

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ALAGOAS  
CENTRO DE TECNOLOGIA  
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

JÉSSICA PONTES DE VASCONCELOS VALENÇA

**ESTUDO PARAMÉTRICO SOBRE VIDA À FADIGA DE DUTOS EM VÃOS LIVRES  
SUBMETIDOS À VIV**

Maceió-AL  
Agosto de 2020

JÉSSICA PONTES DE VASCONCELOS VALENÇA

**ESTUDO PARAMÉTRICO SOBRE VIDA À FADIGA DE DUTOS EM VÃOS LIVRES  
SUBMETIDOS À VIV**

Dissertação apresentada como requisito para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil do Centro de Tecnologia da Universidade Federal de Alagoas.

Orientadora: Prof.<sup>a</sup>Dr.<sup>a</sup> Aline Ramos Barboza

Maceió-AL

Agosto de 2020

**Catálogo na fonte**  
**Universidade Federal de Alagoas**  
**Biblioteca Central**  
**Divisão de Tratamento Técnico**

Bibliotecária: Taciana Sousa dos Santos – CRB-4 – 2062

V152e Valença, Jéssica Pontes de Vasconcelos.  
Estudo paramétrico sobre vida à fadiga de dutos em vãos livres submetidos à VIV / Jéssica Pontes de Vasconcelos Valença. – 2020.  
105 f. : il., figs., grafs. e tabs. color.

Orientadora: Aline Ramos Barboza.  
Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal de Alagoas. Centro de Tecnologia. Maceió, 2020.

Bibliografia: f. 99-102.  
Anexo: f. 103-105.

1. Fadiga (Engenharia). 2. Dutos submarinos. 3. Vibração Induzida por Vórtice (VIV). I. Título.

CDU: 624



---

**ESTUDO PARAMÉTRICO SOBRE VIDA À FADIGA DE DUTOS EM VÃOS LIVRES  
SUBMETIDOS À VIV**

**JÉSSICA PONTES DE VASCONCELOS VALENÇA**

Dissertação submetida à banca examinadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Alagoas e aprovada no dia 26 do mês de agosto do ano de 2020.

Banca Examinadora:

---

**Prof.ª Dr.ª Aline da Silva Ramos Barboza**  
(Orientadora – PPGEC/UFAL)

---

**Prof. Dr. Eduardo Nobre Lages**  
(Avaliador Interno - PPGEC/UFAL)

---

**Dr. Emílio César Cavalcante Melo da Silva**  
(Avaliador Externo – PETROBRAS)

## AGRADECIMENTOS

A Deus, por tudo.

A minha família, minha mãe, meu pai, meu irmão, minha sogra, minhas cunhadas e ao meu esposo querido, sempre amorosos, incentivadores e presentes em minha jornada.

A minha orientadora, Dra Aline Ramos por todo incentivo, dedicação e disponibilidade. Foi fundamental na transmissão de experiências, abrindo horizontes e oportunidades para meu desenvolvimento.

À equipe do projeto Integrispan, Eduardo Setton, Emerson Acácio, Fábio Ferreira e Weverton Marques pelos conhecimentos compartilhados e solicitude em todos os momentos. Agradeço especialmente ao Josué Neto, à Michele Martins e ao Renato Ramos por terem me ajudando diretamente no desenvolvimento da dissertação, sem eles seria mais complexo.

Ao Francisco, Wiu, Mariana e Lucas Menezes, por trilharem comigo o caminho da pós-graduação, compartilhando conhecimentos e desafios.

A todos os verdadeiros mestres que contribuíram com a minha formação e me fizeram enxergar a docência como algo belo e grandioso.

Às amigas tão amadas, Akane, Bárbara, Éricka, Fernanda, Helloá, Izabel, Lousanne, Priscila e Suellen, que sempre estão ao meu lado, mesmo distantes fisicamente, mas sempre torcendo pelo meu crescimento.

Ao LCCV e a todas as pessoas que o compõem, pela infraestrutura disponibilizada e pela boa convivência que faz com que os momentos de dificuldades se tornarem mais leves.

Deus, obrigada por ter colocado pessoas tão boas em minha vida, amenizando o caminho nessa jornada às vezes árdua.

*“Olhai para as aves do céu...  
Olhai para os lírios do campo...”  
(Mateus, 6:26 e 28)*

## RESUMO

A maior parte das reservas petrolíferas brasileiras se encontra em ambientes marinhos, que apresentam vários fatores que dificultam sua produção, como lâminas d'águas elevadas, interação fluido-estrutura e batimetrias irregulares. Nesses ambientes *offshore*, os dutos são estruturas eficientes para o transporte de fluidos entre plataformas, entre o poço e a plataforma e entre a plataforma e um local em terra. São dimensionados de acordo com o tipo de atividade que irão desempenhar e a hidrodinâmica do problema. Considerando as irregularidades do solo marinho, os dutos apoiados podem apresentar trechos com vãos livres, que devem ser considerados no projeto de forma a evitar problemas de segurança estrutural por excesso de deformações. As estruturas estão submetidas a diversas formas de carregamentos, normalmente agrupados nos referenciais normativos, como: cargas permanentes, cargas variáveis (acidentais) e cargas excepcionais. Como as ações ambientais variam de intensidade de forma significativa ao longo da vida útil da estrutura, elas são classificadas como cargas variáveis e exercem uma grande influência para a análise do comportamento de dutos, pois ocasionam carregamentos cíclicos. Dentre os carregamentos ambientais, encontramos: as cargas do vento, da corrente, da onda, entre outros. O carregamento combinado de onda e corrente em dutos em vãos livres dá origem às vibrações induzidas por vórtices (VIV), objeto de estudo de várias áreas da engenharia, sendo um dos principais desafios em projetos *offshore*. Essas vibrações causam tensões e deformações periódicas, podendo levar à falha da estrutura por fadiga. Para evitar que ocorra esse problema, as oscilações devem ser minimizadas, estando as frequências de vibrações dos vórtices com valores distantes dos valores das vibrações naturais da estrutura. Esta frequência natural depende de parâmetros como a rigidez, o comprimento do vão livre, a massa do duto, incluindo a massa do fluido interno e a massa adicional. Foi realizado um estudo do problema de dutos em vãos livres submetidos à VIV com o desenvolvimento de um modelo de elementos finitos, que foi validado de acordo com as especificações da recomendação prática. Um estudo paramétrico foi realizado para obter os fatores que mais influenciam na vida à fadiga da estrutura, por meio da técnica de Planejamento e Análise de Experimentos (DOE), utilizando o software Isight. Análises estática e modal foram elaboradas no Abaqus, tendo como resultados principais as frequências naturais da estrutura do duto. O estudo de vida à fadiga foi realizado, de acordo com a recomendação prática DNVGL-RP-F105, por meio da planilha FatFree. Cinco estudos de casos foram realizados, tendo como respostas que os fatores que mais influenciaram o tempo de vida à fadiga foram a espessura, que influencia de forma positiva, e o comprimento do vão, que influencia de forma negativa. A análise paramétrica é de extrema importância para dimensionar o duto com segurança, oferecendo subsídios desde o dimensionamento da estrutura até sua instalação e monitoramento futuro.

**Palavras-chaves:** Vibração induzida por vórtices; Planejamento e Análise de Experimentos; Elementos Finitos; Estruturas *Offshore*.

## ABSTRACT

Most of the Brazilian oil reserves are located under the seafloor, which presents several factors that hinder their production, such as water depth, fluid-structure interaction, and uneven bathymetry. In this sense, pipelines are the most efficient way of transporting fluids between offshore facilities and have been used for a long time on a large scale in the oil industry. Ducts are designed according to the kind of activity they will perform and environmental conditions, such as current and wave conditions. Due to seabed unevenness, part of a subsea pipeline is suspended between two points, which is referred to as a free span pipeline, which should be considered in the design in order to avoid structural problems as a result of excessive deformation. Structures are subjected to several types of loading, usually grouped in normative references, such as dead loads, accidental loads, and special loads. Since environmental load vary its intensity significantly over the design life of the structure, they are classified as accidental loads and have a great influence on the analysis of pipeline behavior, as they generate cyclic loadings. Among the environmental loads, we find the wind, current, wave, tidal loads, among others. Combined wave and current loads in free spanning pipelines give rise to Vortex-induced vibrations (VIV), a phenomenon that is widely studied in many engineering areas and one of the main challenges for offshore structures. VIV results in periodic stresses and deformations and may lead to fatigue failure. To prevent this, those oscillations should be minimized, with the vibration frequencies of the vortex shedding being as far as possible from the natural frequencies of the structure. The natural frequency of a free spanning pipeline depends on parameters such as pipeline stiffness, free-span length, pipeline mass, including internal fluid mass and additional mass. A study of the problem of free spanning pipeline subjected under VIV was carried out with the development of a finite element model (FEM), which was validated according to the specifications of the Recommended Practice DNVGL-RP-F105. A parametric study was performed to obtain the factors that most influence the fatigue life of the structure, using the technique of Design of Experiments (DOE), using the Isight software. Static and modal analyzes were implemented at Abaqus, with the main results being natural frequencies of the structure. The fatigue life study was carried out, according to the Recommended Practice, using the FatFree spreadsheet. Five case studies were fulfilled, with responses that the factors that most influence the fatigue life of a pipeline are the pipe thickness, which influences positively, and the span length, which influences negatively. A parametric analysis is extremely important to design the pipeline safely, offering subsidies from the design of the structure to its installation and future monitoring.

**Keywords:** Vortex induced vibration; Design and Analysis of Experiments; Finite Elements; Offshore structures.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Duto em vão livre. . . . .	18
Figura 2 – Modelo inicial do problema. . . . .	22
Figura 3 – Camada limite. . . . .	25
Figura 4 – Regimes de escoamento. . . . .	26
Figura 5 – Camada de cisalhamento e vórtices formados . . . . .	27
Figura 6 – Formação de novo vórtice . . . . .	27
Figura 7 – Número de Strouhal . . . . .	28
Figura 8 – Direções de vibrações . . . . .	29
Figura 9 – Esquema das forças que atuam em um cilindro. . . . .	30
Figura 10 – Forças de arrasto e de elevação. . . . .	30
Figura 11 – Representação de propagação da trinca. . . . .	32
Figura 12 – Parâmetros de carregamentos com amplitude constante. . . . .	33
Figura 13 – Parâmetros de carregamentos com amplitude variável. . . . .	33
Figura 14 – Histórico de carregamentos e consequente divisão em ciclos. . . . .	35
Figura 15 – Representação esquemática dos danos de fadiga. . . . .	36
Figura 16 – Modelo de vão livre . . . . .	38
Figura 17 – Vãos isolados. . . . .	39
Figura 18 – Vãos interativos. . . . .	39
Figura 19 – Vãos interativos. . . . .	40
Figura 20 – Solução gráfica para vãos livres de Hobbs. . . . .	42
Figura 21 – Fluxo de trabalho da DNV . . . . .	44
Figura 22 – Condições de contorno. . . . .	45
Figura 23 – Modelo de resposta - <i>in-line</i> . . . . .	50
Figura 24 – Modelo de resposta - <i>cross-flow</i> . . . . .	52
Figura 25 – Curvas S-N - água do mar com proteção catódica. . . . .	58
Figura 26 – Processo ou sistema. . . . .	59
Figura 27 – Planejamento completo com três níveis 3 <sup>3</sup> . . . . .	61
Figura 28 – Modelo de gráfico de Pareto . . . . .	67
Figura 29 – Elemento R3D4 e suavização de superfície criada com elementos rígidos. . . . .	69
Figura 30 – Exemplo de superfície analítica rígida. . . . .	69
Figura 31 – Graus de liberdade. . . . .	70
Figura 32 – Configuração inicial do duto com plano fictício. . . . .	71
Figura 33 – Assentamento do duto. . . . .	72
Figura 34 – Remoção do plano fictício do modelo e ativação da mola. . . . .	72
Figura 35 – Aba principal da FatFree. . . . .	74
Figura 36 – Configuração do Isight. . . . .	75
Figura 37 – Metodologia empregada. . . . .	76

Figura 38 – Modelo de vão analisado . . . . .	77
Figura 39 – Vão simulado. . . . .	78
Figura 40 – Plano fictício e duto. . . . .	79
Figura 41 – Duto assentado. . . . .	79
Figura 42 – Frequências naturais do duto. . . . .	80
Figura 43 – Resultado do Modelo de resposta <i>in-line</i> . . . . .	81
Figura 44 – Resultado do Modelo de resposta <i>cross-flow</i> . . . . .	82
Figura 45 – Vida à fadiga. . . . .	83
Figura 46 – Combinações de fatores - DOE 1. . . . .	84
Figura 47 – Gráfico de Pareto - DOE 1. . . . .	85
Figura 48 – Gráfico de Pareto - DOE 2. . . . .	86
Figura 49 – Mapa de calor das espessuras. . . . .	87
Figura 50 – Mapa de calor - espessuras e tração de lançamento. . . . .	88
Figura 51 – Combinações de fatores - DOE 3. . . . .	89
Figura 52 – Gráfico de Pareto - DOE 3. . . . .	90
Figura 53 – Combinações de fatores - DOE 4. . . . .	91
Figura 54 – Gráfico de Pareto - DOE 4. . . . .	92
Figura 55 – Mapa de calor - <i>gap</i> e comprimento do vão. . . . .	93
Figura 56 – Combinações de fatores - DOE 5. . . . .	94
Figura 57 – Gráfico de Pareto - DOE 5. . . . .	95
Figura 58 – Mapa de calor - comprimento do vão e rigidez. . . . .	96
Figura 59 – Planilha FatFree preenchida. . . . .	104
Figura 60 – Tabela API - Dimensões de dutos. . . . .	105
Figura 61 – Mapa de calor - comprimento do vão e <i>gap</i> . . . . .	106

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Espectro de carga. . . . .	36
Tabela 2 – Espectro de carga. . . . .	37
Tabela 3 – Características do vão livre em relação a $L/D$ . . . . .	40
Tabela 4 – Combinações possíveis. . . . .	61
Tabela 5 – Organização dos experimentos. . . . .	63
Tabela 6 – Efeitos principais. . . . .	64
Tabela 7 – Interações de segunda ordem. . . . .	64
Tabela 8 – Efeitos de interações. . . . .	64
Tabela 9 – Análise de variância. . . . .	66
Tabela 10 – Propriedades e carregamentos. . . . .	77
Tabela 11 – Propriedades e carregamentos usados na validação do modelo. . . . .	78
Tabela 12 – Valores de frequências obtidos por meio do MEF e da FatFree e os erros. . .	80
Tabela 13 – Parâmetros analisados - DOE 1. . . . .	84
Tabela 14 – Valores dos parâmetros em relação às respostas - DOE 1. . . . .	85
Tabela 15 – Análise de variância dos experimentos: DOE - 1. . . . .	86
Tabela 16 – Análise de variância dos experimentos - DOE 2. . . . .	87
Tabela 17 – Parâmetros analisados - DOE 3. . . . .	89
Tabela 18 – Valores dos parâmetros em relação às respostas - DOE 3. . . . .	89
Tabela 19 – Análise de variância dos experimentos - DOE 3. . . . .	90
Tabela 20 – Valores dos parâmetros em relação às respostas - DOE 4. . . . .	91
Tabela 21 – Análise de variância dos experimentos - DOE 4. . . . .	92
Tabela 22 – Parâmetros analisados - DOE 5. . . . .	94
Tabela 23 – Valores dos parâmetros em relação às respostas - DOE 5. . . . .	95
Tabela 24 – Análise de variância dos experimentos - DOE 5. . . . .	96

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CF	<i>Cross-flow</i>
CFD	Fluidodinâmica Computacional
EF	Elementos Finitos
IL	<i>In-line</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
VIV	Vibração Induzida por Vórtice

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A_i$	Área da seção transversal interna
$A_s$	Área da seção transversal externa
$A_y$	Amplitude de vibração
$A_{IL/CF}^{\max}$	Amplitude máxima de tensão
$C$	Coefficiente de condições de contorno
$C_a$	Coefficiente de massa adicional
$C_D$	Coefficiente de arrasto
$C_L$	Coefficiente de sustentação
$C_l$	Fator de rigidez dinâmica lateral
$CSF$	Fator de rigidez do concreto
$C_v$	Fator de rigidez dinâmica vertical
$D$	Diâmetro
$D_{fat}$	Dano acumulado por fadiga
$e$	<i>Gap</i>
$E$	Módulo de elasticidade
$E_{conc}$	Módulo de Young do concreto
$EI$	Rigidez à flexão do aço
$EI_{conc}$	Rigidez à flexão do concreto
$f$	Frequência
$f_1$	Frequência natural aproximada
$f_{cyc}$	Frequência de contagem de ciclo
$f_n$	Frequência natural
$f_s$	Frequência de desprendimento de vórtice
$F_D$	Força de arrasto

$F_L$	Força de sustentação
$H_{eff}$	Tensão efetiva
$I_c$	Intensidade de turbulência
$k$	Rugosidade
$k_c$	Constante empírica para rigidez do concreto
$K$	Rigidez estática ou dinâmica do solo
$KC$	Número de Keulegan-Carpenter
$K_l$	Rigidez dinâmica lateral do solo
$K_v$	Rigidez dinâmica vertical do solo
$K_S$	Parâmetro de estabilidade do amortecimento
$L$	Comprimento
$L_{eff}$	Comprimento efetivo do vão
$m$	Massa
$m_e$	Massa efetiva
$N$	Número de ciclos até a falha
$P_{cr}$	Carga crítica de flambagem
$\Psi_{proxi,onset}$	Fator de correção que considera a proximidade do duto com o solo
$q$	Peso submerso do duto
$r$	Raio
$R$	Razão média de tensão
$R_C$	Fator de redução da corrente
$Re$	Número de Reynolds
$R_{I\theta,1}, R_{I\theta,2}$	Fatores de correção que considera a turbulência
$S_{eff}$	Força axial efetiva
$S_{comb}$	Tensão combinada
$S_t$	Número de Strouhal

$T_{exposure}$	Tempo de exposição
$T_{life}$	Vida útil
$u$	Velocidade na camada limite
$U$	Velocidade
$U_c$	Velocidade da corrente
$U_M$	Velocidade máxima
$U_{mean}$	Valor médio da velocidade
$u_{rms}$	Raiz quadrada da média dos quadrados das velocidades
$U_w$	Velocidade da onda
$\nu$	Viscosidade cinemática
$V_R$	Velocidade reduzida
$\alpha$	Razão de velocidade de fluxo de corrente
$\alpha_E$	Coefficiente de expansão térmico
$\gamma_f, \gamma_k$	Fatores de segurança
$\delta$	Deflexão estática
$\delta_{0,99}$	Espessura da camada limite
$\Delta p_i$	Diferencial de pressão interna
$\Delta T$	Diferencial de temperatura
$\Delta \sigma$	Intervalo de tensão
$\zeta$	Fator de amortecimento
$\eta$	Taxa de dano admissível
$\theta_{rel}$	Ângulo formado entre a corrente e o duto
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\nu_{soil}$	Coefficiente de Poisson do solo
$\rho$	Massa específica do fluido
$\rho_s$	Massa específica do duto

$\sigma_a$  Amplitude de tensão

$\sigma_{max}$  Tensão máxima

$\sigma_{min}$  Tensão mínima

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO . . . . .</b>	<b>18</b>
<b>1.1</b>	<b>Comentários iniciais . . . . .</b>	<b>18</b>
<b>1.2</b>	<b>Motivação . . . . .</b>	<b>19</b>
<b>1.3</b>	<b>Objetivos . . . . .</b>	<b>20</b>
<b>1.4</b>	<b>Estrutura do trabalho . . . . .</b>	<b>20</b>
<b>2</b>	<b>VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>2.1</b>	<b>Parâmetros estruturais importantes . . . . .</b>	<b>22</b>
<b>2.2</b>	<b>Formação e derramamento de vórtices em torno de um cilindro . . . . .</b>	<b>24</b>
<b>2.3</b>	<b>Forças hidrodinâmicas . . . . .</b>	<b>28</b>
<b>3</b>	<b>FADIGA . . . . .</b>	<b>31</b>
<b>3.1</b>	<b>Formação de trincas por fadiga . . . . .</b>	<b>31</b>
<b>3.2</b>	<b>Solicitações de fadiga . . . . .</b>	<b>32</b>
<b>3.3</b>	<b>Previsão da vida em fadiga . . . . .</b>	<b>34</b>
<b>3.4</b>	<b>Danos por fadiga . . . . .</b>	<b>34</b>
<b>4</b>	<b>ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE DUTOS EM VÃOS LIVRES . . . . .</b>	<b>38</b>
<b>4.1</b>	<b>Modelo de resposta . . . . .</b>	<b>44</b>
<b>4.2</b>	<b>Análise estática . . . . .</b>	<b>54</b>
<b>4.3</b>	<b>Análise modal . . . . .</b>	<b>56</b>
<b>4.4</b>	<b>Avaliação de fadiga de dutos em vãos livres . . . . .</b>	<b>56</b>
<b>5</b>	<b>PLANEJAMENTO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS - DOE . . . . .</b>	<b>59</b>
<b>5.1</b>	<b>Planejamento fatorial . . . . .</b>	<b>60</b>
<b>5.2</b>	<b>Planejamento fatorial fracionado . . . . .</b>	<b>61</b>
<b>5.3</b>	<b>Análise de experimentos . . . . .</b>	<b>63</b>
<b>5.3.1</b>	<b>Estimativa de efeitos e análise de variância . . . . .</b>	<b>63</b>
<b>5.3.2</b>	<b>Gráfico de Pareto . . . . .</b>	<b>66</b>
<b>6</b>	<b>METODOLOGIA . . . . .</b>	<b>68</b>
<b>6.1</b>	<b>Metodologia geral de análise de análise de duto em vão livre . . . . .</b>	<b>68</b>
<b>6.1.1</b>	<b>Modelo de elementos finitos do problema . . . . .</b>	<b>68</b>
<b>6.1.2</b>	<b>Análise de vida à fadiga - FatFree . . . . .</b>	<b>73</b>
<b>6.2</b>	<b>Metodologia do estudo paramétrico . . . . .</b>	<b>74</b>
<b>7</b>	<b>ESTUDOS DE CASO . . . . .</b>	<b>77</b>
<b>7.1</b>	<b>Validação do modelo de elementos finitos utilizado . . . . .</b>	<b>78</b>

<b>7.2</b>	<b>Análise completa de um vão livre . . . . .</b>	<b>81</b>
<b>7.3</b>	<b>Análise paramétrica . . . . .</b>	<b>83</b>
<b>7.3.1</b>	<b>Análise de DOE 1 . . . . .</b>	<b>84</b>
<b>7.3.2</b>	<b>Análise de DOE 2 . . . . .</b>	<b>86</b>
<b>7.3.3</b>	<b>Análise de DOE 3 . . . . .</b>	<b>88</b>
<b>7.3.4</b>	<b>Análise de DOE 4 . . . . .</b>	<b>90</b>
<b>7.3.5</b>	<b>Análise de DOE 5 . . . . .</b>	<b>94</b>
<b>8</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES . . . . .</b>	<b>98</b>
<b>8.1</b>	<b>Considerações finais . . . . .</b>	<b>98</b>
<b>8.2</b>	<b>Sugestões de trabalhos futuros . . . . .</b>	<b>99</b>
	<b>REFERÊNCIAS . . . . .</b>	<b>100</b>
<b>A</b>	<b>ANEXO . . . . .</b>	<b>104</b>

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Comentários iniciais

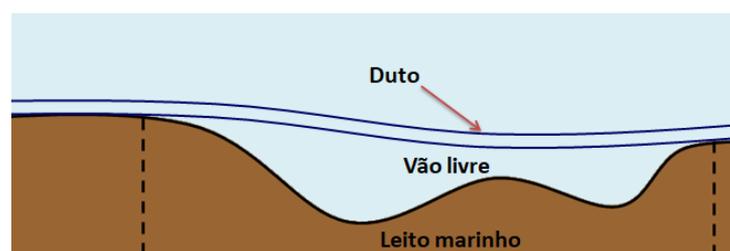
Cerca de 96,9% da produção de petróleo no Brasil advém de campos *offshore* (ANP, 2020). Nos blocos do pré-sal, são produzidos diariamente cerca de 2,201 milhões de barris de petróleo, valor que tende a aumentar exponencialmente com a entrada de novos campos em operação ao longo dos próximos anos. Para viabilizar esta nova fronteira, todo um conjunto de estruturas submarinas deve ser dimensionado e instalado em águas profundas e ultraprofundas, com lâminas d'água que podem chegar a 2 mil metros.

As estruturas *offshore* estão submetidas a diversas formas de carregamentos, como: cargas permanentes, cargas operacionais, cargas ambientais, cargas de construção e instalação, cargas acidentais, entre outras. Os carregamentos ambientais são cíclicos, isto é, resultam em uma carga que varia ao longo do tempo, geralmente causando tensões que podem levar as estruturas à falência mecânica por fadiga. Como exemplo desses carregamentos, temos: as cargas do vento, da correnteza, temperatura e pressão atmosférica, atividades sísmicas, ações de ondas, entre outras.

Os dutos transportadores de fluidos são utilizados há bastante tempo em larga escala na indústria. Na indústria petrolífera sua atuação é de extrema importância econômica, tornando-se uma solução confiável e contínua para transportar fluidos derivados de petróleo. Em ambientes marinhos os dutos têm a função de transporte de óleo, gás e água, entre plataformas, entre o poço e a plataforma, e entre a plataforma e um local em terra, tornando-se a maneira mais eficiente de transporte. Quando suspensos, os dutos são chamados de *risers*, já os apoiados no solo são chamados de dutos submarinos, *pipelines* ou ainda *flowlines*, e são dimensionados para o tipo de atividade que irão desempenhar, para os tipos de esforços que serão submetidos e para a hidrodinâmica do problema, entre outros fatores (BAI, 2001).

Os carregamentos ambientais tornam-se um desafio ainda maior quando os dutos, instalados diretamente no leito marinho irregular, encontram-se em vãos livres, conforme a Figura 1. Os vãos livres ocorrem quando o duto perde o contato com o solo em razão de uma irregularidade ou devido à erosão posterior.

Figura 1 – Duto em vão livre.



Fonte – Autor (2020).

A configuração do duto em vão livre está suscetível ao desenvolvimento de um dos principais desafios em projetos de estruturas marinhas, que é a vibração induzida por vórtices (VIV), causada pelo desprendimento de vórtices, podendo levar o duto a uma ruptura por fadiga. Para evitar este problema, as oscilações dinâmicas devem ser minimizadas, tornando as frequências de desprendimento dos vórtices distantes dos valores das vibrações naturais da estrutura. Esta frequência natural depende de parâmetros como a rigidez, o comprimento do vão livre, das condições de contorno e da massa do duto, incluindo a massa do fluido interno e a massa adicional.

Desta forma, o conhecimento do comportamento do sistema estrutural e dos parâmetros que exercem maior influência no tempo de vida útil da estrutura é de extrema importância para indústria *offshore*.

