequência de Strouhal ou de *shedding* e a configuração regular desenvolvida é conhecida como esteira de Von Karman [6]. Em 1911, von Karman mostrou que o padrão de vórtices alternados seria estável se a razão entre a distância lateral e a longitudinal entre o centro de um vórtice e outro fosse igual a 0.286, como representado ilustradamente na Figura 3.e.

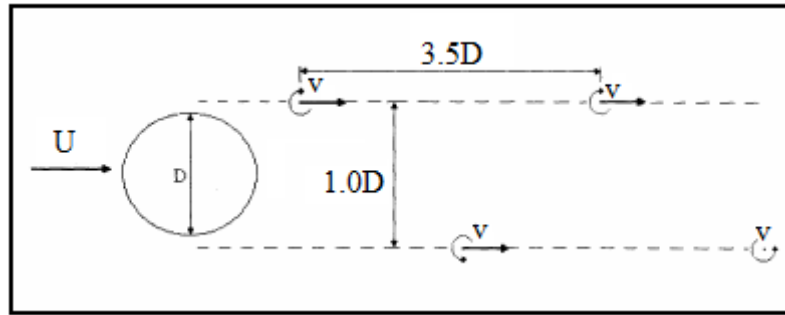


Figura 3.e) Esteira de Von Karman [12]

A frequência de desprendimento de vórtices depende do numero de Strouhal, a velocidade do fluido escoando e o diâmetro do cilindro, no presente trabalho será considerado apenas estruturas cilíndricas, sendo esses parâmetros relacionados da seguinte maneira:

$$\omega_s = 2\pi \frac{St \cdot U}{D} \quad (3.10)$$

Onde:

$\omega_s$  – Frequência de desprendimento de vórtices

U – Velocidade do fluxo

D – Diâmetro hidrodinâmico do cilindro

St – Número de Strouhal

O número de Strouhal para um cilindro circular estacionário é função do número de Reynolds, da rugosidade da superfície e do diâmetro do cilindro. A figura abaixo mostra a relação entre o número de Reynolds e o número de Strouhal. Experimentos mostram que no regime de transição dos números de Reynolds, as vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em cilindros ocorrem geralmente com números de Strouhal de aproximadamente 0.2 [4].

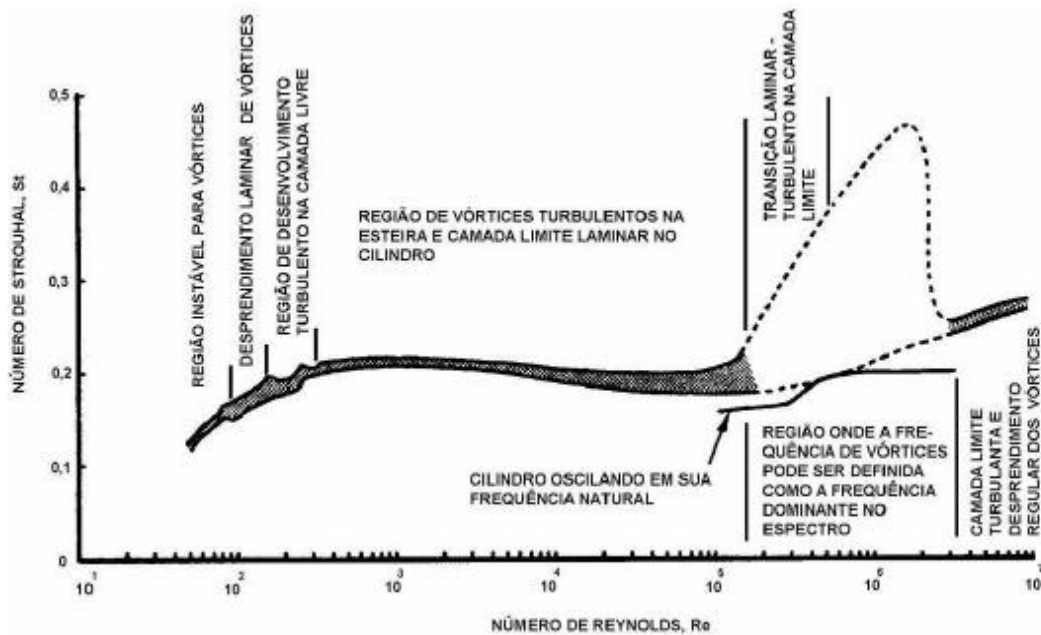


Figura 3.f ) Relação entre numero de Reynolds x Numero de Strouhal [3]

É compreensível que quando a frequência natural de vibração de uma estrutura se aproxime da frequência de desprendimento de vórtices, dada pela frequência de *shedding*, a estrutura começa a vibrar em ressonância. A esse fenômeno de ressonância é dado o nome de *lock-in*, e tem como resultado uma força oscilatória, transversal ao fluxo denominada força de sustentação (*lift*). O fenômeno de *lock-in* se caracteriza pela alteração da frequência de desprendimento dos vórtices, que se afasta da frequência de Strouhal para o cilindro estacionário, se ajustando à frequência de vibração do cilindro.

Cabe ressaltar que, quando a amplitude de vibração excede aproximadamente meio diâmetro do cilindro, esta passa a interferir na simetria da esteira de vórtices [2].

### 3.4 Força de arrasto e sustentação

Foi apresentado anteriormente que o fenômeno de desprendimento de vórtices resulta em forças na direção do fluxo e transversal ao fluxo, aplicado sobre o cilindro, que oscila com a frequência de Strouhal, denominada respectivamente de arrasto e força de sustentação (*Lift*).

Agora serão apresentadas as formulações que regem as forças aplicadas a um corpo submerso em um fluido escoante. Primeiramente é apresentada a força de arrasto, que em termos práticos é a pressão de água atuante na superfície do sólido, no nosso caso, parede do cilindro circular descrita pela equação de Morison;

$$F_{drag} = \frac{1}{2} \rho \cdot D \cdot C_D \cdot \bar{U} \cdot |\bar{U}| \quad (3.11)$$

Onde:

$F_{drag}$  – Força de arrasto (*drag force*)

$\rho$  – massa específica do fluido

$U$  – velocidade da corrente

$D$  – Diâmetro Hidrodinâmico do cilindro

$C_D$  – coeficiente de arrasto

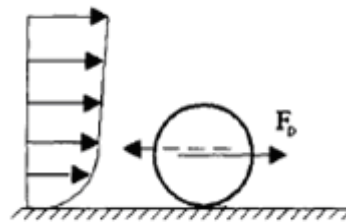


Figura 3.g) Força de Arrasto [5]

O coeficiente de arrasto  $C_D$  tem grande influencia no resultado visto a direta proporcionalidade com a força de arrasto. Tal coeficiente representa o valor médio temporal da componente de arrasto e é determinado empiricamente, visto que seu valor é dependente de uma série de condições físicas, como distância do duto ao solo, se há entrenchamento ou

não, do coeficiente de Keulegan-Carpenter entre outros. Normalmente é utilizado um valor entre 0.7 e 1.2 para  $C_D$ .

A força de sustentação por sua vez, causada pelo desprendimento de vórtice, cuja oscilação é dada pela frequência de Strouhal é apresentada pela equação a seguir, descrita por Blevins [6]

$$F_L = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U^2 \cdot D \cdot C_L \cdot \cos(\omega \cdot t + \varphi) \quad (3.12)$$

Onde:

$\rho$  – massa específica do fluido

$U$  – velocidade da corrente

$D$  – diâmetro do cilindro

$C_L$  – coeficiente de sustentação

$\omega = 2\pi \times f_s$  – frequência circular de desprendimento de vórtices

$t$  – tempo

$\varphi$  - Ângulo de Fase

Dependendo da ordem de grandeza da força de sustentação e da frequência de desprendimento de vórtices, é possível que a estrutura sofra dano por fadiga que ao longo de sua vida de projeto venha a causar colapso, através da propagação de um trinca de fadiga por exemplo.





Figura 3.h) Falha estrutural em duto por fadiga devido VIV [12].

Tais efeitos têm sido cada vez mais evidenciados durante a fase de projeto dos dutos. O projeto visa limitar o tamanho de um vão livre, garantindo assim que o dano por fadiga ao longo da vida de projeto do duto esteja dentro do admissível. Se durante o projeto é identificado que o dano está elevado em alguma região, sistemas de mitigação são adotados, visando reduzir o comprimento do vão livre, ou usar equipamentos supressores de vórtices a fim de evitar o desprendimento de vórtices e assim evitar dano por fadiga.

### **3.5 Correlação com Dutos Rígidos**

Foi descrito anteriormente que um corpo imerso em um fluido escoante está sujeito a forças oscilatórias com frequência de vibração dada pela frequência de Strouhal. No entanto, agora será descrito de forma objetiva a aplicação prática do apresentado acima, evidenciando o objetivo deste trabalho.

Em grande parte dos projetos de dutos submarinos para águas profundas, os vãos livres têm se tornado um grande desafio, pois as combinações 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.

Sabe-se ainda que o duto está sujeito a vibração na direção de incidência de corrente bem como na direção transversal ao fluxo, devendo as duas direções serem verificadas durante etapa de projeto.

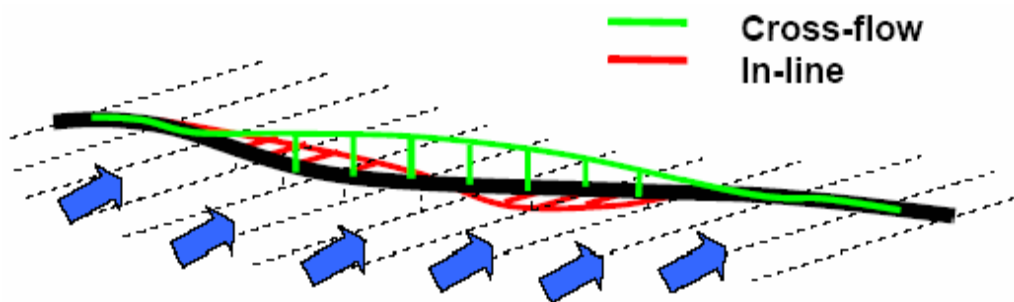


Figura 3.i) Vibração *in-line* e *cross-flow* (retirado de [7])

Para que o duto não sofra colapso por fadiga, é preciso que a frequência de despreendimento de vórtices esteja a mais afastada possível das frequências naturais do duto, minimizando assim a oscilação dinâmica.

Um vão livre é formado por diversos motivos, podendo assumir diversas configurações. Além disso, o fundo marinho é dinâmico e varia sua configuração ao longo do tempo, podendo criar novos vãos livres em regiões onde não existiam anteriormente.

Segue a seguir algumas configurações de vãos livres:

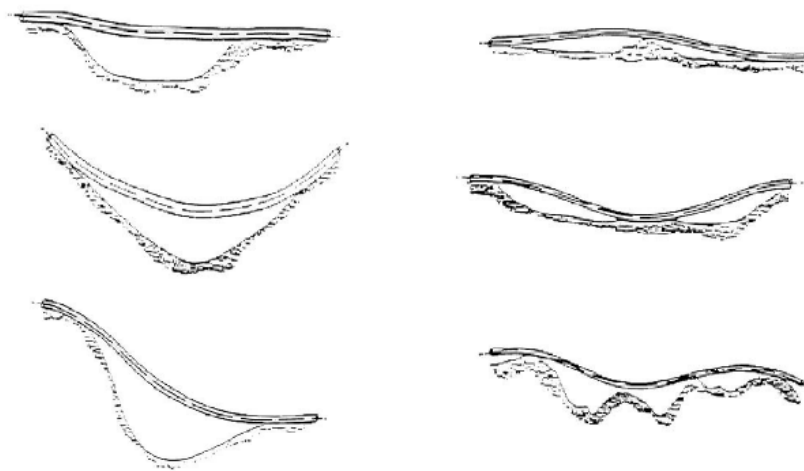


Figura 3.j) Configurações de vãos livres

Além das diversas configurações possíveis, há também uma enorme quantidade de não linearidades presentes nas análises, devido às condições de contorno, tipo de solo, interação duto/solo, que dificulta a criação de um modelo que apresente resultados que se aproximem da realidade.

## **4 FADIGA**

### **4.1 Conceitos Iniciais**

#### **4.1.1 Estágios de Propagação de Trincas**

Segundo [19], designa-se por fadiga o fenômeno de ruptura progressiva de materiais sujeitos a ciclos repetidos de tensão deformação. No início do estudo, não se entendia a razão de determinadas estruturas serem levadas ao colapso após pouco tempo de uso, tendo em vista estarem dimensionadas corretamente de acordo com os critérios de resistência estática. Esse relato identifica um problema caracteristicamente causado por fadiga. Mesmo para um carregamento que gere tensões consideradas pequenas, se comparadas com os limites de resistência estática, quando aplicado ciclicamente, por um grande número de vezes, pode resultar em fratura do material e início da propagação de trincas.

Observa-se que, os dutos submarinos são formados por estruturas com seções tubulares unidas entre si através de ligações soldadas. Tipicamente, as conexões soldadas entre estes perfis tubulares apresentam os pontos de maior concentração de tensões. Estes pontos são denominados nós ou juntas estruturais.

Ainda, nestas regiões a probabilidade de surgimento de defeitos devido ao processo de soldagem é consideravelmente maior. Regiões de solda criam zonas termicamente afetadas nas quais as propriedades do material sofrem alterações. Durante o resfriamento das soldas microfissuras se formam nos pontos de concentração de tensão levando ao início do surgimento de trincas.

A qualidade do processo de execução da solda, assim como os procedimentos de inspeção e teste é de suma importância na avaliação da resistência à fadiga. Ao evitar o

surgimento de trincas iniciais, devido ao processo de fabricação, diminui a velocidade de propagação da trinca.

É importante salientar que em ambientes agressivos, como os que estão presentes as estruturas submarinas, a velocidade de propagação de trincas pode ser aumentada consideravelmente.

#### 4.1.2 Concentração de tensões

Problemas devido a fadiga em estruturas de dutos submarinos em geral ocorrem em função de sucessivas variações de tensão nas ligações soldadas. Variações de tensão estão diretamente relacionadas às cargas de VIV. Devido a descontinuidades geométricas localizadas, as juntas soldadas representam pontos de alta concentração de tensões. A figura abaixo ilustra um exemplo de um ponto de concentração de tensões localizado na ‘margem’ do cordão de solda (*weld toe*).

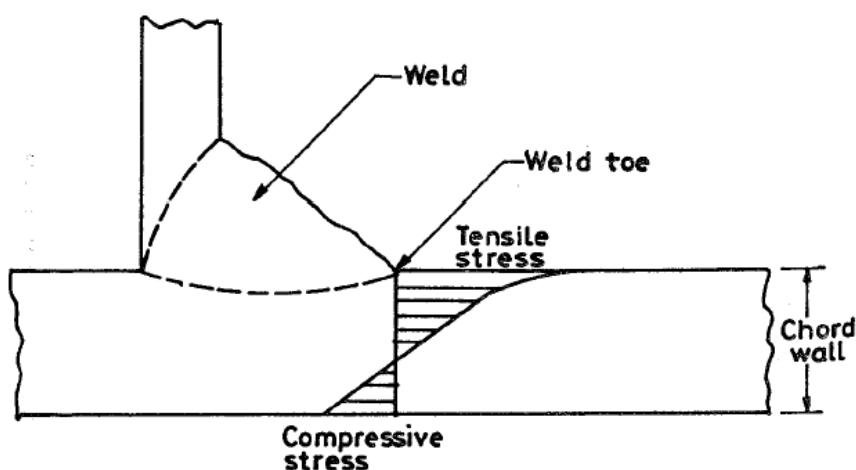


Figura 4.a) Concentração de tensões no perfil de solda [13]

Pode-se notar que a distribuição de tensões ao longo da espessura é basicamente linear, sendo que na proximidade do ponto de concentração o perfil de tensões apresenta valores de pico.

Existem algumas condições locais que modificam a variação de tensões próximo as juntas soldadas sujeitas a fadiga. Estes efeitos locais dificilmente são detectados através de uma análise estrutural global. Portanto, os resultados devem ser modificados a fim de representar tais efeitos localizados. Isso é feito através da consideração de um fator que é aplicado à tensão nominal no ponto em questão. Este fator denomina-se Fator de Concentração de Tensões, ou simplesmente SCF (*Stress Concentration Factor*). Esta nomenclatura será encontrada na grande maioria das bibliografias.

O exposto acima é representado através da equação:

$$\sigma_{local} = SFC \times \sigma_{nominal} \quad (4.1)$$

Onde a tensão nominal é definida como o nível de tensões em uma região afastada o suficiente da região de concentração, onde o comportamento linear da distribuição de tensões não seja modificado por descontinuidades geométricas.

A figura a seguir representa esta situação. Neste caso, a tensão local é maior devido a uma descontinuidade geométrica – como, por exemplo, um furo em uma chapa de aço..

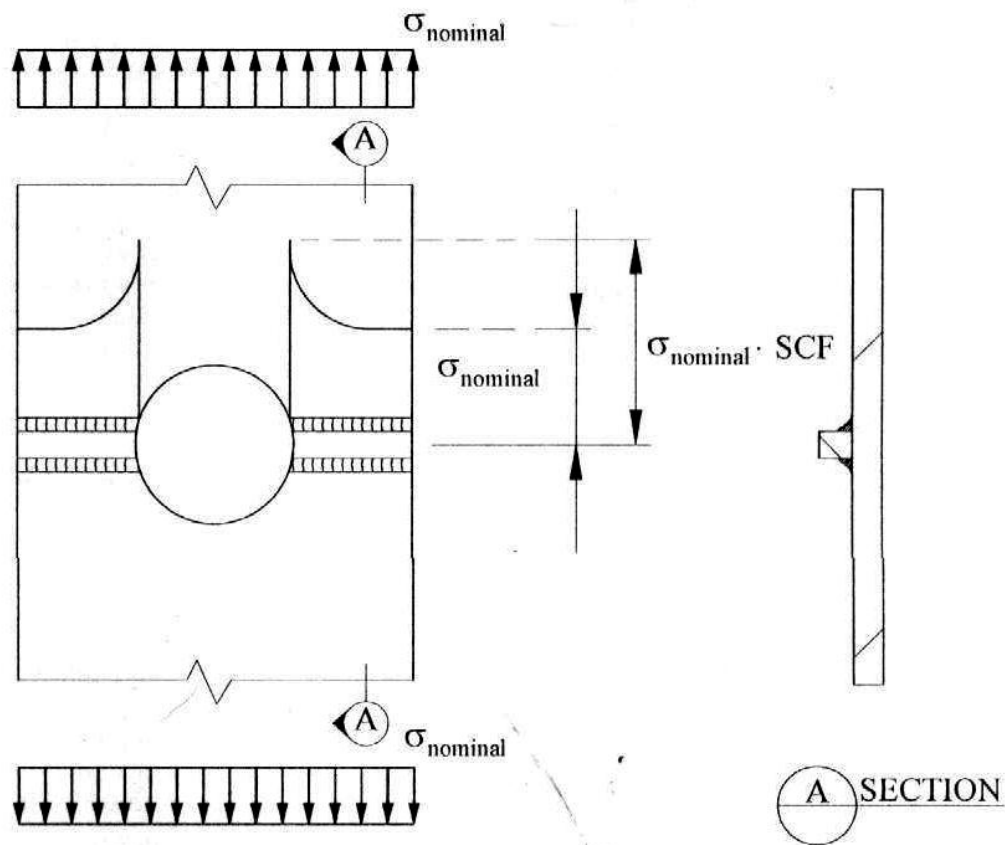


Figura 4.b) Tensões locais e Fator de Concentração de Tensões (SCF) [13].

Existem duas formas de se obter o fator de concentração de tensões para um dado detalhe estrutural: referências normalizadas ou através de uma análise por elementos finitos.

Diversas normas de uso corrente indicam formulações teóricas que definem os fatores de concentração de tensões para detalhes estruturais típicos e de uso corriqueiro. Não é difícil presumir que, na prática, muitos dos detalhes estruturais são de geometria mais complexa que as apresentadas em norma. Neste caso, deve-se partir para uma análise em elementos finitos para determinar os fatores de concentração de tensões. Contudo, seria altamente custosa a realização desse tipo de análise para um número muito grande de juntas soldadas. Desta forma, adota-se na prática o uso destas análises para detalhes estruturais onde sabidamente os fatores de concentração de tensões são preponderantes e de natureza complexa.

As figuras a seguir ilustram os dois métodos de determinação do SCF em detalhes de juntas soldadas.

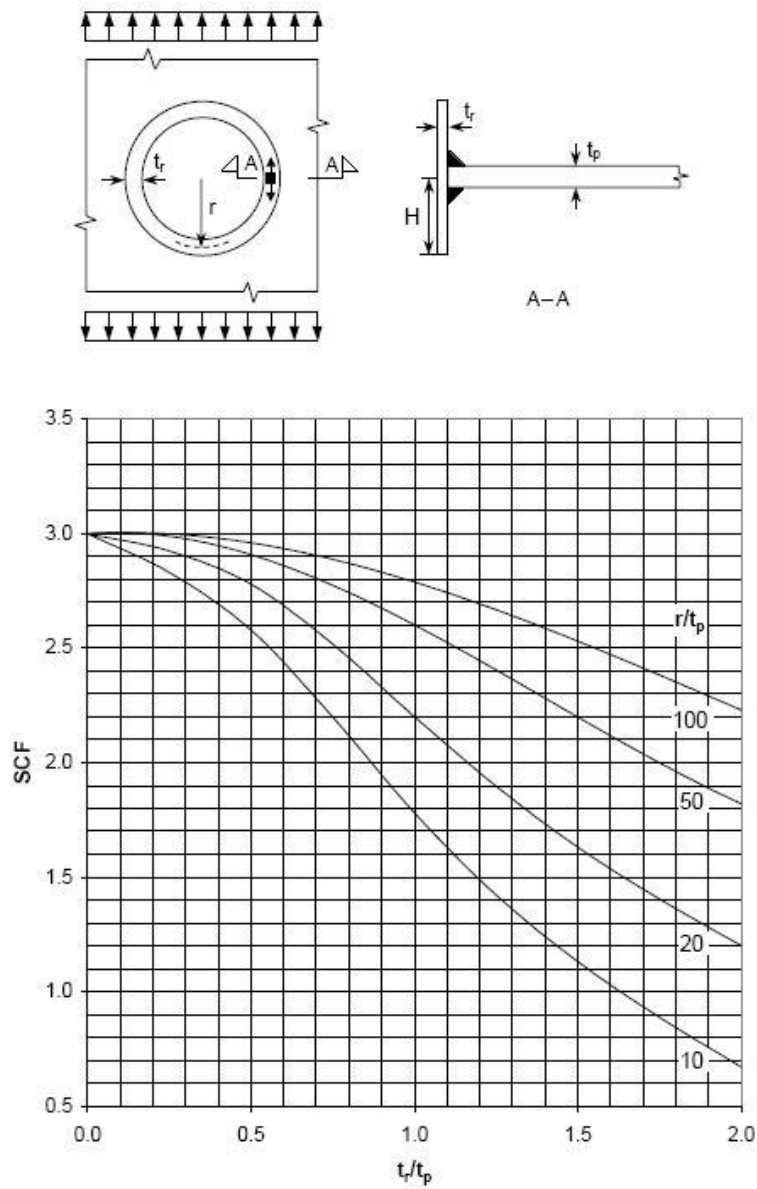


Figura 4.c) Fator de Concentração de Tensões (SCF) para um detalhe de tubo inserido [13].



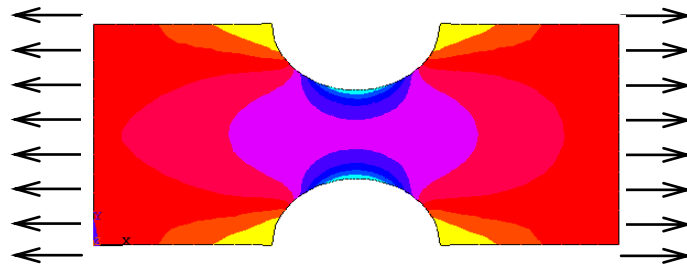


Figura 4.d) Tensões locais e Fator de Concentração de Tensões (SCF) [13].

## 4.2 Avaliação de Fadiga pelo Método das Curvas S-N

Na prática atual do projeto de estruturas de dutos submarinos é extremamente importante a estimativa da vida fadiga ainda nas etapas iniciais de definição das concepções estruturais. Essa prática visa aperfeiçoar as soluções estruturais, a fim de evitar custos desnecessários com reforços posteriores.

A vida fadiga, conforme será detalhado posteriormente é função do dano acumulado na junta estrutural calculada. Além de proporcionar um projeto mais econômico em termos de materiais, o cálculo do dano visa indicar os principais pontos da estrutura sujeitos a fadiga durante a vida útil. Essa informação deverá servir de base para a elaboração do programa de inspeções a ser realizado pelo período de operação da estrutura, visando determinar os pontos críticos onde a probabilidade de iniciação de trincas é maior. Sabe-se que os custos relacionados a estas inspeções são significativos, mais ainda quando se trata de inspeções de dutos no fundo do mar. Desta forma, também é necessário aperfeiçoar os pontos chave em que o mapeamento de possíveis defeitos por fadiga podem vir a ocorrer.

O presente capítulo visa apresentar os métodos de determinação da vida fadiga através dos testes de fadiga, ou apenas, através do uso das curvas S-N. Especial enfoque será dado

para a metodologia de Palmgren-Miner para obtenção do dano total em um dado ponto da estrutura.

#### **4.2.1 Conceitos sobre o método.**

O enfoque do método das curvas S-N é baseado em uma série de testes de fadiga que são empregados na tentativa de prever a resistência final a fadiga dos pontos típicos em uma estrutura *offshore*. Os resultados obtidos em laboratório se dão na forma de curvas que relacionam variações de tensão constante com um número de ciclos que leva a falha por fadiga.

Os dados experimentais relacionados com as curvas S-N e seus respectivos detalhes estruturais são citados em diversas normas e regras aplicáveis a estruturas navais e *offshore*.

#### **4.2.2 Regra de Palmgren-Miner.**

Durante a vida útil da estrutura, para cada ciclo de carga, certa quantidade de dano devido a fadiga é causado à estrutura. O dano devido à fadiga é dado pela razão entre o número de ciclos de carga aplicado a estrutura e o número de ciclos que causa a falha da estrutura. Esta informação é retirada do gráfico da curva S-N de acordo com o detalhe estrutural a ser considerado.