## 1.2 Motivação

Dados da ANP (2020) mostram que em agosto de 2020 a produção nacional de óleo totalizou cerca de 3,087 milhões de barris por dia (MMbbl/d), enquanto que a produção de gás foi de aproximadamente 134 milhões de metros cúbicos por dia (MMm<sup>3</sup>/d). Além disso, os campos *offshore* foram responsáveis por 96,9% da produção de óleo e 85,5% da produção de gás natural. Devido ao acelerado desenvolvimento da produção do pré-sal, esses números tendem a aumentar ao longo da próxima década, tornando ainda mais relevante o estudo de dutos submarinos para prover o escoamento e transporte de fluidos com segurança.

Até 2015 a malha de dutos submarinos em águas jurisdicionais brasileiras era de cerca de 15.000 km, incluindo dutos rígidos e flexíveis (ANP, 2015). Essa malha é detida pela Petrobras e gerida pela Transpetro em quase sua totalidade (TERZIAN, 2005).

Acidentes ocasionados nessas estruturas podem causar danos para vida humana, ao meio ambiente e ao patrimônio. De acordo com o *Worldwide Offshore Accident Databank* (WOAD), um banco de dados de acidentes da indústria *offshore* mantido pela Det Norske Veritas (DNV), entre 1970 e 2012 foram registrados 265 acidentes ligados diretamente a dutos (Det Norske Veritas, 2016). No Brasil tem-se um pequeno histórico de falhas:

- Em 2000 um duto que interliga a Refinaria de Duque de Caxias às instalações dos Dutos e Terminais Sudeste (DTSE) rompeu, por conta de flambagem e intenso processo corrosivo, ocasionando o derramamento de 1,3 milhão de m<sup>3</sup> de óleo combustível em uma região de mangue entre as instalações da refinaria e da orla da Baía de Guanabara, o vazamento gerou uma mancha de 40 km<sup>2</sup> de óleo na baía, causando danos ambientais, econômicos e sociais (ANP, 2015).
- Em 2010, devido a elevada correnteza, a sonda semi-submersível Sedco 710 perdeu posição em relação ao poço em perfuração, causando vazamento de fluido de perfuração sintético (GREENPEACE, 2019).

- Em 2014 o Gasoduto PCR-01/Lubnor foi atingido por um agente externo, o sistema de detecção de vazamento por diferencial de pressão falhou e o acidente foi identificado após sinalização da Capitania dos Portos do Ceará que havia um borbulhamento de gás a 4 km da praia. Os danos ocasionados foram estimados entre US\$ 500 mil a US\$ 2 milhões (ANP, 2015).
- Ainda em 2014, um incidente aconteceu envolvendo um duto de escoamento de petróleo da plataforma P-55 de 2,34 km no campo de Roncador, na Bacia de Campos, que se desprende da plataforma durante seu lançamento e afundou no oceano, não havendo possibilidade de ser aproveitado (ANP, 2015).

Quanto a acidentes causados por fadiga, tem-se como exemplo o que ocorreu no Mar do Norte (1980), em que uma plataforma semi-submersível virou durante uma tempestade porque uma das cinco colunas verticais que a sustentava rompeu, deixando 123 pessoas mortas. As investigações posteriores concluíram que o acidente foi causado pela propagação de uma trinca por fadiga (SHIPPAL, 2019).

Além disso, de acordo com as estatísticas de falhas de tubulações, 44,3% dos acidentes ocorridos no delta do Mississippi e no Golfo do México foram causados pelo desenvolvimento de vão livres (HERBICH, 1981).

Sendo assim, é observada a importância do estudo dos fatores que mais influenciam a vida à fadiga dos dutos *offshore*, ajudando nos projetos de dimensionamento dos mesmos, obtendo maior segurança estrutural.

### **1.3 Objetivos**

Este trabalho tem como principal objetivo analisar, por meio de um estudo paramétrico numérico, o fenômeno de fadiga em dutos submarinos na ocorrência de vibrações induzidas por vórtices, tendo em vista elencar os parâmetros que causam maior interferência na vida à fadiga dos dutos. Como objetivo do trabalho também é possível destacar que o mesmo serviu como estudo preliminar para o desenvolvimento de um ferramenta numérica customizada para análise e validação experimental de fadiga em dutos rígidos com vãos-Livres submetidos à VIV.

### **1.4 Estrutura do trabalho**

Nesta seção serão apresentados, de forma resumida, os assuntos que serão tratados em cada capítulo do trabalho. Na presente introdução é apresentado o contexto no qual o problema está inserido, assim como informações importantes para reforçar a relevância do tema. Além disso, os objetivos gerais, metodologias utilizadas e descrição da organização do trabalho são apresentadas.

O segundo capítulo conceitua as vibrações induzidas por vórtices, definindo parâmetros estruturais importantes utilizados no decorrer do trabalho, explicando como ocorre a formação e o desprendimento dos vórtices e como esses desprendimentos geram força hidrodinâmicas nas estruturas cilíndricas, gerando carregamentos cíclicos.

No terceiro capítulo são apresentados os conceitos de fadiga, como elas ocorrem e quais danos geram às estruturas. Sendo esses conceitos especificados para problemas em dutos em vãos livres no capítulo quarto.

O quarto capítulo analisa o comportamento de dutos em vãos livres submetidos às vibrações induzidas por vórtices, descrevendo os modelos de respostas expressos DNVGL-RP-F105, assim como aborda a análise estática, modal e indicando como a vida à fadiga de um duto é calculada.

O capítulo cinco trata do planejamento e análise de experimentos, explicando que o planejamento pode ser feito de diversas formas, explicitando o fatorial completo e fatorial fracionado. Apresenta também que a análise de experimentos pode ser feita por meio de análise de variância.

No capítulo seis é apresentada a metodologia geral de análise de duto em vão livre e a metodologia do estudo paramétrico, utilizadas neste trabalho.

No capítulo sete são apresentados estudos de casos referentes à validação do modelo de elementos finitos, à análise de dutos em vãos livres submetidos à VIV e ao planejamento e análise de experimentos para obter os parâmetros que mais influenciam na resposta de vida à fadiga.

Por fim, têm-se as considerações finais do trabalho, no capítulo oito.

## 2 VIBRAÇÕES INDUZIDAS POR VÓRTICES

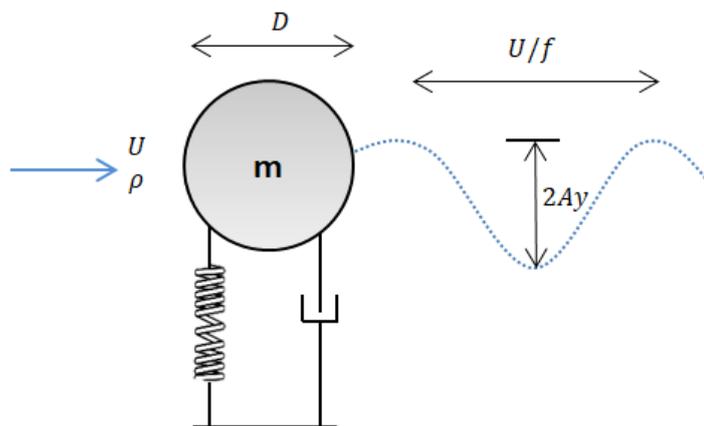
O fenômeno de vibrações induzidas por vórtices é um dos principais tópicos de estudo no contexto de problemas de interação fluido-estrutura. Desde as correntes marinhas nos dutos submarinos ao vento nos arranha-céus podem causar vibrações destrutivas. Blevins (2001) expõe diferentes exemplos sobre fluxo de fluido em torno de estruturas, como o vento que toca as folhas, arranca culturas e destrói comunidades, as correntes marinhas que movem algas e também plataformas petrolíferas, o sódio líquido que esfria o núcleo de um reator reprodutor, podendo quebrar a blindagem e precipitar, causando a fusão do reator, entre outros exemplos.

Devido a problemas como as vibrações induzidas por fluxos, várias pesquisas foram direcionadas para a área com contribuições muito significativas, como o reconhecimento da importância do número de Reynolds na descrição dos fluxos e os estudos sobre os fenômenos de escoamento de Stokes. Strouhal (KARMAN, 1912) formulou a relação entre velocidade do fluxo, diâmetro e frequência dos desprendimentos de vórtices para corda tensionada. O conceito de camada limite devido à ação viscosa foi investigada por Prandtl, assim como o consequente desenvolvimento da teoria da esteira de vórtice por Karman (BLEVINS, 2001). Os resultados dessas investigações foram de extrema importância no estudo sobre a interação fluido-estrutura.

### 2.1 Parâmetros estruturais importantes

As vibrações de modelos que representam estruturas elásticas expostas a um fluxo de fluido podem ser descritas em termos de parâmetros, alguns deles adimensionais, que governam o fluxo de fluido, o modelo e a interação fluido-estrutura. Um modelo unidimensional que representa o problema de vibração induzida por vórtices, com ilustração de alguns desses parâmetros, está expresso na Figura 2.

Figura 2 – Modelo inicial do problema.



Fonte – Adaptado de Blevins (2001).

### Relação geométrica

A geometria é bastante importante na determinação da força do fluido em uma estrutura. Para os dutos em vãos livres suas características são definidas por meio de uma proporção, que é dada por:

$$\frac{L}{D} \quad (2.1)$$

Em que  $L$  é comprimento do cilindro e  $D$  o diâmetro.

### Velocidade reduzida e amplitude adimensional

À medida que a estrutura vibra, ela traça um caminho, cujo comprimento deste caminho por ciclo para vibrações constantes pode ser definido pela velocidade ( $U$ ) dividido pela frequência do ciclo ( $f_n$ ). A velocidade reduzida é a razão entre o comprimento do caminho por ciclo ( $U/f_n$ ) e a largura do modelo ( $D$ ), como expressa em:

$$V_R = \frac{U}{f_n D} \quad (2.2)$$

### Proporção de massa

É usada para descrever a relação entre a massa do modelo, incluindo massa adicional, e a massa do fluido deslocada, ambas por unidade de comprimento. Essa razão expressa a medida relativa da fluibilidade e dos efeitos de massa adicional. Segundo Blevins (2001), é utilizada para medir a suscetibilidade de estruturas leves a vibrações induzidas por fluxos. À medida que a razão entre massa de fluido e massa estrutural aumenta, aumenta a propensão a vibrações induzidas por fluxo. A proporção de massa é representada por:

$$\frac{m}{\rho D^2} \quad (2.3)$$

em que  $m$  é a massa por unidade de comprimento do modelo e  $\rho$  é a densidade do fluido.

### Fator de amortecimento

A energia dissipada por uma estrutura enquanto ela vibra é caracterizada por seu fator de amortecimento  $\zeta$  que é dado por pela razão de energia dissipada por ciclo e o total de energia da estrutura. Com isso, se a entrada de energia em uma estrutura pelo fluxo for menor que a energia gasta no amortecimento as vibrações induzidas pelo fluxo reduzirão.

### Intensidade de turbulência

É um parâmetro adimensional utilizado para descrever as flutuações no fluxo médio de entrada, é representado por:

$$I_c = \frac{u_{rms}}{U_{mean}} \quad (2.4)$$

em que  $u_{rms}$  é raiz quadrada da média dos quadrados das velocidades e  $U_{mean}$  o valor médio da velocidade.

### Índice de rugosidade

Este índice descreve a superfície do corpo e é definido por:

$$\frac{k}{D} \quad (2.5)$$

em que  $k$  é a dimensão característica da rugosidade na superfície do corpo. A aspereza de um corpo afeta o atrito que por sua vez causa mudança na camada de fluido localizada em sua superfície, tornando-a mais turbulenta, afetando no processo de desprendimento de vórtice, pois esse processo depende da separação da camada da superfície do corpo (KOUSHAN, 2009).

### Número de Keulegan-Carpenter

O número foi introduzido por Keulegan e Carpenter (1958) e descreve os fluxos oscilatórios harmônicos, sendo definido como:

$$KC = \frac{U_M}{fD} \quad (2.6)$$

em que  $U_M$  é a velocidade máxima de fluxo durante o período e  $f$  a frequência. Para o fluxo constante,  $KC$  corresponde a um número muito alto.

## 2.2 Formação e derramamento de vórtices em torno de um cilindro

O regime de escoamento em um cilindro circular é um assunto bastante discutido na hidrodinâmica, que requer conceitos como o de camada limite, que foi apresentado por Prandtl (KOUSHAN, 2009) em sua descrição do comportamento do fluxo ao redor do corpo.

Para Prandtl, camada limite é a região resultante do atrito viscoso, em que uma fina camada de fluido é formada nas paredes sólidas de um cilindro, com isso a velocidade do fluxo é aumentada de zero, na superfície do corpo, para o fluxo livre com o distanciamento do corpo (KOUSHAN, 2009).

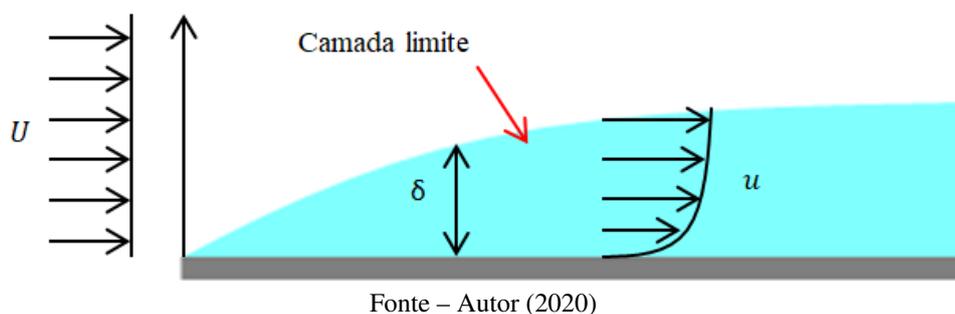
Na camada limite, a viscosidade do fluido não pode ser negligenciada em comparação com a espessura da camada, mesmo sendo extremamente pequena, já nas regiões fora da camada limite, a viscosidade pode ser negligenciada. A Figura 3 representa a camada limite na qual a velocidade do fluxo varia de zero ao valor do fluxo livre. Nota-se que o perfil de velocidade antes do corpo sólido é uniforme enquanto na camada limite não, dependendo da distância à superfície do sólido ( $\delta_{0,99}$ ), dada por:

$$u(\delta_{0,99}) = 0,99 \cdot U \quad (2.7)$$

em que  $u$  é a velocidade na camada limite,  $U$  é a velocidade do fluxo e  $\delta_{0,99}$  é o parâmetro de espessura dado por:

$$\delta_{0,99} = \int_0^{\infty} \left(1 - \frac{u}{U}\right) dy \quad (2.8)$$

Figura 3 – Camada limite.



Definido o conceito de camada limite, tem-se que, em um cilindro, o desprendimento de vórtices é dado em função do número de Reynolds ( $Re$ ), que é baseado na velocidade de escoamento do fluido, diâmetro do duto ( $D$ ) e viscosidade cinemática do fluido ( $\nu$ ), na forma:

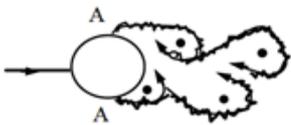
$$Re = \frac{DU}{\nu} \quad (2.9)$$

Para Blevins (2001) os regimes se diferenciam da seguinte forma:

- $300 < Re < 1,5 \cdot 10^5$ : Regime subcrítico
- $1,5 \cdot 10^5 < Re < 3,5 \cdot 10^6$ : Regime de transição
- $Re > 3,5 \cdot 10^6$ : Regime supercrítico

Sumer e Fredsoe (2006) apresentam uma classificação mais detalhada dos regimes, como mostrado na Figura 4.

Figura 4 – Regimes de escoamento.

a) 	Sem separação.	$Re < 5$
b) 	Par fixo de vórtices simétricos	$5 < Re < 40$
c) 	Esteira de Vórtices laminar	$40 < Re < 200$
d) 	Transição para turbulência na esteira	$200 < Re < 400$
e) 	Esteira completamente turbulenta A: Separação laminar da camada limite laminar	$300 < Re < 3 \times 10^5$ Subcrítico
f) 	A: Separação laminar da camada limite laminar B: Separação turbulenta da camada limite laminar, mas camada limite laminar.	$3 \times 10^5 < Re < 3,5 \times 10^5$ Crítico (Baixa Transição)
g) 	B: Separação turbulenta da camada limite laminar; camada limite parte laminar, parte turbulenta.	$3,5 \times 10^5 < Re < 1,5 \times 10^6$ Supercrítico
h) 	C: Camada limite completamente turbulenta em um dos lados.	$1,5 \times 10^6 < Re < 4 \times 10^6$ Alta transição
i) 	C: Camada limite completamente turbulenta para ambos os lados.	$4 \times 10^6 < Re$ Poscrítica

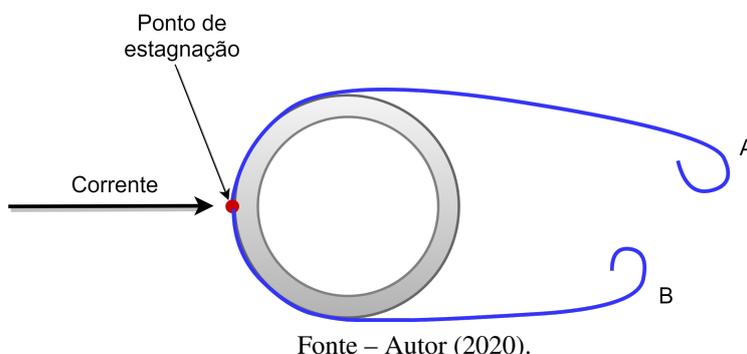
Fonte – Santos (2015).

Para valores de Reynolds muito pequenos ( $Re < 5$ ) não ocorre separação das camadas, surgindo separação no intervalo de  $5 < Re < 40$  em que um par fixo de vórtice é gerado. Com o aumento do número de Reynolds há um aumento do comprimento da esteira de vórtices, tornando o fenômeno instável, o que daria origem ao fenômeno conhecido como derramamento de vórtices. Para  $40 < Re < 200$  a esteira de vórtices é laminar. Com o aumento de  $Re$  há uma transição de turbulência na região da esteira, tornando o escoamento cada vez mais turbulento.

O ponto mais importante no regime de escoamento de um fluido é o fenômeno de derramamento de vórtices, comum aos regimes com número de Reynolds superior a 40 (SUMER; FREDSON, 2006).

Sumer e Fredsoe (2006) explicam que a velocidade na camada limite tende a variar rapidamente e para determinadas velocidades a camada limite se desprende do obstáculo, formando uma esteira de vórtices, como pode ser visualizada pela Figura 5, em que **A** e **B** são vórtices.

Figura 5 – Camada de cisalhamento e vórtices formados



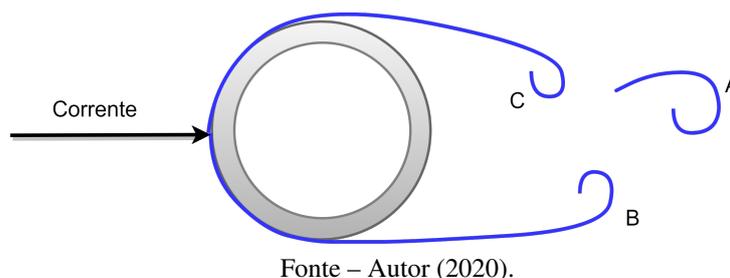
A camada limite formada, tem sua vorticidade alimentada na camada de cisalhamento, formada a jusante do ponto de estagnação (Figura 5), fazendo com que a camada de cisalhamento se enrole em vórtice no mesmo sentido da vorticidade de entrada (Vórtice A na Figura 5) e em sentido oposto (Vórtice B na Figura 5).

Quanto maior a força de um vórtice **A** maior a possibilidade de formação de um vórtice oposto **B**. Este vórtice oposto diminuirá o fornecimento de vorticidade para o vórtice gerador **A**, nesse momento o vórtice gerador é derramado seguindo o fluxo para jusante.

Após o derramamento do vórtice **A**, um novo vórtice é formado no mesmo lado do cilindro, o vórtice **C**, como mostrado na Figura 6. Assim, o vórtice **B** cresce em tamanho e força puxando o vórtice **C**, resultando no seu derramamento.

O processo se repete a cada vez que um novo vórtice for derramado, de forma alternada, em uma certa frequência. A queda do vórtice só ocorre com a interação das duas camadas, caso essa interação seja inibida não ocorrerá derramamento, como, por exemplo, se for colocada uma placa divisora no lado jusante do cilindro entre as duas camadas de cisalhamento.

Figura 6 – Formação de novo vórtice



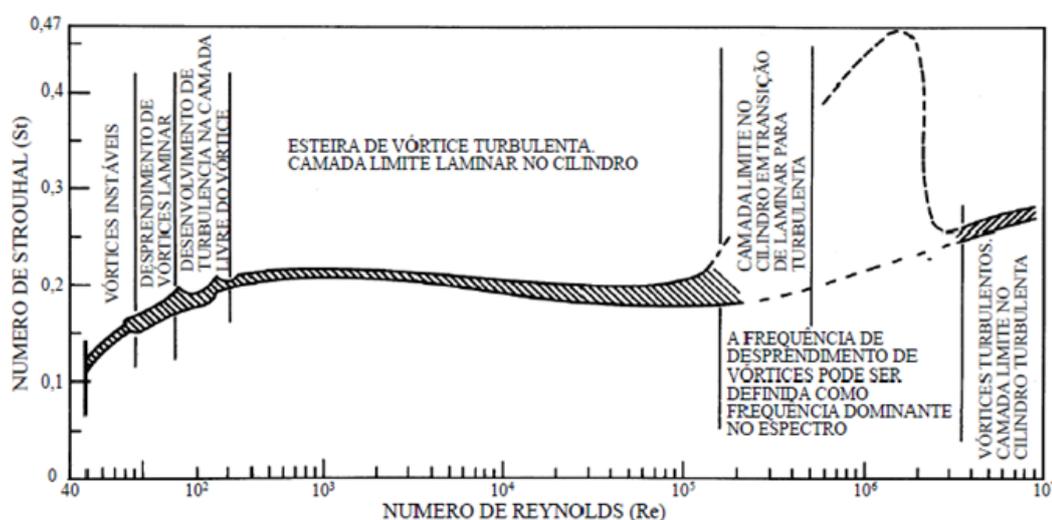
A frequência de desprendimento de vórtices ( $f_s$ ) é dada em hertz (Hz) e está relacionada com a velocidade de fluxo, dado por  $U$ , com o número de Strouhal ( $S_t$ ) e com o diâmetro ( $D$ ),

como indica a Equação (2.10) (BLEVINS, 2001).

$$f_s = \frac{S_t U}{D} \quad (2.10)$$

O número de Strouhal de um cilindro é uma constante de proporcionalidade que é função do número de Reynolds. A Figura 7 mostra essa relação, indicando que no regime dos números de Reynolds práticos a vibração do cilindro ocorre em  $S_t \simeq 0,2$ .

Figura 7 – Número de Strouhal



Fonte – Santos (2015)

A frequência de desprendimento de vórtices, é influenciada também pelo efeito da rugosidade da superfície do cilindro, pelo formato transversal não circular, pela turbulência do escoamento, pelo cisalhamento do escoamento e pelo efeito da proximidade do duto com o assoalho marinho (SUMER; FREDSON, 2006).

### 2.3 Forças hidrodinâmicas

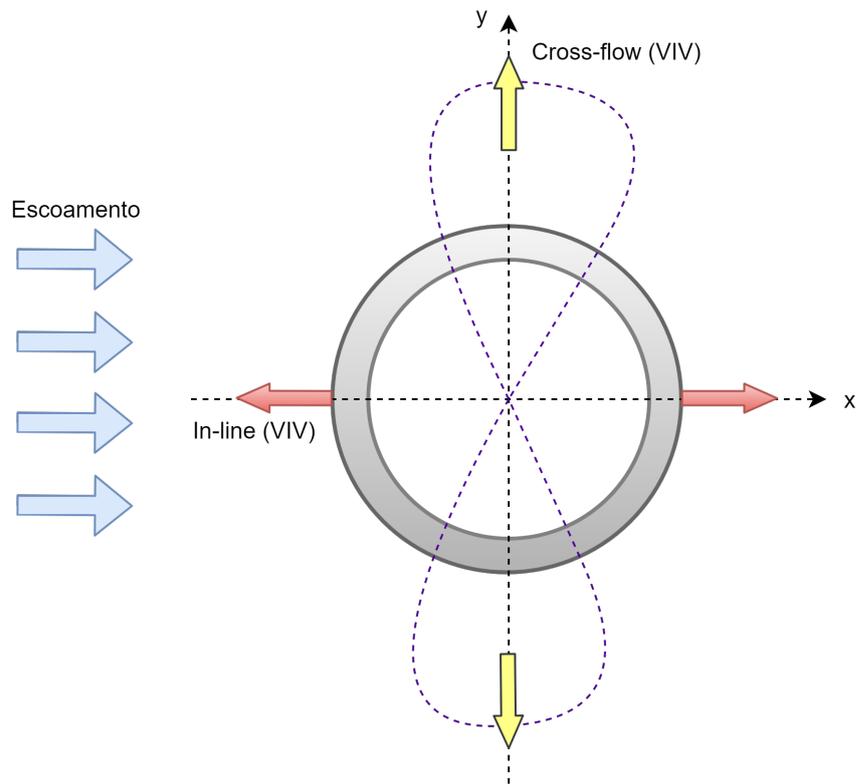
O fenômeno de *lock-in*, também conhecido como ressonância, ocorre no momento em que a frequência de desprendimento de vórtices, ocasionada pelo escoamento da corrente, se aproxima da frequência natural do duto, ocasionando vibrações de grandes amplitudes, podendo comprometer a integridade da estrutura (MØRK et al., 2003). Como exemplo clássico de ressonância tem-se o colapso da ponte de Tacoma em 1940, quando ventos turbulentos provocaram vibrações com frequências próximas às frequências naturais da ponte, estabelecendo condição para ocorrência do fenômeno de *lock-in* (HALLIDAY; RESNICK; WALKER, 2017).

Uma força oscilatória, que tem sua ação no obstáculo, ocasiona oscilações horizontais e verticais, como consequência do desprendimento de vórtices (NIELSEN; SØREIDE; KVARME, 2002). Para um derramamento assimétrico, são gerados dois componentes de vibração, a vibração

*in-line* (IL), na direção do escoamento, e a vibração *cross-flow* (CF), na direção perpendicular ao escoamento. Segundo Abeele, Boël e Hill (2013), esses componentes associados podem resultar em uma movimentação em forma de "8" na extensão do duto, como mostrado na Figura 8.

A força de fluxo perpendicular ocorre devido à diferença de pressão na parte superior e inferior do cilindro ocasionada pela mudança de velocidade do fluxo que passa pelo corpo (KARMAN, 1912).

Figura 8 – Direções de vibrações



Fonte – Autor (2020).

A força hidrodinâmica pode ser decomposta em um componente em fase com a velocidade conhecida como arrasto ( $F_D$ ), representada pela Equação 2.11, e um componente na direção perpendicular ao fluxo, conhecido como força de sustentação ( $F_L$ ), representada pela Equação 2.12 (SUMER; FREDSON, 2006). As forças podem ser visualizadas por meio da Figura 9.