Segundo a regra de Palmgren-Miner, o dano total, ou dano acumulado devido à fadiga, é a soma algébrica do dano devido a cada um dos intervalos de ciclos de carga. Pelo método, um ciclo de carga é representado através da variação de tensão causada em um dado ponto da estrutura.

Esse enfoque é definido como regra de Palmgren-Miner e pode ser expresso por:

$$D = \sum_{i=1}^J d_i = \sum_{i=1}^J \frac{n_i}{N_i} \quad (4.2)$$

Onde:

$d_i$  é o dano associado a uma certa amplitude de variação de tensão

$n_i$  é o número de ciclos associados a variação de tensão  $S_i$

$N_i$  é o número de ciclos que leva a falha estrutural submetida a variação de tensão  $S_i$

$J$  é o número de intervalos de variação de tensão

A regra de Palmgren-Miner assume que a ocorrência de falha se dá para  $D= 1.0$ . Desta forma a vida fadiga será dada por:

$$L = \frac{L_0}{D} \quad (4.3)$$

Onde:

$L_0$  é o tempo total do número de ciclos no, ou ainda, Vida Útil da estrutura;

$n_0 = \sum_{i=1}^J n_i$  é o número total de ciclos em todos os intervalos  $i$

Para uma variação de tensão constante  $\Delta\sigma_i$  o número de ciclos que leva a falha é determinado através da curva S-N apropriada. Isto pode ser visto na figura abaixo:

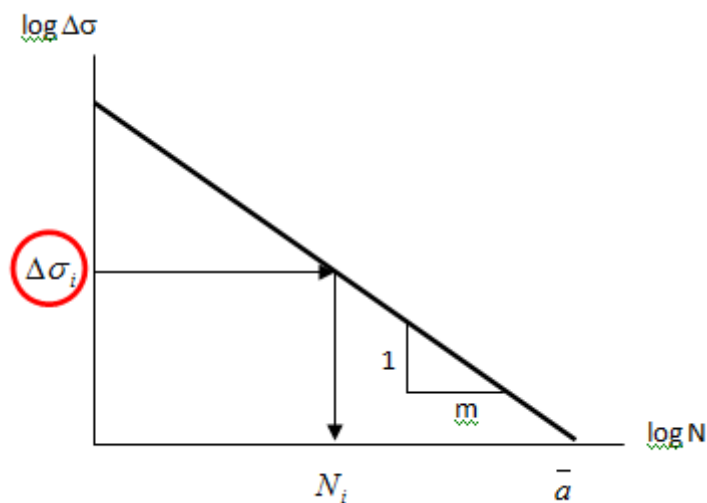


Figura 4.e) Esquema de uma curva S-N [13].

Ou ainda, pode-se determinar o número de ciclos  $N_i$  através da expressão algébrica da curva:

$$\log N = \log \bar{a} - m \cdot \log \Delta\sigma \quad (4.4)$$

ou

$$N = \bar{a} \cdot \Delta\sigma^{-m} \quad (4.5)$$

Onde:

$m$  é o inverso da inclinação negativa da curva S-N;

$\log \bar{a}$  é o ponto que intercepta eixo das abscissas;

Para a variação de tensão  $\Delta\sigma$  é dado um número de ciclos associado  $n_i$ .

Substituindo os valores encontrados na equação de Palmgren-Miner, obtém-se o dano referente ao número de ciclos  $n_i$  em que se incide uma variação de tensão com amplitude constante  $\Delta\sigma$ .

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} = \frac{n_i \cdot \Delta\sigma^m}{\bar{a}} \quad (4.6)$$

Supondo que este seja o único intervalo a ser considerado, o somatório do dano será:

$$D = D_i$$

E desta forma, a vida fadiga do detalhe em questão será:

$$L = \frac{L_0}{D} \quad (4.7)$$

Para cargas com amplitudes variáveis, como é o caso das cargas devido a ondas, deve-se determinar primeiramente uma distribuição de longa duração para as variações de tensão. Esta distribuição é dividida em blocos com uma variação de tensão  $\Delta\sigma_i$  constante e um número de ciclos associado  $n_i$ . O dano é calculado para cada bloco conforme a equação da

curva S-N apropriada, e aplica-se a regra de Palmgren-Miner para obter o dano total durante a vida útil da estrutura. O dano total, portanto, será a soma dos danos de cada bloco:

$$D = \sum_{i=1}^J d_i = \sum_{i=1}^J \frac{n_i}{N_i} \quad (4.8)$$

A figura abaixo ilustra a discretização de uma distribuição de longa duração, para uma variação tensões, em blocos de  $n_i$  ciclos.

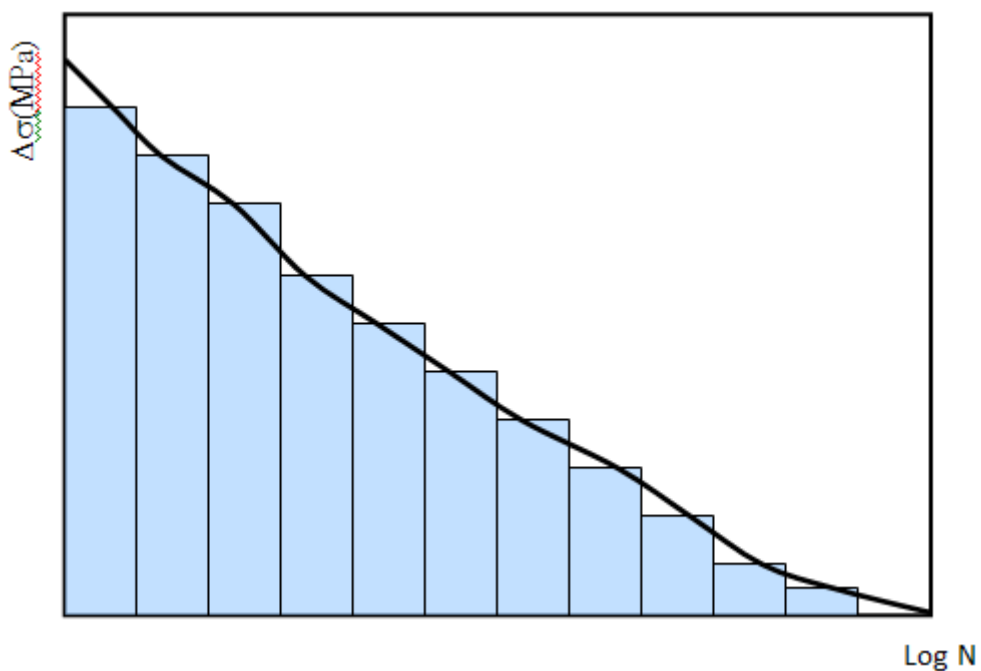


Figura 4.f) Distribuição de variação de tensões em 11 blocos [13].

Mais adiante, serão apresentados em detalhes os tipos de curvas S-N utilizados para os diferentes detalhes estruturais e condições ambientais empregadas.

Cabe ressaltar que, as estruturas *offshore* dificilmente estarão sujeitas a cargas de amplitude constante quando se trata das ações ambientais.

### 4.2.3 Curvas S-N

As normas e regras de uso corrente para estruturas *offshore* apresentam diversas curvas S-N para detalhes típicos encontrados nos mais diversos projetos. Neste item são apresentadas diversas curvas S-N de acordo com as normas mais usadas para projetos de estruturas *offshore*, e as classificações utilizadas.

Por questões práticas, os detalhes soldados são divididos em grupos, cada um correspondente a uma curva S-N específica. Segundo a regra DNV-RP-C203 [9], todas as juntas tubulares têm curva classe T. Outros tipos de juntas se enquadram em um das 14 classes especificadas. Esta classificação depende de fatores como:

- Arranjo geométrico do detalhe;
- Direção das variantes tensões em relação ao detalhe;
- Método de fabricação e inspeção empregado;
- Dados ambientais;
- Presença de proteção anti-corrosiva.

Cada detalhe construtivo, em que haja a probabilidade de se desenvolver uma trinca devido a fadiga, deve-se considerar uma curva de fadiga característica. É importante salientar que para um mesmo detalhe existem regiões distintas onde a trinca devido à fadiga pode ocorrer. Cada uma destas regiões tem uma classe de curva correspondente.

Outra característica associada às curvas S-N é a consideração de dois níveis distintos da solicitação a fadiga para ações de baixo ou alto número de ciclos. Para cada modalidade de curva S-N utilizada existe determinado número de ciclos limite, que divide a curva em dois segmentos. As tabelas apresentadas nas normas usualmente referenciam parâmetros distintos para cada segmento de curva. Desta forma, para aplicação da metodologia deve-se antes

verificar em qual segmento está situada a solicitação de fadiga. Desta forma, as equações analíticas da curva S-N podem ser escritas como:

- Baixos ciclos:

$$N = \bar{a}_1 \cdot \Delta\sigma^{-m_1} \quad (4.9)$$

- Altos ciclos:

$$N = \bar{a}_2 \cdot \Delta\sigma^{-m_2} \quad (4.10)$$

Contudo, adota-se na prática como hipótese simplificadora, considerar a projeção do primeiro segmento da curva S-N linearmente para qualquer valor de número de ciclos. Este procedimento leva a resultados mais conservadores e simplifica os cálculos utilizados. Esta simplificação está ilustrada na figura a seguir:

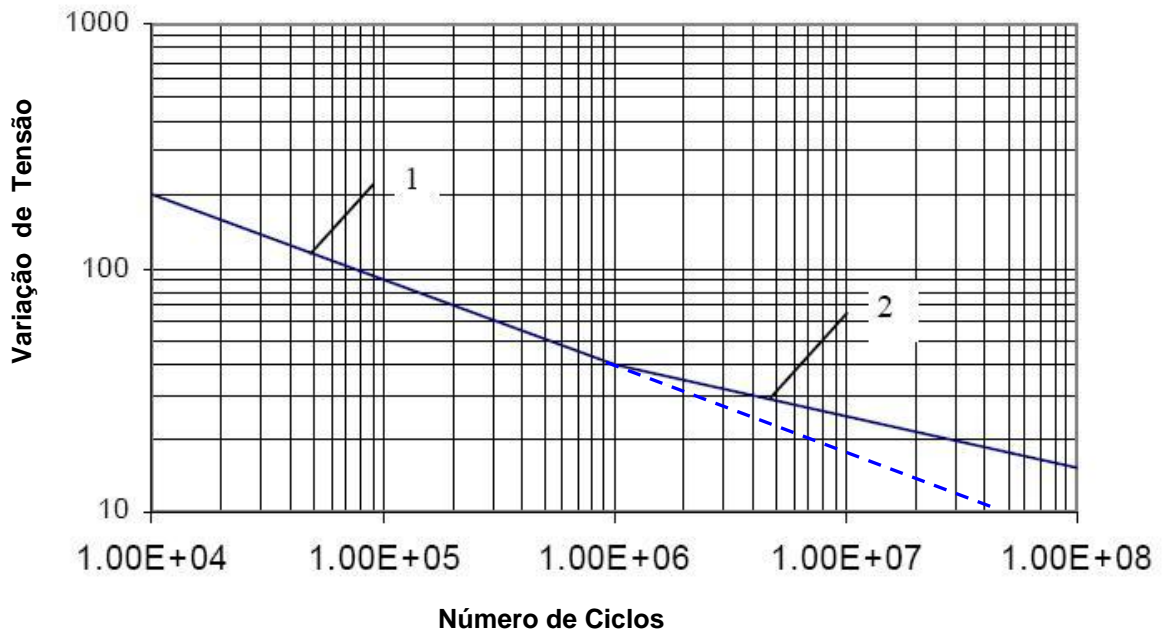


Figura 4.g) Curva S-N típica linearizada para o trecho inicial [13].

A seguir são apresentadas as curvas S-N, e seus respectivos parâmetros, para as condições ambientais “ao ar livre” e “ao mar” considerando proteção catódica ou corrosão livre.

CURVAS S-N “ao ar livre”			
CURVA S-N	M	log (a)	k
<b>B1</b>	4,0	15,117	0
<b>B2</b>	4,0	14,885	0
<b>C</b>	3,0	12,592	0,15
<b>C1</b>	3,0	12,449	0,15
<b>C2</b>	3,0	12,301	0,15
<b>D</b>	3,0	12,164	0,20
<b>E</b>	3,0	12,010	0,20
<b>F</b>	3,0	11,855	0,25
<b>F1</b>	3,0	11,699	0,25
<b>F3</b>	3,0	11,546	0,25
<b>G</b>	3,0	11,398	0,25
<b>W1</b>	3,0	11,261	0,25
<b>W2</b>	3,0	11,10	0,25
<b>W3</b>	3,0	10,970	0,25
<b>T</b>	3,0	12,164	0,25 p/ SCF <10,0 0,30 p/ SCF >10,0

Tabela 4.a) Curva S-N “ao ar livre” [9].



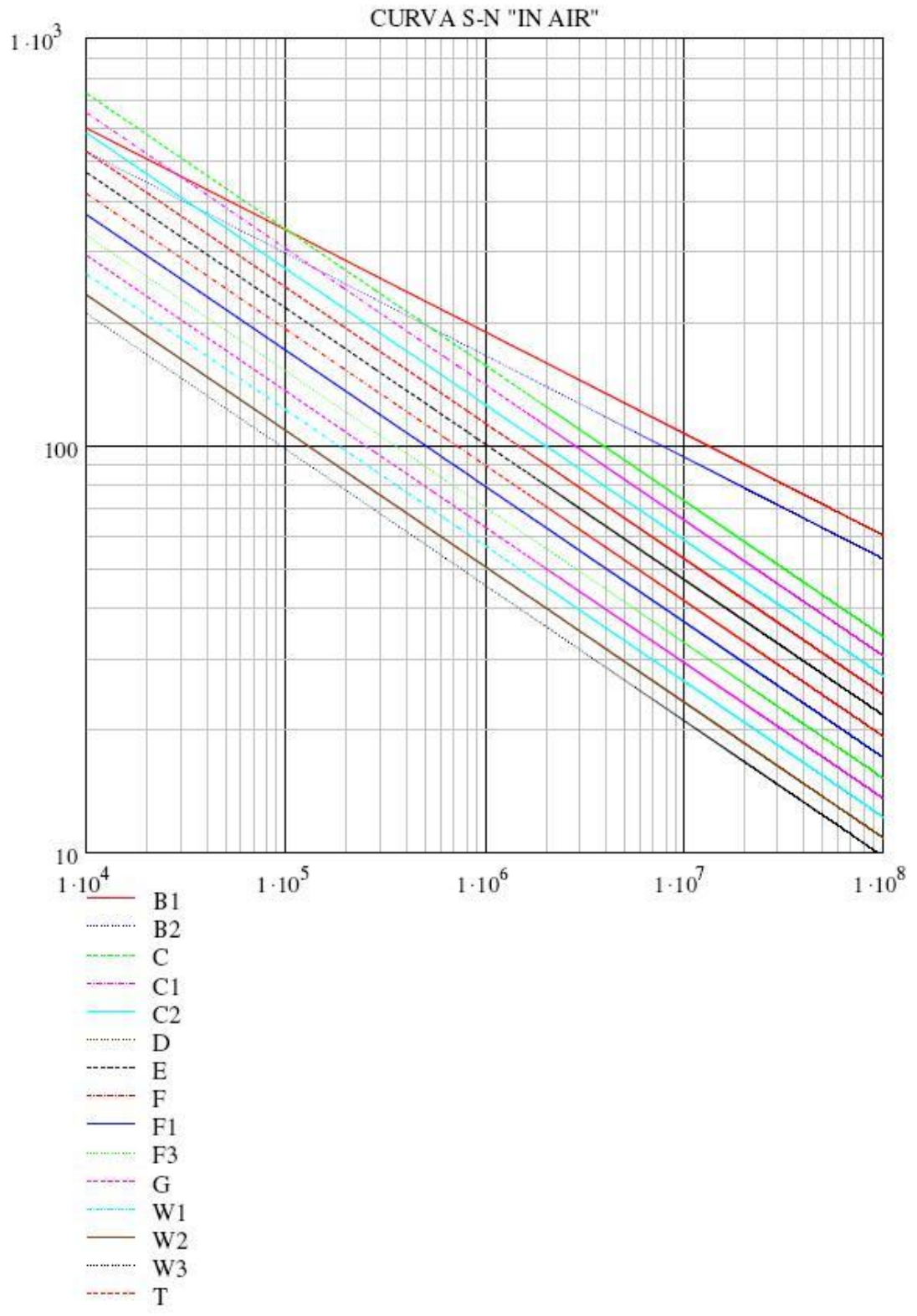


Figura 4.h) Curva S-N “ao ar livre” [9].

<b>CURVAS S-N “no mar” com proteção catódica</b>			
<b>CURVA S-N</b>	<b>m</b>	<b>log (a)</b>	<b>k</b>
<b>B1</b>	4,0	14,917	0
<b>B2</b>	4,0	14,685	0
<b>C</b>	3,0	12,192	0,15
<b>C1</b>	3,0	12,049	0,15
<b>C2</b>	3,0	11,901	0,15
<b>D</b>	3,0	11,764	0,20
<b>E</b>	3,0	11,610	0,20
<b>F</b>	3,0	11,455	0,25
<b>F1</b>	3,0	11,299	0,25
<b>F3</b>	3,0	11,146	0,25
<b>G</b>	3,0	10,988	0,25
<b>W1</b>	3,0	10,861	0,25
<b>W2</b>	3,0	10,707	0,25
<b>W3</b>	3,0	10,570	0,25
<b>T</b>	3,0	11,764	0,25 p/ SCF <10,0 0,30 p/ SCF >10,0

Tabela 4.b) Curva S-N “no mar” com proteção catódica [9].

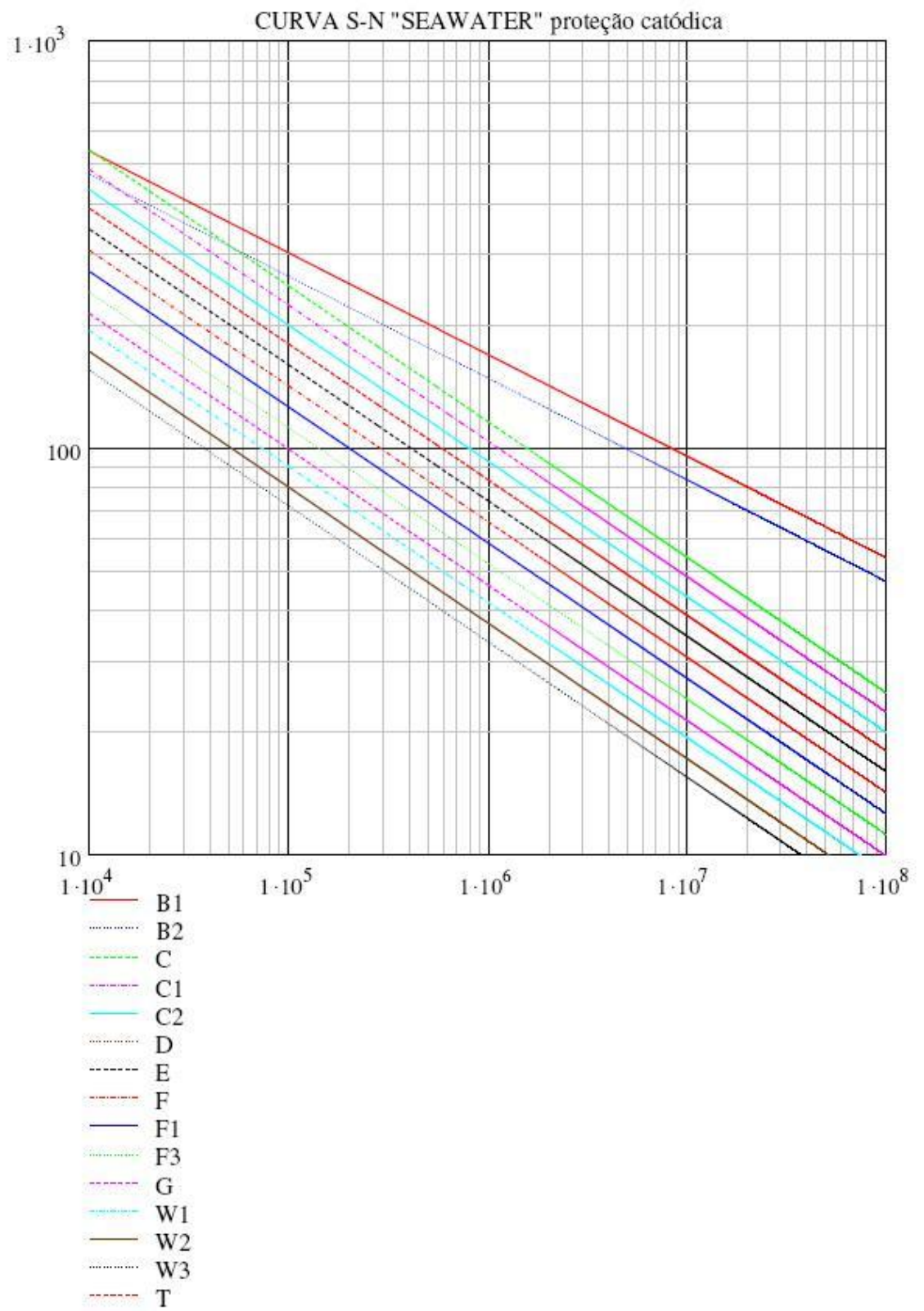


Figura 4.i) Curva S-N “no mar”, considerando proteção catódica [9].

<b>CURVAS S-N “no mar” corrosão livre</b>			
<b>CURVA S-N</b>	<b>m</b>	<b>log (a)</b>	<b>k</b>
<b>B1</b>	3,0	12,436	0
<b>B2</b>	3,0	12,262	0
<b>C</b>	3,0	12,115	0,15
<b>C1</b>	3,0	11,972	0,15
<b>C2</b>	3,0	11,824	0,15
<b>D</b>	3,0	11,687	0,20
<b>E</b>	3,0	11,533	0,20
<b>F</b>	3,0	11,378	0,25
<b>F1</b>	3,0	11,222	0,25
<b>F3</b>	3,0	11,068	0,25
<b>G</b>	3,0	10,921	0,25
<b>W1</b>	3,0	10,784	0,25
<b>W2</b>	3,0	10,630	0,25
<b>W3</b>	3,0	10,493	0,25
<b>T</b>	3,0	11,687	0,25 p/ SCF <10,0 0,30 p/ SCF >10,0

Tabela 4.c) Curva S-N “no mar” corrosão livre [9].

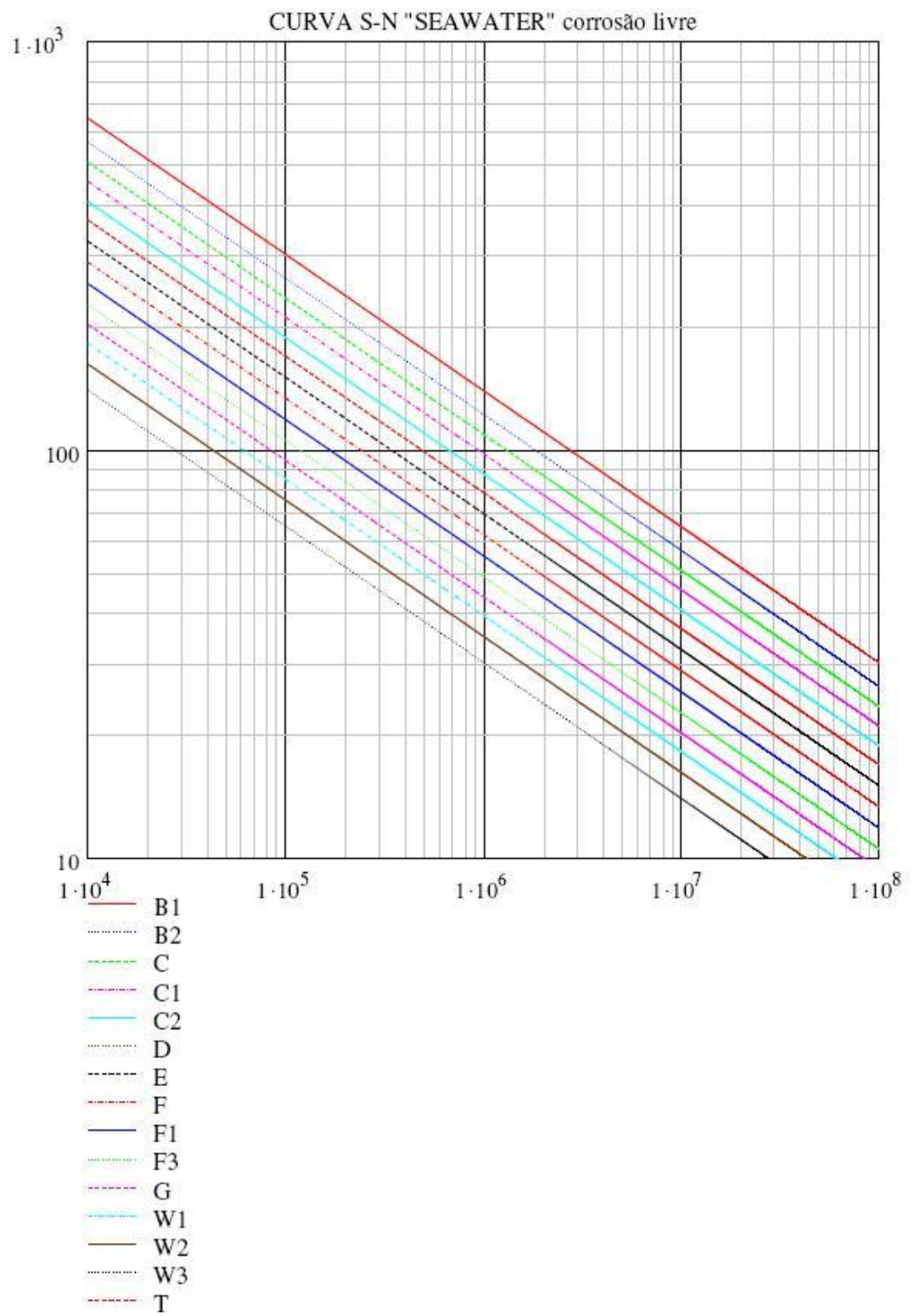


Figura 4.j) Curva S-N “no mar”, considerando corrosão livre [9].