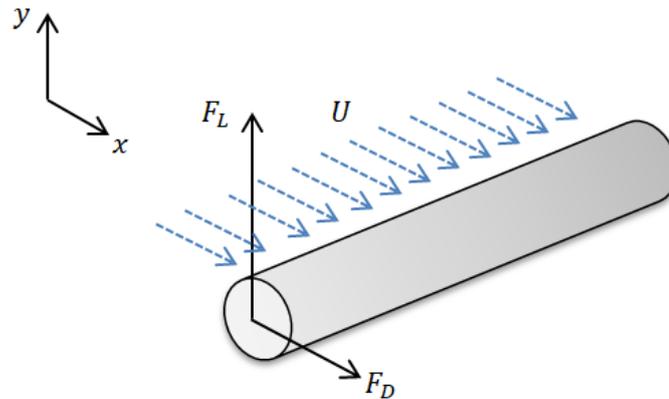
$$F_D = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot C_D \cdot D \cdot U \cdot |U| \quad (2.11)$$

$$F_L = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot C_L \cdot D \cdot U^2 \cdot \text{sen}(\omega_s \cdot t) \quad (2.12)$$

em que  $\rho$  é a densidade do fluido,  $U$  a velocidade,  $D$  o diâmetro,  $\omega_s = 2 \cdot \pi \cdot f_s$ , sendo  $f_s$  a frequência de desprendimento de vórtices,  $t$  o tempo e  $C_D$  e  $C_L$  os coeficientes de arrasto e de

sustentação, respectivamente.

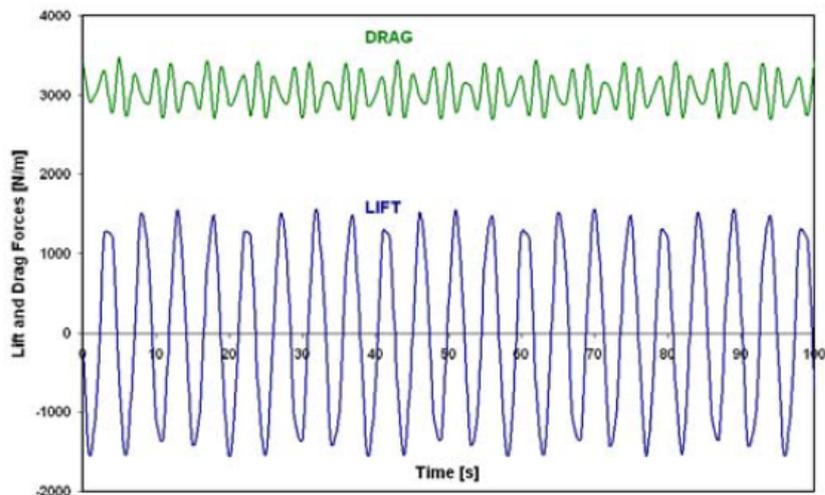
Figura 9 – Esquema das forças que atuam em um cilindro.



Fonte – Autor (2019)

Devido o desprendimento alternado de vórtices as oscilações na força de sustentação ocorrem na mesma frequência de queda de vórtices, enquanto as oscilações na força de arrasto ocorrem com o dobro dessas frequência (ABEELE; BOËL; HILL, 2013). Como exemplo, pode-se visualizar o gráfico representado na Figura 10.

Figura 10 – Forças de arrasto e de elevação.



Fonte – Abeele, Boël e Hill (2013)

### 3 FADIGA

A descoberta do fenômeno de fadiga aconteceu no século XIX, quando vários pesquisadores na Europa observaram que os componentes de pontes e ferrovias rachavam quando submetidos a cargas repetidas. Com o avanço tecnológico o uso de metais se expandiu e com isso mais falhas de componentes sujeitos a cargas cíclicas foram registradas (STEVEN, 1998).

Para ASTM (1995), fadiga é o processo de mudança estrutural progressiva, localizada e permanente que ocorre em um material sujeito às condições que produzem tensões e deformações flutuantes, em algum ponto ou pontos, que podem culminar em rachaduras ou fraturas completas após um número suficiente de ciclos.

A falha de um componente de uma estrutura ocorre quando o mesmo não funciona da mesma forma que foi projetado, não suportando o carregamento aplicado. A previsão das falhas é necessária para não comprometer o projeto e essas falhas podem acontecer de diversas formas, como ruptura parcial ou total, desgaste, deformação excessiva, perda da estabilidade, etc., sendo essas falhas ocasionadas por ações isoladas ou combinadas de carregamentos, temperatura e meio ambiente. Os carregamentos podem ser estáticos, cíclicos ou variáveis (PASTOUKHOV, 1995).

Segundo Pastoukhov (PASTOUKHOV, 1995), a falha estrutural causada por carregamentos periódicos (cíclicos) é chamada de fadiga. É sabido que se a tensão máxima na estrutura não exceder o limite elástico do material, a estrutura retornará à sua condição inicial quando a carga for removida, com isso, determinada carga pode ser repetida muitas vezes, desde que a tensão permaneça na região elástica. Isso se dá para cargas repetidas dezenas ou centenas de vezes, mas para cargas repetidas milhares ou milhões de vezes isso não acontece, ocorrendo a ruptura a uma tensão muito menor do que a resistência à ruptura estática do material (BEER; JOHNSTON; DEWOLF, 2006).

Para Beer, Johnston e DeWolf (2006), na maioria dos materiais, a tensão-limite diminui à medida em que o número de operações de carga aumenta, podendo ocasionar falha súbita.

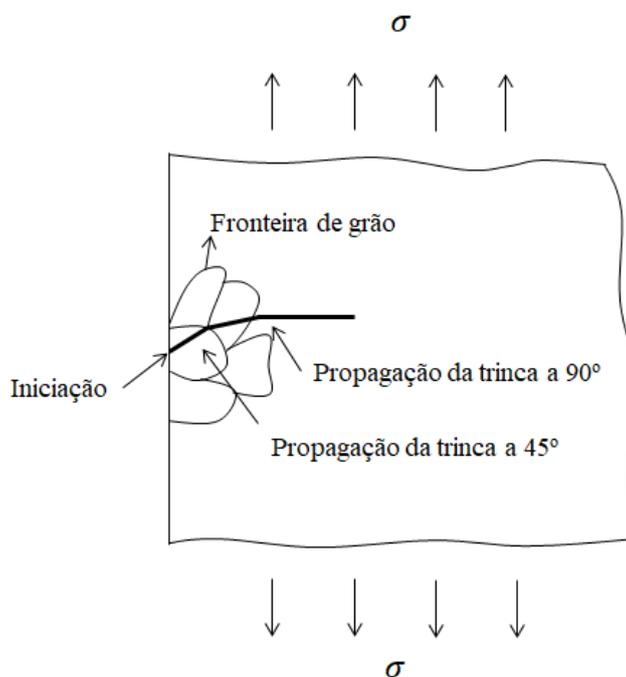
#### 3.1 Formação de trincas por fadiga

O mecanismo da fadiga compreende os seguintes estágios sucessivos: iniciação ou nucleação da trinca de fadiga, propagação da trinca e ruptura final. A iniciação se dá, geralmente, na superfície do corpo, pois nela a concentração de tensões é máxima ou logo abaixo da mesma, onde os cristais encontram-se mais unidos, estando sujeitos à ocorrência de deformações plásticas (BRANCO; FERNANDES; CASTRO, 1999).

Uma vez iniciada a propagação da trinca, ela ocorre em três fases. Um crescimento a 45° relativo à direção da sollicitação, posteriormente a trinca tende a se propagar perpendicularmente

à solicitação externa, finalizando com a falha, após a trinca atingir comprimento crítico. O processo é mostrado na Figura 11.

Figura 11 – Representação de propagação da trinca.



Fonte – Adaptado de Branco, Fernandes e Castro (1999).

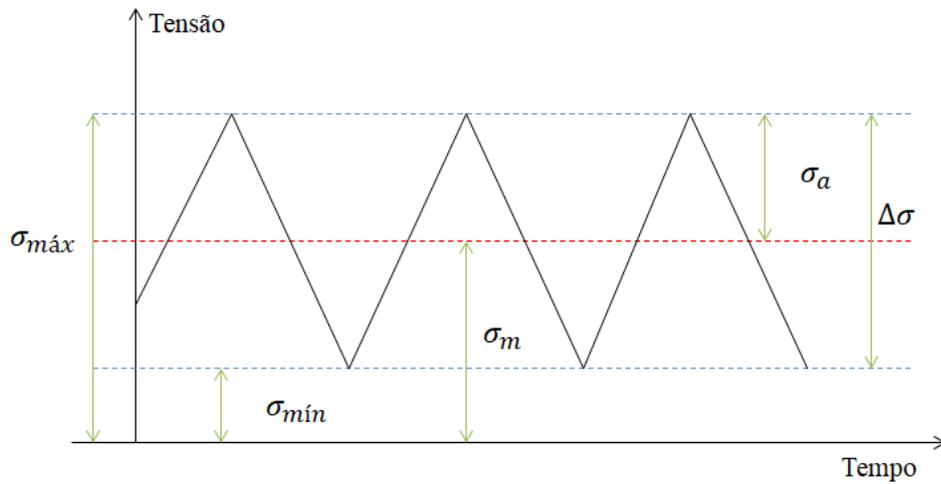
As microtrincas podem ser iniciadas por riscos, mudanças bruscas de seção, inclusões, estando presentes como resultados dos processos de soldagem, tratamento térmico ou conformação mecânica. Sendo assim, o primeiro estágio do processo, que corresponde em média a 90% da vida da estrutura, é caracterizado pela nucleação e crescimento microscópico da trinca, sem alterações visíveis da microestrutura (LAGE, 2008).

### 3.2 Solicitações de fadiga

As solicitações podem variar entre valores constantes das amplitudes de tensões ou deformações, ou apresentar distribuições aleatórias.

Para as solicitações cíclicas de tensão ou deformação os parâmetros considerados estão representados na Figura 12, em que  $\sigma_{max}$  é a tensão máxima,  $\sigma_{min}$  é a tensão mínima e  $\sigma_m$  é a tensão média, representada pela Equação (3.1). Tem-se que  $\sigma_a$  é a amplitude de tensão, representada pela Equação (3.2),  $\Delta\sigma$  é o intervalo de tensão, representado pela Equação (3.3) e  $R$  é a razão média de tensão, representada pela Equação (3.4).

Figura 12 – Parâmetros de carregamentos com amplitude constante.



Fonte – Adaptado de Lage (2008).

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_{max} + \sigma_{min})}{2} \quad (3.1)$$

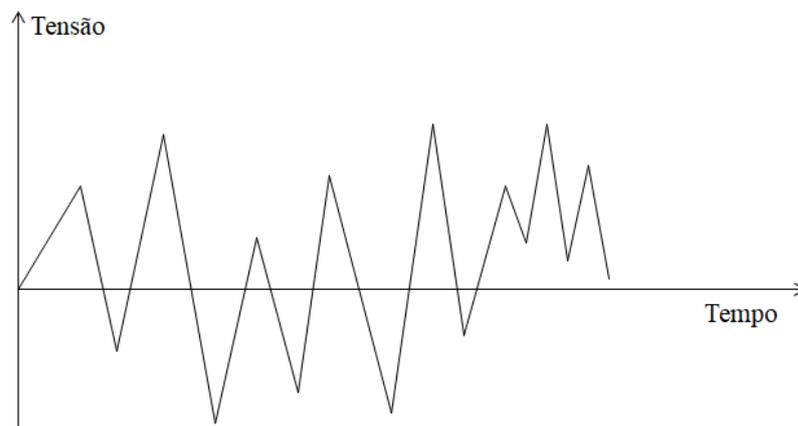
$$\sigma_a = \frac{(\sigma_{max} - \sigma_{min})}{2} \quad (3.2)$$

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (3.3)$$

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (3.4)$$

Carregamentos com amplitudes variáveis não são, em geral, simples, estando as cargas de serviço variando de uma forma aleatória, como representado na Figura 13.

Figura 13 – Parâmetros de carregamentos com amplitude variável.



Fonte – Adaptado de Lage (2008).

### 3.3 Previsão da vida em fadiga

Para previsão da vida em fadiga de estruturas existem três principais abordagens que podem ser aplicadas, a baseada em ciclos de tensão (curvas S-N), a baseada em ciclos de deformação ( $\epsilon$ -N) e a abordagem pela mecânica da fratura. Elas se diferenciam com base na iniciação e propagação da trinca. As abordagens de ciclos de tensões e de deformações aplicam as filosofias de "Vida segura" e "Colapso controlado", tratando do estudo da fase de iniciação das trincas, visando determinar a vida de componentes antes da ocorrência da falha. Já a abordagem de mecânica da fratura está baseada na filosofia de "Danos toleráveis", visando determinar a vida residual de componentes já trincados (LAGE, 2008).

#### Fadiga baseada em ciclos de tensão - Curvas S-N

Essa metodologia também é conhecida por fadiga controlada por tensões cíclicas ou fadiga de alto ciclo. Quando os limites de tensão e deformação estão dentro do limite elástico do material que constitui o componente e o número de ciclos necessários para ocorrer a falha é elevado, ela é a metodologia indicada para uso (LOPES et al., 2006). Logo, o método S-N só é em princípio apropriado às previsões de vidas longas de peças não trincadas. A iniciação de trincas por fadigas de componentes reais são comparados a dados obtidos para corpos de prova padronizados, com isso, os dados de danos são representados em curvas, conhecidas como curvas S-N, que são obtidos por meio de termos de amplitudes de tensão aplicadas em função do número de ciclos para a ruptura (LOPES et al., 2006).

#### Fadiga baseada em ciclos de deformação - Curvas $\epsilon$ -N

É uma metodologia utilizada para resolver casos de fadiga de baixo ciclo (geralmente abaixo de  $10^3$  ciclos de tensão), considerando efeitos elastoplásticos, que consiste em um regime controlado pela deformação plástica. Com isso, as curvas de fadiga têm que ser obtidas em ensaios mecânicos nos quais a variável é a deformação e não a tensão (BONIATTI, 2003).

#### Mecânica da fratura

Essa metodologia quantifica a propagação das trincas podendo ser utilizada para controle de qualidade, na fase de projeto e verificação, procura também estabelecer relações quantitativas entre solicitações aplicadas, dimensões de defeitos e propriedades do material para caracterizar a ocorrência de fraturas. Pode avaliar se os defeitos detectados durante a fabricação ou em serviço necessitam ou não de reparação, exigindo o conceito de tenacidade, que é a propriedade que caracteriza a resistência à propagação das trincas (BRANCO; FERNANDES; CASTRO, 1999).

### 3.4 Danos por fadiga

Quando uma estrutura é submetida a um número de ciclos de solicitação e esse número é inferior ao número necessário para causar a ruptura para essa solicitação, fica claro que embora o material não frature, sofreu deterioração da sua resistência, com isso, é necessário prever

qual o número de ciclos de uma outra sollicitação que o material ainda resiste (BRANCO; FERNANDES; CASTRO, 1999).

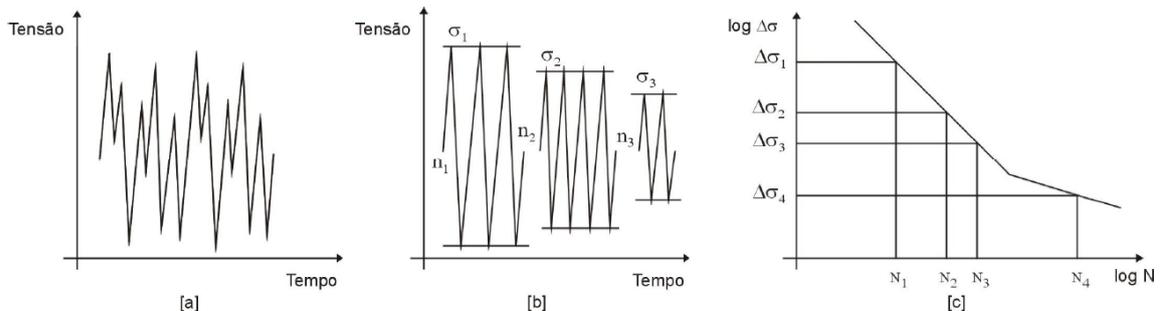
O dano por fadiga pode ser calculado por meio da Equação (3.5), de Palmgren-Miner, que admite que o dano pode ser expresso em termos do quociente entre o número de ciclos aplicado e o número de ciclos para causar a ruptura (BRANCO; FERNANDES; CASTRO, 1999).

$$D_{fat} = \sum_{i=1}^{M_c} \frac{n_i}{N_i} \leq \eta \quad (3.5)$$

em que  $D_{fat}$  é o dano acumulado por fadiga,  $\eta$  é a taxa de dano admissível,  $N_i$  é o número de ciclos até a falha na  $i$ -ésima faixa de tensão definida pela curva,  $n_i$  é o número de ciclos associados à variação de tensão e  $M_c$  é o número de intervalos de variação de tensão.

Essa razão mostra que Palmgren-Miner considerou que a deterioração da resistência é proporcional à energia absorvida pelo material. A Figura 14 mostra um carregamento aleatório que age em determinada estrutura [a], posteriormente tem-se a decomposição do espectro de carga de amplitude variável em uma série de espectros parciais de amplitude constante, ilustrados como  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  e  $\sigma_3$ , aplicados durante  $n_1$ ,  $n_2$  e  $n_3$  ciclos [b], em que para tensão  $\sigma_1$  tem-se um limite de resistência à fadiga de  $N_1$  ciclos [c] e assim sucessivamente.

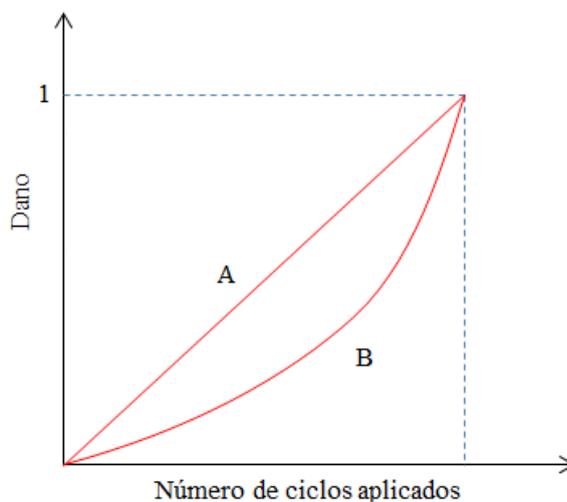
Figura 14 – Histórico de carregamentos e consequente divisão em ciclos.



Fonte – Lage (2008).

Analisando o equacionamento é possível representar o processo de deterioração de um material por fadiga por meio da Figura 15, em que indica que o dano por fadiga é nulo para o material original, sendo igual à unidade quando se dá a ruptura, podendo variar de uma forma linear (A) ao longo da vida do material ou não linear (B).

Figura 15 – Representação esquemática dos danos de fadiga.



Fonte – Adaptado de Branco, Fernandes e Castro (1999).

Branco, Fernandes e Castro (1999) comentam que os danos ocorridos podem ser caracterizados por meio de um ou mais parâmetros, sendo alguns deles do crescimento da fenda, absorção de energia plástica, degradação da resistência à tração estática, diminuição do limite de fadiga e crescimento da deformação plástica. Para eles, com o uso de regras de danos acumulados o que se pretende é descrever o comportamento à fadiga sob condições de cargas aleatórias com base no conhecimento do seu comportamento sob cargas de amplitudes constantes.

Como exemplo prático e simples dessa metodologia tem-se uma estrutura sujeita a um espectro de carga representado pela Tabela 1.

Tabela 1 – Espectro de carga.

Tensão (N/mm <sup>2</sup> )	Número de ciclos
100	10 <sup>5</sup>
80	2,5 · 10 <sup>5</sup>
60	5 · 10 <sup>5</sup>
40	10 <sup>6</sup>
20	2 · 10 <sup>6</sup>

Fonte – Adaptado de Branco, Fernandes e Castro (1999).

Supondo que o ciclo de carga ocorra em uma parte da estrutura que tenha um comportamento a fadiga representado pela equação :  $N \cdot \sigma^3 = 0,63 \cdot 10^{12}$ , é possível calcular os danos acumulados sob o espectro de carga, como mostrado na Tabela 2. Primeiramente são calculados os números de ciclos até a falha ( $N_i$ ) referentes a cada tensão, por meio da equação apresentada, e posteriormente o dano de cada intervalo  $D$ , por meio da Equação (3.5), sendo, por fim, somados todos os danos, encontrando  $D_{fat}$ .

Tabela 2 – Espectro de carga.

<b>Tensão (N/mm<sup>2</sup>)</b>	<b>Número de ciclos até a ruptura (<math>N_i</math>)</b>	<b>Número de ciclos (<math>n_i</math>)</b>	<b>Dano (<math>D = n_i/N_i</math>)</b>
100	$6,3 \cdot 10^5$	$10^5$	0,158
80	$1,2 \cdot 10^6$	$2,5 \cdot 10^5$	0,208
60	$2,9 \cdot 10^6$	$5 \cdot 10^5$	0,172
40	$9,8 \cdot 10^6$	$10^6$	0,102
20	$7,8 \cdot 10^7$	$2 \cdot 10^6$	0,025
<b>Dano total (<math>D_{fat}</math>)</b>			<b>0,665</b>

Fonte – Adaptado de Branco, Fernandes e Castro (1999).

Com o resultado final de  $D_{fat} = 0,665 < 1$  é possível concluir que a estrutura suporta o espectro de carga indicado.

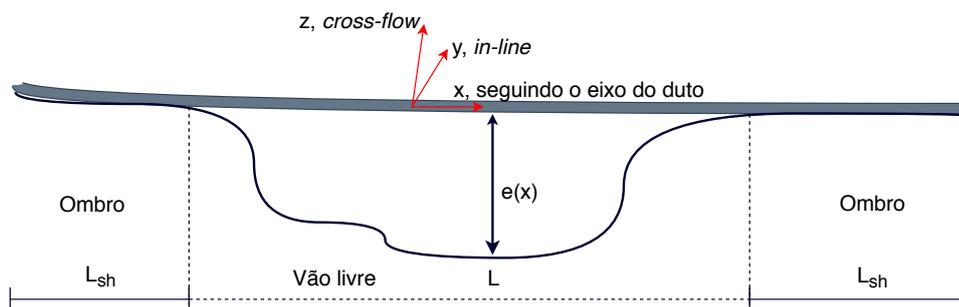
#### 4 ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DE DUTOS EM VÃOS LIVRES

No universo da Engenharia de Petróleo existem diversas recomendações práticas que são seguidas nos projetos. A DNV (Det Norske Veritas) possui uma recomendação que tem como título "Dutos em vãos livres" (*Free spanning pipelines*). Trata-se da DNVGL-RP-F105 (2017a), que será abordada neste trabalho.

Os dutos, estando sujeitos a cargas ambientais oscilatórias, se tornam um desafio ainda maior quando encontram-se em vãos livres (FYRILEIV; MØRK, 1998). Estes vãos ocorrem pela irregularidade do solo marinho e por erosões que podem ocorrer depois da sua instalação.

Os vãos livres podem ser classificados morfologicamente com base em detalhes estáticos e dinâmicos. Esta classificação define parâmetros e cenários de vãos livres, assim como distingue vãos isolados de multivãos interativos. Na Figura 16 um vão livre isolado é representado, indicando que parte do duto fica apoiada no solo ( $L_{sh}$ ) e parte fica suspensa ( $L$ ), sendo as partes apoiadas denominadas de ombros e a distância da parte suspensa do duto ao solo de *gap* ( $e(x)$ ).

Figura 16 – Modelo de vão livre



Fonte – Adaptado de Det Norske Veritas (2017a).

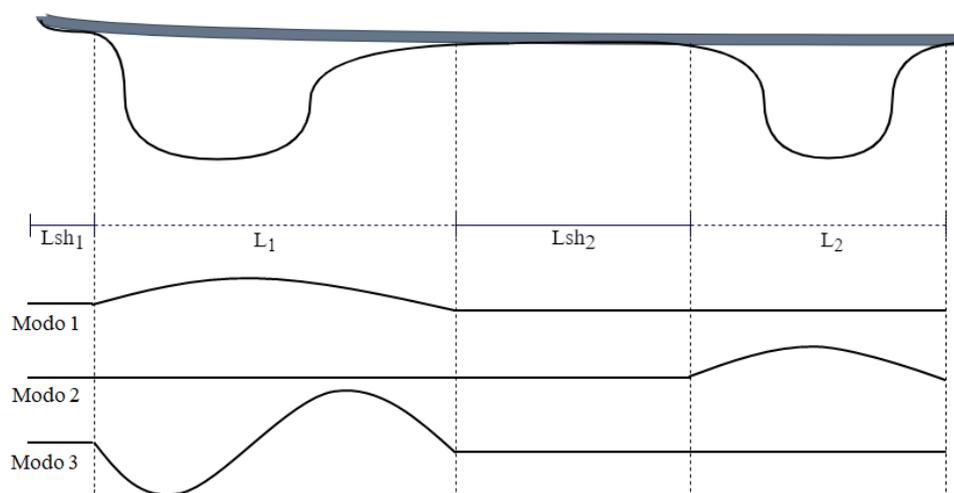
Caso um vão esteja separado de outros vãos por uma distância considerável de ombro, é denominado vão isolado, no entanto, em configurações mais irregulares os vãos se encontram próximos, sendo assim uma definição mais completa dessas configurações é trazida pela DNVGL-RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017a):

- Vãos isolados: se o comportamento estático e dinâmico for insignificamente afetado pelos vãos vizinhos.
- Multivãos: sequência de dois ou mais vãos que têm comportamentos estático e dinâmico afetados por vãos vizinhos.

Na Figura 17 dois vãos estão muito próximos um do outro, portanto, se assumirmos que os três modos expostos são os únicos ativos nos vãos, os vãos não interagem, visto que os

comportamentos dinâmicos e estáticos não são afetados pelo vizinho. Os modos estão ativos nos vãos de forma isolada.

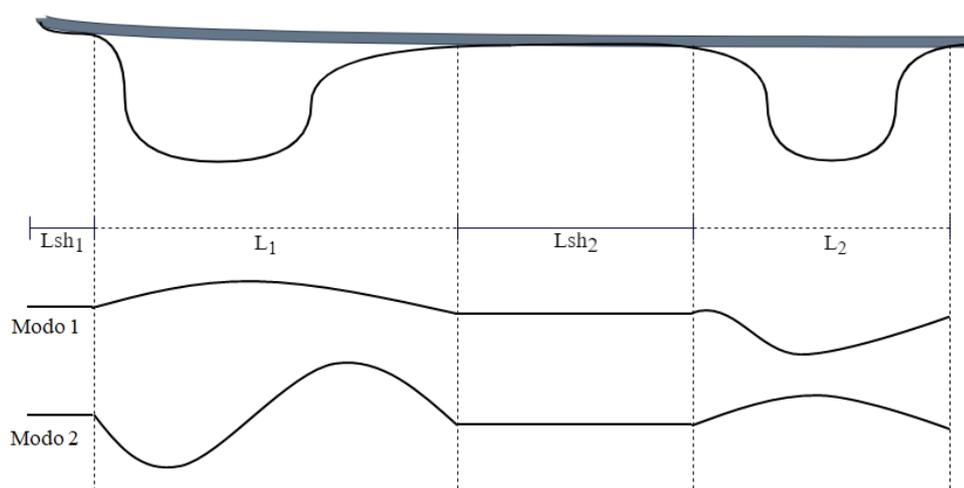
Figura 17 – Vãos isolados.



Fonte – Adaptado de Det Norske Veritas (2017a).

Entretanto, se a configuração for a apresentada na Figura 18, com mesmos modos ativos em mais de um vão, de forma que o comportamento dinâmico de cada vão é afetado pelo outro, têm-se vãos múltiplos interativos.

Figura 18 – Vãos interativos.



Fonte – Adaptado de Det Norske Veritas (2017a).

Segundo a DNVGL-RP-F105 a interação entre os modos depende da rigidez à flexão do duto, rigidez axial, *gap*, rigidez do solo, força axial efetiva, comprimento do vão, comprimento dos ombros e geometria dos ombros. Para Ilstad, Søreide e Nielsen (2005), em um cenário de vãos múltiplos, o comprimento e a interação entre vãos dependem diretamente da rigidez do solo nos ombros, visto que, a depender das condições de solo, a reação de apoio pode ser bem distribuída, no caso de solos elásticos, ou concentradas, em solos mais rígidos.

Outro fator importante é o comportamento da resposta do duto mediante a relação  $L/D$ , em que  $L$  é o comprimento e  $D$  é o diâmetro do duto. A Tabela 3, especifica essa relação.

Tabela 3 – Características do vão livre em relação a  $L/D$ .

$L/D$	Resposta
$L/D < 30$	Pouca amplificação dinâmica.
$30 < L/D < 100$	Resposta dominada por comportamento de viga.
$100 < L/D < 200$	Resposta dominada por comportamento combinado de viga e cabo.
$L/D > 200$	Resposta dominada por comportamento de cabo.

Fonte – Adaptado de Det Norske Veritas (2017a).

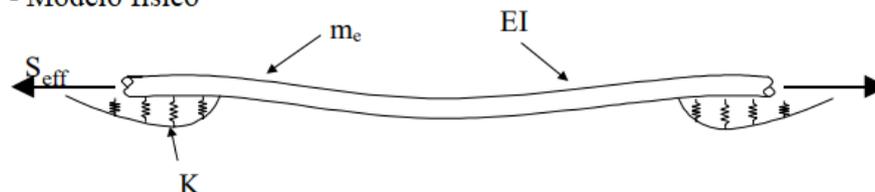
Um duto em vão livre pode ser modelado como uma viga de Euler-Bernoulli em fundações elásticas parciais em que as fundações elásticas são introduzidas apenas nos ombros. A Figura 19 ilustra esse modelo e apresenta os parâmetros básicos que determinam a resposta estrutural de um duto em vão livre.

Figura 19 – Vãos interativos.

- Modelo de duto em vão livre



- Modelo físico



Fonte – Adaptado de Mørk e Fyrileiv (2002).

Para Vedeld, Sollund e Hellesland (2013), diferentes autores resolveram o problema utilizando abordagens diferentes, como: Hentenyi, que resolveu as equações de movimento de uma viga em uma base elástica variável; Hobbs, que abordou a importância da frequência natural, baseando-se em uma solução numérica não linear das equações diferenciais que governam o problema e incluindo o efeito da rigidez do solo nos ombros, não contabilizando o efeito da força axial; Cloug e Penzien que apresentam uma teoria básica para dinâmica de viga sob influência de força axial (MØRK; FYRILEIV, 2002).

A equação diferencial para uma viga submetida à VIV pode ser escrita como mostrada na Equação (4.1), por Cloug e Penzien (CLOUGH; PENZIEN, 1975).

$$EI \frac{\partial^4 v}{\partial x^4} + S_{eff} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + m_e \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \quad (4.1)$$

em que  $v$  é a deflexão lateral,  $x$  é a coordenada axial,  $t$  é o tempo,  $S_{eff}$  a força axial efetiva,  $EI$  a rigidez à flexão e  $m_c$  é a massa efetiva da viga por comprimento.

A solução clássica dessa equação envolve a separação de variáveis, assumindo que a solução tenha um formato como:

$$v(x, t) = \varphi(x) \cdot Y(t) \quad (4.2)$$

em que  $\varphi(x)$  descreve a forma do modo e  $Y(t)$  descreve a variação do tempo.

Com isso, são obtidas duas equações diferenciais ordinárias:

$$\ddot{Y} + \omega^2 Y = 0 \quad (4.3)$$

$$\varphi'''' + \frac{S_{eff}}{EI} \varphi'' - \frac{m_c}{EI} \omega^2 \varphi = 0 \quad (4.4)$$

em que  $\omega$  é a frequência angular não amortecida.

A solução para frequência natural para uma viga com força axial é:

$$f_0 = C_1 \sqrt{\frac{EI}{m_e L^4} \cdot \left( 1 + C_2 \cdot \frac{S_{eff}}{P_E} \right)} \quad (4.5)$$

em que  $L$  é o comprimento da viga (vão),  $P_E$  a força de flambagem de Euler ( $\pi^2 EI/L^2$ ) e  $C_1$ ,  $C_2$  são os coeficientes da condição de contorno.

Mørk e Fyrileiv (2002) mostram que os coeficientes das condições de contorno variam para diferentes extensões e condições de solo para vãos livres reais.

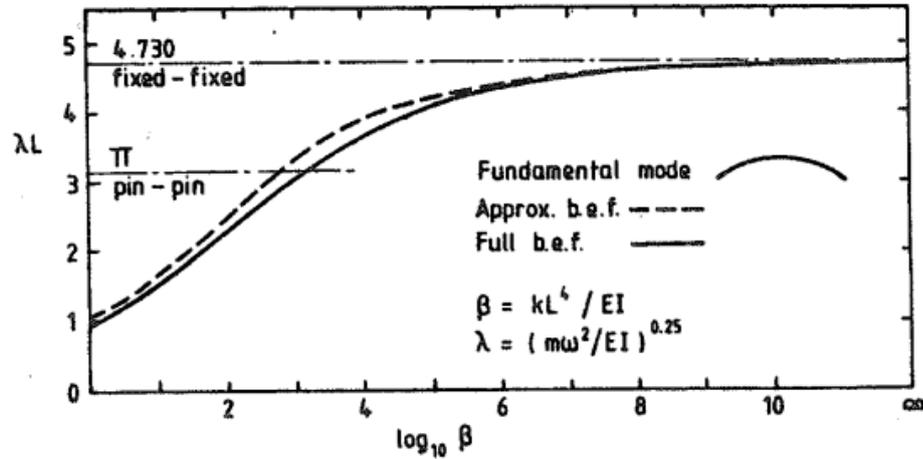
O estudo de Hobbs enfatiza a importância como as frequências e as condições de contorno são influenciados pela elasticidade/rigidez do solo nos ombros. Ele considera o suporte elástico do solo nos ombros, mas negligencia o efeito da força axial efetiva. Com isso, a Equação (4.4) se converte a:

$$\varphi'''' + \frac{(K - \omega^2 m_e)}{EI} \varphi = 0 \quad (4.6)$$

em que  $K$  é a rigidez do solo.

Hobbs estabelece uma equação complexa e não linear a ser resolvida para encontrar as constantes que entram na solução da Equação (4.4). A equação pode ser resolvida por métodos numéricos, mas Hobbs apresenta uma solução gráfica mostrada na Figura 20.

Figura 20 – Solução gráfica para vãos livres de Hobbs.



Fonte – Hobbs (1986).

A abcissa apresenta o logaritmo da rigidez do solo em relação à rigidez do duto (4.7) e a ordenada apresenta  $\lambda L$ , fornecendo indiretamente a frequência natural por meio da Equação (4.8).

$$\beta = \frac{K \cdot L^4}{EI} \quad (4.7)$$

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{m_c \omega^2}{EI}} \quad (4.8)$$

Com isso, para um determinado valor de  $\log_{10} \beta$  a figura fornece o  $\lambda L$  correspondente, que pode ser substituído na Equação (4.8), tendo como resposta a frequência angular e consequentemente a frequência natural  $f_0$ .

Hetényi (1971) resolve a equação diferencial de uma viga em vão livre apoiada em uma fundação elástica linear (solo) dada por:

$$EI \frac{\partial^4 v}{\partial x^4} + S_{eff} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + Kv = 0 \quad (4.9)$$

Mørk e Fyrileiv (2002) usaram combinações de análises de elementos finitos paramétricos e as soluções de Hobbs para determinar aproximações semi-empíricas mais precisas para a resposta harmônica. Essa abordagem é utilizada na recomendação prática DNVGL-RP-F105 (2017a) e será apresentada em detalhes na Seção 4.1 .

Quando parte do duto não apoiada está exposta a combinações de fluxos a mesma torna-se suscetível à VIV, demandando um estudo desse fenômeno para evitar danos à estrutura. Segundo a DNVGL-RP-F105 2017a, a VIV pode ser avaliada utilizando três metodologias diferentes: método paramétrico, modelo empírico para forças hidrodinâmicas e solução direta de problemas hidro-elásticos utilizando fluidodinâmica computacional (CFD).

A abordagem do método paramétrico estima diretamente a amplitude de vibração, enquanto o modelo empírico para forças hidrodinâmicas estima o equilíbrio entre excitação e amortecimento. O método CFD é pouco utilizado em projetos de dutos em vãos livres, visto que necessita de um grande esforço computacional. Logo, o modelo paramétrico é escolhido para ser abordado pela DNVGL-RP-F105 devido à eficiência computacional e porque, de maneira conservadora, está baseado em dados empíricos obtidos de uma grande quantidade de experimentos e testes (Det Norske Veritas, 2017a).

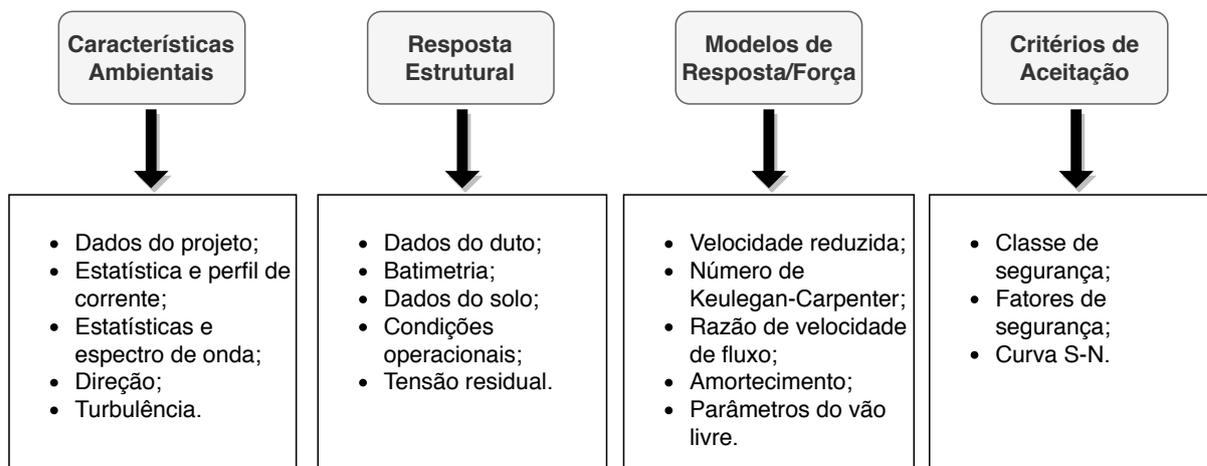
O modelo paramétrico descrito pela DNVGL-RP-F105 fornece critérios de projeto e orientações para vãos livres submetidos a cargas combinadas de onda e corrente. Para estimar a resposta dinâmica são considerados dois modelos, *Response Model* (RM) e *Force Model* (FM). Segundo Tura et al. (1994), a escolha do modelo depende do carregamento ambiental de tal forma que:

- Modelo de Resposta (*Response Model* - RM) - aplicável quando o vão livre está submetido ao fenômeno de ressonância induzido por vórtices;
- Modelo de Força (*Force Model* - FM) - aplicável quando o vão livre está submetido a cargas diretas de ondas.

O objetivo da DNVGL-RP-F105 é fornecer critérios e recomendações práticas para os projetos de dutos em vãos livres submetidos às ações combinadas de ondas e correntes. Os critérios são específicos para análises de Estado Limite Último (ULS), correspondente à resistência máxima à carga e Estado Limite de Fadiga (FLS), que corresponde à possibilidade de falha devido ao efeito de carregamento cíclico, devido a VIV *in-line* e *cross-flow* (Det Norske Veritas, 2017a).

Para analisar a influência do VIV em dutos em vãos livres, a DNVGL-RP-F105 indica um fluxo de trabalho, expresso na Figura 21. A etapa inicial está relacionada ao levantamento de dados ambientais e dados estruturais do projeto. O ambiente marinho é descrito em termos probabilísticos com curvas de distribuição de ondas e correntes que incidem no duto, determinando os carregamentos hidrodinâmicos que agem no vão. Com os modelos de respostas, as frequências naturais, amplitudes de tensão e números de ciclos são calculados. Utilizando critérios de aceitação, a vida à fadiga é encontrada, permitindo ao projetista mensurar se o duto projetado, nas condições ambientais específicas, tem tempo de vida relevante.

Figura 21 – Fluxo de trabalho da DNV



Fonte – Adaptada de Det Norske Veritas (2017a).

Sendo assim, uma análise estrutural é realizada com o objetivo de desenvolver uma análise estática para obter a configuração do duto e uma análise de autovalores e autovetores para as direções *in-line* e *cross-flow* do duto, obtendo assim as frequências e os modos de vibrações naturais. Sendo assim, a resposta estrutural estática e dinâmica do duto deve ser avaliada modelando a tubulação, o fundo do mar e os apoios artificiais, se assim existirem.

#### 4.1 Modelo de resposta

Para o cálculo das frequências de vibrações dos dutos em vãos livres é necessário, a princípio, o cálculo da força axial efetiva ( $S_{eff}$ ), que explica como as pressões internas, externas e temperaturas influenciam o comportamento de uma tubulação (FYRILEIV; COLLBERG, 2005). A Equação (4.10) mostra como seu cálculo é realizado:

$$S_{eff} = H_{eff} - \Delta p_i A_i (1 - 2\nu) - A_s E \Delta T \alpha_E \quad (4.10)$$

em que

- $H_{eff}$  tensão efetiva de lançamento
- $\Delta p_i$  diferencial de pressão interna em relação ao lançamento
- $A_i$  área da seção transversal interna do duto de aço
- $\nu$  coeficiente de Poisson
- $A_s$  área da seção transversal externa do duto de aço
- $E$  módulo de elasticidade
- $\Delta T$  diferencial de temperatura em relação ao lançamento
- $\alpha_E$  coeficiente de expansão térmico

Posteriormente, é necessário calcular a carga crítica de flambagem ( $P_{cr}$ ), dada por:

$$P_{cr} = (1 + CSF)C_2\pi^2 EI / L_{eff}^2 \quad (4.11)$$

sendo

$$CSF = k_c \left( \frac{EI_{conc}}{EI} \right)^{0,75} \quad (4.12)$$

em que

$CSF$  fator de rigidez do concreto, caso o duto seja revestido com concreto

$C_2$  coeficiente das condições de contorno

$EI$  rigidez à flexão do aço

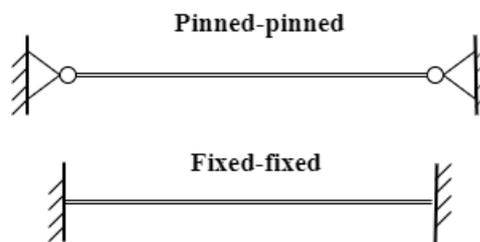
$L_{eff}$  comprimento efetivo do vão

$k_c$  constante empírica para a rigidez do concreto

$EI_{conc}$  rigidez à flexão do concreto

As condições de contorno, segundo a DNVGL-RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017a), podem ser do tipo *pinned-pinned* e *fixed-fixed* (Figura 22), com isso, valores de coeficientes da condição de contorno são estabelecidos na recomendação prática para casos de vãos isolados.

Figura 22 – Condições de contorno.



Fonte – Autor (2020).

Para a escolha das condições de contorno, o comprimento efetivo do vão deve ser calculado. Trata-se do comprimento do vão multiplicado por um fator de escala como representado por:

$$\frac{L_{eff}}{L} = \begin{cases} 4,73 / (-0,066\beta^2 + 1,02\beta + 0,63) & \text{para } \beta \geq 2,7 \\ 4,73 / (0,036\beta^2 + 0,61\beta + 1) & \text{para } \beta < 2,7 \end{cases} \quad (4.13)$$

sendo  $\beta$ :

$$\beta = \log_{10} \left( \frac{KL^4}{(1 + CSF)EI_{conc}} \right) \quad (4.14)$$

em que  $L$  é o comprimento do vão e  $K$  é a rigidez estática ou dinâmica do solo por unidade de comprimento.

O módulo de Young do concreto pode ser calculado a partir de:

$$E_{conc} = 10000 f_{cn}^{0,3} \quad (4.15)$$

em que  $f_{cn}$  é a resistência projetada do concreto.

Os parâmetros de rigidez do solo são calculado com base na DNVGL-RP-F114 (Det Norske Veritas, 2017b).

A rigidez dinâmica do solo por metro, na direção vertical (*cross-flow*) é dada por:

$$K_v = \frac{C_v}{1 - \nu_{soil}} \left( \frac{2\rho_s}{3\rho} + \frac{1}{3} \right) \sqrt{D} \quad (4.16)$$

e a rigidez dinâmica do solo por metro na direção lateral (*in-line*) por:

$$K_l = C_l(1 + \nu_{soil}) \left( \frac{2\rho_s}{3\rho} + \frac{1}{3} \right) \sqrt{D} \quad (4.17)$$

em que:

- $C_v$  fator de rigidez dinâmica do solo na direção vertical
- $C_l$  fator de rigidez dinâmica do solo na direção longitudinal
- $\nu_{soil}$  coeficiente de Poisson do solo
- $\rho_s$  massa específica do duto
- $\rho$  massa específica da água deslocada
- $D$  diâmetro externo do duto (incluindo revestimento)

A deflexão estática, caso não seja informada em medições, é calculada como:

$$\delta = C_6 \frac{qL_{eff}^4}{EI(1 + CSF)} \frac{1}{S_{eff}/P_{cr}} \quad (4.18)$$

em que  $C_6$  é um coeficiente da condição de contorno e  $q$  é o peso submerso do duto.

A frequência natural fundamental pode ser aproximada pela Equação (4.19), para as direções *in-line* e *cross-flow*:

$$f_1 \approx C_1 \sqrt{1 + CSF} \sqrt{\frac{EI}{m_e} L_{eff}^4} \left( 1 + \frac{S_{eff}}{P_{cr}} + C_3 \left( \frac{\delta}{D} \right)^2 \right) \quad (4.19)$$

em que  $C_1$  e  $C_3$  são coeficientes de condições de contorno e  $m_e$  é a massa efetiva, incluindo a massa estrutural, massa do fluido interno e massa adicional.

Com isso, o efeito da massa adicional pode ser modelado a partir do coeficiente de massa adicional ( $C_a$ ), por meio da Equação (4.20), podendo ser aplicado para superfícies suaves ou rugosas do duto:

$$C_a = \begin{cases} 0,68 + \frac{1,6}{1+5(e/D)} & \text{para } e/D < 0,8 \\ 1 & \text{para } e/D \geq 0,8 \end{cases} \quad (4.20)$$

sendo  $e$  correspondente ao *gap* do vão.

É possível também calcular a amplitude máxima de tensão para o diâmetro unitário pela Equação (4.21), para os modos fundamentais *in-line* ( $IL$ ) e *cross-flow* ( $CF$ ) assim:

$$A_{IL/CF,1}^{\max} = 2C_4(1 + CSF) \frac{DEr}{L_{eff}^2} \quad (4.21)$$

em que  $r$  é uma coordenada radial da seção transversal do duto e  $C_4$  é um coeficiente de condição de contorno.

Com todos esses cálculos realizados, é possível construir os modelos de resposta relacionando a velocidade da corrente com a amplitude de vibração, sabendo que toda a formulação foi expressa para o limite de razão entre o tamanho do vão  $L$  e o diâmetro externo do duto  $D$  ser menor que 140, assim expresso por  $\frac{L}{D} < 140$ .

Para o cálculo da amplitude de resposta de vibração é necessário o cálculo de um conjunto de parâmetros que relacionam fatores ambientais com o modelo de resposta:

- Velocidade reduzida ( $V_R$ );
- Número de Keulegan-Carpenter ( $KC$ );
- Relação de velocidade de fluxo ( $\alpha$ )
- Intensidade de turbulência ( $I_c$ );
- Ângulo de corrente, relativo ao duto ( $\theta_{rel}$ )
- Parâmetro de estabilidade ( $K_S$ ).

A velocidade reduzida é definida de forma geral pela Equação (2.2) e de forma mais detalha por:

$$V_R = \frac{U_c + U_w}{f_n D} \quad (4.22)$$

sendo  $U_c$  é a velocidade da corrente,  $U_w$  é a velocidade de fluxo induzida por onda,  $f_n$  é a frequência natural de amplitude e  $D$  é o diâmetro externo do duto.

O número de Keulegan-Carpenter é calculado pela Equação (2.6) ( $KC = U_M/(fD)$ ), apresentada, anteriormente, na Seção 2.1.

A razão de velocidade de fluxo de corrente é dada por meio da Equação (4.23):

$$\alpha = \frac{U_c}{U_c + U_w} \quad (4.23)$$

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

$$K_S = \frac{4\pi m_e \zeta_T}{\rho_w D^2} \quad (4.24)$$

em que  $\rho_w$  é a densidade da água e  $\zeta_T$  é a taxa de amortecimento modal total.

Com a aplicação dos fatores de segurança ( $\gamma_f$  e  $\gamma_k$ ), têm-se:

$$V_{Rd} = V_R \gamma_f \quad (4.25)$$

$$K_{Sd} = \frac{K_S}{\gamma_k} \quad (4.26)$$

A partir desses parâmetros dá-se início ao desenvolvimento dos modelos de resposta *in-line* e *cross-flow*, que a DNVGL-RP-F105 considera separadamente.

### Modelo de resposta *in-line*

Para a construção do modelo de resposta *in-line* é preciso calcular a velocidade de corrente no duto, que pode ser aproximada pela Equação (4.27):

$$U_c = R_c U(z_r) \frac{\ln(e + D/2) - \ln(z_0)}{\ln(z_r) - \ln(z_0)} \quad (4.27)$$

em que  $U(z_r)$  é a velocidade da corrente na altura de referência,  $R_c$  é o fator de redução para corrente, calculado por:

$$R_c(z) = R_c \frac{\ln(z) - \ln(z_0)}{\ln(z_r) - \ln(z_0)} \quad (4.28)$$

com o fator de referência dado por:

$$R_c = \sin(\theta_{rel}) \quad (4.29)$$

sendo  $z$  a altura acima do solo,  $z_0$  o parâmetro de rugosidade,  $z_r$  a altura de medição de referência e  $\theta_{rel}$  o ângulo formado entre a corrente e o duto.

Posteriormente é possível calcular a velocidade reduzida por meio da Equação (4.22).

Os fatores de correção para considerar a turbulência e o ângulo de ataque do fluxo são calculados pela Equação (4.30):

$$\begin{aligned} R_{I\theta,1} &= 1 - \pi^2 \left( \frac{\pi}{2} - \sqrt{2\theta_{rel}} \right) (I_c - 0,03) & 0 \leq R_{I\theta,1} \leq 1 \\ R_{I\theta,2} &= 1 - \frac{I_c - 0,03}{0,17} & 0 \leq R_{I\theta,2} \leq 1 \end{aligned} \quad (4.30)$$

em que  $I_c$  é a intensidade de turbulência.

Sendo assim, é possível seguir o seguinte conjunto de equações para montar o modelo de resposta:

$$\begin{aligned} \frac{A_{Y,1}}{D} &= \max \left( 0,18 \left( 1 - \frac{K_{Sd}}{1,2} \right) R_{I\theta,1}, \frac{A_{Y,2}}{D} \right) \\ \frac{A_{Y,2}}{D} &= 0,13 \left( 1 - \frac{K_{Sd}}{1,8} \right) R_{I\theta,2} \\ V_{R,onset}^{IL} &= \begin{cases} \frac{1,0}{\gamma_{on,IL}} & \text{para } K_{Sd} < 0,4 \\ \frac{0,6+K_{Sd}}{\gamma_{on,IL}} & \text{para } 0,4 \leq K_{Sd} < 1,6 \\ \frac{2,2}{\gamma_{on,IL}} & \text{para } K_{Sd} \geq 1,6 \end{cases} \end{aligned} \quad (4.31)$$

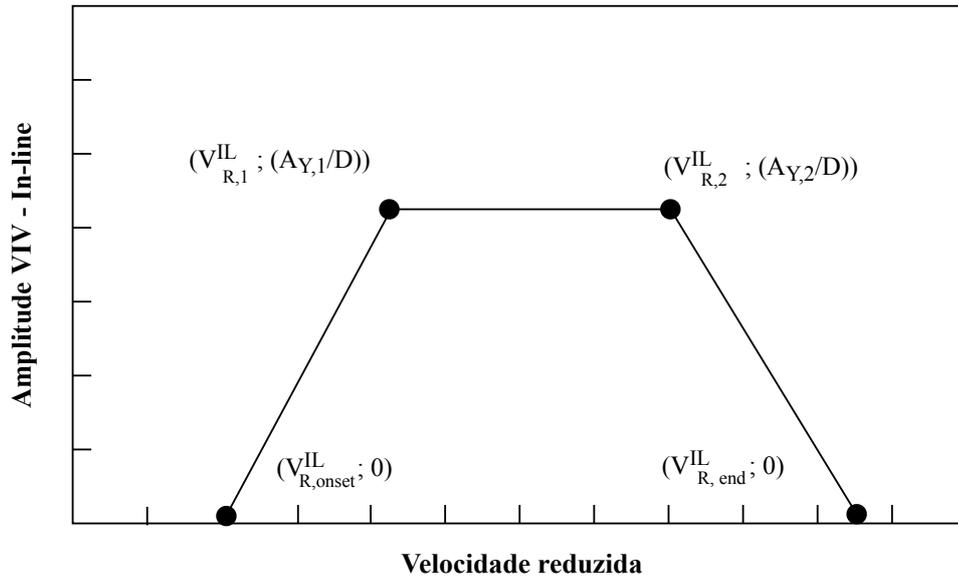
$$V_{R,end}^{IL} = \begin{cases} 4,5 - 0,8K_{Sd} & \text{para } K_{Sd} < 1,0 \\ 3,7 & \text{para } K_{Sd} \geq 1,0 \end{cases}$$

$$V_{R,1}^{IL} = 10 \left( \frac{A_{Y,1}}{D} \right) + V_{R,onset}^{IL}$$

$$V_{R,2}^{IL} = V_{R,end}^{IL} - 2 \left( \frac{A_{Y,2}}{D} \right)$$

em que  $\gamma_{on,IL}$  é o fator de segurança para velocidade reduzida inicial na direção *in-line* e  $\frac{A_Y}{D}$  é a amplitude de vibração *in-line* normalizada.

Com os dados calculados, o modelo é montado conforme a Figura 23.