#### 4.2.4 Dano admissível

O dano admissível, ou *fatigue design factor* (FDF) como é mais frequentemente apresentado, é o valor limite para o valor de dano obtido pela regra de Palmgren-Miner, conforme ilustrado na equação a seguir:

$$D = \sum_{i=1}^J \frac{n_i}{N_i} \leq \frac{1}{FDF} \quad (4.11)$$

O parâmetro de dano admissível é adotado de modo a majorar o dano e aumentar a probabilidade de se evitar as falhas por fadiga. Este fator é adotado de maneira a cobrir as incertezas envolvidas na avaliação do dano devido a fadiga.

As normas e regulamentos determinam valores de FDF a serem empregados nos cálculos. Eles variam de acordo com a disponibilidade de acessos para inspeção durante a vida útil da estrutura. Além disso, este parâmetro é avaliado de acordo com a relevância das conseqüências que resultam de uma possível falha estrutural, no que diz respeito a:

- Perigo de perdas em vidas humanas;
- Risco de poluição e danos ambientais;
- Conseqüências econômicas de alto risco.
- Convencionalmente, o fator FDF não assume valores menores que 1,0.

#### 4.2.5 Prescrições da norma DNV-RP-C203 para dutos submarinos

Soldas em dutos submarinos são normalmente executadas através de procedimento automático. O detalhe usual é de um chanfro simétrico acessível apenas pela superfície externa do tubo. Os requisitos de tolerância dimensional são muito mais restritos se

comparado a outras estruturas mais convencionais com excentricidades máximas toleráveis menores que 10% da espessura ou 3mm, o que for menor.

O processo de execução da soldagem exige uma sistematização dos padrões de inspeção não destrutiva, principalmente na região da raiz da solda, onde as concentrações de tensão são mais críticas.

Considerando a metodologia para determinar os pontos de concentração de tensões, ou *hot spots*, os valores do coeficiente k podem ser determinados conforme mostrado na tabela abaixo. Da mesma maneira, a norma DNV-RP-C203 [9] recomenda a classificação das curvas S-N a serem adotadas no caso de soldas circunferências de dutos conforme a posição assumida para o cálculo do ponto de concentração de tensões. São dois casos principais apresentados: na margem ou na raiz da solda.

A tabela a seguir mostra as caracterizações de curva recomendadas pela norma DNV-RP-C203 [9] :

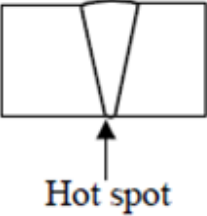
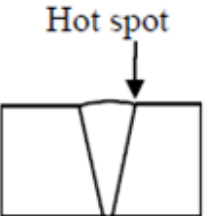
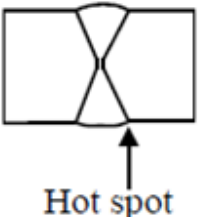
Descrição		Requisitos de tolerância	Curva S-N	Expoente k
Solda	Geometria			
Um lado		$\delta \leq \min(0.15t, 3\text{mm})$	F1	0
		$\delta > \min(0.15t, 3\text{mm})$	F3	0
Um lado		-	D	0.15
Dois lados		-	D	0.15

Tabela 4.d) Curvas S-N para Dutos Submarinos – DNV-RP-C203 [9].

A norma DNV-RP-C203 [9] ainda apresenta uma formulação analítica para a determinação do fator de concentração de tensões para o caso de soldas não simétricas. Neste caso a seguinte expressão deve ser aplicada:

$$SCF = 1 + \frac{3(\delta - \delta_0)}{t} e^{-\sqrt{\frac{t}{D}}} \quad (4.12)$$

Onde:

t = espessura de parede;

D = diâmetro do tubo;

$\delta$  = desalinhamento entre paredes;

$\delta_0$  = desalinhamento inerente a formulação da curva S-N igual a 10% da espessura.



## 5 ANÁLISE DE VÃOS LIVRES – FREE SPAN

### 5.1 Conceitos Iniciais

Como citado no segundo capítulo, um vão é formado quando um duto submarino é lançado sobre uma região onde o solo marinho apresenta depressões ou rugosidades. Configura-se um vão livre quando o duto perde contato com o solo, e conseqüentemente fica suspenso.

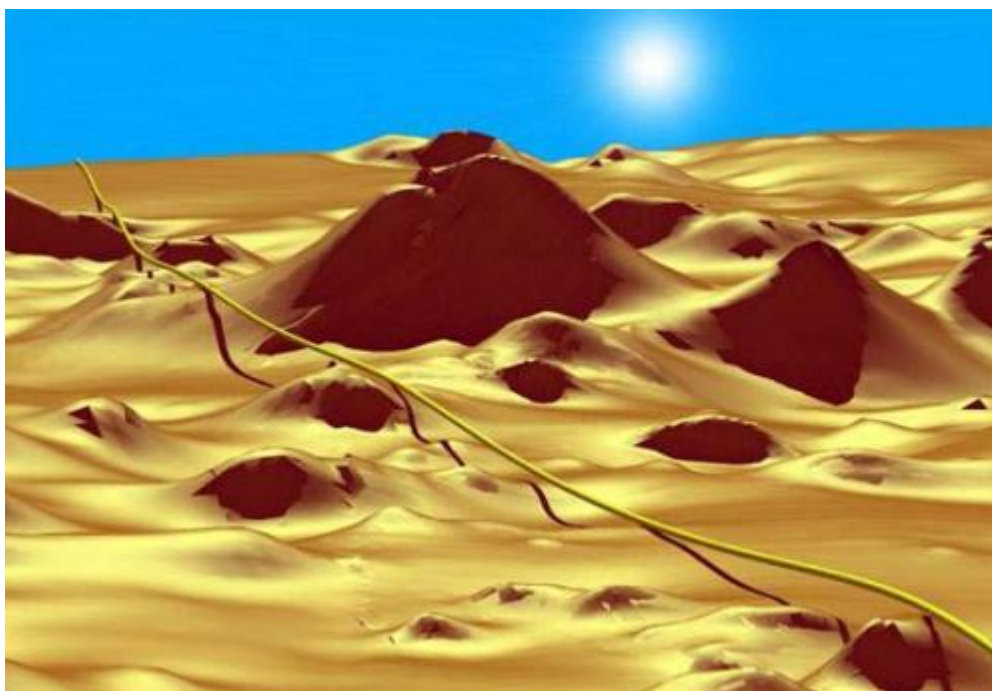


Figura 5.a) Vãos Livres [7].

Segundo a referência [7] e DNV-RP-F105 [8] (a ser explicada mais adiante no item 5.2), é necessário classificar morfologicamente quando o um vão pode ser considerado isolado ou quando ele está interagindo com outros. Ela dá um indicativo do grau de complexidade da análise.

- Dois ou mais vãos consecutivos são considerados isolados se o comportamento estático e dinâmico deles não é afetado pelos vãos adjacentes;
- 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 utilidade quando da aplicação de respostas multi-modais para vão único ou múltiplos vãos.

Na ausência de dados, a norma propõe o gráfico representado abaixo para classificação de acordo com o comportamento do vão: se ele está isolado ou interagindo com o vão adjacente.

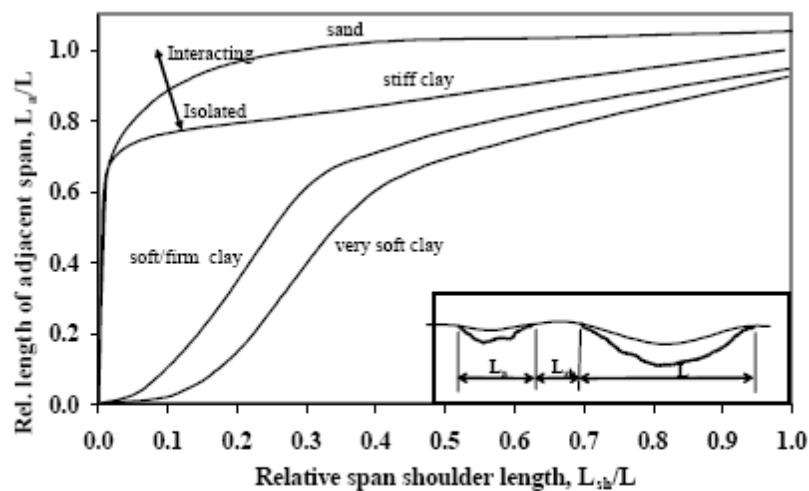


Figura 5.b) Classificação dos vãos livres [8].

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.

A norma DNV-RP-F105 [8] ainda ressalta que a figura acima deve ser utilizada quando se esta classificando *free spans* com suportes horizontais, todavia a utilização da figura é uma boa aproximação inicial. Caso haja qualquer dúvida em relação ao tipo de interação, deverá ser considerado primeiramente para análise o *multi-span*.

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 conservadora de se determinar se o comportamento é uni ou multi-modal:

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

$V_{Rd,CF} \geq 2$  para direção transversal ao fluxo;

$V_{Rd,IL} \geq 1$  na direção do fluxo.

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

- Se apenas um modo obedecer a este critério, a resposta é unimodal; caso contrário, multi-modal.

Abaixo segue a seqüência da metodologia utilizada para a análise de vãos livres.

### **Identificação**

Esta fase consiste na identificação dos possíveis vãos livres

### **Seleção**

Somente os vãos livres com o comprimento de *span* maior do que o comprimento limite definido pelo critério de *screening* da DNV-RP-F105 [8] deverão ser mais detalhadamente analisados. Os *spans* que atendem ao critério de *screening* são considerados seguros.

### **Classificação**

Todos os vãos livres maiores do que o comprimento limite definido pelo critério de *screening*, deverão ser classificados como *single-span* ou *multi-span*, seguindo a Figura 5.b.

## Avaliação da Fadiga

Para determinar a vida à fadiga da linha, é necessário seguir as normas DNV-OS-F101 [10] e DNV-RP-F105 [8]. Para a análise de *multi-spans* é necessário utilizar um modelo de elementos finitos que forneça frequências e amplitude de tensões.

### 5.1.1 Sistemas de Mitigação

Alguns vãos livres necessitam de correções para evitar riscos a integridade estrutural do duto. Existem diversos métodos empregados na mitigação de vãos livres. Alguns dos mais usuais estão apresentados a seguir:

A técnica de estabilização por *rock dumping* consiste na deposição de grande quantidade de pedras em determinadas regiões ao longo da rota do duto e menores quantidades sobre o duto a fim de protegê-lo contra danos, e permitindo estabilizá-lo através do acréscimo de peso. Abaixo segue o procedimento utilizado para *rock dumping*.

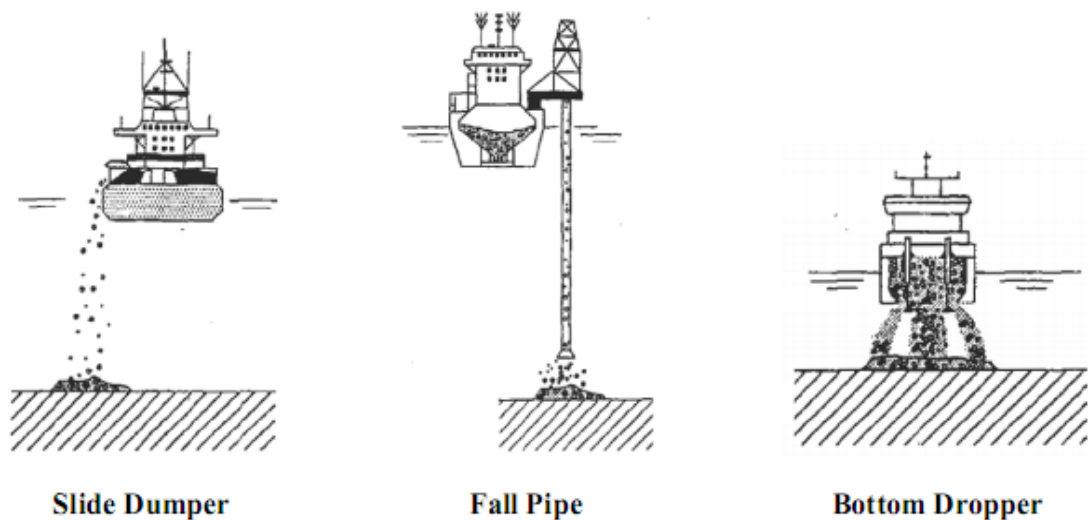


Figura 5.c) Técnica de rock dumping[7]

Pode-se também utilizar um equipamento que escava ao entorno do duto, formando uma espécie de trincheira. Esta escavação é realizada através de pás ou injeção de água em alta pressão. Abaixo, segue uma figura do equipamento utilizado na escavação de trincheiras.



Figura 5.d) - Equipamento utilizado para escavação de trincheiras [7].

A figura abaixo ilustra um desenho esquemático com a seqüência de escavação e posterior preenchimento da trincheira para solos arenosos.



Figura 5.e) Desenho esquemático com a seqüência de escavação e posterior preenchimento da trincheira para solos arenosos [7]

Já no caso de solos argilosos, existe outro equipamento submarino que utiliza jatos de água com alta pressão para escavação da trincheira. A figura abaixo ilustra este equipamento.

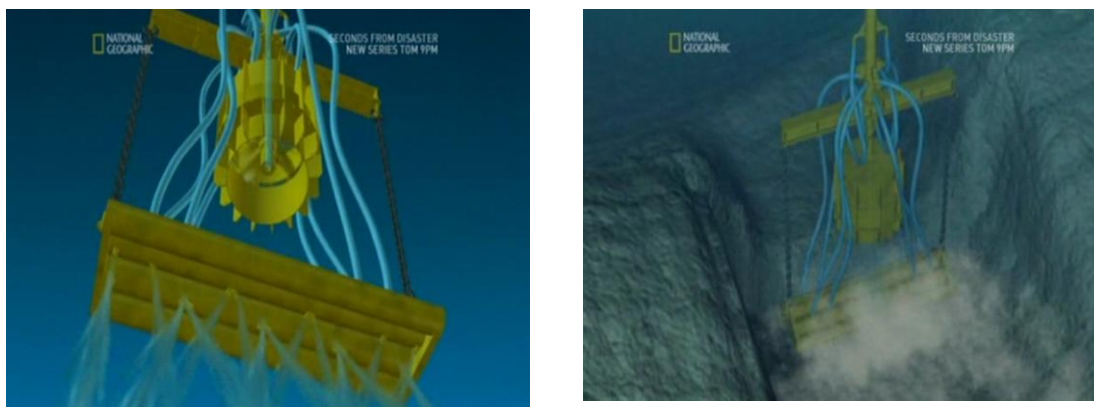


Figura 5.f) Escavação de trincheiras em solos argilosos [7]

Segundo a referência [7] 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. O preenchimento com segmentos deve ser realizado com muito cuidado, pois, em elevadas 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 abaixo mostra uma seqüência esquemática de um duto em vão livre sendo calçado com segmentos de rochas.

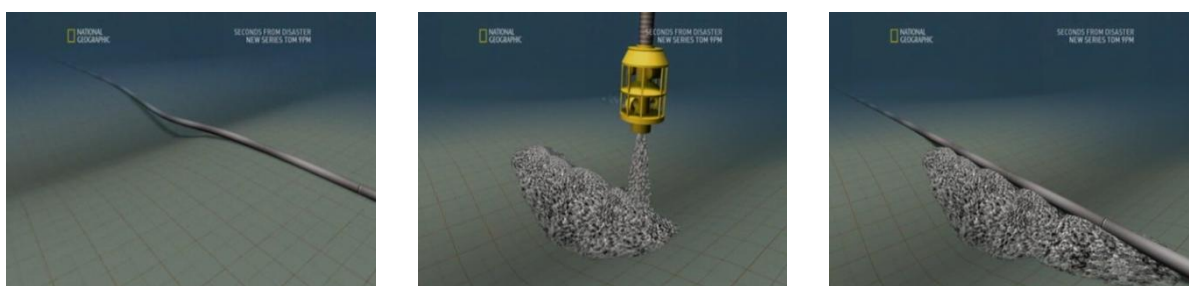


Figura 5.g) Seqüência esquemática de um duto em vão livre sendo calçado [7].

O método mais empregado no Brasil consiste na instalação de suportes com o objetivo de reduzir o comprimento do vão livre. Os tipos de suporte mais utilizados são chamados de *grout bags*, que consiste em blocos de concreto instalados sob o duto. Há também suportes mecânicos fabricados em aço, cada um possuindo suas vantagens de aplicação. As figuras



abaixo ilustram o *grout bag*, alguns exemplos de blocos cimentados para mitigação e um exemplo de suporte mecânico, respectivamente:



Figura 5.h) Vão livre corrigido com Grout Bag [20].

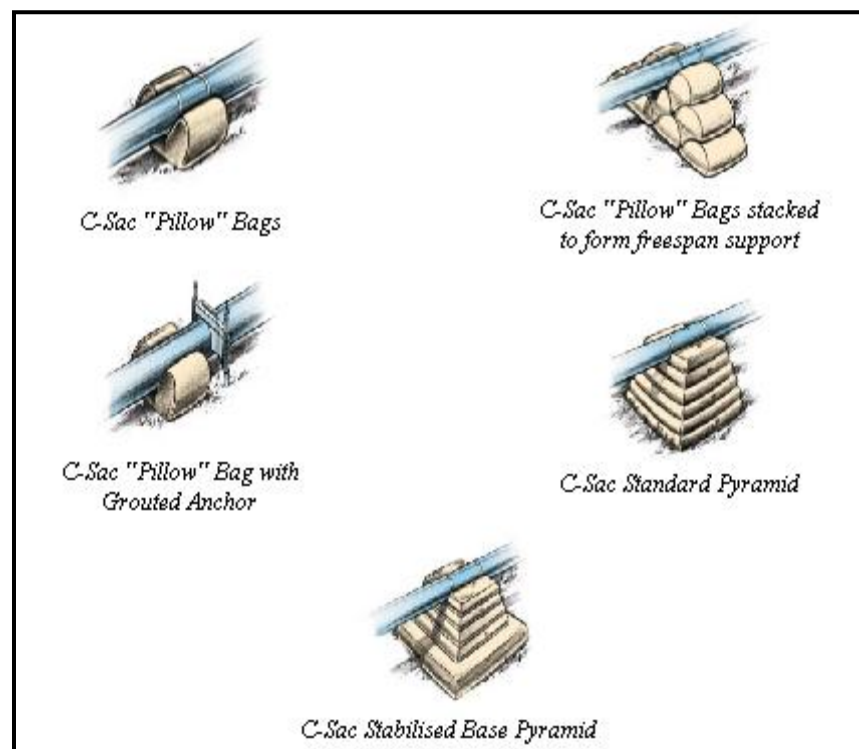


Figura 5.i) Exemplos de blocos cimentados [7].

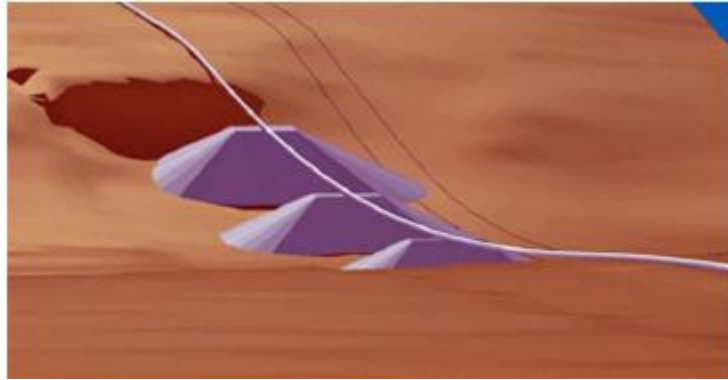


Figura 5.j) Exemplos de Suporte Mecânico [20].

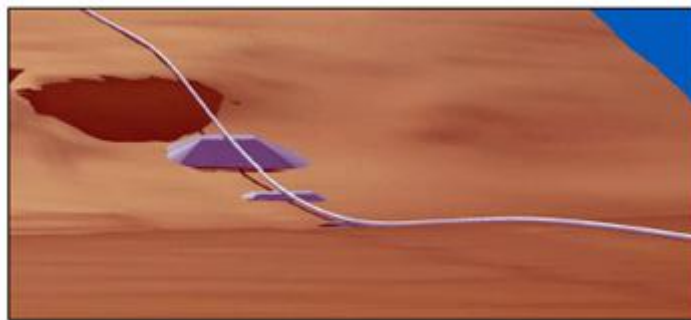
A correção de um grande número de vãos livres gera por vezes um impacto grande no custo do empreendimento. No caso de dutos de pequeno comprimento, o custo de mobilização de equipamentos e instalação de suportes pode tornar-se oneroso, e até mesmo inviabilizar um projeto. Desta forma, deve-se julgar com certo critério o número de vãos livres que necessitam de intervenções. Além disso, a escolha da rota tem grande relevância neste processo. Uma escolha criteriosa permite minimizar o impacto gerado pela instalação de suportes.

É importante observar também, a influência que a tração residual na linha tem em relação ao comprimento de vão livre e conseqüentemente em seu respectivo sistema de mitigação. Quanto mais tracionada a linha permanecer após o seu lançamento, maiores serão os vãos livres aos quais a mesma estará submetida; por conseguinte o sistema de mitigação deverá ser mais elaborado. Abaixo segue uma comparação entre dois trechos idênticos, sendo a segunda figura com 20% a menos de tração efetiva que a primeira, onde é possível observar que o custo de intervenção da segunda é inferior.





**Figura 5.k)** Correção do trecho em vão livre – elevada tração residual [7].



**Figura 5.l)** Correção do trecho em vão livre – baixa tração residual [7].

## 5.2 Princípios da DNV-RP-F105

A DNV RP F105 [8] tem como objetivo prover recomendações práticas e critérios de projeto para avaliar vãos livres em dutos submarinos submetidos ao efeito combinado de carregamento de onda e correnteza.

Os componentes gerais necessários para se realizar uma análise de vãos livres em dutos submarinos, segundo recomendação prática são apresentados abaixo.

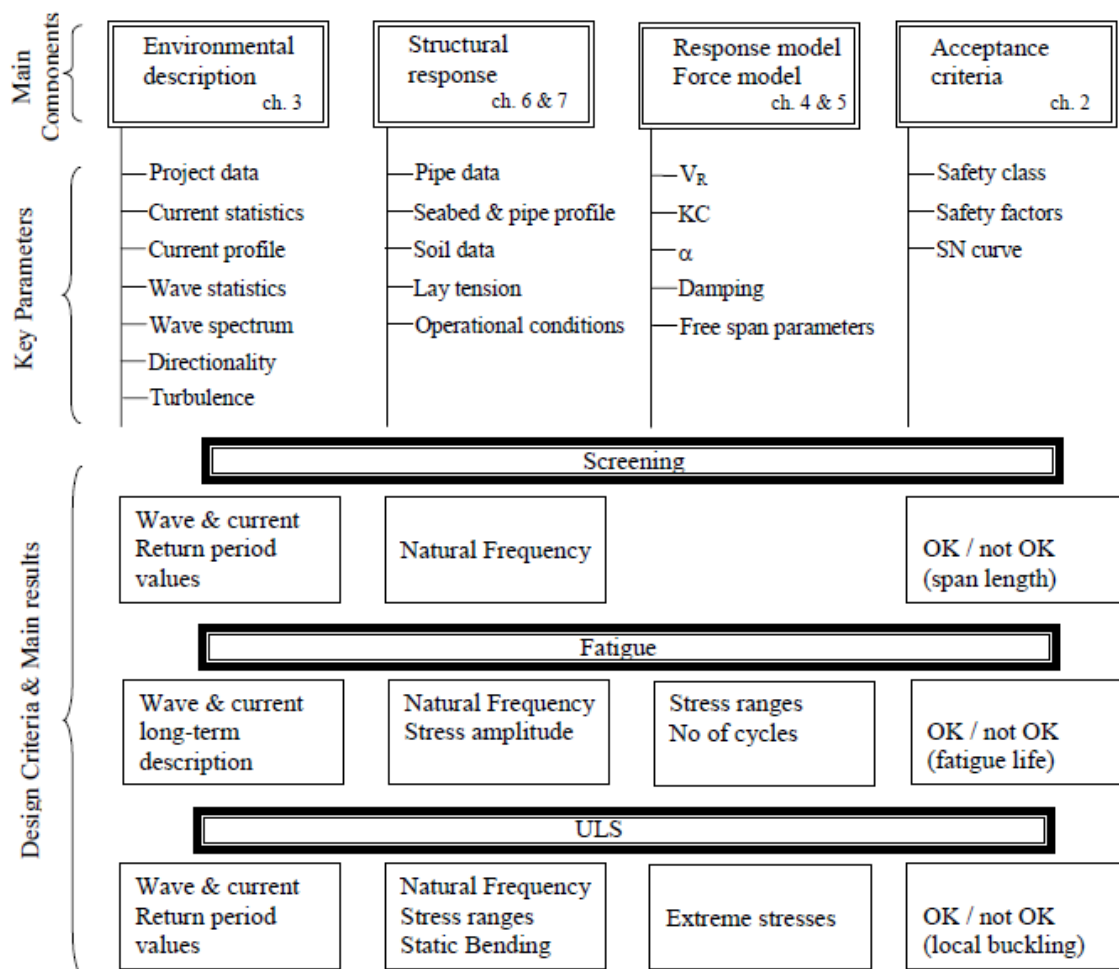


Figura 5.m) Princípios básicos de uma análise de vãos livres [8]

Este trabalho abrangerá em sua maioria os componentes apresentados no critério *screening*, focando principalmente a análise de frequência natural, modos e amplitude adimensional de vibração da estrutura em vão livre.

Pode ser observado na figura acima que avaliar vãos livres ao longo da rota de um duto submarino envolve conhecimento em diversas áreas específicas como estudo de dados geotécnicos, teoria de formação de vórtices, comportamento hidrodinâmico, análise de dados ambientais, além de análise estrutural, fazendo com que a avaliação precisa seja um problema muito complexo.

Segundo DNV RP F105 [8] o seguinte deve ser atendido:

1. Todos os *ranges* de tensão aplicadas ao duto com magnitude para causar dano por fadiga devem ser consideradas nos cálculos
2. O tempo de exposição a ser considerado nas análises de fadiga não devem ser simplificados ou extrapolados, de modo que cada fase de projeto deve ser avaliada com a duração prevista em projeto.
3. Todos os modos de vibração que possam contribuir para o dano final em todos os trechos do duto os devem ser verificados.
4. Quando a teoria mais simples não for suficiente para retratar bem o problema em questão, as frequências naturais devem ser calculadas através de modelos confiáveis em software de elementos finitos.