Figura 23 – Modelo de resposta - *in-line*

Fonte – Adaptado de Det Norske Veritas (2017a).

O modelo tem a possibilidade de indicar a região em que o duto sofre VIV, juntamente com amplitude que será atingida.

#### Modelo de resposta *cross-flow*

Para o desenvolvimento do modelo de resposta *cross-flow* é necessário o cálculo de alguns parâmetros, como o do fator de correção para considerar a proximidade do duto com o solo pela Equação (4.32):

$$\Psi_{proxi,onset} = \begin{cases} \frac{1}{5} (4 + 1,25 \frac{e}{D}) & \text{para } \frac{e}{D} < 0,8 \\ 1 & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (4.32)$$

em que  $\frac{e}{D}$  é a razão de afastamento.

Caso o duto esteja localizado sobre um trincheira a Equação (4.33) é utilizada:

$$\Psi_{trench,onset} = 1 + 0,5 \frac{\Delta}{D} \quad (4.33)$$

em que  $\frac{\Delta}{D}$  é a profundidade relativa da trincheira.

Sendo assim, o modelo de resposta pode ser construído seguindo o conjunto de Equações

(4.34):

$$\frac{A_{Z,1}}{D} = \begin{cases} 0,9 & \alpha > 0,8 & \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} < 1,5 \\ 0,9 + 0,5 \left( \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} - 1,5 \right) & \alpha > 0,8 & 1,5 \leq \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} \leq 2,3 \\ 1,3 & \alpha > 0,8 & \frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} > 2,3 \\ 0,9 & \alpha \leq 0,8 & KC > 30 \\ 0,7 + 0,01(KC - 10) & \alpha \leq 0,8 & 10 \leq KC \leq 30 \\ 0,7 & \alpha \leq 0,8 & KC < 10 \end{cases}$$

(4.34)

$$\frac{A_{Z,2}}{D} = \frac{A_{Z,1}}{D}$$

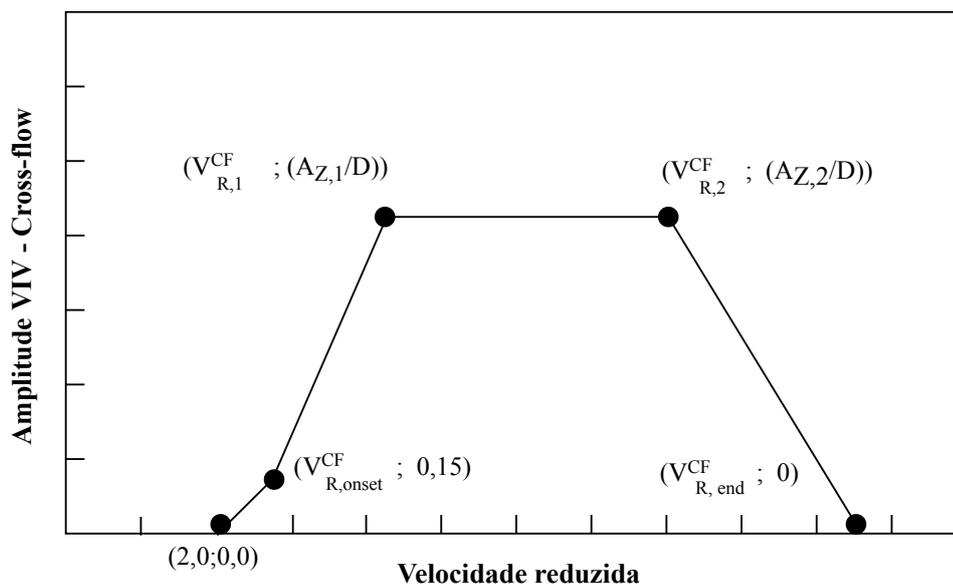
$$V_{R,onset}^{CF} = \frac{3 \cdot \Psi_{proxi,onset} \cdot \Psi_{trench,onset}}{\gamma_{on,CF}}$$

$$V_{R,end}^{CF} = 16$$

$$V_{R,1}^{CF} = 7 - \frac{7 - V_{R,onset}^{CF}}{1,15} \left( 1,3 - \frac{A_{Z,1}}{D} \right)$$

$$V_{R,2}^{CF} = V_{R,end}^{CF} - \frac{7}{1,3} \frac{A_{Z,1}}{D}$$

Com os dados calculados, o modelo é montado conforme a Figura 24.

Figura 24 – Modelo de resposta - *cross-flow*

Fonte – Adaptado de Det Norske Veritas (2017a).

Assim como no modelo de resposta *in-line*, o modelo *cross-flow* tem a possibilidade de indicar quando o duto sofre VIV, juntamente com a amplitude que será atingida.

### Resposta *multi-mode*

Combinações de estado de mar e fluxos de correntes podem excitar vários modos, dando origem a uma resposta multimodal (*multi-mode*). O número de modos que contribuirão para o dano por fadiga variará dependendo da velocidade do fluxo, da posição ao longo do eixo  $x$  e da competição entre modos de resposta. Para calcular essa resposta de multi-modo combinada a DNVGL-RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017c) divide os modos em três conjuntos diferentes:

- Modos ativos: são os modos que podem ser excitados por VIV;
- Modos participantes: são modos que possuem curvatura relevante;
- Modos contribuintes: conjunto dos modos que participam e são ativados por VIV que serão classificados como modos dominantes e modos fracos.

É possível calcular as amplitudes do VIV para todos os modos, calculando o VIV *cross-flow* e *in-line* para cada velocidade de corrente e estado de mar em cada ponto.

Para VIV *cross-flow*:

- Identificar modos ativos ou participantes;
- Com o modelo de resposta CF:
  - Calcular a amplitude VIV normalizada para cada modo:  $(A_Z/D)_j$

- Identificar o modo dominante:  $(A_Z/D)_{max}$
- Identificar potenciais modos fracos:  $0,1(A_Z/D)_{max} \leq (A_Z/D)_j \leq (A_Z/D)_{max}$
- Desconsiderar os modos irrelevantes:  $(A_Z/D)_j < 0,1(A_Z/D)_{max}$
- Usar o modelo de resposta para baixos valores de Keulegan-Carpenter (*low Keulegan Carpenter flow regime* - LKCR);
  - Calcular  $(A_Z/D)_j$  para cada modo.
- Determinar a resposta de tensão combinada determinada por:

$$S_{comb,CF} = \max(S_{comb,CF}^{RM}, S_{comb,CF}^{LKCR}) \quad (4.35)$$

- Determinar a frequência de contagem de ciclos por meio de:

$$f_{cyc,CF} = \begin{cases} f_{cyc,CF}^{LKCR}, & S_{comb,CF}^{RM}(x) < S_{comb,CF}^{LKCR}(x) \\ f_{cyc,CF}^{RM}, & S_{comb,CF}^{RM}(x) \geq S_{comb,CF}^{LKCR}(x) \end{cases} \quad (4.36)$$

Para VIV *in-line*:

- Identificar os modos ativos ou participantes;
- Com o modelo de resposta IL:
  - Calcular a amplitude VIV normalizada para cada modo  $(A_Y/D)_j$
  - Identificar o modo dominante:  $S_{IL}^{max}(x)$
  - Identificar potenciais modos fracos:  $0,1S_{IL}^{max}(x) \leq S_{IL,j}^P(x) \leq S_{IL}^{max}(x)$
  - Desconsiderar os modos irrelevantes:  $S_{IL,j}^P(x) < 0,1S_{IL}^{max}(x)$
- Reduzir os modos fracos. Dois modos adjacentes podem competir se suas frequências forem próximas ou agirem de forma independente se estiverem distantes. A DNVGL-RP-F105 define que os modos competem se a razão entre as frequências é menor que 2 ( $\frac{f_{n+1}}{f_n} < 2$ ). Em modos adjacentes considera-se que apenas o "vencedor" da competição pode ter máxima amplificação, enquanto a amplificação do modo "perdedor" é reduzida à metade.
- Calcular o intervalo de tensões *in-line* excitados pelo modo *cross-flow* dominante  $S_{CF-IL}(x)$ . Para cada ponto e cada modo, é calculado o intervalo de tensões induzido por VIV *in-line* para os modos contribuintes por:

$$\xi_{IL,j}^{RM}(x) = S_{IL,j}^P \cdot 0,5^{\beta_j(x)} \quad (4.37)$$

Assume-se que apenas o modo *cross-flow* dominante é capaz de contribuir para o movimento *in-line* induzido pelo modo transversal. Desta forma, o modo *in-line* participante cuja frequência natural é próxima a duas vezes a resposta *cross-flow* dominante é escolhido como candidato a VIV *in-line* induzido por *cross-flow*, como mostrado por:

$$| f_{IL,k}^{part} - 2 \cdot f_{CF-RES,i} | \quad (4.38)$$

O intervalo de tensões *in-line* excitados pelo modo *cross-flow* dominante é dado por:

$$\xi_{CF-IL}(x) = 0,8 \cdot A_{IL,k}(x) \cdot \left( \frac{A_z}{D} \right)_{max} \cdot R_k \cdot \gamma_s \quad (4.39)$$

- Comparar  $S_{IL}^{RM}(x)$  e  $S_{CF-IL}(x)$  e escolher o maior;
- Determinar a faixa de resposta de tensão combinada,  $S_{comb,IL}(x)$ , e a frequência de contagem de ciclos,  $f_{cyc,IL}$ .

## 4.2 Análise estática

A condição estática, assim como as forças axiais efetivas, variarão entre as diferentes fases da vida útil do projeto. A tensão axial efetiva e a interação duto-solo são caracterizadas como não lineares a fim de modelar de forma adequada os efeitos de deslocamentos e deslizamentos da estrutura. Com isso, a DNVGL-RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017a) recomenda que a análise estática seja feita em uma análise de elementos finitos não linear com condições de contorno realistas do fundo do mar e com análises que reflitam a sequência de carregamento apropriada. Sendo assim, suas fases podem ser caracterizadas, de forma resumida, da seguinte forma (SOLLUND; VEDEL, 2014):

- Primeira: fase logo após o assentamento do duto, pressão e temperatura internas são pequenas e a força axial efetiva é igual a tensão residual de lançamento.
- Segunda: fase em que o duto é inundado com água antes do teste de pressão do sistema. Grandes desvios estáticos ocorrem devido ao aumento do peso submerso, as deflexões causam um alongamento no duto e a força axial efetiva pode obter valores altos de tração em áreas com muitos vãos.
- Terceira: fase na qual ocorre o teste de pressão, quando a pressão do duto cheio de água é aumentada para o nível de teste.
- Quarta: fase em que o duto é preenchido pelo fluido pretendido, trata-se da fase mais longa da vida útil da estrutura. Quando a pressão e temperatura operacionais são aplicadas a força axial efetiva se torna compressiva.

A partir das fases descritas é possível identificar os carregamentos funcionais que deverão estar presentes na análise de elementos finitos, como: peso submerso do duto, pressão interna e externa, cargas de temperatura e tensão de lançamento.

Segundo a DNVGL-RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017a), para análises globais e locais, estática e dinâmica de dutos em vãos livres, modelar o duto como uma viga é suficientemente preciso, sendo que a recomendação prática é limitada à resposta elástica, com isso, modelos de plasticidade não são considerados.

Para criar um modelo de elementos finitos que descreva as fases mencionadas anteriormente, muitos detalhes devem ser analisados. Na fase de instalação um processo deve ser incluído para simular o assentamento do duto, encontrando sua configuração deformada inicial após o assentamento, garantindo que a tensão e o ângulo de assentamento do processo de instalação sejam representados de tal maneira que o acúmulo de forças residuais no duto, devido ao atrito, seja contabilizado. Desta forma, Bai (2001) comenta que um modelo simplificado pode ser utilizado incluindo a possibilidade de se aplicar tensão de assentamento e especificar o ângulo de assentamento entre o duto e o fundo do mar para garantir uma boa modelagem das forças de contato quando o duto for assentado.

Um modelo representativo de solo-estrutura deve existir, consistindo em uma definição de atrito e rigidez do fundo do mar, sendo a formulação de rigidez do fundo do mar capaz de descrever várias relações de pressão e penetração, podendo ser usado um modelo de atrito anisotrópico para representar a diferença na resistência ao atrito nas direções longitudinais e laterais do duto.

Na fase de inundação e drenagem do duto esses processos alteram o peso da estrutura e consequentemente sua configuração. A função de atrito entre o duto e o fundo do mar depende da pressão do solo, que é aumentada quando a tubulação é preenchida. Esses processos de inundação e drenagem podem ser modelados por meio de uma variação da carga vertical que atua na estrutura. O duto, em sua condição preenchida, pode sofrer grandes deformações axiais devido a mudança na sua geometria, podendo afundar nos vãos livres, com isso, Bai (2001) sugere a possibilidade de usar um procedimento de análise de grandes deslocamentos, podendo ser considerado o efeito de alterações na área da seção do duto devido a deformação axial.

As altas pressões e altas temperaturas do conteúdo interno do duto podem ser contabilizadas, pois causam expansão do material fazendo com que o duto procure novos caminhos de deformação para se manter em equilíbrio. As propriedades do material como tensão de escoamento, resistência à tração e módulo de elasticidade podem variar com a temperatura do material, podendo, se necessário, serem contabilizadas. A pressão hidrostática externa é função da profundidade e a pressão interna pode ser modelada como constante.

### 4.3 Análise modal

Visto que a faixa de tensão que contribui para danos à fadiga da estrutura é calculada por meio da amplitude de vibração associada à frequência natural, as frequências e seus modos devem ser determinadas de forma precisa. A determinação das frequências pode ser feita utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF) por meio de uma análise modal. O MEF constitui-se em uma abordagem mais refinada de cálculo, que resolve um problema de autovalor encontrando as frequências naturais de vibração da estrutura.

A análise de autovalores é um procedimento linearizado com base em uma matriz de rigidez tangente, que leva em conta a configuração do equilíbrio estático, pois a matriz de rigidez do sistema depende da curvatura estática do duto e do equilíbrio da força axial efetiva (SOLLUND; VEDELD, 2014).

A DNVGL-RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017a) recomenda verificar a modelagem e o pós-processamento de elementos finitos fazendo comparação entre os resultados de frequências naturais *in-line* e *cross-flow* e tensão axial obtidas pelas formulações simplificadas propostas na recomendação prática com os obtidos via análise modal de elementos finitos. Os valores devem diferir em cerca  $\pm 5\%$ .

### 4.4 Avaliação de fadiga de dutos em vãos livres

A recomendação prática DNVGL-RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017a) usa como abordagem para a previsão de vida à fadiga a baseada em ciclos de tensão (S-N). As curvas foram introduzidas por Wöhler em meados de 1950, quando foram realizados repetidos testes de cargas e testes laboratoriais de amostras, resultando em um grande acúmulo de dados empíricos (ETUBE, 2001). Com isso, o método é baseado em uma série de testes de fadiga que são empregados na tentativa de prever a resistência à fadiga da estrutura. Os resultados obtidos no laboratório são expressos na forma de curvas, que relacionam variações de tensão constante com o número de ciclos que leva à falha por fadiga (Det Norske Veritas, 2011).

A tensão é o controle nesse método e os formatos mais comuns é montar um gráfico do número logarítmico de ciclos até a falha versus a amplitude de tensão, tensão máxima ou faixa de tensão (STEVEN, 1998), sendo a Equação (4.40) usada no cálculo de vida à fadiga (Det Norske Veritas, 2011):

$$\log N = \log \bar{a} - m \cdot \log \Delta\sigma \quad (4.40)$$

em que  $N$  é o número de ciclos,  $m$  é o inverso da inclinação negativa da curva,  $\bar{a}$  é o ponto que intercepta o eixo das abscissas e  $\Delta\sigma$  é a variação de tensão.

Para DNVGL-RP-F105 o critério de fadiga é formulado como:

$$\eta \cdot T_{life} \geq T_{exposure} \quad (4.41)$$

em que  $T_{life}$  é a capacidade de vida útil do projeto e  $T_{exposure}$  é o tempo de exposição do projeto.

A capacidade de vida à fadiga *cross-flow* e *in-line* da região submetida a determinado estado de mar é dada pelas Equações (4.42) e (4.43):

$$T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, CF} = \frac{1}{\int_0^\infty \frac{f_{cyc, CF} \cdot S_{comb, CF}^m}{\bar{a}} p(U_c) dU_c} \quad (4.42)$$

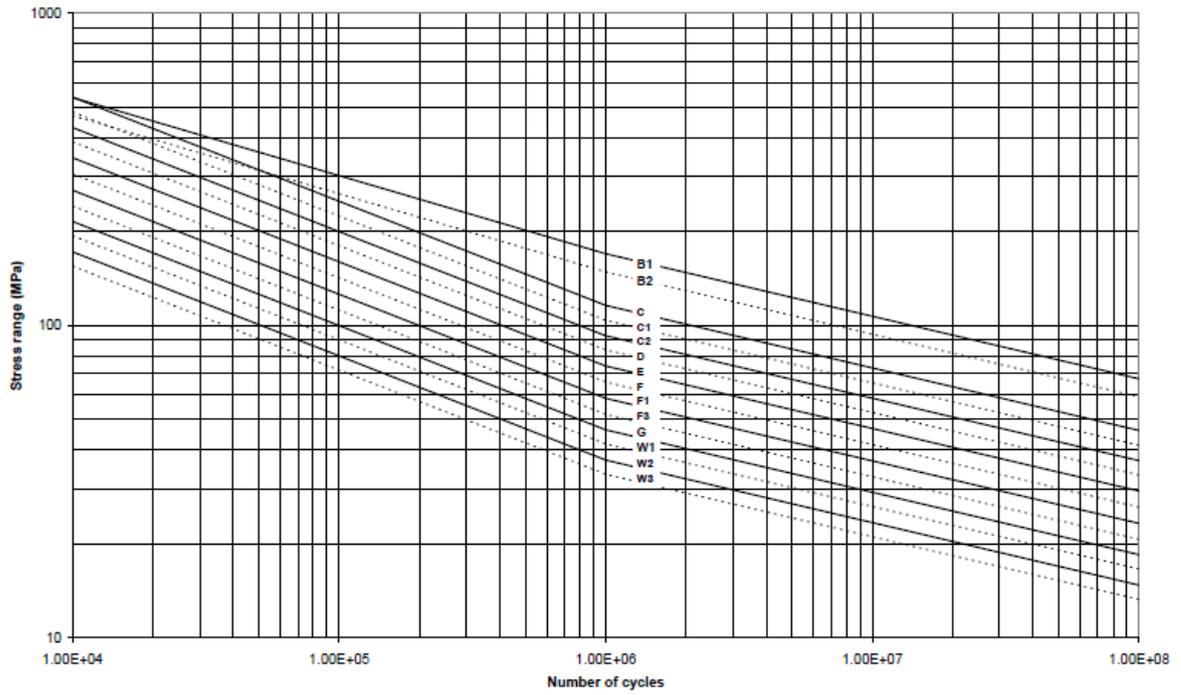
$$T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, IL} = \frac{1}{\int_0^\infty \frac{f_{cyc, IL} \cdot S_{comb, IL}^m}{\bar{a}} p(U_c) dU_c} \quad (4.43)$$

em que  $S_{comb, CF}^m$  e  $S_{comb, IL}^m$  são as faixas de tensão *cross-flow* e *in-line*,  $f_{cyc, CF}$  e  $f_{cyc, IL}$  são as frequências de contagem de ciclo *cross-flow* e *in-line*,  $\bar{a}$  e  $m$  são a constante de fadiga e o expoente de fadiga, dependendo da faixa de tensão relevante, e  $p(U_c)$  é a função densidade de probabilidade da velocidade da corrente.

Segundo a DNV-RP-C203 (Det Norske Veritas, 2011), as juntas soldadas são divididas em classes onde cada uma corresponde a uma curva S-N. Essa classificação depende da disposição geométrica, da direção da tensão variante e do método de fabricação e inspeção. As condições ambientais e supostas proteções catódicas também influenciam nas curvas, sendo assim, a recomendação prática apresenta curvas referentes às estruturas inseridas no ar, na água do mar com proteção catódica, também indicando curvas para nó fundido, para juntas tubulares, entre outras.

Como exemplo de curvas S-N têm-se as que a recomendação prática RP-C203 indica (Figura 25), referente à estrutura na água do mar com proteção catódica, estando, cada curva, representando uma classe de segurança diferente.

Figura 25 – Curvas S-N - água do mar com proteção catódica.

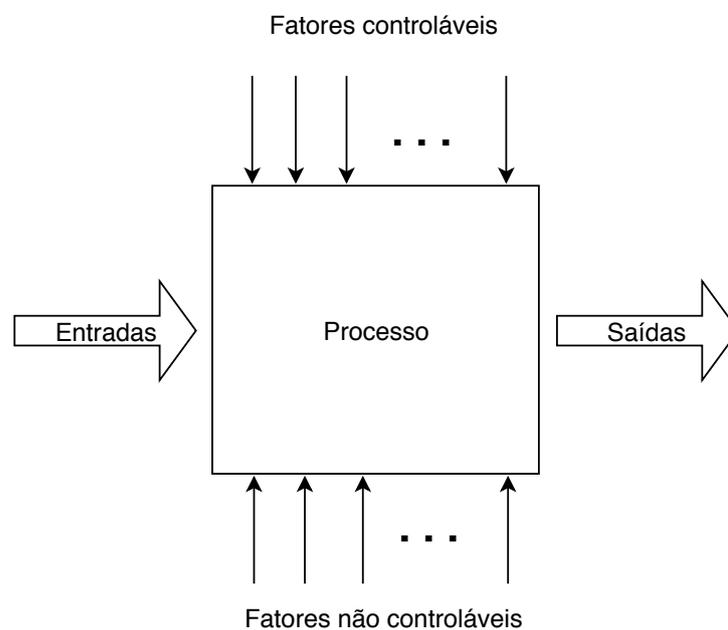


Fonte – Det Norske Veritas (2011).

## 5 PLANEJAMENTO E ANÁLISE DE EXPERIMENTOS - DOE

Em uma pesquisa científica há a formulação de hipóteses que são verificadas por meio de experimentos. O Planejamento de Experimentos é a tradução do termo "*Design of Experiments*" (DOE) (MONTGOMERY, 2012), que é a forma de definir vários experimentos com modificações nos fatores de entrada para analisar os efeitos dessas mudanças nas variáveis de resposta. Experimentos são usados para estudar processos ou sistemas, que podem ser caracterizados pela Figura 26, que transforma alguma entrada em uma saída, possui uma ou mais variáveis de respostas observáveis, com variáveis de projeto controláveis e variáveis não controláveis.

Figura 26 – Processo ou sistema.



Fonte – Adaptado de Montgomery (2012).

Segundo Godoy (2014), alguns conceitos devem ser conhecidos para a implantação de uma DOE, a saber:

- Tipos de experimentos: podem ser do tipo *oneway* ou do tipo fatorial, em que *oneway* refere-se aos experimentos com uma única variável de controle (único fator de controle) e o fatorial possui vários fatores de controle, combinando níveis de duas ou mais fontes de variação.
- Característica de interesse: é a variável dependente que sofre algum estímulo causado por alterações nos níveis dos fatores de controle, podendo ser uma ou mais em um processo.
- Fatores de controle: são variáveis independentes que são controladas nos experimentos, podem ser uma ou mais variáveis e deseja-se verificar os seus efeitos sobre a variável de resposta.

- Níveis dos fatores de controle: são as alterações que são realizadas nos fatores de controle.
- Tratamentos: são as combinações dos níveis para a realização dos experimentos.
- Estrutura dos fatores: é a forma como os níveis são combinados, podendo ser fatores cruzados, em que todos os níveis são cruzados para formar os tratamentos, fatores hierárquicos, em que nem todos os níveis se combinam entre si e os fatores mistos, que possuem fatores hierárquicos e cruzados.
- Tipos de efeito: são os tipos de impactos que um fator tem sobre uma variável de resposta, podem ser fixos, que se referem a todos os níveis presentes no experimento ou aleatórios, quando nem todos os níveis puderam ser estudados.
- Procedimento de aleatorização: aleatoriedade da coleta de dados da característica de interesse para que seja produzida uma medida de variabilidade nos testes e a estimação de efeitos seja calculada, pode ser totalmente aleatório ou com restrições.

Etapas lógicas devem ser seguidas para uma análise de DOE. A princípio são definidos o problema e os objetivos, em seguida a variável de resposta é selecionada, fatores, níveis e o tipo de experimento, definidos, seguindo com a execução do experimento e, por fim, a análise de dados. Com isso, o DOE pode: indicar quais variáveis são mais influentes nas respostas, determinar qual fator controlável é mais influente para que a saída esteja próxima de um valor nominal, determinar qual fator controlável é mais influente para que a variação da saída seja pequena, determinar qual fator controlável é mais influente para que os efeitos dos fatores incontroláveis sejam minimizados.

Para o estudo de duas ou mais variáveis os planejamentos fatoriais são os mais indicados. Neles, cada combinação entre as variáveis é investigada (MONTGOMERY, 2012). Como neste trabalho serão analisados vários fatores de controle, o experimento do tipo *oneway* não será detalhado.

## 5.1 Planejamento fatorial

Em um planejamento fatorial todas as combinações possíveis dos níveis de fatores são investigadas, podendo definir o planejamento cruzado. São classificados de acordo com o número de níveis dos fatores, sendo o tipo mais simples os que envolvem apenas 2 níveis.

Sabendo que os fatores são as variáveis independentes do problema ( $k$ ) e para cada fator são definidos os seus níveis ( $n$ ), que são valores que serão utilizados nos experimentos, a quantidade de experimentos em um planejamento fatorial completo é definida por  $n^k$ .

Para um planejamento fatorial completo com três fatores ( $A, B, C$ ) e com dois níveis para cada fator, tem-se um total de  $2^3 = 8$  experimentos. Os níveis podem ser denominados

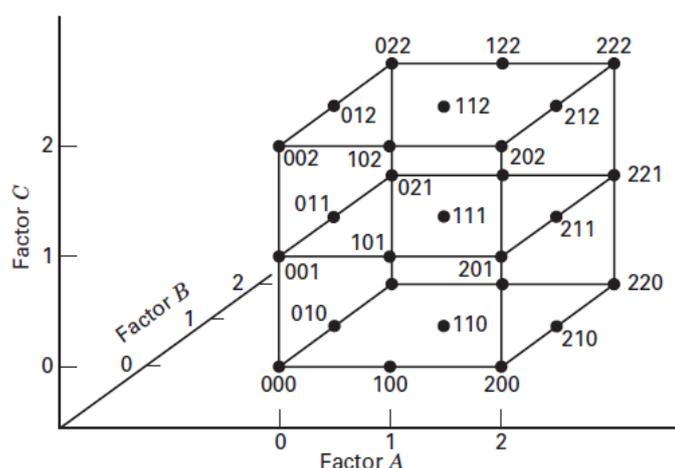
como nível baixo (-) e nível alto (+), sendo assim as 8 combinações possíveis estão representadas na Tabela 4.

Tabela 4 – Combinações possíveis.

Combinações
$(a^+, b^+, c^+)$
$(a^+, b^-, c^-)$
$(a^+, b^-, c^+)$
$(a^+, b^+, c^-)$
$(a^-, b^-, c^-)$
$(a^-, b^+, c^+)$
$(a^-, b^+, c^-)$
$(a^-, b^-, c^+)$

Para um planejamento completo com três níveis e 3 fatores ( $A, B, C$ ), tem-se  $3^3 = 27$  experimentos, em que os níveis correspondem a nível baixo (0), intermediário (1) e alto (2). Para um projeto  $3^3$ , 000 indica a combinação em que  $A, B$  e  $C$  estão em nível baixo, como 001 representa que  $A$  e  $B$  estão no nível baixo e  $C$  no nível intermediário. A Figura 27 representa uma combinação  $3^3$ .

Figura 27 – Planejamento completo com três níveis  $3^3$



Fonte – Adaptado de Montgomery (2012).

Com o aumento do número de fatores um planejamento fatorial completo pode se tornar bastante custoso, com isso, é possível considerar uma fração dos experimentos.

## 5.2 Planejamento fatorial fracionado

O uso do planejamento fatorial fracionado em experimentos acontece com o objetivo de identificar os fatores que causam grandes efeitos com um número de experimentos menor

que o fatorial completo. O uso bem sucedido de projetos fatoriais fracionados é baseado em três princípios básicos (MONTGOMERY, 2012):

1. Escassez de efeitos: quando o processo é pouco influenciado por algumas variáveis;
2. Projeções de propriedades: fatoriais fracionados podem ser projetados em subconjuntos de fatores significativos;
3. Experimentação sequencial: possibilidade de combinação de fatoriais fracionados para construir sequencialmente um projeto maior para estimar fatores de efeitos e interações de interesse.

Para um planejamento fatorial fracionado de dois níveis considerando fracionado pela metade ( $1/2$ ), tem-se o fatorial meia fração ( $2^{k-1}$ ), considerando um quarto de fração ( $1/4$ ), tem-se o fatorial duas-meias-frações ( $2^{k-2}$ ). Com isso, para cada  $p$  meias frações  $(1/2)^p$ , tem-se como resultado de número de experimentos  $2^{k-p}$ .

Desta forma, caso escolhido um planejamento fatorial fracionado meia-fração para o exemplo de dois fatores anteriormente mencionado na Seção 5.1, o número de experimentos cai de  $2^3 = 8$ , para  $2^{3-1} = 4$ , reduzindo pela metade. Utilizando o mesmo exemplo, a definição dos quatro experimentos é feita montando-se as possibilidades de experimentos com apenas dois fatores,  $A$  e  $B$ :  $(a^+, b^+)$ ,  $(a^+, b^-)$ ,  $(a^-, b^+)$  e  $(a^-, b^-)$ , em seguida multiplicam-se os níveis desses fatores para definir os níveis do fator  $C$ , sendo assim, tem-se:  $c^+$ ,  $c^-$ ,  $c^-$  e  $c^+$ , com isso esses níveis do fator  $C$  são inseridos nos quatro experimentos previamente definidos com apenas dois fatores, obtendo-se:  $(a^+, b^+, c^+)$ ,  $(a^+, b^-, c^-)$ ,  $(a^-, b^+, c^-)$  e  $(a^-, b^-, c^+)$ .

Como visto, o fator  $C$  foi obtido pela multiplicação dos outros dois fatores ( $A$  e  $B$ ), podendo ser indicado pela expressão  $C = AB$ . Multiplicando cada lado da expressão por  $C$ , tem-se  $CC = A \cdot BC$ , que é a relação de definição do planejamento, podendo ser expressa da seguinte forma:  $I = ABC$ . Como existem três termos do lado direito diz-se que o planejamento tem resolução III. As resoluções podem ser de vários tipos, mas as mais comuns são de resolução III, IV e V (MONTGOMERY, 2012).

Os projetos de resoluções III têm como características que nenhum efeito principal é confundido com outro efeito principal, mas efeitos principais podem ser confundidos com interações de dois fatores, e as interações podem ser confundidas entre si. Nos projetos de resoluções IV os efeitos principais não se confundem nem com outros efeitos, nem com interações, mas as interações podem se confundir entre si. Nos projetos de resoluções V nem efeitos principais, nem interações são confundidos, mas interações são confundidas com efeitos de interações de ordem superior.

No exemplo em questão tem-se que o efeito principal  $C$  é confundido com a interação de dois fatores:  $AB$ , pois foi usado  $C = AB$  para definir os níveis de  $C$ , não sendo possível distinguir um efeito do outro.

O planejamento fatorial fracionado de três níveis segue a mesma ideia do fracionado de dois níveis, para cada  $p$  meias frações  $(1/3)^p$ , tem-se como resultado de número de experimentos  $3^{k-p}$ . O planejamento de três níveis completos com três fatores sendo fracionado com meia fração passa de  $3^3 = 27$  para  $3^{3-1} = 9$  experimentos.

### 5.3 Análise de experimentos

Após escolha e realização dos experimentos baseados no modelo fatorial empregado, os resultados devem ser analisados, para isso métricas devem ser escolhidas. As estimativas de efeitos principais, de efeitos de interação e análise de variância (ANOVA) podem ser utilizadas (FERREIRA, 2016), assim como análise gráfica de Pareto.

#### 5.3.1 Estimativa de efeitos e análise de variância

Para explicar a estimativa de efeitos e a análise de variância, o exemplo teórico de produção de um produto químico em um vaso de pressão é utilizado. Com a necessidade de analisar o efeito dos fatores de temperatura ( $A$ ), pressão ( $B$ ), concentração ( $C$ ) e taxa de agitação ( $D$ ) na taxa de filtração de um produto químico, opta-se por resolver um problema de fatorial fracionado, reduzido em meia fração, com dois níveis e com resolução IV. Com isso, tem-se um conjunto com  $2^{4-1} = 8$  experimentos, sendo  $A$ ,  $B$ ,  $C$  e  $D$ , os fatores (MONTGOMERY, 2012). A organização dos experimentos pode ser visualizada na Tabela 5.

Tabela 5 – Organização dos experimentos.

Experimento	$A$	$B$	$C$	$D = ABC$	Resposta
1	-	-	-	-	45
2	+	-	-	+	100
3	-	+	-	+	45
4	+	+	-	-	65
5	-	-	+	+	75
6	+	-	+	-	60
7	-	+	+	-	80
8	+	+	+	+	96

Sendo assim, os efeitos principais, que correspondem ao efeito do fator individualmente, são calculados agrupando as respostas em níveis alto e baixo. Como exemplo de cálculo, pode-se utilizar o fator  $A$  para o cálculo. Os resultados devem ser agrupados de acordo com os níveis, tendo  $A^- = \{45, 45, 75, 80\}$  e  $A^+ = \{100, 65, 60, 96\}$ . Posteriormente deve-se calcular a média dos grupos  $A^-$  e  $A^+$  e subtraí-las nessa ordem, com isso, tem-se que o efeito de  $A$  é  $80,25 - 61,25 = 19,0$ . O procedimento é repetido para os demais fatores e a tabela de efeitos principais pode ser montada como indicada na Tabela 6.

Tabela 6 – Efeitos principais.

<b>Fator</b>	<b>Estimativa</b>
<i>A</i>	19,00
<i>B</i>	1,50
<i>C</i>	14,00
<i>D</i>	16,50

Os efeitos de interação representam os efeitos combinados dos fatores. Para seu cálculo é necessário montar uma tabela complementar à Tabela 6, com as interações de segunda ordem, representada pela Tabela 7. Os níveis de todas as combinações secundárias foram calculados por meio do produto dos fatores envolvidos.

Tabela 7 – Interações de segunda ordem.

<i>AB</i>	<i>AC</i>	<i>AD</i>	<i>BC</i>	<i>BD</i>	<i>CD</i>	<b>Resposta</b>
+	+	+	+	+	+	45
-	-	+	+	-	-	100
-	+	-	-	+	-	45
+	-	-	-	-	+	65
+	-	-	-	-	+	75
-	+	-	-	+	-	60
-	-	+	+	-	-	80
+	+	+	+	+	+	96

Analogamente ao cálculo do efeito principal agrupa-se cada fator secundário em seus níveis, como por exemplo *AB*, tem-se:  $AB^- = \{100, 45, 60, 80\}$  e  $AB^+ = \{45, 65, 75, 96\}$ . Calculando as médias e subtraindo tem-se que o efeito de interação de *AB* é  $70,25 - 71,25 = -1$ . Fazendo o mesmo procedimento para as demais interações monta-se a Tabela 8.

Tabela 8 – Efeitos de interações.

<b>Fator</b>	<b>Estimativa</b>
<i>AB</i>	-1
<i>AC</i>	-18,50
<i>AD</i>	19,000
<i>BC</i>	19,00
<i>BD</i>	-18,50
<i>CD</i>	-1

Segundo Ferreira (2016), a análise de variância é uma técnica estatística usada para quantificar a parcela de variabilidade total que ocorre por conta de cada fator e suas interações,

são testes de hipóteses simultâneos para determinar se alguns dos efeitos são estatisticamente significantes. Ela complementa a análise dos efeitos, montando uma tabela de análise de variância que inclui a soma dos quadrados dos efeitos, grau de liberdade, quadrados médios e valor F para várias fontes de variação.

Para o cálculo da soma dos quadrados totais dos efeitos é utilizado:

$$SS_T = \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^c \sum_{l=1}^n y_{ijkl}^2 - \frac{y_{\dots}^2}{abcn} \quad (5.1)$$

em que  $y$  refere-se aos resultados,  $a$ ,  $b$ ,  $c$  são a quantidade de nível para cada fator e  $n$  é a quantidade de experimentos totais. Mais somatórios são acrescentados à medida que aumentam a quantidade de fatores.

Para o cálculo dos quadrados dos efeitos de cada fator têm-se:

$$SS_A = \frac{1}{bcn} \sum_{i=1}^a y_{i\dots}^2 - \frac{y_{\dots}^2}{abcn} \quad (5.2)$$

$$SS_B = \frac{1}{acn} \sum_{j=1}^b y_{\dots j\dots}^2 - \frac{y_{\dots}^2}{abcn} \quad (5.3)$$

$$SS_C = \frac{1}{abn} \sum_{k=1}^c y_{\dots \dots k\dots}^2 - \frac{y_{\dots}^2}{abcn} \quad (5.4)$$

As Equações (5.5), (5.6) e (5.7) indicam como são calculados os quadrados dos efeitos dos fatores secundários.

$$\begin{aligned} SS_{AB} &= \frac{1}{cn} \sum_{i=1}^a \sum_{j=1}^b y_{ij\dots}^2 - \frac{y_{\dots}^2}{abcn} - SS_A - SS_B \\ &= SS_{\text{Subtotal}(AB)} - SS_A - SS_B \end{aligned} \quad (5.5)$$

$$\begin{aligned} SS_{AC} &= \frac{1}{bn} \sum_{i=1}^a \sum_{k=1}^c y_{i\dots k\dots}^2 - \frac{y_{\dots}^2}{abcn} - SS_A - SS_C \\ &= SS_{\text{Subtotal}(AC)} - SS_A - SS_C \end{aligned} \quad (5.6)$$

$$\begin{aligned} SS_{BC} &= \frac{1}{an} \sum_{j=1}^b \sum_{k=1}^c y_{\dots j\dots k\dots}^2 - \frac{y_{\dots}^2}{abcn} - SS_B - SS_C \\ &= SS_{\text{Subtotal}(BC)} - SS_B - SS_C \end{aligned} \quad (5.7)$$

O valor dos quadrados do modelo refere-se aos valores dos fatores que possuem efeitos relevantes, com isso podem ser calculado os resíduos da seguinte forma:  $SS_{\text{Residuo}} = SS_T - SS_{\text{Modelo}}$ .

Os graus de liberdade correspondem a uma quantidade de valores que podem variar em um cálculo. Utilizando o exemplo de Ferreira (2016) para a explicação de grau de liberdade, tem-se que se a média de um conjunto é 25 e esse conjunto tem 5 fatores, sendo 20 e 10 os valores conhecidos e  $x$ ,  $y$  e  $z$  valores desconhecidos, os valores podem ser distintos, com isso tem-se a expressão:  $(20 + 10 + x + y + z)/5 = 25$ , ou ainda,  $z = 95 - x - y$ . É preciso definir os valores de  $x$  e  $y$  para determinar o valor de  $z$ , sendo assim têm-se dois graus de liberdade.

Para o cálculo de graus de liberdade total de um problema de fatorial é subtraído uma unidade do valor total de número de experimentos. Para o cálculo dos graus de liberdade dos fatores é subtraído uma unidade do número de níveis e para o grau de liberdade dos resíduos é feita a subtração do número de graus de liberdade total e a soma dos graus de liberdade dos fatores.

O quadrado médio é a divisão da soma de quadrados pelos respectivos graus de liberdade e é utilizado no cálculo do valor F. O valor F é encontrado dividindo o quadrado médio de cada fator pelo quadrado médio dos resíduos, este valor representa o valor da distribuição F, que é a distribuição de Snedecor também conhecida como distribuição de Fisher, utilizada para inferências estatísticas (PORTAL ACTION, 2019).

Por último o cálculo do valor-p é realizado por meio da função de distribuição F, ele corresponde a probabilidade na cauda superior da distribuição. Pode ser calculado utilizando o Excel. O valor-p indicará se os efeitos encontrados são estatisticamente significantes, para valores menores que 0,1 ou 0,05.

A Tabela 9 indica a análise de variância (ANOVA) do exemplo anterior. Escolhendo significância 0,01 é possível afirmar que os efeitos dos fatores, por possuírem todos os valores-p abaixo de 0,01, são estatisticamente significantes.

Tabela 9 – Análise de variância.

Fator	Soma de quadrados	Graus de liberdade	Quadrado médio	Valor F	Valor-p
<i>A</i>	722,0	1	722,0	222,2	0,00447
<i>C</i>	392,0	1	392,0	120,6	0,00819
<i>D</i>	544,5	1	544,5	167,5	0,00592
<i>AC</i>	684,5	1	684,5	210,6	0,00471
<i>AD</i>	722,0	1	722,0	222,2	0,00447
Resíduos	6,5	2	3,3		
Total	3.071,5	7			

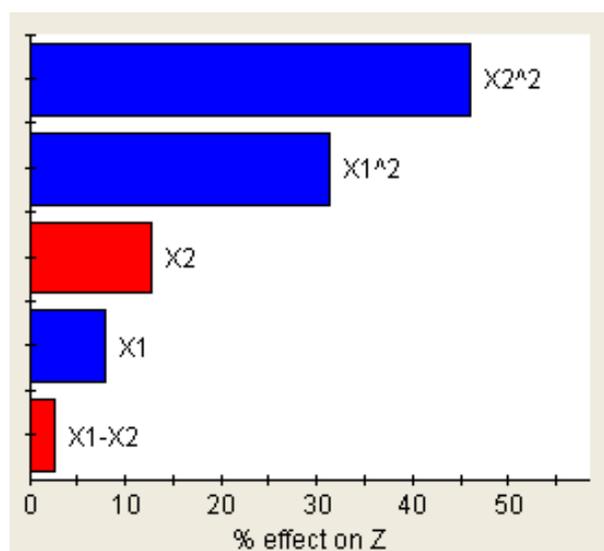
### 5.3.2 Gráfico de Pareto

O gráfico de Pareto é uma ferramenta da qualidade que mostra a ordem de relevância de problemas a serem resolvidos, e é apresentado por um gráfico de colunas ou barras. Foi criado

pelo economista italiano Vilfredo Pareto (1848-1923) ao conduzir um estudo sobre distribuição de riquezas. Nesse estudo ele descobriu que a minoria da população (20%) possuía a maioria das riquezas (80%) (SALES, 2013) e a minoria da população a minoria das riquezas. No entanto, o diagrama ficou amplamente conhecido após ser utilizado por Joseph Juran na área de qualidade, que encontrou um padrão de distribuição de defeitos de determinado produto parecido com o padrão encontrado por Pareto em sua análise. Joseph Juran chegou a conclusão que 80% dos problemas de qualidade de uma peça são causados por 20% dos tipos de defeitos. Relacionando esses trabalhos, foi criado o conceito de Pareto (regra 80/20) e Joseph deu nome ao gráfico chamando-o de gráfico de Pareto (FM2S, 2019).

O software Isight, utilizado no trabalho, gera o gráfico mostrando os efeitos relativos dos fatores na resposta desejada. O gráfico é montado em forma de barras, ordenadas do maior para o menor. Como exemplo tem-se a Figura 28 em que as barras azuis indicam efeitos positivos nas respostas e as vermelhas efeitos negativos, sendo assim, esse gráfico pode ser usado para representar os fatores com os efeitos mais significativos na vida à fadiga de dutos em vãos livres.

Figura 28 – Modelo de gráfico de Pareto



Fonte – Adaptado de SIMULIA (2018a).

A técnica de análise de confiabilidade utilizada no Isight é a Seis Sigma. A classificação dos efeitos é feita ordenando os coeficientes em escala e normalizando-os com um ajuste pelo método de mínimos quadrados. Dependendo da quantidade de dados o ajuste pode ser polinomial de segunda ordem completo, parcial ou polinomial linear (SIMULIA, 2018a).

## 6 METODOLOGIA

A metodologia aplicada neste trabalho foi dividida em: metodologia geral de análise de duto em vão livre e metodologia do estudo paramétrico. Para o desenvolvimento das atividades aqui mencionadas são utilizados os softwares:

- Abaqus (SIMULIA, 2018a), programa comercial que faz análises de elementos finitos;
- Fatfree (Det Norske Veritas, 2003), planilha baseada nos critérios desenvolvidos pela recomendação prática DNVGL-RP-F105;
- Isight (SIMULIA, 2018b), que executa planejamento e análise de experimentos.

### 6.1 Metodologia geral de análise de análise de duto em vão livre

Quanto à metodologia geral, para desenvolver a simulação, primeiro é definido um problema de referência, com dados ambientais e estruturais. Dando continuidade, o modelo de elementos finitos é desenvolvido, construindo um arquivo de entrada de dados para executar a simulação no Abaqus. Em seguida, ocorre a extração das frequências e dos modos de vibração resultantes da análise estática e modal realizada no Abaqus. Por fim, o cálculo de vida à fadiga do duto é realizado utilizando a planilha FatFree.

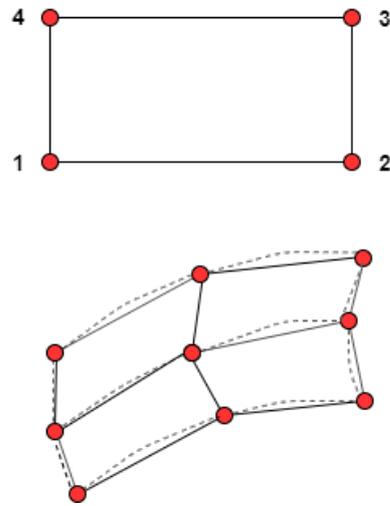
As seções que seguem detalham o modelo de Elementos Finitos e a planilha Fatfree utilizados.

#### 6.1.1 Modelo de elementos finitos do problema

O modelo de elementos finitos, neste problema, visa desenvolver uma análise estática e modal. Dentre os programas que desenvolvem esse tipo de análise, o Abaqus (SIMULIA, 2008) tem como conceito básico a divisão do problema em etapas, nas quais o usuário escolhe um procedimento a ser realizado.

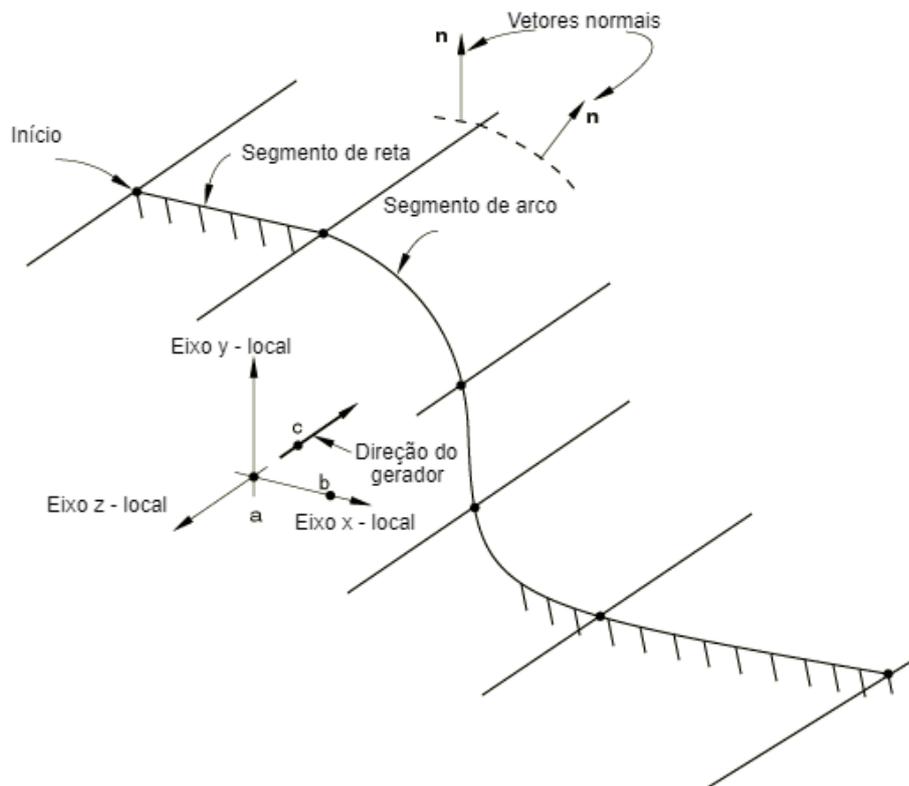
O solo marinho pode ser representado por meio de elementos do tipo R3D4 (Figura 29), rígidos, tridimensionais, de contato anisotrópico e com quatro nós (SIMULIA, 2008), permitindo representar os vãos livres e enterramentos devido ao processo de lançamento e operação. A superfície analítica rígida também é uma opção de representação da batimetria. Trata-se de uma superfície geométrica com perfis que podem ser descritos com segmentos de linha reta ou curva (Figura 30).

Figura 29 – Elemento R3D4 e suavização de superfície criada com elementos rígidos.



Fonte – Autor (2020).

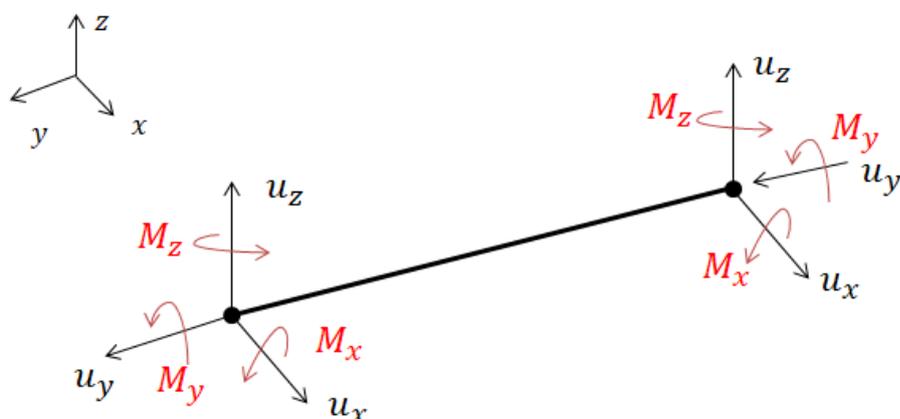
Figura 30 – Exemplo de superfície analítica rígida.



Fonte – Adaptado de SIMULIA (2008).

O duto é representado por elementos de viga do tipo PIPE31, pois é um elemento 3D, com interpolação linear, permitindo considerar pressões interna e externa, possuindo dois nós, como é mostrado na Figura 31 (SIMULIA, 2018a).

Figura 31 – Graus de liberdade.



Fonte – Autor (2020).

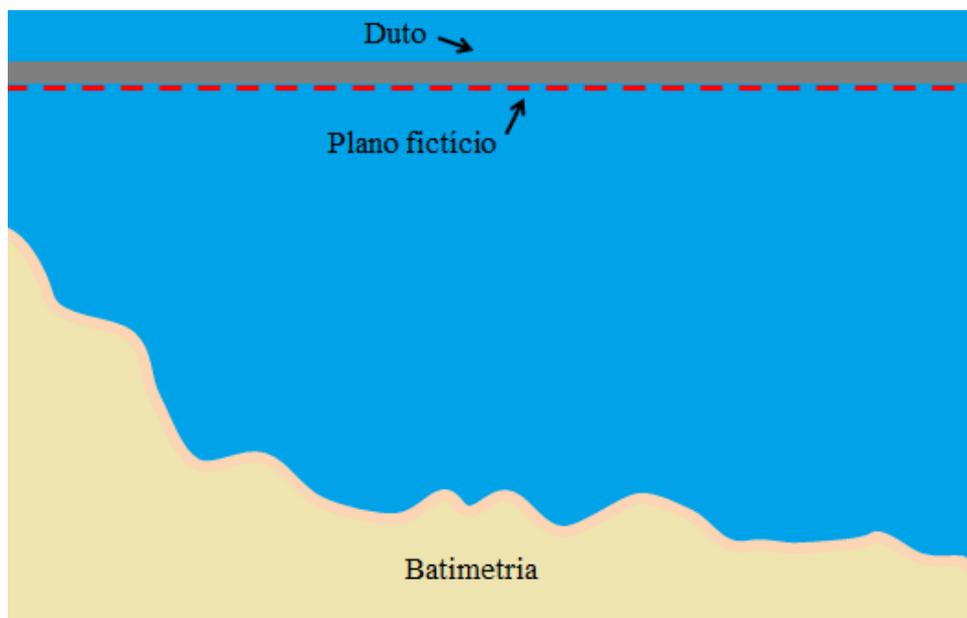
Sendo assim, especificados os elementos utilizados na análise, na fase de obtenção da análise modal são considerados vários aspectos, como:

- o comportamento à flexão do duto é modelado considerando a rigidez à flexão e a rigidez geométrica;
- a força axial efetiva que governa o comportamento à flexão do vão, por isso a importância em garantir um histórico de carga;
- a interação entre o duto e a batimetria.

Para a extração das frequências de vibração e seus modos, um problema de autovalor (*Eigensolver*) é resolvido utilizando o método de iteração de subespaço (*Subspace Iteration*), precisando especificar a quantidade de frequências que devem ser extraídas para o modelo (SIMULIA, 2008).

Quanto à simulação do procedimento de assentamento do duto no leito marinho, um plano fictício é definido acima da batimetria e posteriormente deslocado para baixo, como mostrado na Figura 32.

Figura 32 – Configuração inicial do duto com plano fictício.