A DNV RP F105 [8] trabalha ainda com o critério de aceitação referente a dano por fadiga através da regra de Palmgren-Miner, sendo a avaliação da fadiga realizada através de curvas S-N apropriada para cada fase de projeto.

### 5.2.1 Critério *Screening*

A calibração do critério de *Screening* foi realizada de forma a garantir uma vida mínima à fadiga superior a 50 anos. Além disso, é adotado como premissa de validade do critério que a resposta de vibração estrutural ocorra no 1º modo de vibração e na eventualidade da violação dessa premissa, se faz necessário o cálculo de fadiga estrutural através de outro método mais completo e detalhado. Adicionalmente, mesmo a resposta à fadiga estando dentro dos limites aceitáveis de projeto, o critério de estado limite último sempre deve ser verificado.

No critério *screening* duas direções possíveis de vibração são analisadas, uma na direção do fluxo e outra transversal ao fluxo.

Um observação importante deste critério é o fato da magnitude de velocidade de corrente, a ser aplicada nas formulações, derivar de um estudo estatístico que caracteriza a distribuição anual das correntes na região e que o critério *screening* só é aplicável para uma distribuição que possa ser representada por uma distribuição de *Weibull* de 3 parâmetros, e no caso de uma distribuição bi-modal de correntes o critério *screening* deve ser substituído por um mais completo.

A equação 4.1 descreve a frequência natural de vibração no sentido do fluxo (*in-line*).

$$\frac{f_{n,IL}}{\gamma_{IL}} > \frac{U_{c,100year}}{V_{R,onset}^{IL} \cdot D} \cdot \left( 1 - \frac{L}{250D} \right) \frac{1}{\bar{\alpha}} \quad (5.1)$$

Onde,

$f_{n,IL}$  - frequência natural de vibração na direção do fluxo.

$\gamma_{IL}$  - coeficiente de segurança (ver item 2.6 da referência [8] **Erro! Fonte de referência não encontrada.**)

D - diâmetro externo do duto incluindo revestimentos;

L - comprimento do vão livre;

$U_{c,100year}$  - velocidade de correnteza incidente no duto para um período de recorrência de 100 anos;

$V_{R,onset}^{IL}$  - velocidade reduzida para início das vibrações na direção do fluxo;

$\alpha$  - parâmetro que relaciona as velocidades de fluxo de correnteza e onda, dado por

$$\bar{\alpha} = \frac{U_c}{U_c + U_w} \quad (5.2)$$

O parâmetro  $\bar{\alpha}$  indica se o regime está sendo dominante por ondas ou correnteza, de acordo com a seguinte relação:

- $\bar{\alpha} < 0.5$  - indica fluxo dominante devido ações de onda
- $\bar{\alpha} > 0.8$  - indica fluxo dominante devido correnteza

Para este trabalho, dutos em águas profundas estão sendo analisados e, portanto a ação de onda é desprezível, o que pode ser entendido como  $\bar{\alpha} = 1$ .

A equação 5.3 descreve a frequência natural de vibração no sentido transversal ao fluxo (*cross-flow*)

$$\frac{f_{n,CF}}{\gamma_{CF}} > \frac{U_{c,100year} + U_{W,1year}}{V_{R,onset}^{CF} \cdot D} \quad (5.3)$$

Onde,

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

$V_{R,onset}^{CF}$  - velocidade reduzida para início das vibrações na direção transversal ao fluxo;

As equações apresentadas anteriormente descrevem a faixa de frequência de vibração causada pela passagem de fluxo, seja esse predominante de onda ou corrente.

A norma também apresenta uma equação para descrever a frequência natural de vibração do duto com base em diversas hipóteses conservadoras no que diz respeito ao comprimento do vão, rigidez do solo e tração axial. Além disso, é considerado 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. Assim, se a configuração geométrica do vão for consideravelmente diferente, por exemplo, em um solo com inclinação acentuada, uma análise completa deve ser adotada.

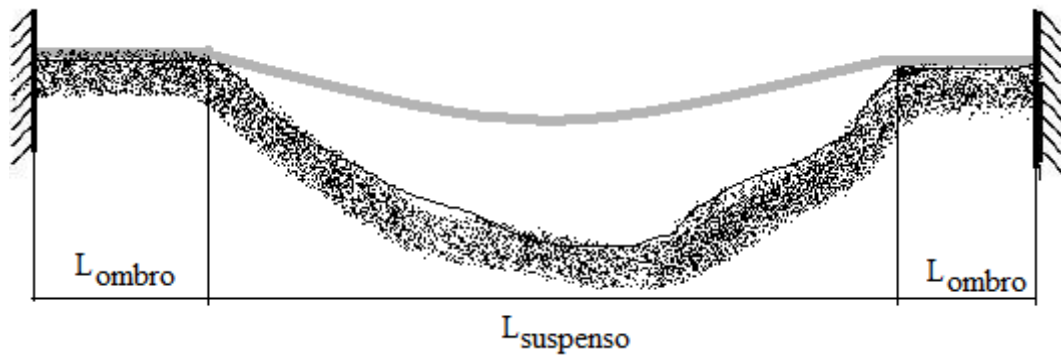


Figura 5.n) Vão livre característico para critério *screening* [12].

A frequência natural proposta por norma é dada pela equação:

$$f_0 \approx C1 \cdot \sqrt{1 + CSF} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I}{M_e L_{eff}^4} \cdot \left( 1 + C2 \cdot \frac{S_{eff}}{P_E} + C3 \cdot \left( \frac{\delta}{D} \right)^2 \right)} \quad (5.4)$$

Onde:

$E$  – módulo de elasticidade do material do duto;

$I$  – momento de inércia

$L_{eff}$  – comprimento efetivo do vão (a ser definido mais a frente)

$M_e$  – massa efetiva por unidade de comprimento;

$D$  – diâmetro externo do duto;

$\delta$  - deflexão estática do duto

$$\delta = C6 \frac{q \cdot L_{eff}^4}{EI \cdot 1 + CSF} \cdot \frac{1}{\left( 1 + C2 \cdot \frac{S_{eff}}{P_E} \right)} \quad (5.5)$$

$S_{eff}$  – força axial efetiva.

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

$P_E$  – carga crítica de flambagem de Euler;

$$P_E = 1 + CSF \pi^2 \frac{EI}{L_{eff}^2} \quad (5.6)$$

$CSF$  – fator de contribuição do concreto à rigidez (*Concrete Stiffness Factor*)

$$CSF = k_c \left( \frac{EI_{conc}}{EI_{aço}} \right)^{0.75} \quad (5.7)$$

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

C1, C2, C3, C6 – coeficientes que variam em função das condições de contorno assumidas para o duto;

Como a equação (5.4) considera os coeficientes para cálculo de rigidez vertical e lateral do solo, as frequências naturais fornecidas são ligeiramente diferentes para as duas direções, variando basicamente de acordo com o comprimento do vão e tipo de solo.

Devido à grande quantidade de incertezas envolvendo as informações a respeito dos parâmetros operacionais e de instalação do duto, a força axial efetiva é muito difícil de ser estimada, sendo essa uma variável importante, geralmente é adotada de modo conservador e muitas vezes as avaliações de vãos livres admissíveis levam em consideração diversas forças axiais efetivas.

Os coeficientes apresentados nas formulações, C1 a C6, foram determinados de modo a retratar as possíveis condições de contorno a qual o duto em vão livre estará submetido, de acordo com [8] a seguir.

	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	$14.1 \cdot \left( \frac{L}{L_{eff}} \right)^2$ - nos ombros 8.6 – no meio do vão
C5	1/8	1/12	$\frac{1}{18 \cdot \left( \frac{L_{eff}}{L} \right)^2 - 6}$ - nos ombros 1/24 – no meio do vão
C6	5/384	1/384	1/384

Tabela 5.a) Coeficientes C1 a C6 para diferentes condições de contorno [8]

A equação 5.4 se é baseada no conceito de comprimento efetivo, que é definido como o comprimento de um vão ideal bi-engastado, que forneça a mesma resposta estrutural em termos de frequências naturais que o vão real assentado sobre o solo. Ele é definido de acordo com a relação que se segue:

$$\frac{L_{eff}}{L} = \begin{cases} \frac{4.73}{-0.006\bar{\beta}^2 + 1.02\bar{\beta} + 0.63}, & se \bar{\beta} \geq 2.7 \\ \frac{4.73}{-0.036\bar{\beta}^2 + 0.61\bar{\beta} + 1.0}, & se \bar{\beta} < 2.7 \end{cases} \quad (5.8)$$

Onde,

$$\bar{\beta} = \log \left( \frac{K \cdot L}{1 + CSF EI} \right)^4 \quad (5.9)$$

K – Rigidez do solo na direção avaliada (vertical ou horizontal)



Pode ser observado na equação 5.8 que o comprimento efetivo  $L_{eff}$  é inversamente proporcional ao quadrado de  $\bar{\beta}$ , que por sua vez é diretamente proporcional a rigidez do solo, portanto, quando mais rígido o solo, menor será o comprimento efetivo do solo.

É importante observar que o critério *screening* apresenta restrições quanto a sua aplicação. Essas restrições servem para limitar as condições de utilização garantindo assim que os resultados obtidos estarão a favor da segurança durante o projeto.

As restrições impostas limitam o comprimento de vão máximo, a máxima deflexão estática e restringe a força axial de modo a evitar que haja flambagem no duto em vão livre.

Tais restrições são descritas pelas equações abaixo:

$$\frac{L_{eff}}{D} < 140 \quad (5.10)$$

$$\frac{\delta}{D} < 2.5 \quad (5.11)$$

$$\frac{S_{eff}}{P_E} > -0.5 \quad (5.12)$$

No caso de uma das restrições não ser atendida, a avaliação de vãos livres deve ser realizada através de um modelo em software de elementos finitos confiável de modo a reproduzir as condições as quais o duto esta submetida.

### 5.2.2 Tensão Atuante

Como o critério *screening* da DNV RP F105 [8] estabelece uma equação para descrever a frequência natural do vão livre, bem como a frequência de excitação causada pelo carregamento hidrodinâmico, fica pendente ainda uma forma para avaliar o dano a fadiga ao longo do tempo.

Para isso, foram estabelecidas equações que fornecem a tensão máxima atuante no duto, apresentada abaixo para a direção *in-line* e *cross-flow*. Atentar que o efeito de onda não está sendo levado em consideração nesse trabalho e por isso não será apresentado.

Para direção do fluxo (*in-line*) temos:

$$\sigma_E = \frac{1}{2} \cdot \max \left( S_{IL}, 0.5 \cdot S_{CF} \cdot \frac{A_{IL}}{A_{CF}} \right) \quad (5.13)$$

Já para direção transversal ao fluxo temos:

$$\sigma_E = \frac{1}{2} S_{CF} \quad (5.14)$$

Onde,

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

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

$A_{IL}$  - amplitude de tensão unitária devida à deflexão do modo na direção paralela ao fluxo (a ser descrito adiante);

$A_{CF}$  - amplitude de tensão unitária devida à deflexão do modo na direção transversal ao fluxo (a ser descrito adiante);

As tensões apresentadas neste item são calculadas de acordo com os modelos de resposta, assunto do próximo item.

### 5.2.3 Modelo Resposta

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

$$V_R = \frac{U}{f \cdot D} \quad (5.15)$$

Onde,

U é a velocidade do fluxo;

f é a frequência natural;

D é o diâmetro externo do duto.

As três condições a seguir são avaliadas:

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

Além da velocidade reduzida e do parâmetro  $\alpha$ , já definidos, as amplitudes de resposta dependem de parâmetros que associam o comportamento estrutural do duto. Sendo eles:

### **Intensidade de Turbulência**

Usado para avaliar a variação na velocidade de corrente próxima ao fundo devido às irregularidades do leito marinho. Na falta de informações, a norma recomenda 5% [8].

### **Número de Keulegan-Carpenter**

É um número adimensional que descreve a importância relativa entre força de arrasto atuando sobre força de inércia para objetos estacionários em escoamentos de fluidos oscilatórios. Similarmente, para corpos oscilantes em fluidos estacionários. Basicamente para números de Keulegan-Carpenter pequenos, a inércia predomina, enquanto para números grandes a força de arrasto se mostra significativa. Ele é calculado através da equação 5.16 a seguir.

$$KC = \frac{U_w}{f_w \cdot D} \quad (5.16)$$

Onde:

$f_w$  - frequência da onda;

$U_w$  - velocidade do fluxo induzida pela onda.

D é o diâmetro externo do duto.

### **Parâmetro de estabilidade**

O parâmetro de estabilidade representa o amortecimento para uma dada forma modal, e é dado por:

$$K_s = \frac{4\pi \cdot m_e \xi_T}{D \cdot \rho} \quad (5.17)$$

Onde:

$\rho$  - peso específico da água;

$\xi_T$  - razão de amortecimento total, sendo essa compreendida por:

- $\xi_{strc}$  - amortecimento estrutural – valor recomendado [8] = 0.005;
- $\xi_{SOLO}$  - amortecimento do solo – valor recomendado para método *Screenin* [8] = 0.01
- $\xi_{hid}$  - amortecimento hidrodinâmico – valor recomendado [8] = 0.00 (em *lock-in*)

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

Pode ser considerado ainda a angulação de incidência de fluxo e o duto. Lembrando que o número de Reynolds está implícito e por isso não foi descrito diretamente.

### 5.2.3.1 Modelo de Resposta para Direção *In-Line*

Foi dito anteriormente que o modelo de resposta depende de vários parâmetros. Será apresentado agora a formulação para o modelo de resposta, em termos de amplitude para o duto vibrando na direção *in-line*. Esse modelo 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* depende primariamente da velocidade reduzida, do parâmetro de estabilidade, da intensidade de turbulência e do ângulo de incidência. Outros fatores, como efeito de trincheira, influenciam o modelo, no entanto não estão sendo considerados aqui (desprezar o efeito de trincheira é conservador durante as análises).

$$S_{IL} = 2 \cdot A_{IL} \cdot \left( \frac{A_y}{D} \right) \psi_{\alpha,IL} \cdot \gamma_S \quad (5.18)$$

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,  $\psi_{\alpha,IL} = 1$ );

$\gamma_S$  - fator de segurança;

$\frac{A_y}{D}$  - amplitude *in-line* máxima normalizada, função da velocidade reduzida e do parâmetro

de estabilidade.

Para o caso em que o amortecimento seja zero, ou seja, no *lock-in* a relação entre velocidade reduzida e amplitude adimensional de vibração é representada pela figura abaixo:

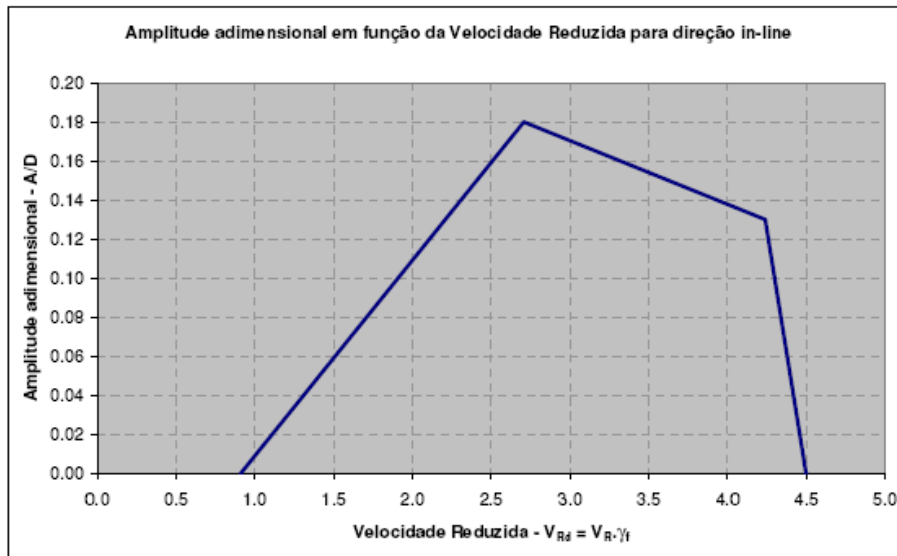


Figura 5.o) Velocidade reduzida x amplitude normalizada para direção *in-line* ( $K_s=0$ ) [8].

A norma ainda propõe um coeficiente de segurança  $\gamma_f$  a ser aplicado na velocidade reduzida calculada inicialmente, onde varia entre 1.0 e 1.3.

A DNV propõe uma formulação simplificada analítica para cálculo das frequências naturais, sem a necessidade do 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:

$$A_{IL/CF} = C4 \cdot 1 + CSF \frac{D D_S \cdot t E}{L_{eff}^2} \quad (5.19)$$

Onde  $t$  é a espessura de aço do duto.

A expressão (5.19) acima possui as mesmas limitações anteriormente apresentadas nas equações (5.10), (5.11) e (5.12).

### 5.2.3.2 Modelo de Resposta para Direção *Cross-Flow*

Para o caso do modelo de resposta na direção *cross-flow* a variação de tensões é dada pela equação a seguir:

$$S_{CF} = 2 \cdot A_{CF} \cdot \left( \frac{A_Z}{D} \right) R_K \cdot \gamma_S \quad (5.20)$$

Onde:

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

$R_K$  - fator de redução devido ao amortecimento;

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

Analogamente ao item anterior a relação entre velocidade reduzida e amplitude de vibração normalizada na direção transversal sem considerar o efeito da onda é representada pela figura a seguir.

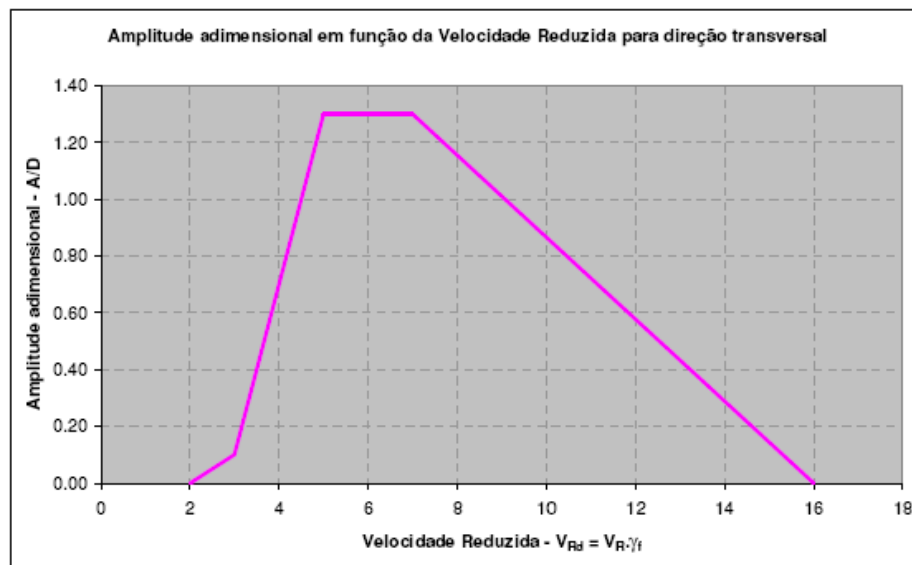


Figura 5.p) Velocidade reduzida x amplitude normalizada para direção *cross-flow* ( $K_s=0$ )[8].

A partir das formulações apresentadas acima é possível estabelecer o comprimento máximo de vão livre de modo a garantir vida à fadiga mínima de 50 anos.

## 6 ESTUDO DE CASO – REGIÃO DE CROSSING

### 6.1 Introdução

O estudo de caso consiste na apresentação do cruzamento de dois dutos, o que cruzará, e o qual será cruzado, Duto A e Duto B, respectivamente. Abaixo segue uma ilustração da configuração do *crossing*, Figura 6.a e Figura 6.b, onde foi necessário a utilização de 3 colchões de concreto empilhados abaixo da linha (alocados antes do Duto A em si) e mais um acima da linha (alocado após o posicionamento da linha para manter a mesma em seu devido lugar). Também foi necessário a utilização de um suporte (*grout bag*) para assegurar o limite da folga vertical. Sua utilização será mais explicada ao longo deste capítulo.

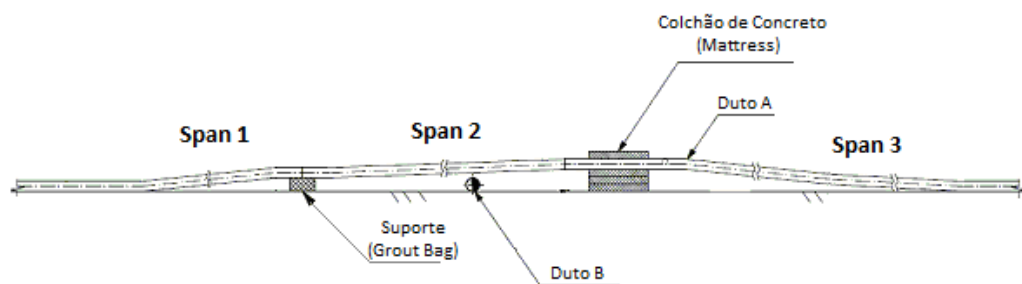


Figura 6.a) Ilustração da Área de *Crossing* com o *Grout Bag*.

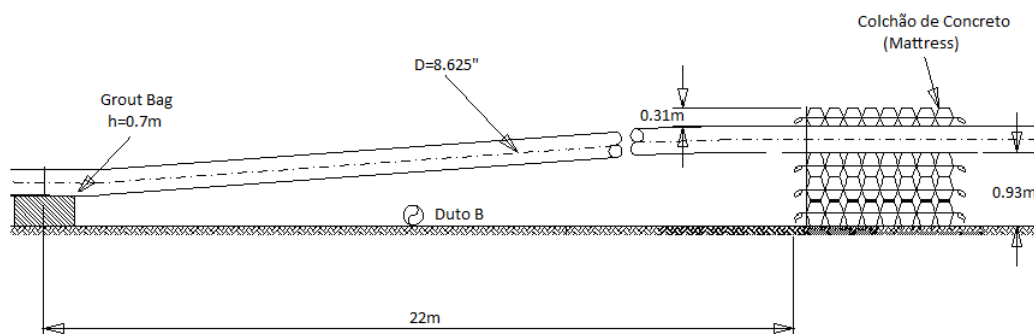


Figura 6.b) Arranjo da Região de *Crossing*.

Para uma análise mais completa, a configuração do *crossing* será feita em duas etapas:



- i. Configuração sem o suporte (*grout bag*) na região de *crossing*. Este caso será considerado para a condição temporária da linha ( Duto A).
- ii. *Pipeline* após a instalação do suporte (*grout bag*) na região de *crossing*. Neste caso a linha se apresenta na condição operacional, com seu conteúdo sob os efeitos de temperatura e pressão.

Durante esta análise será demonstrado que o *grout bag* é requerido para aprimorar a vida a fadiga da linha e também garantir a folga mínima entre os dois *pipelines*, visto que sem *grout bag* o requerimento de folga mínima não é atendido, como apresentado na figura abaixo. Cabe ressaltar, que a folga mínima requerida é de 30cm.

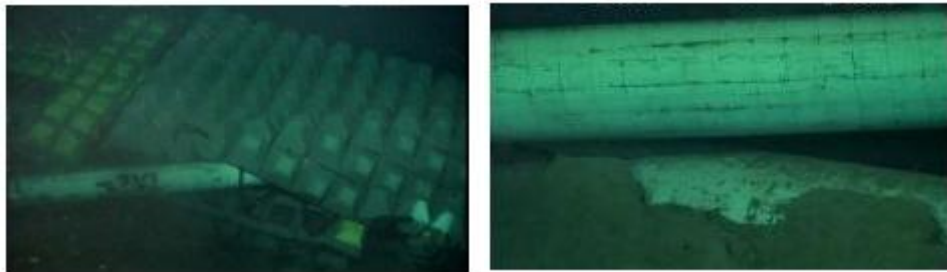


Figura 6.c) Foto retirada do *Mattress* e do cruzamento do Duto A e do Duto B.

Algumas suposições foram adotadas:

- i. A condição temporária foi considerada de 1 ano, e representa o início da operação da fase de instalação do duto até a instalação do suporte (*grout bag*).
- ii. Já a condição operacional é considerada de 30 anos após a instalação do *grout bag*.

## 6.2 Dados do Projeto

### 6.2.1 Dados Geométricos do Duto A

Tubo aço sem costura do material tipo API Especificação 5L Grau X-60 foi adotado para a linha de produção. A tabela, abaixo, apresenta os dados do duto A.

Parâmetro	Valor	Unidade
Diâmetro Externo	8.625	inch
Espessura de Parede	0.812	inch
Sobresspessura de corrosão	5	mm
Material	API 5L-X60	-
Tensão de Escoamento	414	MPa
Tensão de Tação	517	MPa
Modulo de Elasticidade	$2.07 \times 10^5$	MPa
Coefficiente de Poisson	0.3	-
Densidade do Aço	7850	kg/m <sup>3</sup>
Comprimento do Pipeline	2294	m
Coefficiente de Expansão Térmica	$1.17 \times 10^{-5}$	/°C
Tolerância de Fabricação	-0,44	%
Ovalização Máxima	3	%
Espessura do Revestimento (Anticorrosion PP 3-layer + Solid PP)	20	mm
Densidade do Revestimento	900	kg/m <sup>3</sup>

Tabela 6.a) Dados do Duto A

### 6.2.2 Dados Operacionais do Duto A.

Parâmetro	Valor	Unidade
Pressão Máxima Operacional	140	kgf/cm <sup>2</sup>
Temperatura Máxima Operacional	64	°C
Temperatura Mínima Operacional	4	°C
Lâmina D'água Mínima	1146	m
Lâmina D'água Máxima	1207	m
Densidade do Fluido	908.8	kg/m <sup>3</sup>
Densidade da Água	1025	kg/m <sup>3</sup>
Temperatura da Água	4	°C

Tabela 6.b) Dados Operacionais do Duto A

O perfil de pressão da linha é representado abaixo pela Figura 6..