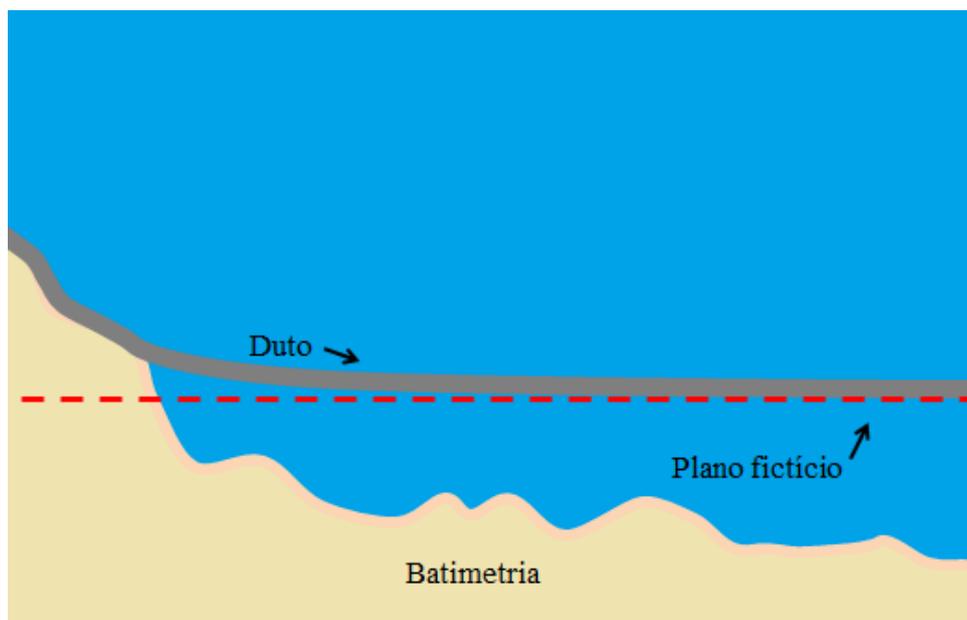


Fonte – Autor (2020).

As fases da condição estática do projeto, anteriormente mencionadas, podem ser representadas pelos *steps* na modelagem do Abaqus (SIMULIA, 2018a). Estando divididos da seguinte forma:

- *Step 1* - É aplicado o peso submerso vazio do duto por meio de carga inercial ao longo de todo o modelo, com atrito axial nulo do duto com plano fictício.
- *Step 2* - É aplicada a pressão externa.
- *Step 3* - É aplicada a tração residual de lançamento a uma das extremidades do modelo.
- *Step 4* - O duto é assentado sobre a batimetria considerando atrito axial nulo do duto com as superfícies fictícia e do leito marinho, como representado na Figura 33.

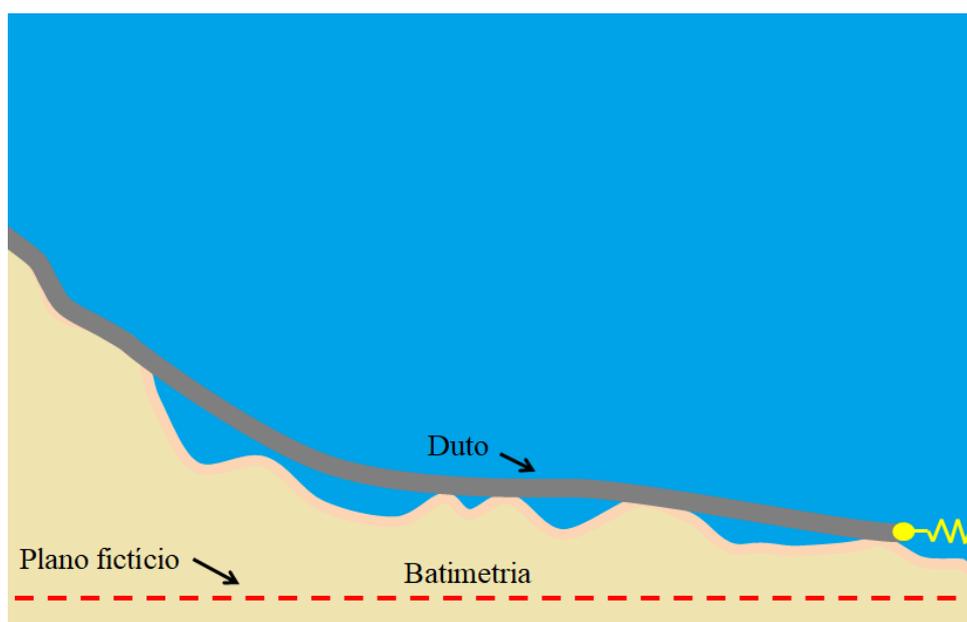
Figura 33 – Assentamento do duto.



Fonte – Autor (2020).

- *Step 5* - O plano fictício auxiliar é removido do modelo (Figura 34) e o atrito axial entre o duto e a superfície rígida, que representa o leito marinho, é ativado.
- *Step 6* - Uma mola axial rígida é ativada na mesma extremidade do modelo, onde foi aplicada a tração residual de lançamento (Figura 34), representando o restante do duto que foi cortado. A mesma poderia ser trocada por um engaste em exemplos simplificados.

Figura 34 – Remoção do plano fictício do modelo e ativação da mola.



Fonte – Autor (2020).

- *Step 7* - A tração de lançamento é removida, sendo sustentada pela mola rígida ativa no passo de carga anterior.
- *Step 8* - A pressão interna do teste hidrostático e peso submerso alagado do duto são aplicados.
- *Step 9* - A pressão interna hidrostática e peso submerso alagado do duto são removidos, o peso submerso do duto vazio é reativado.
- *Step 10* - A pressão interna operacional é aplicada, assim como o peso submerso do duto preenchido com o fluido que o mesmo irá transportar. Neste passo de carga é possível obter a configuração deformada e as tensões nos vãos livres durante a condição de operação, que é utilizada para a extração das frequências naturais de vibração na fase de análise modal.
- *Step 11* - Ocorre a extração das frequências naturais de vibração da linha durante a condição operacional da mesma.

### 6.1.2 Análise de vida à fadiga - FatFree

A análise de vida à fadiga é realizada por meio da planilha FatFree, que é um programa Microsoft Excel Visual Basic (VBA) em que sua interface é a mesma de uma planilha Excel, com entrada direta nas células, botões de pressão e menus suspensos (Det Norske Veritas, 2003). A planilha segue os critérios desenvolvidos pela DNVGL-RP-F105, apresentados na Capítulo 4. Nela constam algumas abas, como:

- Aba principal em que a maioria dos dados de entrada e resultados estão localizados (*MAIN*);
- Aba em que os dados de corrente são inseridos (*Current Template*);
- Aba em que os dados de onda são inseridos (*Wave Template*);
- Aba para apresentar os resultados gráficos (*plots*);
- Aba que contém informações sobre possíveis modos ativados (*MultiMode*);
- Aba que contém os resultados da análise de múltiplos modos de vibrações (*MultiMode Output*);
- Aba que permite executar vários vãos ao mesmo tempo (*SpanRuns*).

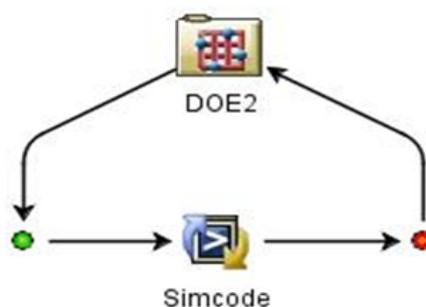
A Figura 35 mostra a aba principal (*MAIN*) da FatFree. Nela é possível observar as células destinadas ao preenchimento de dados de solo, duto, curvas SN e fatores de segurança, mostrando também suas abas secundárias.



FatFree de forma automática com os resultados obtidos por meio da análise modal executada no programa de EF, obtendo os resultados de vida à fadiga. Este módulo foi utilizado associado com o software Isight para o desenvolvimento deste trabalho.

O software Isight pode combinar vários modelos e aplicativos interdisciplinares em um fluxo de processo de simulação. Existem vários componentes que são usados como blocos de construção de modelos. Para metodologia abordada neste trabalho o software foi configurado fazendo uso do componente DOE, que possui várias técnicas de análises de experimentos, e do Simcode que possibilita a execução de um programa externo. A Figura 36 exemplifica esta configuração.

Figura 36 – Configuração do Isight.



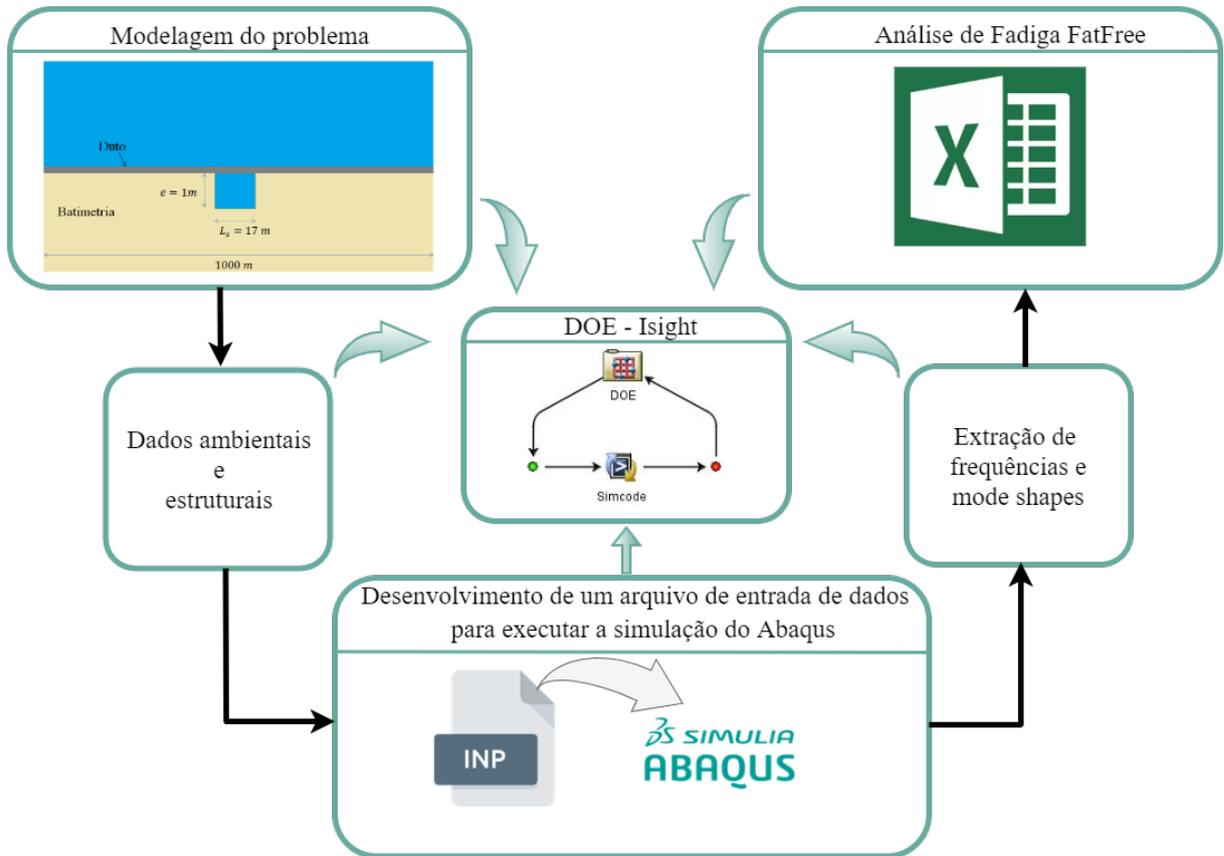
Fonte – Autor, 2020.

O componente de DOE possui algumas técnicas disponíveis, como hipercubo latino, matriz ortogonal, fatorial completo, fatorial fracionado, entre outros. Neste trabalho foi utilizado o fatorial fracionado com três níveis e o fatorial completo com três níveis, por ser uma técnica versátil, adequada tanto para estudos com muitos fatores como para estudos com poucos fatores. No componente Simcode foi adicionado o código Python do módulo do IntegriSpan, que interliga Abaqus e FatFree. Com isso, as variáveis analisadas e seus níveis foram definidos e configurados no Isight.

Como resposta, fazendo esse tipo de configuração, o Isight apresenta uma série de gráficos, indicando o comportamento das variáveis no problema analisado.

A Figura 37 ilustra a metodologia adotada, com o Isight interligando todos os processos que ocorrem durante sua execução.

Figura 37 – Metodologia empregada.

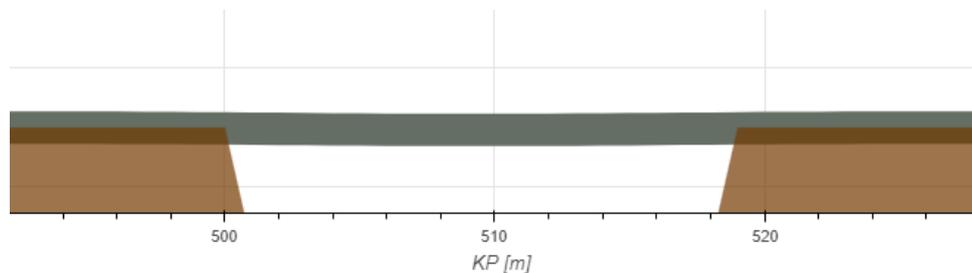


Fonte – Autor, 2019.

## 7 ESTUDOS DE CASO

Para os estudos de casos os trechos simulados possuem comprimento de 1 km, *gap* definido com o valor de 1 m, duto com diâmetro de 0,2731 m e  $L/D$  no valor de 60, ou seja, trata-se de vãos na ordem de 17 m de comprimento, que podem ser ilustrados por meio da Figura 38. Para alguns casos de análise paramétrica que estão expressos mais adiante, *gap* e comprimento do vão são variados. Os parâmetros utilizados nas simulações, como: diâmetro externo, limite de escoamento do aço, módulo de elasticidade, densidade do aço e variação de temperatura, podem ser vistos na Tabela 10 para todas as simulações. Foram seguidas indicações da API (2004) para a escolha dos valores dos parâmetros dos dutos simulados. A Figura 60 do Anexo A mostra a tabela que foi utilizada como referência para este trabalho.

Figura 38 – Modelo de vão analisado



Fonte – Autor (2020).

Tabela 10 – Propriedades e carregamentos.

<b>Característica/unidade</b>	<b>Valor</b>
Diâmetro externo (m)	0,2731
Limite de escoamento do aço API 5L-X60 (Pa)	$415 \cdot 10^6$
Módulo de elasticidade (Pa)	$2,07 \cdot 10^{11}$
Densidade do aço ( $\text{kg/m}^3$ )	7850
Variação de temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ )	0

As simulações foram realizadas variando a velocidade de correnteza de 0,05 m/s até 0,55 m/s, o que caracteriza uma corrente amena. A velocidade da onda não foi considerada, partindo do pressuposto que, à medida em que a profundidade aumenta a onda perde sua influência, tornando-se um problema dominado pela correnteza.

As seções seguintes apresentam a validação do Modelo de Elementos Finitos utilizado, estudo de caso de duto em vão livre submetido à VIV e análise paramétrica realizada.

## 7.1 Validação do modelo de elementos finitos utilizado

Segundo a DNVGL-RP-F105 (Det Norske Veritas, 2017a), para validar a modelagem em MEF é preciso comparar as frequências e a tensão axial calculadas por meio das formulações da recomendação prática e as obtidas por meio da análise estrutural e modal de um vão de  $L/D = 60$ . As respostas devem se mostrar semelhantes dentro de  $\pm 5\%$ .

Utilizando os dados mostrados nas Tabelas 10 e 11 e considerando as rigidezes lateral e vertical do solo de  $1 \cdot 10^5$  (N/m), o modelo foi simulado no Abaqus seguindo os *steps* apresentados na Seção 6.1.1.

Tabela 11 – Propriedades e carregamentos usados na validação do modelo.

Característica/unidade	Valor
Espessura nominal (m)	0,0111
Espessura revestimento (mm)	2,7
Densidade do revestimento ( $\text{kg/m}^3$ )	935
Pressão interna ( $\text{kgf/cm}^2$ )	159
Tração residual lançamento (kN)	60
Densidade do conteúdo ( $\text{kg/m}^3$ )	$415 \cdot 10^6$

As figuras a seguir mostram imagens provenientes do Abaqus. A Figura 39 mostra o vão simulado com superfície analítica e a Figura 40 o plano fictício apoiando o duto antes do assentamento.

Figura 39 – Vão simulado.



Fonte – Autor (2020).

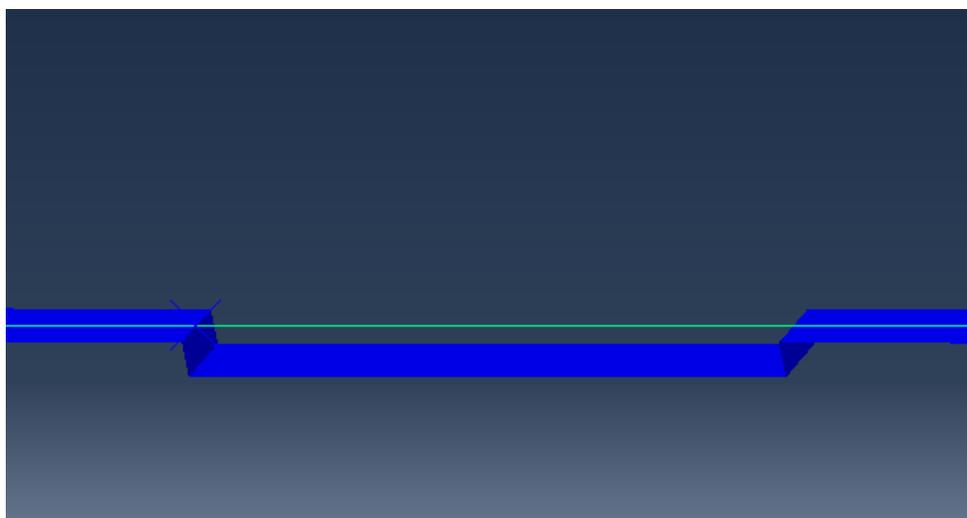
Figura 40 – Plano fictício e duto.



Fonte – Autor (2020).

Após os *steps* de aplicação de peso, pressão externa e tração residual de lançamento, o duto é assentado, como representado na Figura 41.

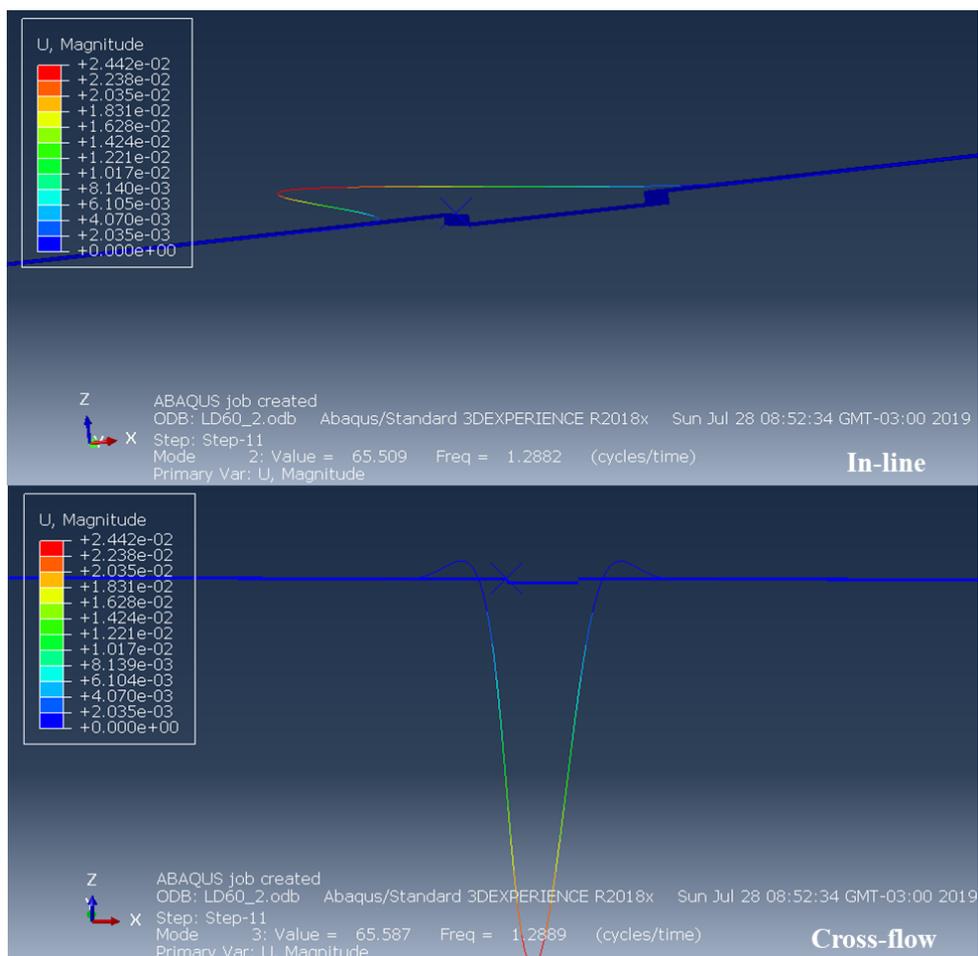
Figura 41 – Duto assentado.



Fonte – Autor (2020).

Sendo executado todos os *steps* relacionados à análise estática, no *step* 11 é realizada a análise modal para obtenção das frequências naturais de vibração da linha nas direções *in-line* e *cross-flow* (respectivamente paralela e transversal ao duto), sendo apresentadas na Figura 42.

Figura 42 – Frequências naturais do duto.



Fonte – Autor (2020).

Com isso, planilha FatFree foi preenchida, conforme mostrada na Figura 59 (Anexo A). Desta forma, foram obtidos os resultados de frequências dominantes utilizando a formulação *multi-mode* apresentada na Seção 4.1. A comparação dos valores obtidos por meio do MEF podem ser vistos na Tabela 12. É possível observar que o erro percentual relativo está abaixo do limite estabelecido de 5%.

Tabela 12 – Valores de frequências obtidos por meio do MEF e da FatFree e os erros.

	MEF	FatFree	Erro percentual relativo
<i>In-line</i>	1,288 Hz	1,323 Hz	2,64%
<i>Cross-flow</i>	1,289 Hz	1,327 Hz	2,86%

Da mesma forma é feita a comparação entre os resultados da tensão axial efetiva. O valor obtido por meio da simulação MEF foi de  $-2,39 \cdot 10^5$  N e o obtido por meio da formulação da DNVGL-RP-F105, expressa na Equação (4.10), foi de  $-2,31 \cdot 10^5$  N, resultando em um erro percentual relativo de 5%.

Sendo assim, é possível afirmar que o modelo de elementos finitos está validado e entrega respostas coerentes e próximas das obtidas por meio do modelo de resposta exposto pela DNVGL-RP-F105, podendo ser utilizado para extração de frequências e modos de vibração para uma análise de vida à fadiga mais precisa.

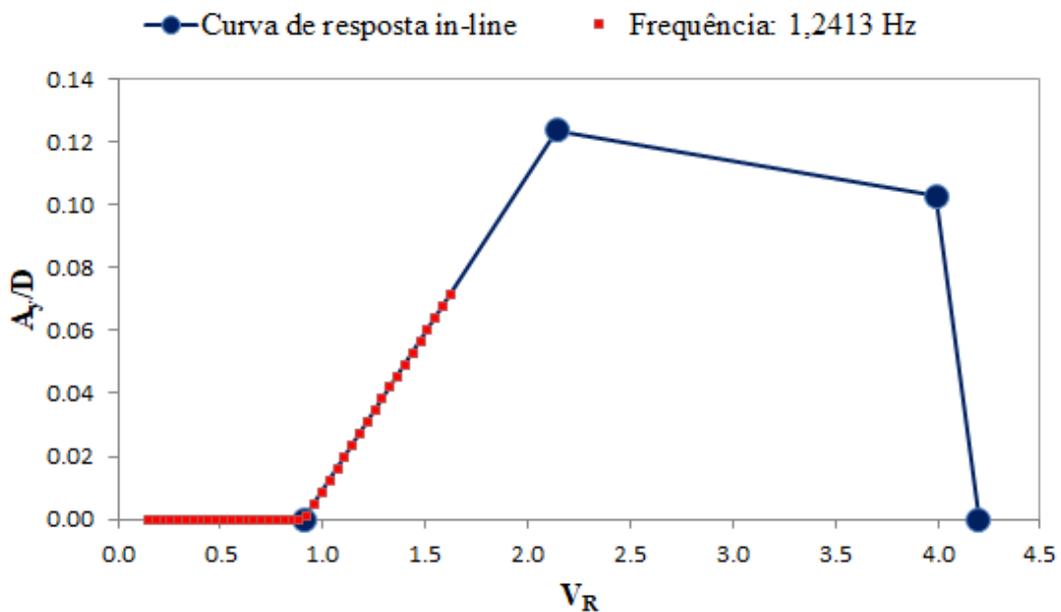
## 7.2 Análise completa de um vão livre

Para esta análise, foram utilizados os mesmos parâmetros dispostos nas Tabelas 10 e 11, com a exceção da espessura do duto. Nesta análise a espessura do duto é de 0,0093 m. O primeiro passo da análise é o cálculo da vida à fadiga por meio do modelo de resposta, conforme anteriormente citado na Seção 4.1.

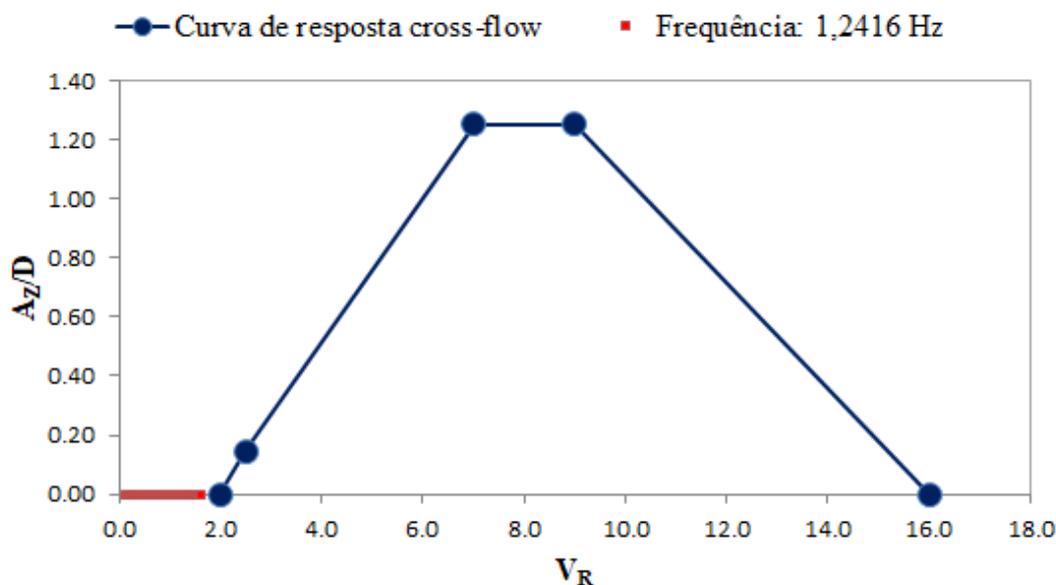
De acordo com as análises estática e modal realizadas, foi possível obter as frequências de vibração e os modos de vibrações que foram posteriormente utilizados na Fatfree para construção dos modelos de resposta seguindo a metodologia expressa na Seção 4.1. Os resultados estão dispostos nas Figuras 43 e 44, em que a envoltória azul é calculada por meio das formulações do modelo de resposta, que é baseado em dados empíricos obtidos de vários experimentos e testes, e os pontos em vermelho são obtidos por meio das frequências (IL e CF) extraídas da análise modal.

está baseado em dados empíricos obtidos de uma grande quantidade de experimentos e testes

Figura 43 – Resultado do Modelo de resposta *in-line*.