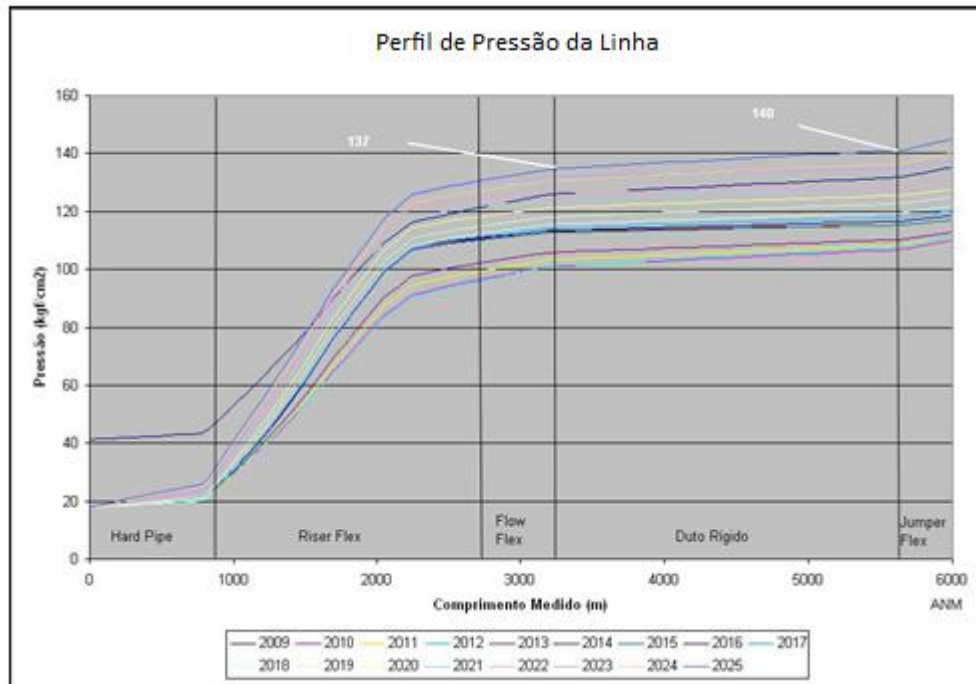


Figura 6.d) Perfil de Pressão da Linha

Já o perfil de temperatura da linha é representado abaixo pela Figura 6.e.

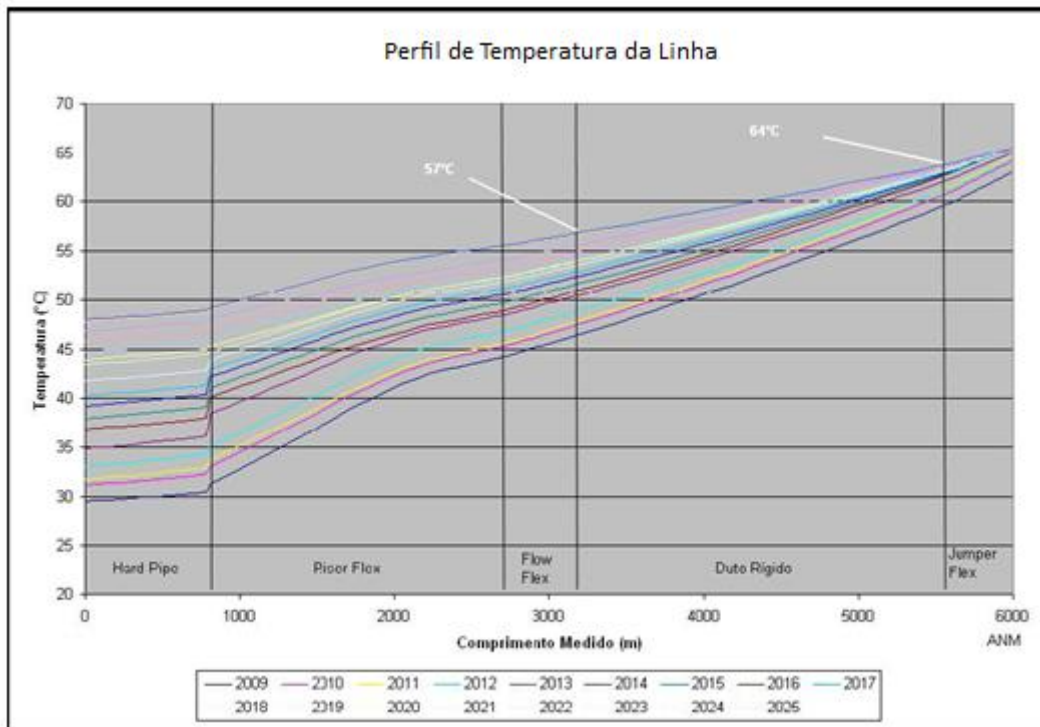


Figura 6.e) Perfil de Temperatura da Linha

Seguindo os parâmetros da norma DNV-OS-F101[10] - Tabela 2.2, um fator igual a 1 é adotado devido a classificação da localização da rota da linha. Já para a classificação do fluido, a classe B (duto de óleo) é adotada para a fase operacional e temporária, de acordo com a tabela 2.1 da DNV-OS-F101[10].

Ainda, de acordo com a DNV-OS-F101[10], a classe de segurança adotada, tanto para a fase operacional quanto para a temporária, é Média. Isso se deve ao fato que durante as fases a linha já estava cheia de óleo.

### 6.2.3 Parâmetros de Solo

O solo adotado ao longo de toda a rota do pipeline é uma argila muito mole. Os parâmetros de solo são apresentados a seguir na tabela abaixo.

Parâmetros		Valores
$S_u$ (kPa)		5.0
$\gamma_{sub}$ (kN/m <sup>3</sup> )		6.0
Coeficiente de Atrito	Pico Axial	0.54
	Residual Axial	0.27
	Pico Lateral	0.42
	Residual Lateral	0.48

Tabela 6.c) Parâmetros do Solo

A tabela abaixo resume os parâmetros de solo utilizados na análise modal. Esses parâmetros foram obtidos de acordo com a norma DNV-RP-F105 [8] e são apresentados no **Anexo A**.

Parâmetros do Solo	Temporária [N/m/m]	Operacional [N/m/m]
Rigidez Dinâmica In-Line	$1.68 \times 10^6$	$1.68 \times 10^6$
Rigidez Dinâmica Cross-Flow	$2.46 \times 10^6$	$2.46 \times 10^6$
Rigidez Dinâmica Axial	$1.68 \times 10^6$	$1.68 \times 10^6$

Tabela 6.d) Parâmetros do Solo obtidos pelo FATFREE

Cabe ressaltar que após o lançamento da linha, foi necessário calibrar o modelo de solo por meio do software SAGE 3D (programa utilizado para a análise global do duto) para

que a configuração do modelo seja a mais próxima possível da realidade, ou seja, da configuração obtida pelo As-Laid Survey fornecido pela operadora do duto.

### 6.2.4 Curvas S-N

Dois tipos diferentes de curvas S-N foram adotadas para a análise de fadiga da linha. Para a fase temporária a curva S-N F3 no ar foi adotada de acordo com os parâmetros estipulados pela DNV-RP-C203 [9]. Já para a condição operacional, deve ser determinada uma curva S-N que leva em consideração o efeito prejudicial do ambiente ácido na iniciação de trincas.

As curvas S-N adotadas são apresentadas na abaixo, na Figura 6.f e na Tabela 6.e .

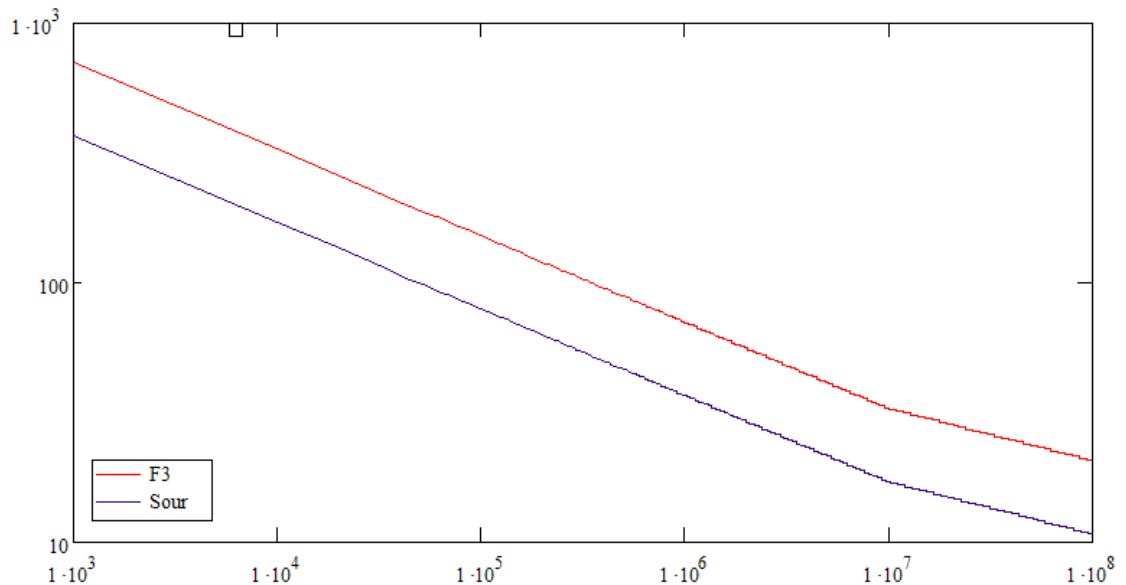


Figura 6.f) Curvas S-N do Projeto

Curva S-N	N ≤ 10 <sup>7</sup> ciclos		N ≥ 10 <sup>7</sup> ciclos Log a <sub>2</sub>	Limite de Fadiga a 10 <sup>7</sup> ciclos	Expoente de Espessura k
	m <sub>1</sub>	Log a <sub>1</sub>	m <sub>2</sub> = 5.0		
F3 (Air)	3.0	11.546	14.577	32.75	0.25
Meio Àcido	3.0	10.700	13.167	17.06	0.25

Tabela 6.e) Parâmetros das Curvas S-N

### 6.2.5 Dados do Ambiente

O efeito da velocidade induzida de onda não é levado em consideração devido ao posicionamento da linha em águas profundas. Já a corrente de fundo, que é o responsável pelo efeito de VIV e conseqüentemente de fadiga da linha, é apresentada abaixo.

Lamina D'água	Tempo de Recorrência		
	1 ano (m/s)	10 anos (m/s)	100 anos (m/s)
1210	0.72	0.90	1.03

Tabela 6.f) Dados de Corrente

Com o intuito de efetuar uma análise mais conservadora, a corrente é considerada com uma direção de incidência perpendicular a linha, ou seja a  $90^\circ$ .

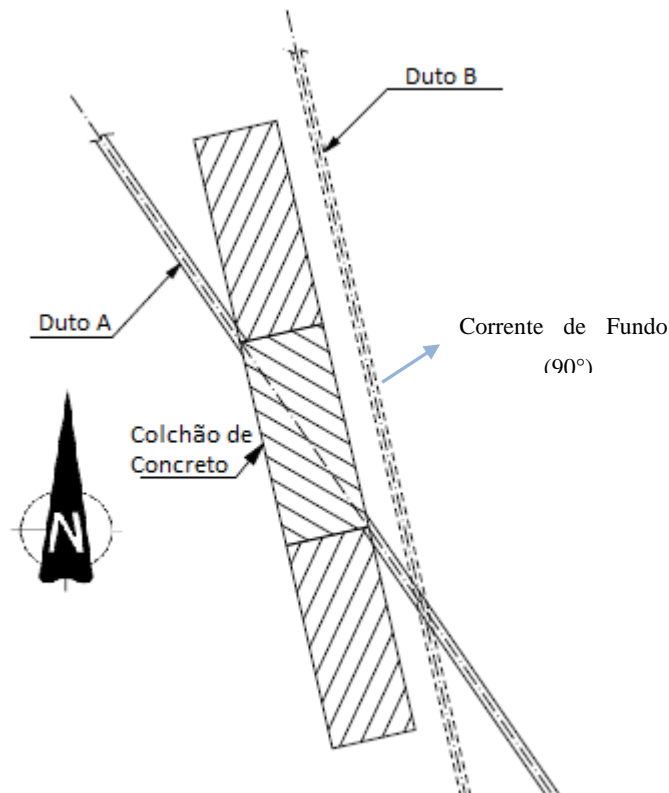


Figura 6.g) Direção da Corrente Adotada.

## 6.2.6 Dados do Colchão de Concreto (*Mattress*)

Os dados do colchão de concreto são apresentados abaixo, na Tabela 6.g:

Comprimento (m)	Largura (m)	Espessura (m)	Peso no Ar (kN)	Peso Submerso (kN)
6.10	2.44	0.31	55	31

Tabela 6.g) Dados do Colchão de Concreto

## 6.3 Metodologia

### 6.3.1 Geral

A configuração estática da linha foi modelada no software SAGE 3D, de acordo com o *As-Laid Survey* fornecido pelo cliente. Este *Survey* foi feito considerando uma distância de cinco metros entre os pontos de medição.

Para a representação no modelo o colchão de concreto (*mattress*) foi considerado como solo, todavia com uma configuração distinta do resto: sua rigidez vertical é bastante elevada em comparação com o solo real, e a altura da superfície do solo forma uma espécie de desnível correspondente com a altura do colchão.

Já o *grout bag* foi modelado como um deslocamento vertical externo de 70cm. O *grout-bag* foi modelado com uma distância 22m do colchão de concreto.

Com o objetivo de avaliar o fenômeno de VIV, um modelo de elementos finitos (FEM) foi desenvolvido utilizando o software ANSYS versão 11, a fim de obter as frequências, modo de vibração e a amplitude de tensão na região de *crossing*. Em seguida, foi utilizado a planilha FATFREE versão 10.3 na Análise de Nível 3 e os resultados obtidos pela análise de FEM (frequências e amplitude de tensão) são usados para determinar a vida a fadiga da estrutura.

Cabe ressaltar que, há a necessidade de verificar se a região de *crossing* atende aos requisitos de folga ( Estado Limite de Serviço – SLS), onde é necessário manter uma folga vertical mínima de 30cm entre o **Duto A** e o **Duto B**, de acordo com a DNV-OS-F101 [10]

### 6.3.2 Análise Estática

Após a definição da rota da linha, é necessário, por meio de um modelo, verificar as condições do *pipeline* e do solo. Esta análise é feita utilizando o software SAGE PROFILE 3D. O SAGE-3D é um conjunto de programas para analisar o perfil de um *pipeline*, desenvolvido pelo Fugro Engineers SA/NV, e consiste praticamente em dois programas trabalhando em conjunto, um Microsoft Windows Gráfico User Interface (GUI) padrão e um mecanismo computacional (SimPipe) de Elementos Finitos (EF), isso permite que uma variedade de perfis de *pipeline* sejam analisados de forma eficaz.

O SAGE começa simulando, por meio de elementos finitos, o assentamento (*laydown*) da linha na rota especificada. Seguindo a esse processo, o mesmo faz uma análise de elementos finitos para a condição de inundada, hidroteste e finalmente, operacional. Cada nova análise, começa com a configuração final do estado anterior. Desta forma, em cada modificação no contato *pipeline*-solo, tensões e qualquer outro tipo de fator são acumulados ao longo do processo, assegurando uma aproximação mais coerente com a realidade. Cabe ressaltar que o modelo considera uma variação de temperatura e pressão ao longo da linha durante a condição operacional.

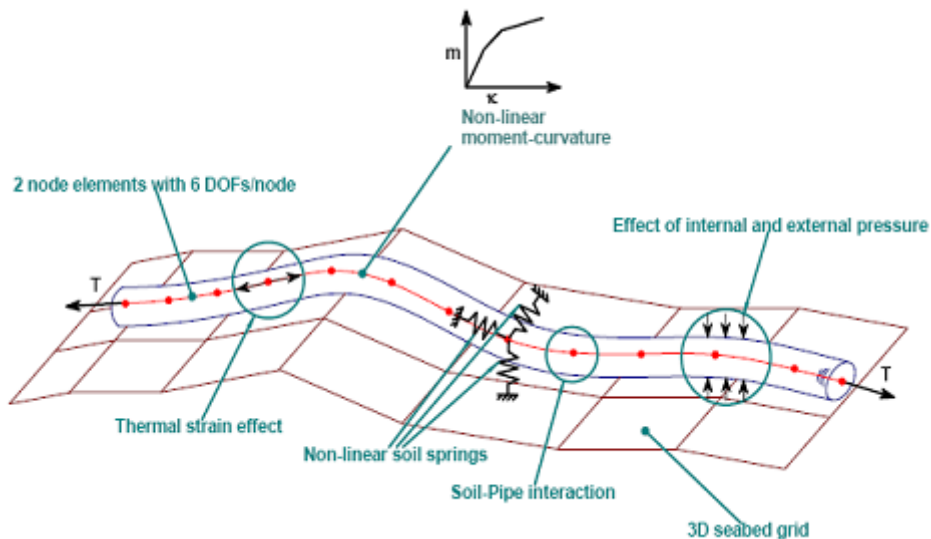


Figura 6.h) Ilustração do modelo do SAGE 3D

A figura abaixo ilustra um exemplo de free span obtido após o procedimento de lançamento da linha pelo software SAGE 3D, considerando o trecho com o colchão de concreto.



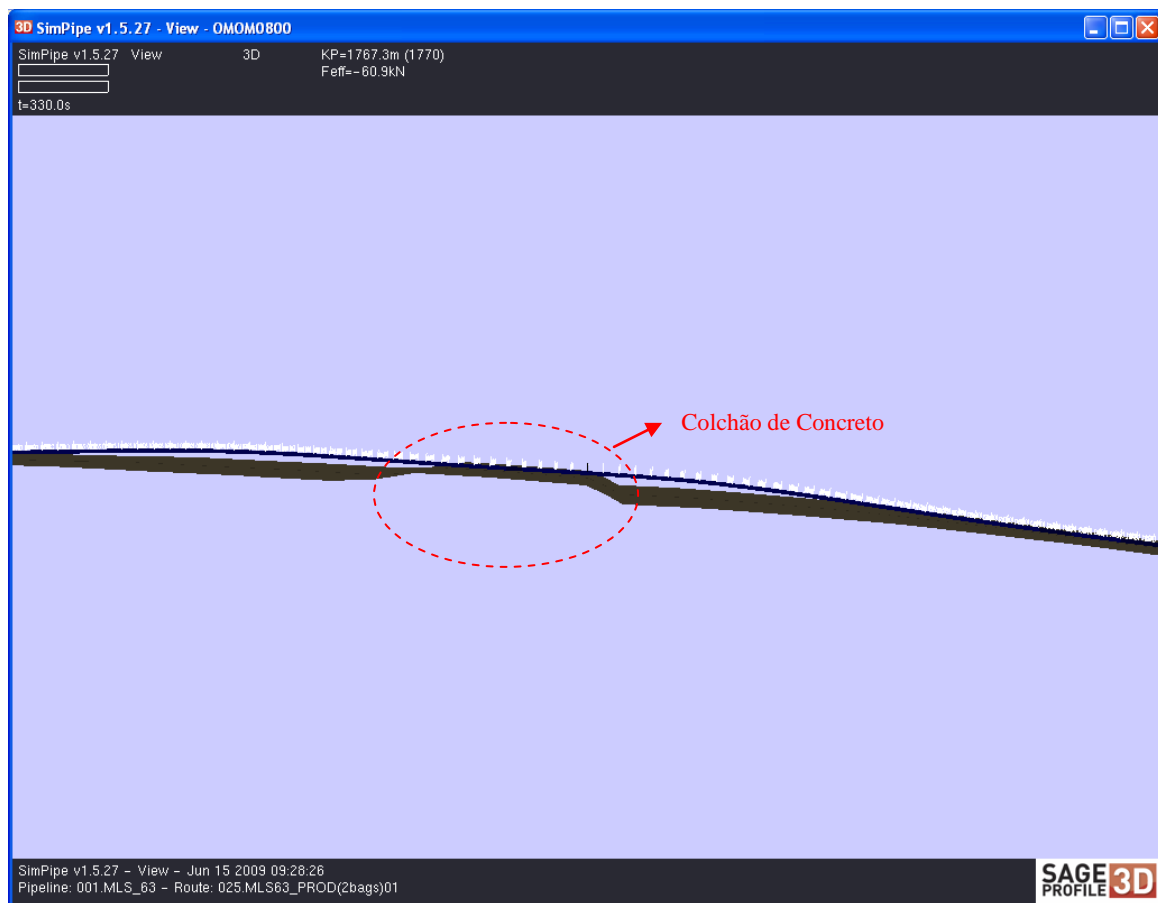


Figura 6.i) Modelagem pelo SAGE 3D do Mattress

Com o objetivo de se evitar qualquer erro, a análise é feita considerando o duto por inteiro e não só considerando o vão em questão.

No dimensionamento do duto, é necessário avaliar os critérios de projeto em relação à verificações de flambagem local ( pressão de confinamento, colapso do sistema, combinação de cargas, propagação da flambagem e ovalização da linha) de acordo com o capítulo 5 da norma DNV OS-F101 [10].

### 6.3.3 Critério de Fadiga no Estado Limite Último

O cálculo da vida a fadiga do duto nas condições temporárias e operacionais do duto deve considerar o estado limite de fadiga, de acordo com Resposta Dinâmica Aproximada

(RDA). É importante observar que RDA só pode ser aplicada caso as equações (5.10), (5.11) e (5.12) sejam satisfeitas:

É importante observar, que no caso de uma situação de *multi-span*, a análise não pode ser feita usando o método de Resposta Dinâmica Aproximada para avaliar o comportamento do duto devido ao VIV, com isso, é necessário fazer uma abordagem de elementos finitos.

### 6.3.3.1 Cálculo do Dano e da Vida a Fadiga

Dano devido à fadiga é distribuído ao longo das diversas fases de projeto durante a vida da linha. Uma premissa adotada durante o desenvolvimento do projeto consiste em que no máximo 10% do dano total da fadiga deve ocorrer durante a instalação da linha, 80% durante a fase operacional e o 10% restante durante a fase temporária.

Isto significa que o Dano Máximo Permitido ( $D_{fat}$ ) deve ser calculado multiplicando o fator de uso (Usage Factor –  $\eta$ ), assim como informado pela tabela 2.2 da norma DNV-RP-F105 [8], pela percentagem respectiva assumida para cada fase de projeto.

A vida a fadiga pode ser calculada pela formula definida pela DNV-RP-F105[8], dividindo o tempo de exposição ( $T_{exp}$ ) pelo Dano Máximo Permitido.

$$T_{life} = \frac{T_{exp}}{D_{fat}}$$

$$T_{life} = \frac{T_{exp}}{\eta \cdot MCDF}$$

Onde:

$T_{exp}$  e  $T_{life}$  são dados em anos.

A vida a fadiga é calculada baseada na capacidade de vida a fadiga apresentada no Modelo de Resposta apresentado na DNV-RP-F105 [8] (item 4.2) A função de distribuição de probabilidade utiliza, conservadoramente, a pior direção da corrente de fundo extrema atuando perpendicularmente ao duto.

É importante ressaltar que o software FATFREE já considera o fator de uso ( $\eta$ ) no cálculo de vida a fadiga. Assim, o resultado esperado é calculado de acordo com a seguinte fórmula:

$$T_{comp} = \eta \cdot T_{life} = \frac{T_{exp}}{MCDF}$$

Onde:

MCDF é a máxima capacidade de dano à fadiga

$T_{exp}$  e  $T_{life}$  são dados em anos.

Cabe ressaltar que não foi considerada a corrosão da espessura de parede do duto.

### 6.3.3.2 Modelagem em Elementos Finitos

Visto que a Resposta Dinâmica Aproximada não é válida para a configuração de *crossing*, é necessário desenvolver uma análise detalhada de elementos finitos para determinar os modos de vibração da estrutura. Esta análise é desenvolvida pelo software ANSYS versão 11.

A configuração estática da região de *crossing* foi modelado pelo software SAGE 3D .

Já para o modelo de elementos finitos desenvolvido no software ANSYS, os pontos de contato nodal entre o solo e o solo oceânico são ligados por um elemento de mola com rigidez dinâmica definida pela seção 4.3 da norma DNV-RP-F105 [8]. Ademais, em cada elemento de duto que não estiver em contato com o solo marinho deverá sofrer um acréscimo de massa, assim como definido pela DNV-RP-F105 [8].

A análise modal de bloco de Lanczos é usada para determinar a frequência natural e os modos de vibração para a região de *crossing*. É importante observar que no MEF (Modelo de Elementos Finitos) é necessário considerar uma extensão de comprimento de linha passando as regiões de contato com o solo (também conhecido como *sholders*), a fim de evitar efeitos das condições de contorno.

### 6.3.4 Avaliação da Folga

A posição da linha de centro do colchão de concreto (*mattress*) na região de *crossing* é determinada com o objetivo de satisfazer a folga horizontal de 1m entre a quina mais

próxima do colchão e a linha a ser cruzada. A linha de centro da pilha de colchão de concreto deve ser alinhada com o duto a ser cruzado (no caso o **Duto B**).

Neste projeto foi adotada uma distância horizontal de 12m entre o **Duto B** e a quina mais próxima do colchão de concreto, assim evitando que ambos colidam quando o **Duto B** estiver submetido a oscilações.

Este arranjo é apresentado abaixo.

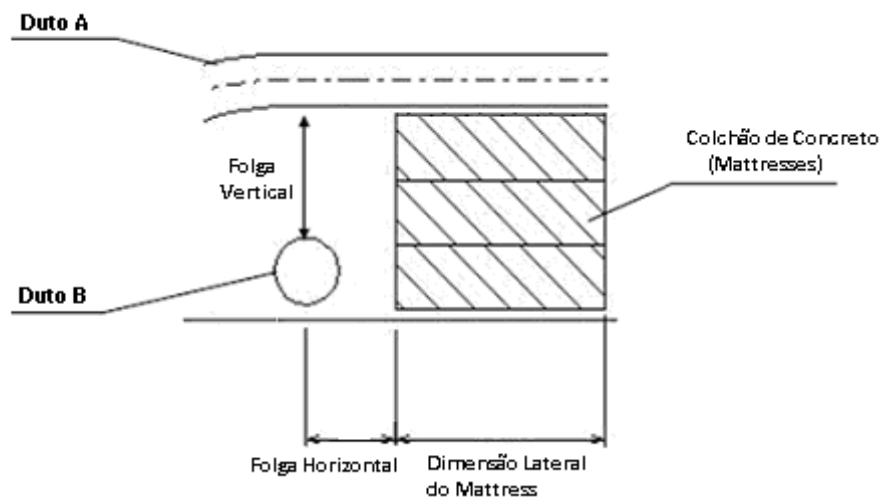


Figura 6.j) Ilustração do Arranjo da Região de *Crossing*

Foi definido como três (3) o número colchões de concreto empilhados, para dar suporte ao Duto A na região de *crossing*, e um *grout bag* foi utilizado para garantir a folga vertical mínima necessária, após os mesmos sofrerem adensamento.

A metodologia utilizada para o assentamento do sistema de *crossing* em longo prazo é determinada pela norma API RP 2A [11] e é apresentada abaixo. Neste caso, em particular, não foi considerado os efeitos de adensamento para um período curto de tempo, visto que o *mattress* já estava em seu local adequando há alguns meses. Já o efeito da deformação de longa duração para solos argilosos é calculado conforme apresentado abaixo:

$$\mu_{vl} = \frac{h C}{1 + e_o} \log \left( \frac{q_o + \Delta q}{q_o} \right)$$

Onde:

$\mu_{vl}$  é o recalque de longa duração

$e_0$  é o índice de vazão inicial

$C$  é o coeficiente de compressibilidade

$h$  é a espessura da camada (m)

$\Delta q$  é o aumento da tensão efetiva ( $\text{N/m}^2$ )

$q_0$  é a tensão vertical efetiva inicial (Pa)

O aumento de tensão efetiva é calculado pela Teoria de Boussinesq. De acordo com a metodologia apresentada na referência [14], Newmark desenvolveu um método para calcular o  $\Delta q$  para o canto de uma placa retangular com carga distribuída.

A formulação de Newmark é apresentada abaixo:

$$\Delta q = q_0 \cdot I_{sh}$$

Onde

$I_{sh}$  é obtido pelo ábaco da referência [14] apresentado no **Anexo B**

O recalque dos colchões de concreto é definido garantir que a folga vertical mínima seja mantida ao longo do tempo.

## 6.4 Resultados

### 6.4.1 Avaliação dos Vãos Livres

Seguindo o modelo obtido pelo SAGE 3D, a força efetiva axial de compressão é apresentada abaixo. Assim sendo, o valor de -15kN, para condição temporária, e -75kN, para condição operacional, foram utilizadas, conservadoramente, para dados de entrada do FATFREE.

Pelo modelo do SAGE, o **Duto B** é localizado no KP 1749, aproximadamente 12 metros da pilha de colchões de concreto.

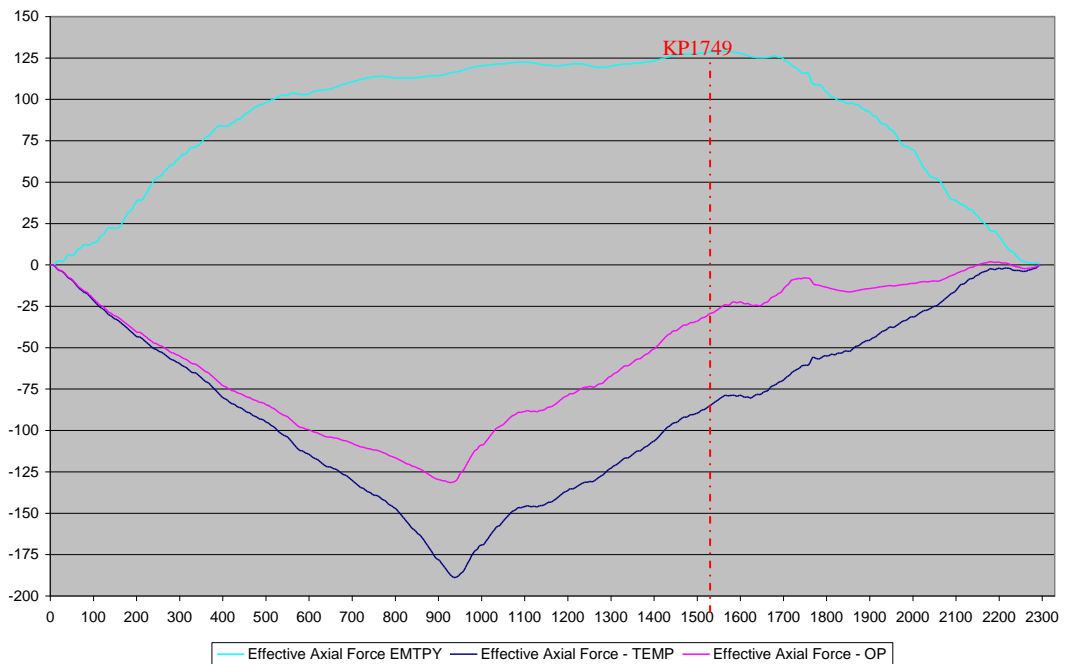


Figura 6.k) Gráfico de Força Axial Efetiva

Levando em consideração o Estado Limite de Fadiga (ELF), a vida à fadiga mínima para cada condição pode ser resumida assim como apresentado na tabela abaixo, assumindo um (1) ano para a fase temporária e 30 para a condição operacional.

As forças axiais efetivas que foram consideradas no modelo de elementos finitos (MEF) foram definidas pelos resultados obtidos pela análise do SAGE 3D. Para a análise de free span a força axial efetiva para as fases temporária e operacional foram definidas como sendo igual a máxima força axial efetiva na região de *crossing*, pelo modelo do SAGE 3D.

Condição	Classe de Segurança	Fator de Uso ( $\eta$ )	Capacidade de Dano Devido a Fadiga (%)	$T_{exp}$ (anos)	$T_{life}$ (anos)
Operacional	Normal	0.5	80	30	37.5
Temporária	Normal	0.5	10	1	10

Tabela 6.h) Estimativa da Vida do Duto

A análise do SAGE 3D resulta em dois *spans* no arranjo, um com 22 e o outro com 20 metros de comprimento, assim como esquematizado abaixo.

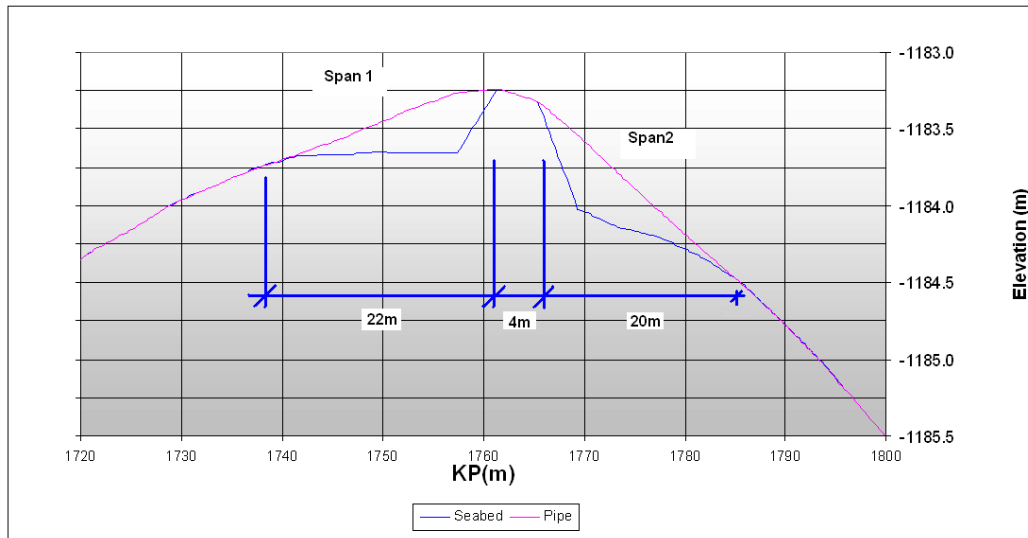


Figura 6.1) Esquema da Configuração da Região de Crossing (sem *grout bag*)

A vida à fadiga é apresentada na tabela abaixo, assim como a frequência natural e a amplitude de tensão para os modos de *cross flow* e *in-line* na condição temporária.

Pipeline Sem Suporte - Condição Temporária									
Modo de Vibração	Comprimento do Span (m)	Folga de Projeto (m)	Frequência (Hz)		Tensão (MPa)		Vida a Fadiga (anos)		
			In-Line	Cross-Flow	In-Line	Cross-Flow	In-Line	Cross-Flow	Mínima (combinada)
1	22	0.24	1.313	1.336	257	257	3.00E+02	1.55E+02	1.55E+02
2	20	0.26	1.878	2.214	359	376	3.09E+03	1.00E+06	

Nas figuras abaixo são apresentados os modos de vibração e a amplitudes de tensão obtidas pelo modelo de elementos finitos.

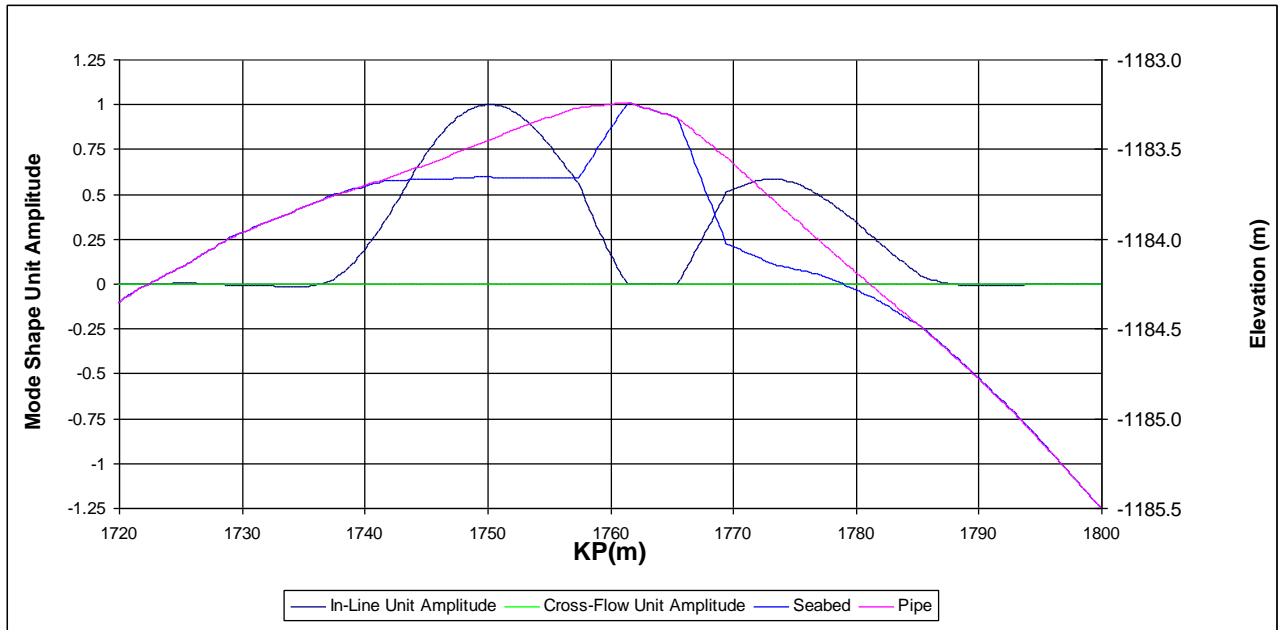


Figura 6.m) 1° modo de vibração *In-line* para a condição operacional – Span 1

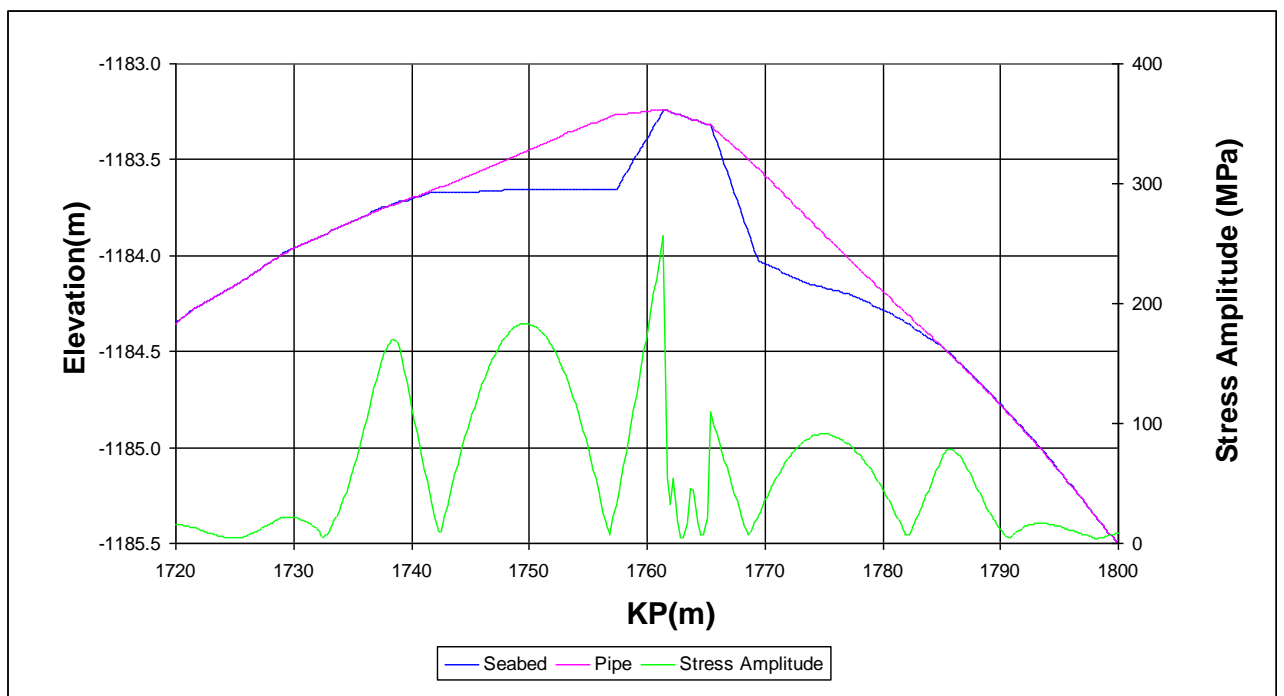


Figura 6.n) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário  
- Span 1 (*In-Line*)



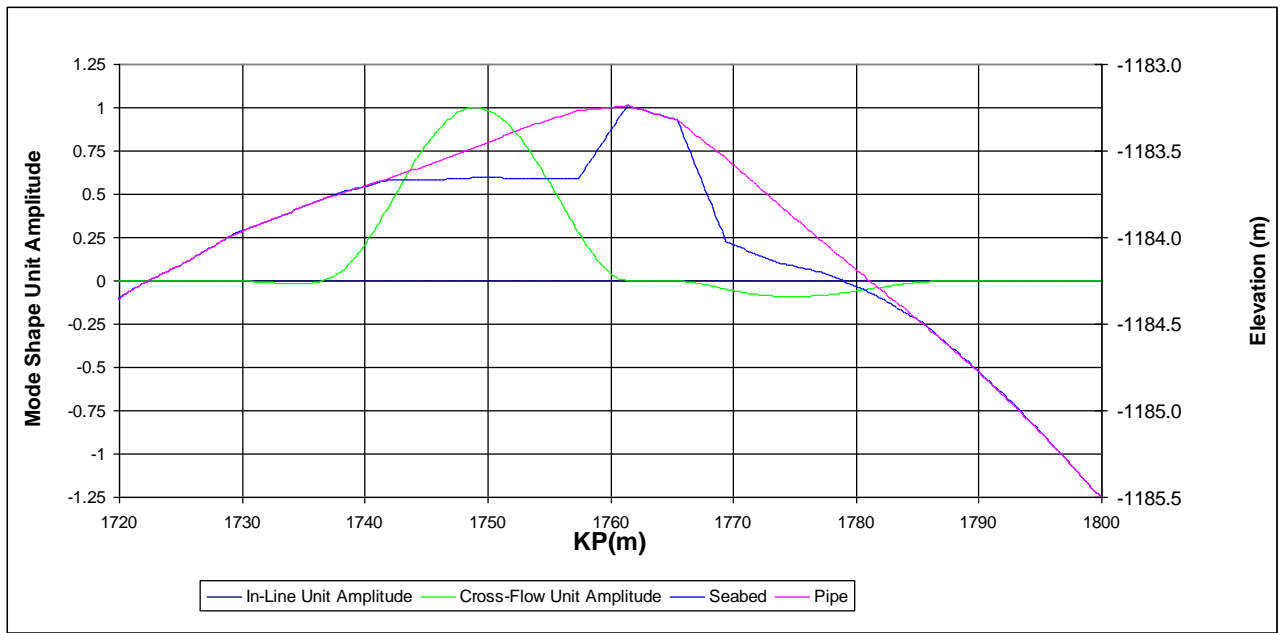


Figura 6.o) 1° modo de vibração *Cross Flow* para condição operacional – Span 1

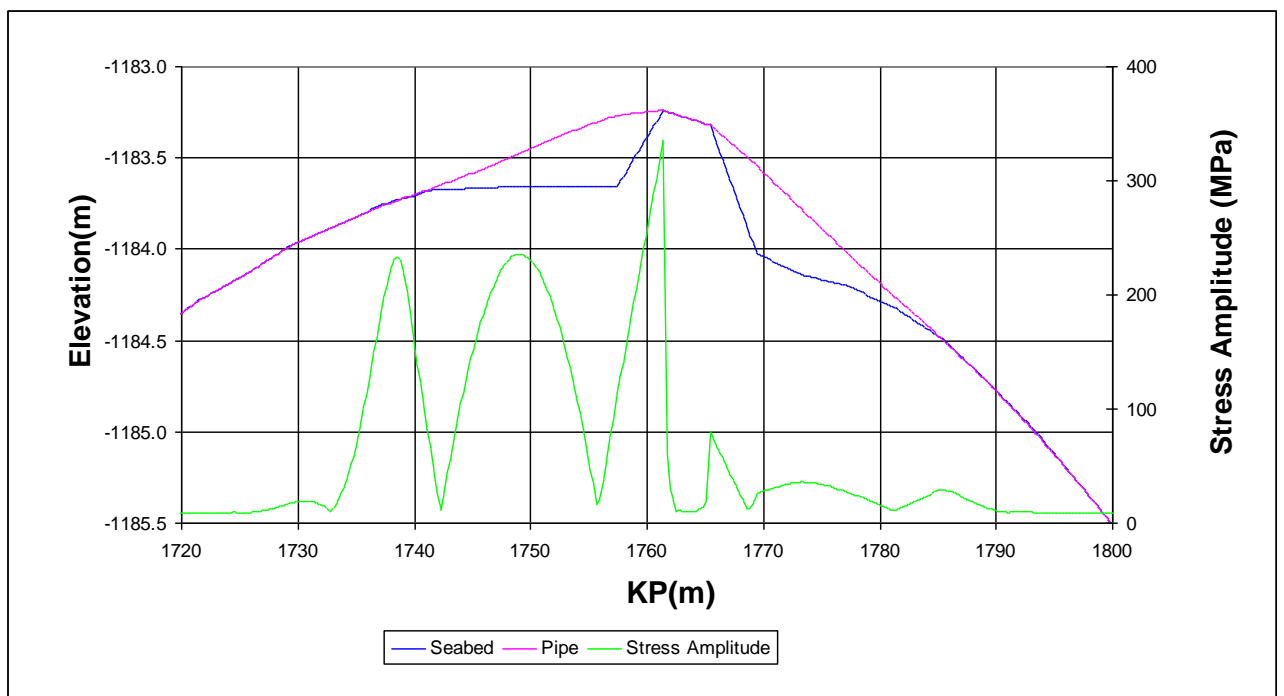


Figura 6.p) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário  
- *Span 1(Cross-Flow)*

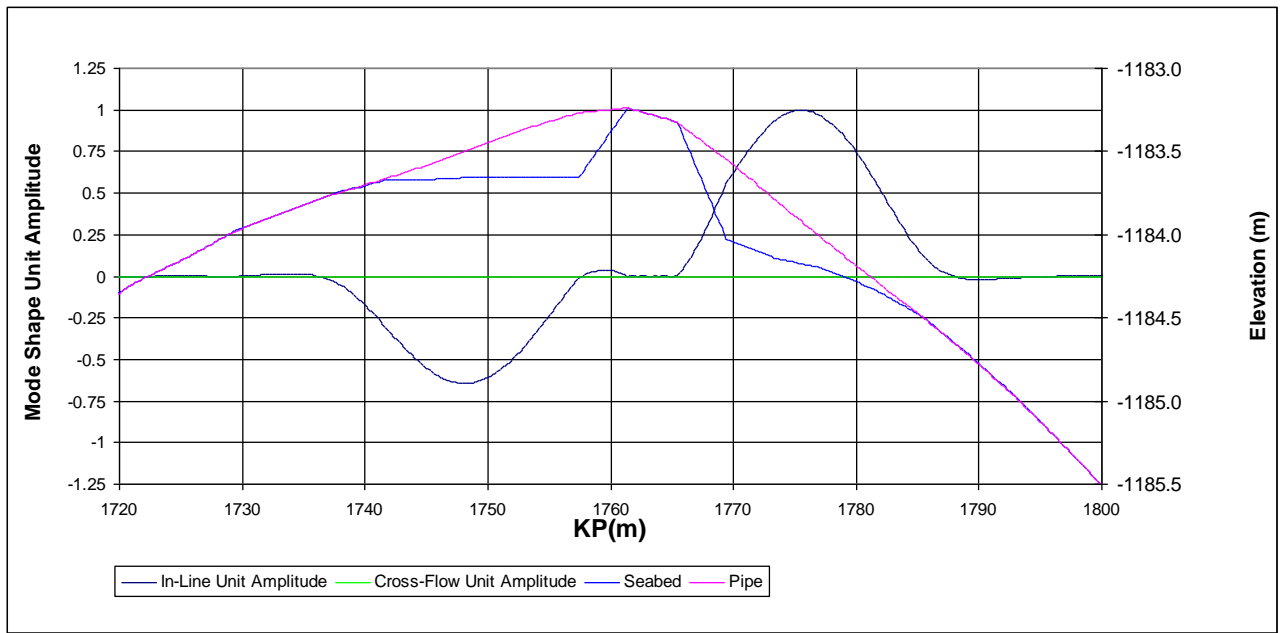


Figura 6.q) 2<sup>o</sup> modo de vibração *In-line* para condição operacional – Span 2

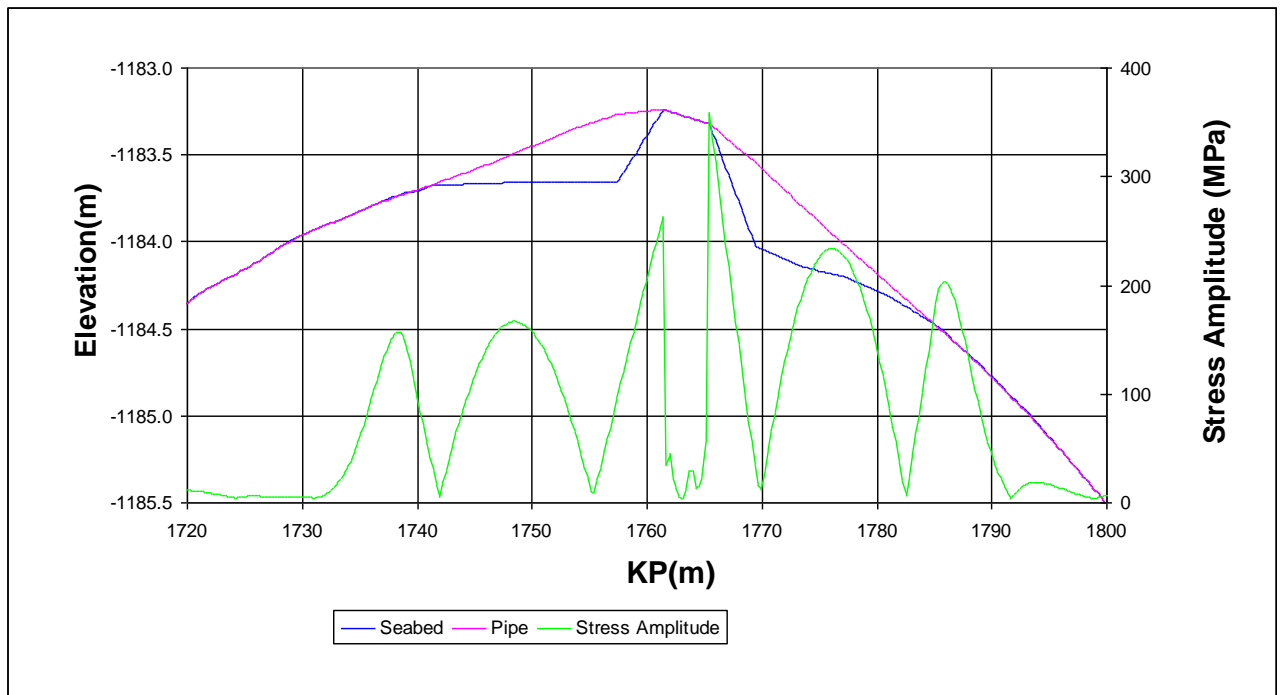


Figura 6.r) Amplitude de tensão combinada para 1<sup>o</sup> de vibração com deslocamento unitário - *Span 2 (In-Line)*

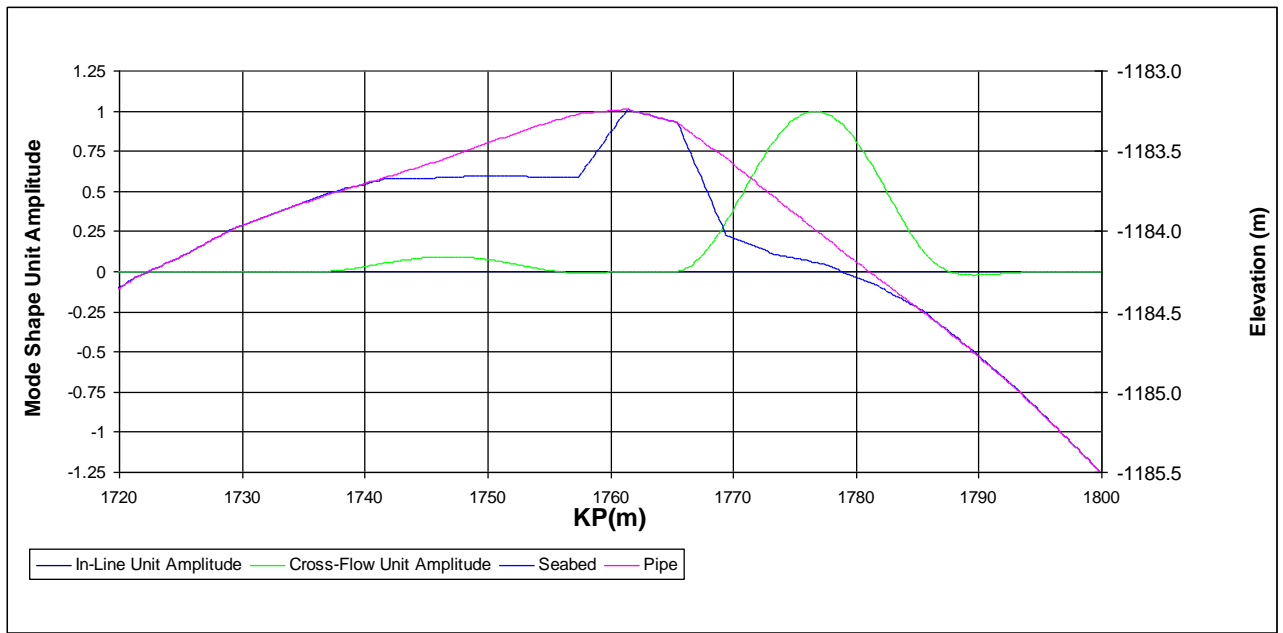


Figura 6.s) 2° modo de vibração *Cross Flow* para a condição operacional – Span 2

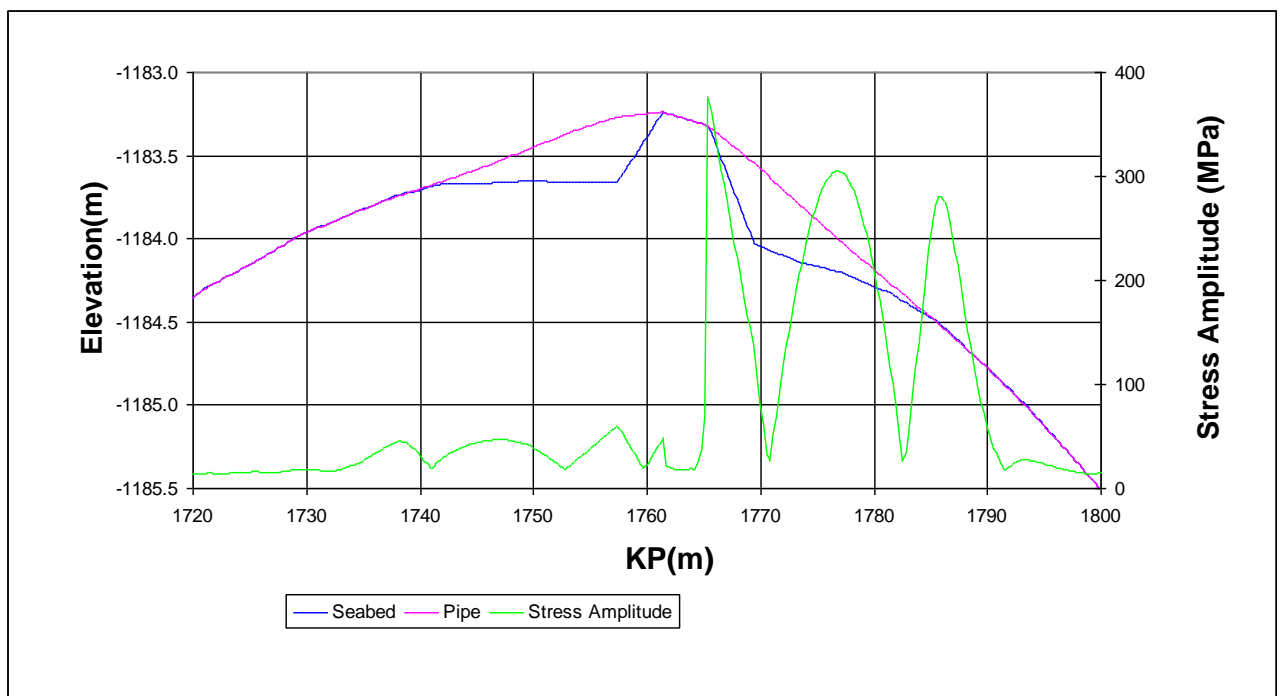


Figura 6.t) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário - *Span 2 (Cross-Flow)*

Este tipo de arranjo é aceitável em relação ao VIV e a vida a fadiga (Estado Limite de Fadiga – FLS), todavia não satisfaz a condição estipulada para a folga vertical (Estado Limite

de Serviço – SLS). Assim sendo, foi adotado uma solução com o *grout bag* para aumentar a folga entre o **Duto A** e o **Duto B**. Abaixo segue a configuração adotada.

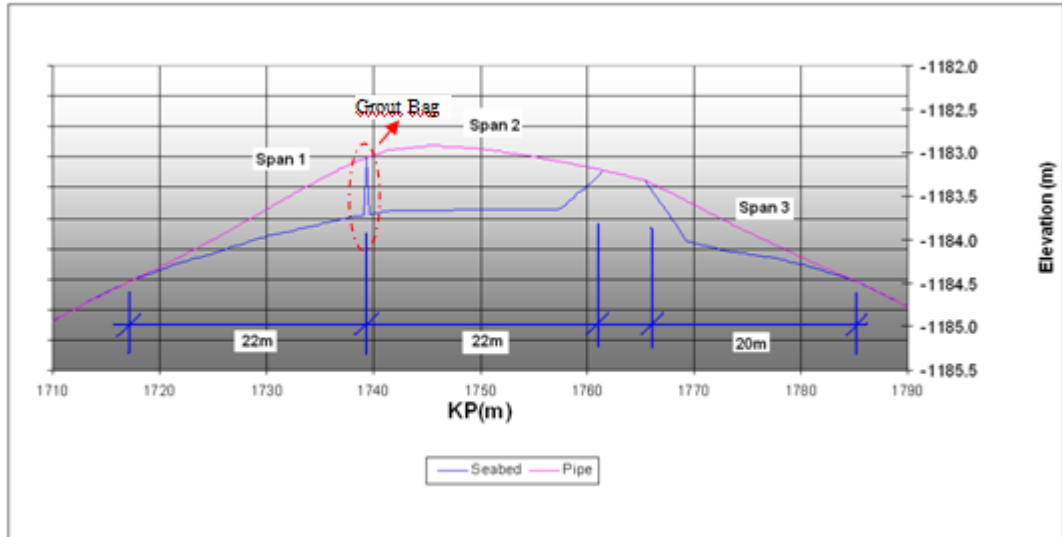


Figura 6.u) Configuração final da região de cruzamento de linhas

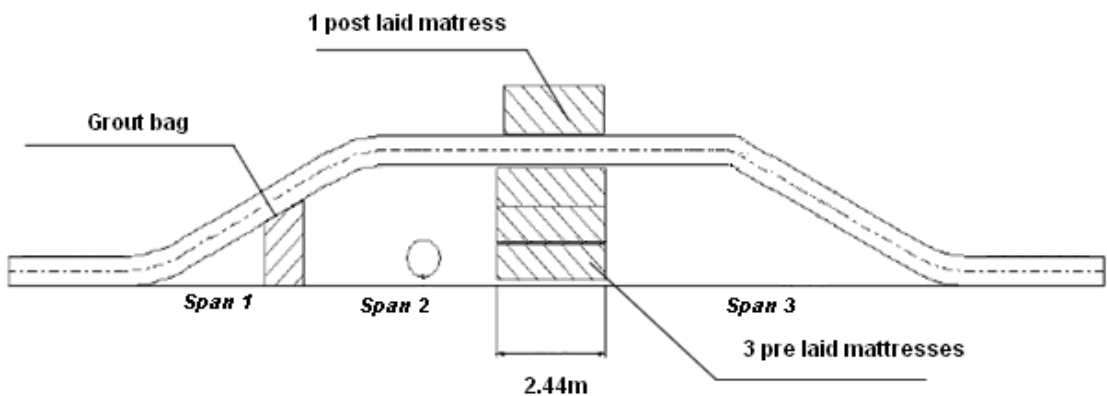


Figura 6.v) Configuração final da região de cruzamento de linhas – Vista lateral

A tabela abaixo apresenta as frequências naturais e amplitude de tensão para os modos *in-line* e *cross flow*, tanto para a condição operacional quanto para a temporária. É importante ressaltar que neste arranjo são considerados 3 *spans*, ao invés de 2, como no arranjo inicial.

Pipeline Com Suporte - Condição Operacional									
Modo de Vibração	Comprimento do Span (m)	Folga de Projeto (m)	Frequência (Hz)		Tensão (MPa)		Vida a Fadiga (anos)		
			In-Line	Cross-Flow	In-Line	Cross-Flow	In-Line	Cross-Flow	Mínima (combinada)
1	22	0.27	1.290	1.376	208	193	4.02E+01	6.43E+01	4.02E+01
2	22	0.68	2.045	2.040	420	400	8.88E+01	4.16E+02	
3	20	0.24	1.657	2.238	252	379	2.67E+02	1.00E+06	

Tabela 6.i) Resultados para a condição operacional ( com *grout bag*)

As figuras abaixo apresentam os modos de vibração e a amplitude de tensão para a condição operacional no novo arranjo, com *grout bag*, utilizados para o cálculo da vida a fadiga.

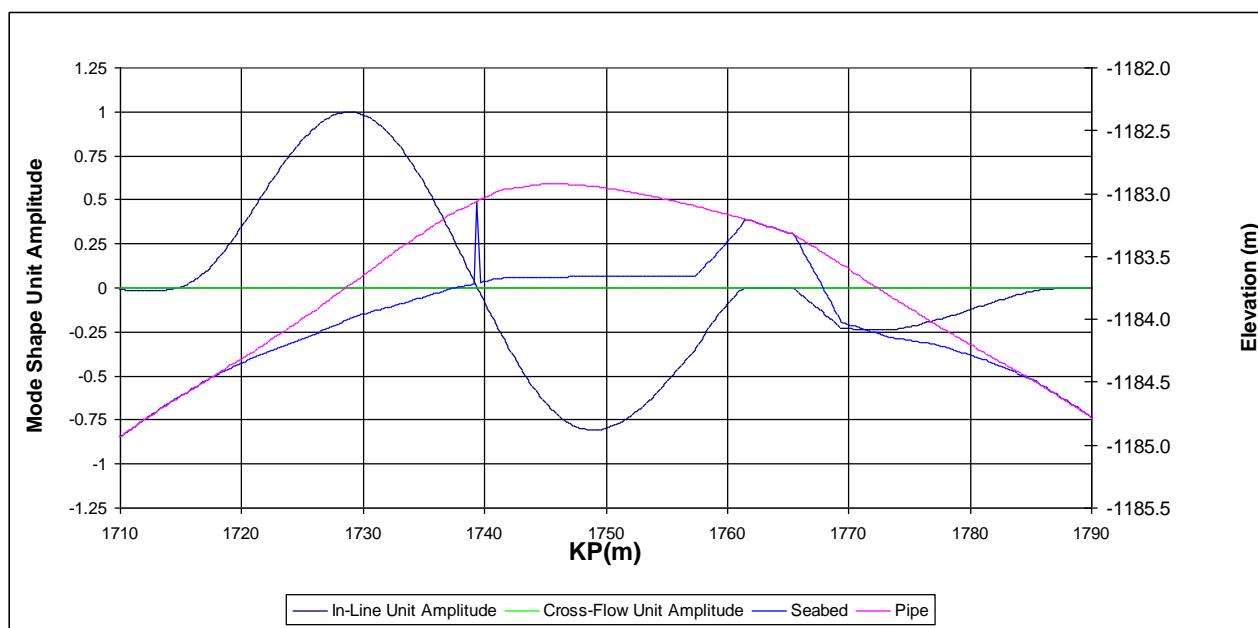


Figura 6.w) 1º modo de vibração *In-line* para condição operacional - Span 1 (com *grout bag*)

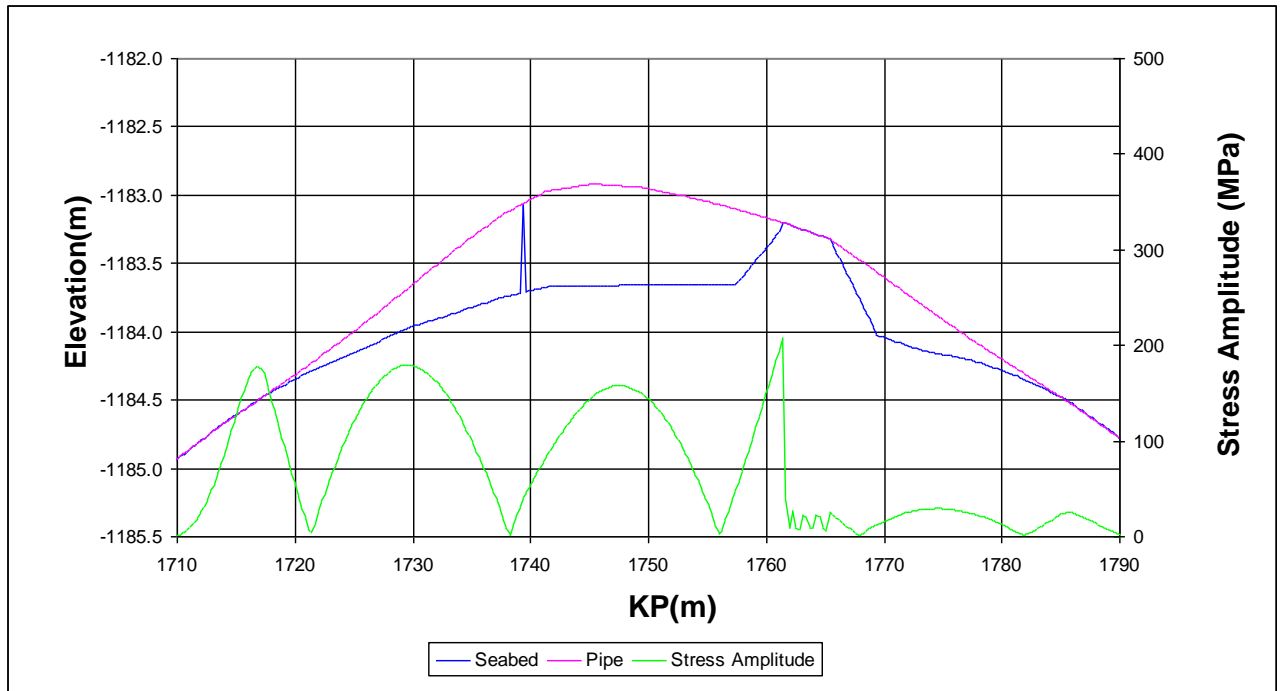


Figura 6.x) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com grout bag) - Span 1 (In-Line)

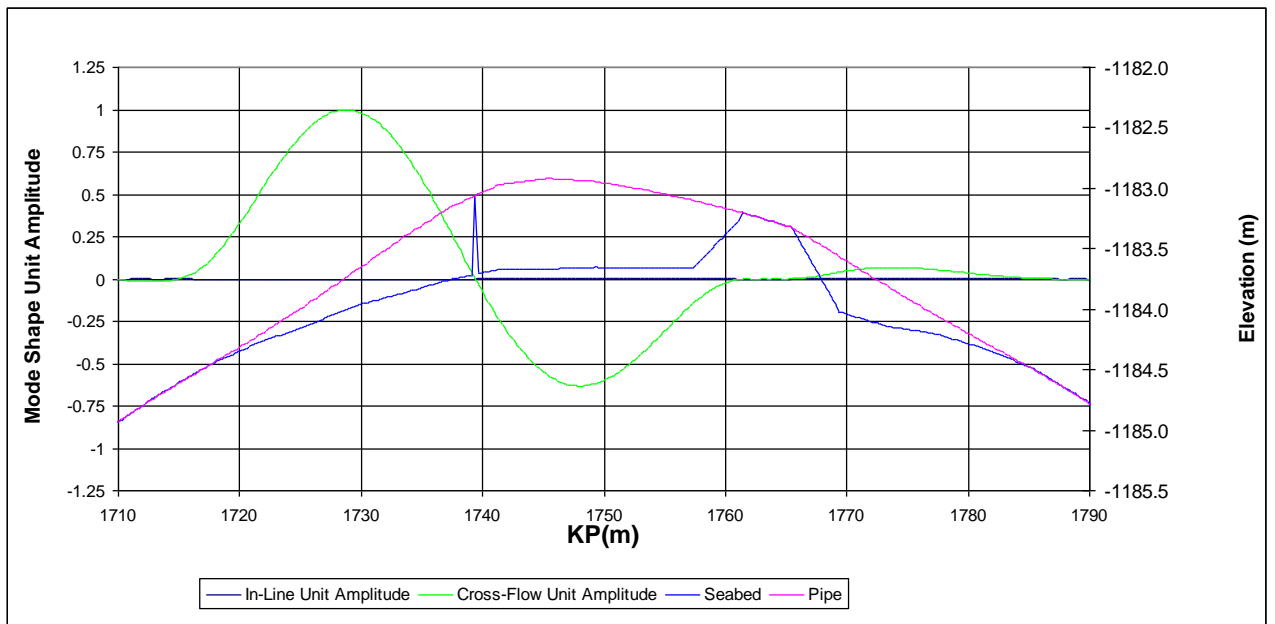


Figura 6.y) 1° modo de vibração Cross-flow para condição operacional - Span 1 (com grout bag)

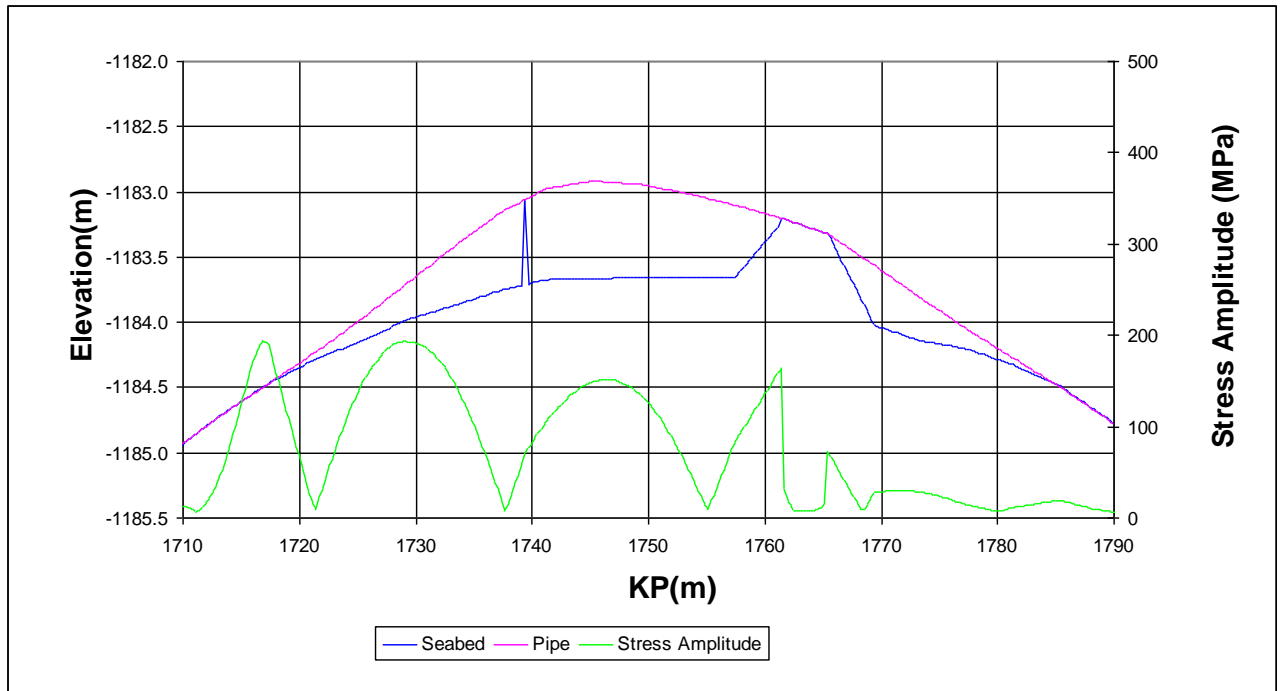


Figura 6.z) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com grout bag) - Span 1 (Cross-Flow)

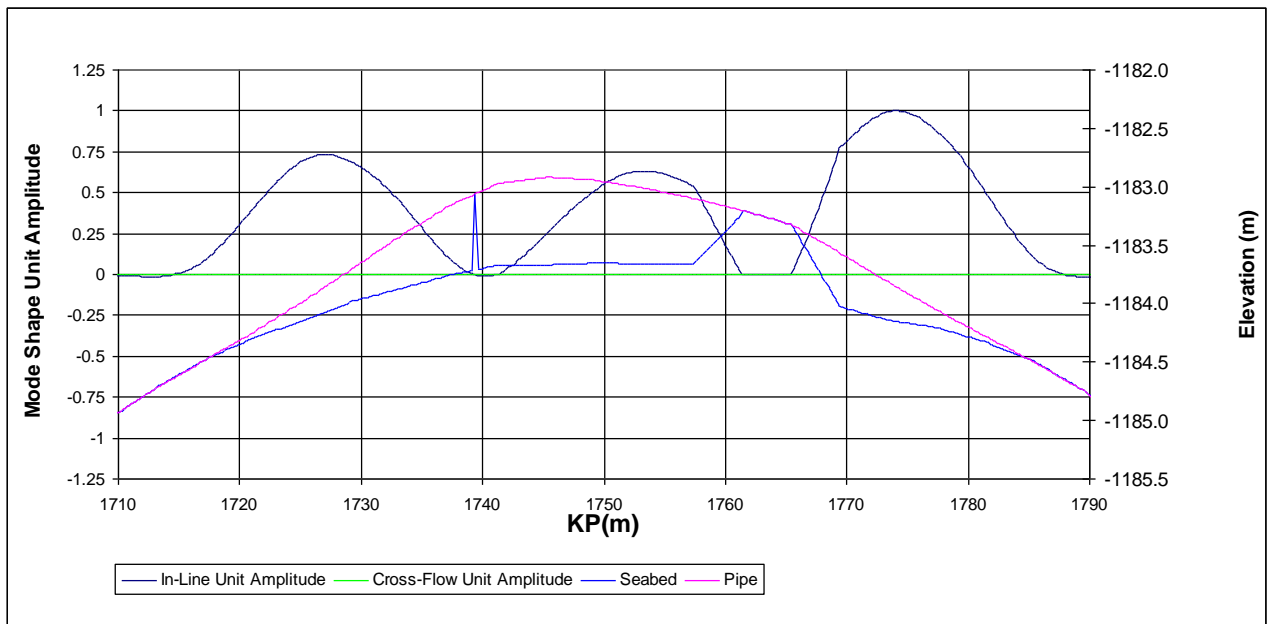


Figura 6.aa) 2° modo de vibração *In-line* para condição operacional - Span 3 (com grout bag)

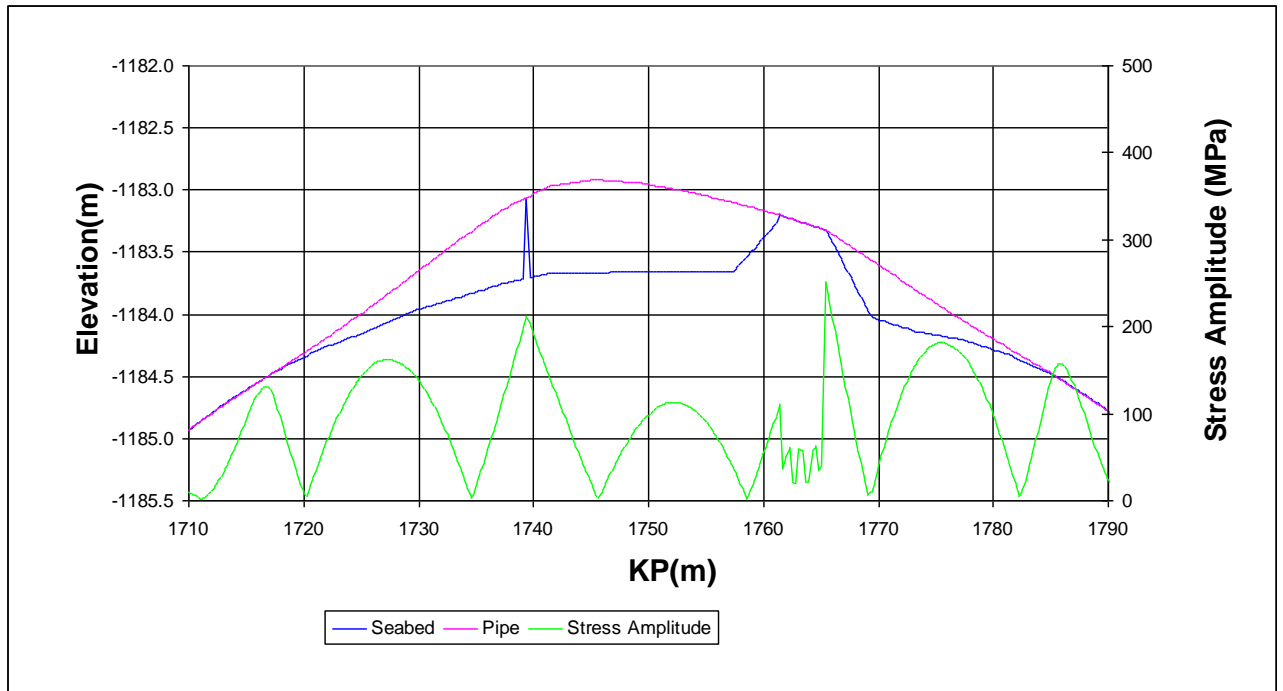


Figura 6.bb) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com *grout bag*) - Span 3 (*In-Line*)

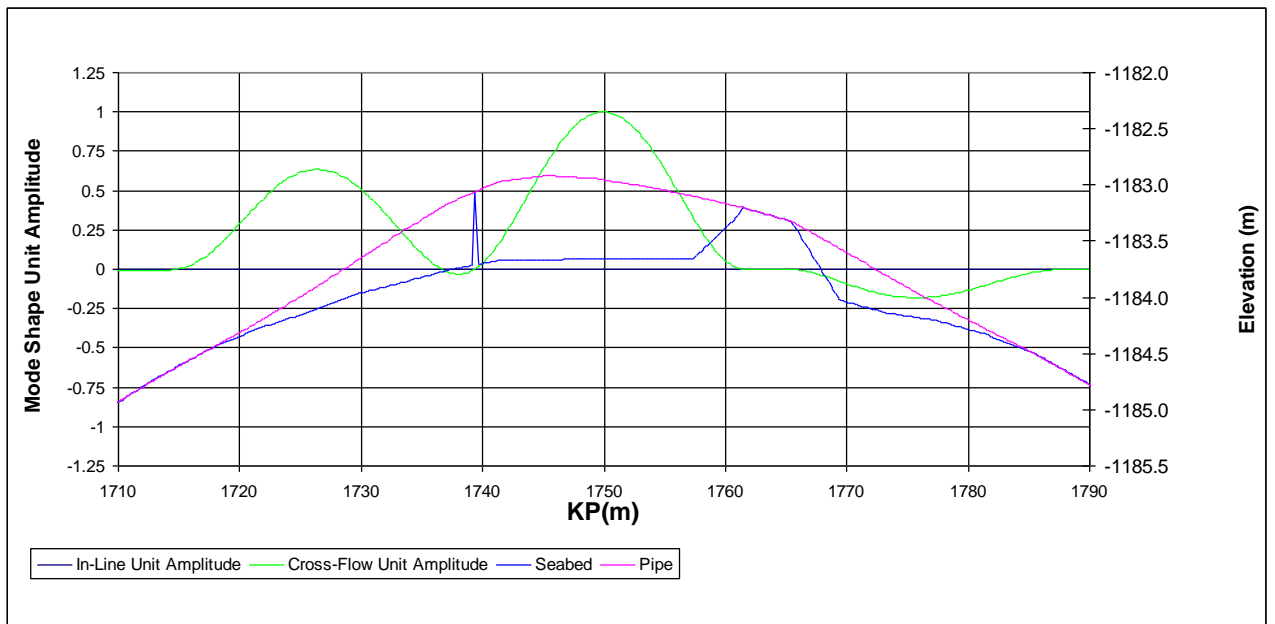


Figura 6.cc) 2° modo de vibração *Cross-flow* para condição operacional – Span 2 (com *grout bag*)



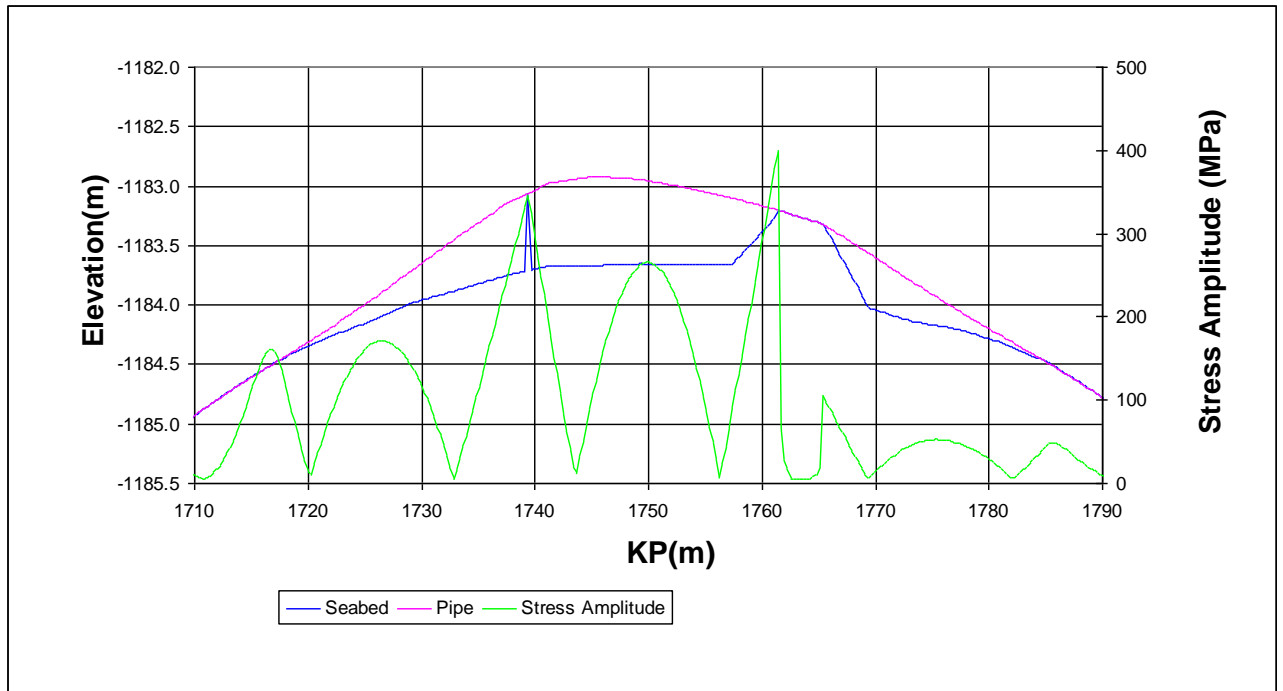


Figura 6.dd) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com grout bag) - Span 3 (Cross-Flow)

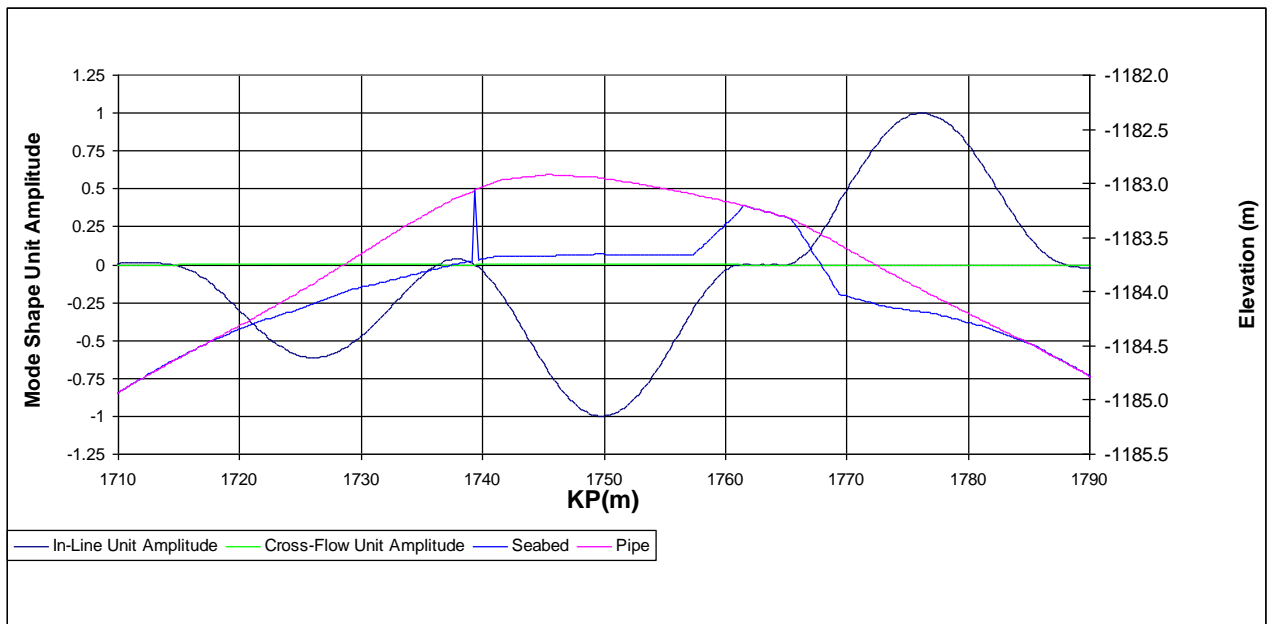


Figura 6.ee) 3° modo de vibração *In-line* para condição operacional – Span 2 (com grout bag)

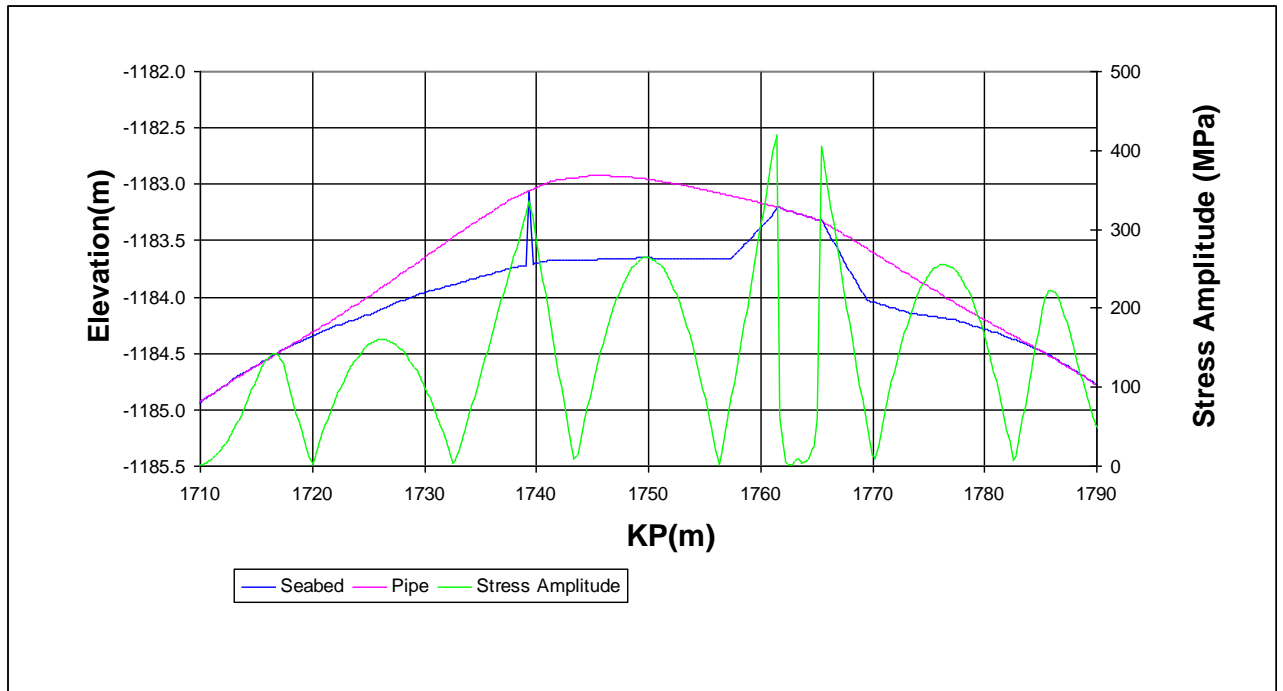


Figura 6.ff) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com grout bag) - Span 2 (In-Line)

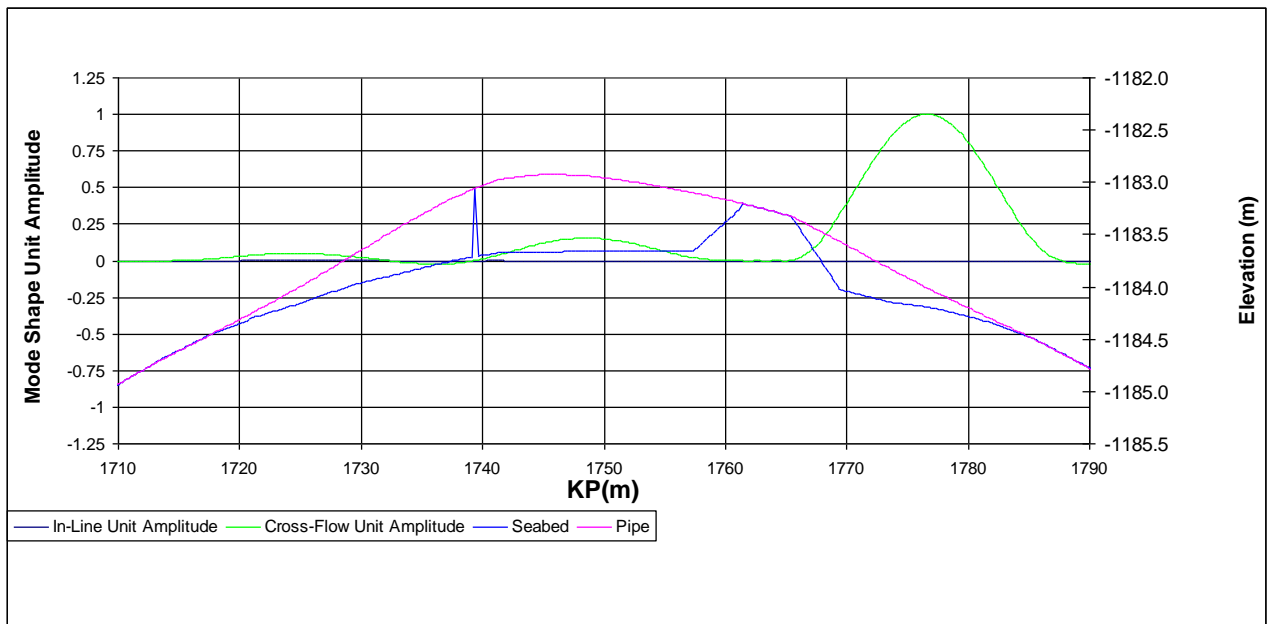


Figura 6.gg) 3° modo de vibração Cross-flow para condição operacional – Span 3 (com grout bag)

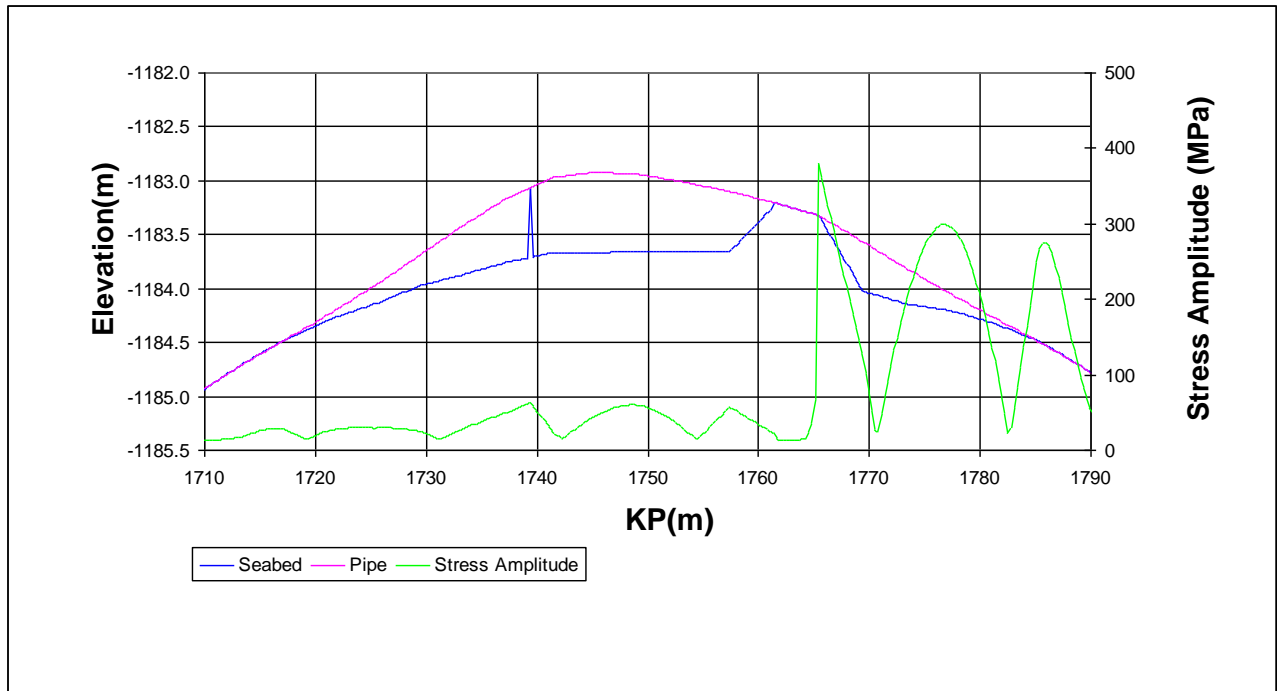


Figura 6.hh) Amplitude de tensão combinada para 1° de vibração com deslocamento unitário (com *grout bag*) - *Span 1 (Cross-Flow)*

No **Anexo A** segue a planilha FATFREE utilizada para determinar a vida à fadiga da linha na região de *crossing*.

Pode-se observar que a vida à fadiga apresentada é maior do que a mínima estipulada para a condição operacional. Além disso, com *grout bag*, foi garantido o limite de folga vertical mínima atendendo os requisitos do Estado Limite de Serviço (SLS). Assim, é possível concluir que a configuração final da região de *crossing* é considerada segura.

## 7 CONCLUSÃO

Com o aumento da exploração do petróleo e da preocupação com o meio ambiente, o estudo de vãos livres é fundamental no dimensionamento de *pipelines*, visto que um possível colapso, causado pela vibração induzida por vórtices e conseqüentemente a fadiga na linha, podem comprometer toda a operação de um sistema submarino, além de acarretar em prejuízos onerosos para a empresa.

O VIV, no caso de águas ultra-profundas, ocorre devido ao efeito da corrente incidente no duto. O desprendimento de vórtices gera forças alternadas na estrutura e dependendo da freqüência de desprendimento dos vórtices é possível que a estrutura seja submetida a carregamentos cíclicos, que podem levar ao colapso por fadiga.

A fadiga é a principal causa dos acidentes na área de *offshore*, sendo sua análise um estudo fundamental no dimensionamento de *pipelines*. A fadiga consiste no fenômeno de ruptura progressiva de materiais sujeitos a ciclos repetidos de tensão deformação e inicia-se normalmente próxima a superfície do corpo visto que neste ponto a concentração de tensões é máxima. Em *pipelines*, devido a principalmente seu modo de fabricação, existem pontos de concentração de tensões ao longo de toda a linha, sendo necessário um dimensionamento mais detalhado e criterioso, cujo objetivo é amenizar os efeitos de vibrações nas linhas, principalmente quando suspensas (sem contato com o solo).

Após uma apresentação dos conceitos envolvidos e da metodologia propriamente dita, este trabalho apresenta um estudo de caso onde foram analisados os vãos livres em um cruzamento de linhas. Foram apresentados resultados em dois estágios: um inicial, onde apesar da vida à fadiga ser satisfatória, um estado limite de serviço não era atendido; e enfim a condição final mitigada.

Sendo assim, a análise de *free span* (ou vãos livres) é de extrema importância no dimensionamento de *pipelines*, visto que podem levar a ruptura por fadiga do duto. Sistemas de mitigação têm como principal objetivo a alteração dos modos de vibração da linha, atenuado o efeito da fadiga, prolongando, assim, a vida útil do duto.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Fox, R. W. McDONALD, A. T., Introdução à Mecânica dos Fluidos. 6ª ed. Rio de Janeiro, Brasil, LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 2004.
- [2] Carneiro, D.L., Análise De Vibrações Induzidas Por Vórtices Em Estruturas Offshore Utilizando Modelos Numéricos Tridimensionais No Domínio Do Tempo. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2007.
- [3] Lopes, R. K. D., Análise de Estruturas Sujeitas a Vibrações Induzidas Por Vórtices. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2006.
- [4] FRANCIS, R., Vibrações Induzidas Por Vórtices em Membros Esbeltos de Estruturas Offshore Flutuantes. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ - Programa de Engenharia Civil, Rio de Janeiro, 1999.
- [5] Bai, Y., Bai, Q., Subsea Pipeline and Risers. 1<sup>st</sup> Edition, Elsevier; 2005
- [6] Blevins, R.D., Flow Induced Vibration. Van Nostrand Reinhold Company, New York, USA, 1994.
- [7] Lima, A.J, Análise De Dutos Submarinos Sujeitos A Vibrações Induzidas Por Vórtices. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2007.
- [8] DNV RP F105, Free Spanning Pipelines, Det Norske Veritas Recommended Practice, Oslo, Norway, 2006
- [9] DNV-RP-C203. Fatigue Design of Offshore Steel Structures, April 2008
- [10] DNV-OS-F101. Submarine Pipeline Systems, January, 2007.
- [11] API RP 2A - Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Working Stress Design, October 2007
- [12] Carvalho, G. F., Análise Investigativa do Limite da Formulação do Critério de Screening Proposto pela DNV-RP-F105. Dissertação de M.Sc., Universidade Federal Fluminense Rio de Janeiro, Brasil, 2011.
- [13] Gouveia, J.C.C., Análise Crítica de Engenharia para Dutos Rígidos Submetidos a Grandes Deformações. Dissertação de M.Sc., Universidade Federal Fluminense Rio de Janeiro, Brasil, 2010.

- [14] Fundações - Volume 1 - VELLOSO, D. A., LOPES, F.R. - COPPE-UFRJ - 3ed – 2002
- [15] API SPECIFICATION 5L – Specification For Line Pipe, Dezembro 2004
- [16] API RP 1111 – Design, Construction, Operation and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines (Limit State Design), July 2009
- [17] Carneiro, D.L., Gouveia, J.C.C, Parilha, R.S., Design of Small Diameter HT/HP Sour Service Reeled Rigid Pipeline, 2009
- [18] Kyriakides, S. e Corona, E., Mechanics of Offshore Pipelines, 1<sup>st</sup> Edition, 2007
- [19] BRANCO, C. M., FERNANDES, A. A., CASTRO, P. M. S. T., Fadiga de Estruturas Soldadas. 1rd Edition. Fundação Calouste Gulbenkian; 1986.
  
- [20] PETROBRAS

# ANEXO A – PLANILHAS DE FATFREE

## PLANILHA DO FATFREE – CONDIÇÃO OPERACIONAL (com grout bag)

Project: MLS 63 - PROD		Date: 16/7/2010		Calculations by		ACASTELO	
References: MLS 63 - PROD - C-OB_op		Verified by		User Defined		Safety Factors	
Free Span Scenario		Response Data		Soil Properties		SN-Curves	
Flat sea bed		User Defined		Clay - Soft		User Defined	
h [m]	1184	f <sub>0</sub> (in-line)	1.657	ζ <sub>max</sub>	0.005	m <sub>1</sub>	3
L [m]	20	f <sub>0</sub> (cr-flow)	2.238	ζ <sub>soil</sub> (in-line)	0.028	m <sub>2</sub>	5
e [m]	0.24	A <sub>in</sub> (in-line)	252	ζ <sub>soil</sub> (cr-flow)	0.024	Log(C <sub>1</sub> )	10.700
d [m]	0	A <sub>cr</sub> (cr-flow)	379	ζ <sub>LRM</sub>	0.000	Log(C <sub>2</sub> )	13.167
θ <sub>pipe</sub>	90.0	λ <sub>max</sub>	0	K <sub>S</sub> (in-line)	1.08	logN <sub>sw</sub>	7.00
D [m]	0.259	δ/D	0.20	K <sub>S</sub> (cr-flow)	0.95	S <sub>0</sub> [MPa]	0.00
L/D	77	S <sub>surf</sub> E	-0.01	K <sub>v</sub>	2.460E+06	SCF	1.00
Wave Modelling		Wave Sheet Name		Wave Template			
No Wave							
<b>STRUCTURAL MODELLING</b>							
Coating data		Functional Loads		Pipe Dimensions [m]		Constants	
k <sub>c</sub>	0.25	H <sub>inf</sub> [N]	-7.50E+04	D <sub>s</sub>	0.2191	ν	0.30
f <sub>cr</sub> (MPa)	42	p [bar]	0	t <sub>steel</sub>	0.0181	α [°C <sup>-1</sup> ]	1.17E-05
		ΔT [°C]	0	t <sub>concrete</sub>	0.0000	E [N/m <sup>2</sup> ]	2.07E+11
				t <sub>coating</sub>	0.0200	C <sub>p</sub> (current)	1.00
							908.8
<b>RESULTS</b>							
<b>FATIGUE LIFE</b>				<b>DYNAMIC STRESS [MPa]</b>			
In-line (Response Model)		2.67E+02 yrs		Cross-flow		In-line	
Cross-Flow		1.00E+06 yrs		Peak		Peak	
				α <sub>x</sub> (1 year)		α <sub>x</sub> (1 year)	
				0.0		0.0	
In-line (Force Model)		- yrs		α <sub>x</sub> (10 year)		α <sub>x</sub> (10 year)	
				0.0		0.7	
In-line (Combined)		- yrs		α <sub>x</sub> (100 year)		α <sub>x</sub> (100 year)	
				0.0		6.9	
				Von Mises		Von Mises	
				105.0		64.3	
				105.0		65.1	
				105.0		68.8	

Damage distribution vs direction

pdf for omnidirectional current

PLANILHA DO FATFREE – CONDIÇÃO TEMPORÁRIA (sem grout bag)

Project: MLS 63 - PROD		Date: 15/7/2010	Calculations by	ACASTELO	
References: MLS 63 - PROD - S-GB_op			Verified by	JGOUVEIA	
FATFREE IS READY					
No Wave Case					
Calculation options	Code	Soil Properties	SN-Curves	Safety Factors	
Single-mode	RP-F105	Clay - Soft	F3 (air)	NORMAL	
Return Period Values	Directionality				
Automatic Generated	Discrete - C dir.				
Current Modelling	Current Sheet Name				
Uc pdf- RPV	Current Template				
<p>Damage distribution vs dir direction</p>					
<p>Wave Modelling</p> <p>Wave Sheet Name</p> <p>Wave Template</p>					
<b>STRUCTURAL MODELLING</b>					
Coating data		Pipe Dimensions [m]		Densities [kg/m <sup>3</sup> ]	
$k_c$	0.25	$H_{off}$ [N]	-1.50E+04	$D_s$	0.2191
$f_{ca}$ (MPa)	42	$p$ [bar]	0	$t_{steel}$	0.0206
		$\Delta T$ [°C]	0	$t_{concrete}$	0.0000
				$t_{coating}$	0.0200
				$C_D$ (current)	1.00
					908.8
<b>RESULTS</b>					
<b>FATIGUE LIFE</b>					
In-line (Response Model)	1.00E+06 yrs	Cross-flow		In-line	
Cross-Flow	1.00E+06 yrs	Peak		Peak	
		$\sigma_x$ (1 year)	100.7	$\sigma_x$ (1 year)	0.0
In-line (Force Model)	- yrs	$\sigma_x$ (10 year)	100.7	$\sigma_x$ (10 year)	0.0
In-line (Combined)	- yrs	$\sigma_x$ (100 year)	100.7	$\sigma_x$ (100 year)	0.0
		Peak		Peak	
		Von Mises		Von Mises	
		$\sigma_x$ (1 year)	54.4	$\sigma_x$ (1 year)	54.4
		$\sigma_x$ (10 year)	54.6	$\sigma_x$ (10 year)	54.6
		$\sigma_x$ (100 year)	54.9	$\sigma_x$ (100 year)	54.9





# ANEXO B - ÁBACO DE NEWMARK - TENSÃO EFETIVA