Fonte – Autor, 2020.

Figura 44 – Resultado do Modelo de resposta *cross-flow*.

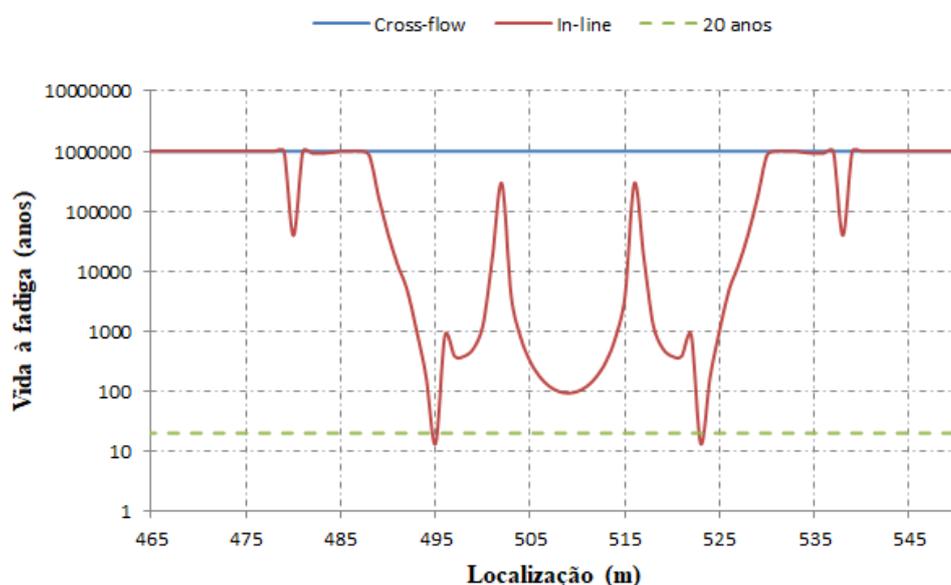
Fonte – Autor, 2020.

Os gráficos mostram em azul o modelo de resposta para o duto na configuração de vão livre que foi apresentada. O gráfico do modelo in-line (Figura 43) indica que velocidades reduzidas entre 1 e 4,2 geram vibrações com amplitudes normalizadas que variam de 0 a 0,12. Já no modelo *cross-flow* (Figura 44), as velocidades reduzidas entre 2 e 16 geram vibrações com amplitudes normalizadas entre 0 e 1,25.

Com os resultados das frequências *in-line* e *cross-flow* é possível calcular as velocidades reduzidas que elas geram e verificar suas amplitudes referentes ao modelo de resposta, expressas com marcadores em vermelho. Sendo assim, os gráficos indicam que no intervalo de velocidade de corrente (0,05 m/s - 0,55 m/s) as velocidades e amplitudes que possivelmente ocasionarão VIV são os que estão sobrepostos ao modelo de resposta. Observa-se que ocorrerá VIV apenas na direção IL, uma vez que, para a faixa de velocidades encontradas na direção CF, não há sobreposição da resposta calculada ao modelo de resposta.

Para o cálculo de vida à fadiga é calculada a tensão combinada usando a curva S-N F3, mostrada na Figura 25, para encontrar o número de ciclos para a falha. Com isso, a vida à fadiga é calculada e expressa na Figura 45.

Figura 45 – Vida à fadiga.



Fonte – Autor, 2020.

Do gráfico acima, ressalta-se que a vida à fadiga do duto em vão livre na direção *in-line* é de apenas 13 anos, enquanto na direção *cross-flow* é de  $1 \cdot 10^6$  anos, uma vez que não ocorre VIV nesta direção.

Sabendo que o vão se inicia no KP 0,5 é possível notar que a região com menor vida à fadiga é nos ombros (495 m e 520 m), local em que o duto ainda está em contato com o solo marinho, havendo forte interação duto-solo decorrente da vibração.

### 7.3 Análise paramétrica

Fazendo a configuração no Isight como explicado no capítulo de metodologia (Capítulo 6), foram escolhidas as variáveis para serem analisadas dentre propriedades geométricas específicas, carregamentos operacionais e parâmetros relacionados ao vão, como comprimento e *gap*. Dividiu-se as análises em cinco casos:

- Análise de DOE 1: Análise de fatorial fracionado variando valores de espessura do duto, espessura do revestimento, densidade do revestimento, densidade do fluido interno, tração de lançamento e pressão de operação.
- Análise de DOE 2: Análise de fatorial completo, variando os mesmos parâmetros do caso anterior (DOE 1) para verificar a coerência entre as respostas.
- Análise de DOE 3: Análise de fatorial fracionado, variando valores de comprimento de vão, *gap*, densidade do fluido interno, tração de lançamento e pressão de operação;

- Análise de DOE 4: Análise de fatorial completo, variando os mesmos parâmetros do caso anterior (DOE 3) para verificar a coerência entre as respostas;
- Análise de DOE 5: fazendo uma análise de fatorial completo, variando valores de comprimento de vão, gap, tração de lançamento e rigidez do solo.

### 7.3.1 Análise de DOE 1

Para essa análise, foram escolhidos seis parâmetros, expostos na Tabela 13, assim como seus níveis. Com isso, o cálculo da quantidade de experimentos realizados pode ser feito usando a formulação:  $n^{k-p}$ , expressa no Capítulo 5. Sabendo que  $n = 3$ ,  $k = 6$  e  $p = 1$ , calculando, tem-se que o número de experimentos foi de:  $3^{6-1} = 3^5 = 243$ .

Tabela 13 – Parâmetros analisados - DOE 1.

Parâmetro	Valor inicial	Valor médio	Valor final
Espessura do duto (m)	0,0093	0,0109	0,0125
Espessura do revestimento (m)	0,0020	0,0025	0,0030
Densidade do revestimento (kg/m <sup>3</sup> )	850	860	870
Densidade do fluido interno (kg/m <sup>3</sup> )	55	100	145
Tração de lançamento (kN)	50	55	60
Pressão de operação (Bar)	80	90	100

Utilizando o mesmo perfil de corrente mencionado anteriormente, a afirmativa feita na seção anterior (7.2), que não ocorre VIV na direção CF, também é verificada para estes experimentos, sendo assim, dentre os 243 experimentos, a vida à fadiga IL variou de 4,97 a 4.416 anos. As combinações de parâmetros que geraram esses valores estão expressas na Figura 46, em que, destacado de rosa, está a combinação dos parâmetros que resultam em uma maior vida à fadiga e em preto os que resultam em uma menor vida à fadiga. Para uma melhor representação os dados estão expressos, também, na Tabela 14.

Figura 46 – Combinações de fatores - DOE 1.

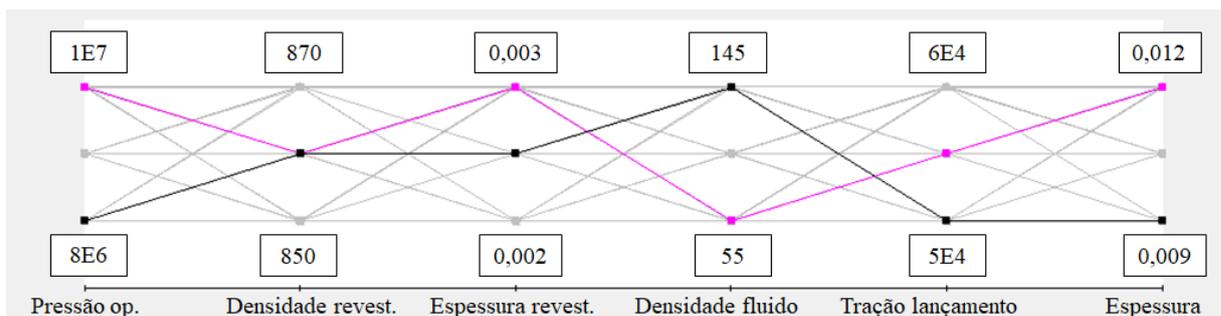
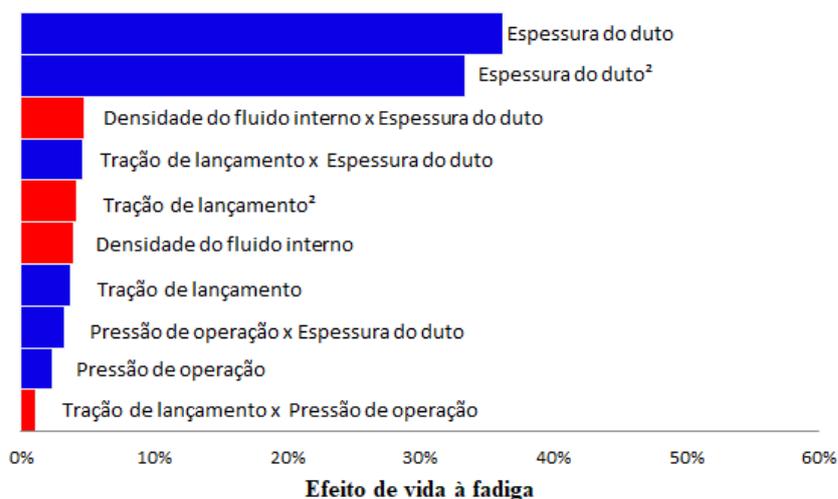


Tabela 14 – Valores dos parâmetros em relação às respostas - DOE 1.

Parâmetro	Vida à fadiga de 4,97 anos	Vida à fadiga de 4.416 anos
Espessura do duto (m)	0,0093	0,0129
Espessura do revestimento (m)	0,002	0,003
Densidade do revestimento (kg/m <sup>3</sup> )	860	860
Densidade do fluido interno (kg/m <sup>3</sup> )	145	55
Tração de lançamento (kN)	50	55
Pressão de operação (Bar)	80	100

É possível observar que, mesmo com pequenas variações nos parâmetros, o valor de vida à fadiga muda consideravelmente, sendo assim, o gráfico de Pareto é gerado, mostrando o efeito dos fatores na resposta de vida à fadiga *in-line* (Figura 47). O gráfico mostra os efeitos isolados de alguns fatores e os efeitos combinados, indicando que o fator que mais influencia positivamente na vida à fadiga do duto é a sua espessura.

Figura 47 – Gráfico de Pareto - DOE 1.



Fonte – Autor, 2020.

A análise de variância é realizada para, também, quantificar o quanto cada efeito é estatisticamente significativo. Sendo  $GL$  graus de liberdade e  $A$ ,  $B$ ,  $C$  e  $D$  a pressão de operação, espessura do duto, tração de lançamento e densidade do fluido interno, respectivamente. A tabela de ANOVA é representada pela Tabela 15.

Tabela 15 – Análise de variância dos experimentos: DOE - 1.

Fator	Soma de quadrados	GL	Quadrado médio	Valor F	Valor-p	P(%)
<i>A</i>	1823200	2	911620	14,016	$1,8 \cdot 10^{-6}$	0,312
<i>B</i>	$5,14 \cdot 10^8$	2	$2,57 \cdot 10^8$	3950,9	$\sim 0$	94,56
<i>C</i>	6229500	2	3114900	47,89	$4,09 \cdot 10^{-18}$	1,122
<i>D</i>	6153900	2	3077000	47,31	$6,18 \cdot 10^{-18}$	1,109
Resíduos	$1,52 \cdot 10^7$	234	65040			
Total	$5,43 \cdot 10^8$	242	2245300			

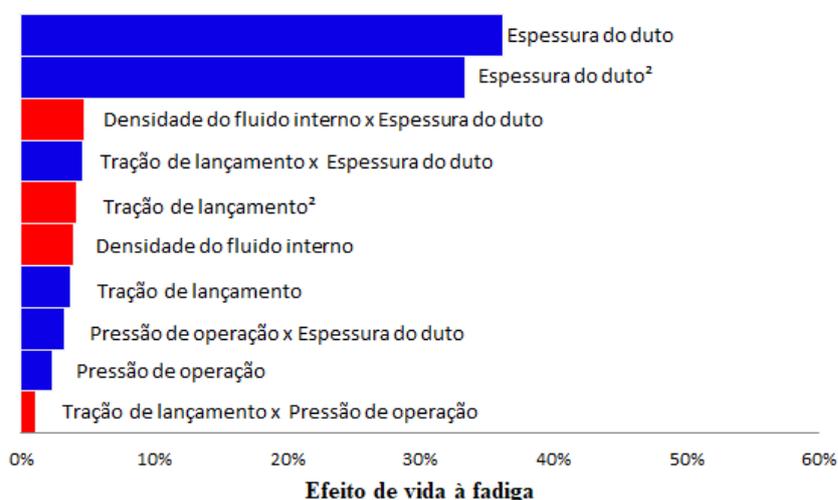
Os valores-p de todos os fatores são menores que 0,05 usado na inferência, com isso, é possível afirmar que os efeitos dos fatores são estatisticamente significantes. É observado que o maior valor da soma dos quadrados é o representado pela letra *B*, que se refere à espessura do duto, sendo este o fator que mais influencia na resposta de vida à fadiga IL, com sua porcentagem de influência em torno de 94,5%. Isto se dá pelo fato da espessura interferir diretamente na rigidez à flexão da estrutura, que por sua vez interfere diretamente nas frequências naturais.

### 7.3.2 Análise de DOE 2

Foi realizada uma análise de fatorial completo, com os mesmos parâmetros e níveis expressos na Tabela 13, com a finalidade de comparar as respostas obtidas pelos dois métodos. Com isso, sabendo que se trata de uma análise com três níveis e seis parâmetros, tem-se que o número de experimentos realizados foi de:  $3^6 = 729$ .

Como resposta foram obtidos os mesmos resultados da análise anterior, com gráfico de Pareto e tabela de ANOVA apresentados a seguir. *A*, *B*, *C* e *D* indicam a pressão de operação, espessura do duto, tração de lançamento e densidade do fluido interno, respectivamente.

Figura 48 – Gráfico de Pareto - DOE 2.



Fonte – Autor, 2020.

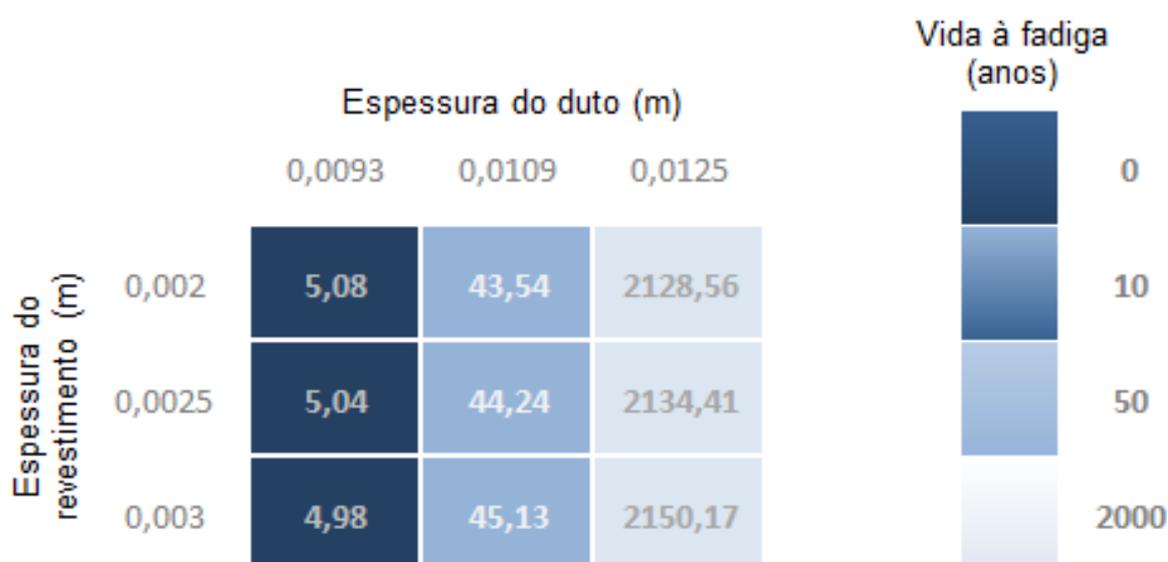
Tabela 16 – Análise de variância dos experimentos - DOE 2.

Fator	Soma de quadrados	GL	Quadrado médio	Valor F	Valor-p	P(%)
A	5062700	2	2531400	37,111	$4,44 \cdot 10^{-16}$	0,303
B	$1,53 \cdot 10^9$	2	$7,68 \cdot 10^8$	11250	$\sim 0$	94,65
C	$1,82 \cdot 10^7$	2	9082000	133,15	$6,85 \cdot 10^{-50}$	1,11
D	$1,44 \cdot 10^7$	2	7198400	105,53	$6,83 \cdot 10^{-41}$	0,88
Resíduos	$4,91 \cdot 10^7$	720	68210,74			
Total	$1,62 \cdot 10^9$	728	2228800			

É observado que a tabela de análise de variância apresentou resultados diferentes por conta da quantidade de experimentos que foram realizados, o que é natural, mas apresentou resultado final praticamente igual, indicando que o parâmetro que exerce maior influência é o *B* (espessura do duto), com 94,65% de influência.

Para uma visualização de combinações de espessura do duto com espessuras do revestimento, a Figura 49 mostra o mapa de calor (*heat map*) das possíveis configurações, em que resultados de vida à fadiga abaixo de 10 anos se apresentam com a cor azul marinho e conforme o tempo de vida aumenta, a cor vai clareando. Como critério de *screening* da DNVGL-RP-F105 foi calibrado para que os dutos tivessem vida útil superior a 50 anos. Ao passar desse valor, a zona de preocupação diminui e o azul fica mais claro.

Figura 49 – Mapa de calor das espessuras.



Fonte – Autor, 2020.

O gráfico permite identificar as combinações entre espessuras que possibilitam o menor tempo de vida à fadiga, mostrando que com o aumento da espessura do duto ocorre um aumento

do tempo de vida à fadiga. Expressa também que a espessura do revestimento pouco interfere na resposta do tempo de vida, como constatado na resposta do Pareto e de ANOVA.

Outro mapa de calor está exposto na Figura 50, indicando os resultados de vida à fadiga das combinações de espessuras do duto e trações de lançamento.

Figura 50 – Mapa de calor - espessuras e tração de lançamento.



Fonte – Autor, 2020.

É possível identificar que tanto a espessura do duto quanto a tração de lançamento interferem diretamente no aumento de vida à fadiga dos dutos em vãos livres. A tração de lançamento interfere na força axial efetiva (Equação (4.10)), que por sua vez interfere no cálculo das frequências naturais (Equação (4.19)), por isso, com o aumento da tração de lançamento, tem-se como resposta o aumento da vida à fadiga da estrutura, como representado pelo mapa de calor.

É certo que os resultados dos efeitos deram praticamente iguais entre fatorial completo e fatorial fracionado, mas pelo fato do problema ter não linearidades envolvidas e o fatorial fracionado excluir algumas combinações que podem ser importantes para a análise final, foi feito outro comparativo entre metodologias variando outros parâmetros.

### 7.3.3 Análise de DOE 3

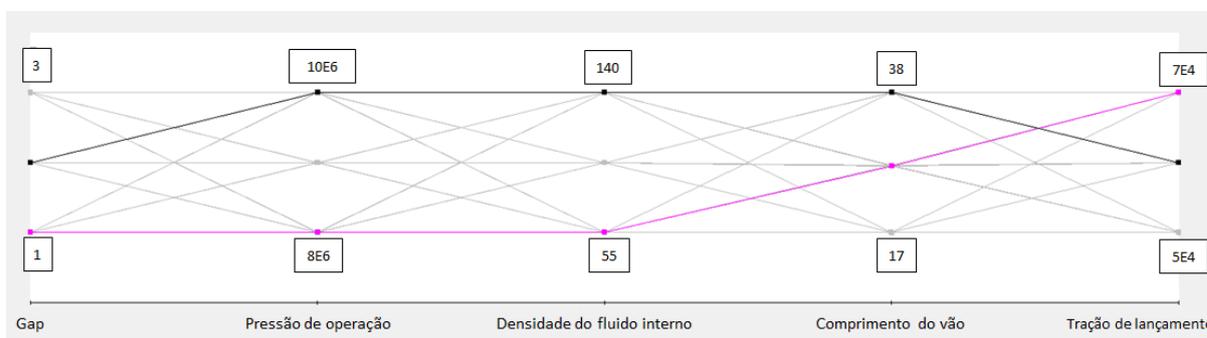
Nesta terceira análise foram avaliados os parâmetros expostos na Tabela 17, com suas respectivas variações. Se tratando de uma análise de fatorial fracionado, com três níveis e cinco parâmetros, foram realizados  $3^{5-1} = 81$  experimentos.

Tabela 17 – Parâmetros analisados - DOE 3.

Parâmetro	Valor inicial	Valor médio	Valor final
Comprimento do vão (m)	17	27	38
Gap (m)	1	2	3
Densidade do fluido interno (kg/m <sup>3</sup> )	55	100	145
Tração de lançamento (kN)	50	60	70
Pressão de operação (Bar)	80	90	100

Foi utilizado o mesmo perfil de corrente dos casos anteriores, não ocorrendo VIV na direção CF, a espessura do duto é de 0,0093 m e a do revestimento de 0,0027 m, sendo assim, dentre os 81 experimentos, a vida à fadiga IL variou de 0,03 a 20,59 anos. As combinações de parâmetros que geraram esses valores estão expressas na Figura 51, em que, destacado de rosa, está a combinação dos parâmetros que resultam em uma maior vida à fadiga e em preto os que resultam em uma menor vida à fadiga. Para uma melhor representação os dados estão expressos, também, na Tabela 18.

Figura 51 – Combinações de fatores - DOE 3.



Fonte – Autor, 2020.

Tabela 18 – Valores dos parâmetros em relação às respostas - DOE 3.

Parâmetro	Vida à fadiga de 0,03 anos	Vida à fadiga de 20,59 anos
Gap (m)	2	1
Pressão de operação (Bar)	100	80
Densidade do fluido interno (kg/m <sup>3</sup> )	140	55
Comprimento do vão (m)	38	27
Tração de lançamento (kN)	60	70

Com a variação dos parâmetros ocorre variação no tempo de vida à fadiga, com isso o gráfico de Pareto é gerado para analisar como os fatores influenciam no tempo de vida à fadiga IL (Figura 52).

Figura 52 – Gráfico de Pareto - DOE 3.



Fonte – Autor, 2020.

Por este resultado é possível observar que o fator que mais influencia negativamente é o *gap*, seguido da pressão operacional, comprimento do vão e tração de lançamento, sendo a densidade do fluido interno o fator que influencia positivamente.

A análise de variância é realizada, podendo ser observada na Tabela 19, sendo *A* e *B* o *gap* e o comprimento do vão, respectivamente.

Tabela 19 – Análise de variância dos experimentos - DOE 3.

Fator	Soma de quadrados	GL	Quadrado médio	Valor F	Valor-p	P(%)
<i>A</i>	82,87	2	41,43	6,04	$3,8 \cdot 10^{-3}$	3,49
<i>B</i>	1373,85	2	686,93	100,11	$2,94 \cdot 10^{-21}$	68,75
Resíduos	521,49	76	6,86			
Total	1978,22	80	24,73			

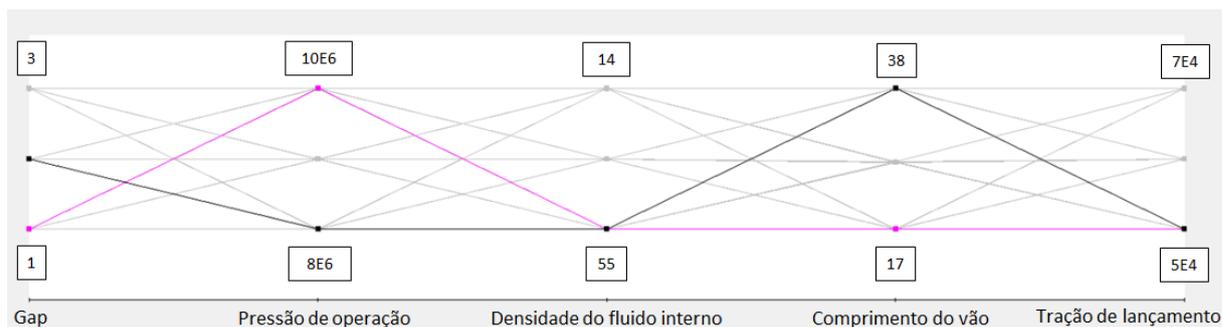
Nesta análise de variância o resultado obtido foi que os fatores que mais influenciaram foram o comprimento do vão e o *gap*, nesta ordem, diferindo do resultado do gráfico de Pareto. Por este motivo e pela DNVGL-RP-F105 indicar que o *gap* exerce menor influência que o comprimento do vão em relação à resposta modal, optou-se por realizar o mesmo exemplo de forma completa, apresentado na próxima seção (7.3.4).

#### 7.3.4 Análise de DOE 4

Para a quarta análise foram avaliados os mesmos parâmetros expostos na Tabela 17, com suas respectivas variações. Se tratando de uma análise de fatorial completo, com três níveis e cinco parâmetros, foram realizados  $3^5 = 243$  experimentos.

Os valores dos demais parâmetros foram conservados iguais a análise anterior, sendo assim, dentre os 243 experimentos, a vida à fadiga IL variou de 0,025 a 81,9 anos. As combinações de parâmetros que geraram esses valores estão expressas na Figura 53, em que, destacado de rosa, está a combinação dos parâmetros que resultam em uma maior vida à fadiga e em preto os que resultam em uma menor vida à fadiga. Para uma melhor representação os dados estão expressos, também, na Tabela 20.

Figura 53 – Combinações de fatores - DOE 4.



Fonte – Autor, 2020.

Tabela 20 – Valores dos parâmetros em relação às respostas - DOE 4.

Parâmetro	Vida à fadiga de 0,025 anos	Vida à fadiga de 81,9 anos
Gap (m)	2	1
Pressão de operação (Bar)	80	100
Densidade do fluido interno (kg/m <sup>3</sup> )	55	55
Comprimento do vão (m)	38	17
Tração de lançamento (kN)	50	50

É possível observar que os valores de vida à fadiga modificaram consideravelmente com a mudança de valores dos parâmetros. Para observarmos quais parâmetros exercem maior influência no resultado, o gráfico de Pareto é mostrado na Figura 54.

Figura 54 – Gráfico de Pareto - DOE 4.



Fonte – Autor, 2020.

Comprimento do vão, *gap* e densidade do fluido interno são os parâmetros que influenciam o tempo de vida à fadiga negativamente, ou seja, com o aumento desses parâmetros tem-se uma diminuição do tempo de vida do duto, já os parâmetros de pressão de operação e tração de lançamento influenciam de forma positiva, mas em menor parcela o tempo de vida.

A análise de variância também é realizada para quantificar quanto cada efeito é estatisticamente significativo. A Tabela 21 representa a tabela de ANOVA, sendo *A*, *B* e *C*, o *gap*, o comprimento do vão e a pressão de operação, respectivamente.

Tabela 21 – Análise de variância dos experimentos - DOE 4.

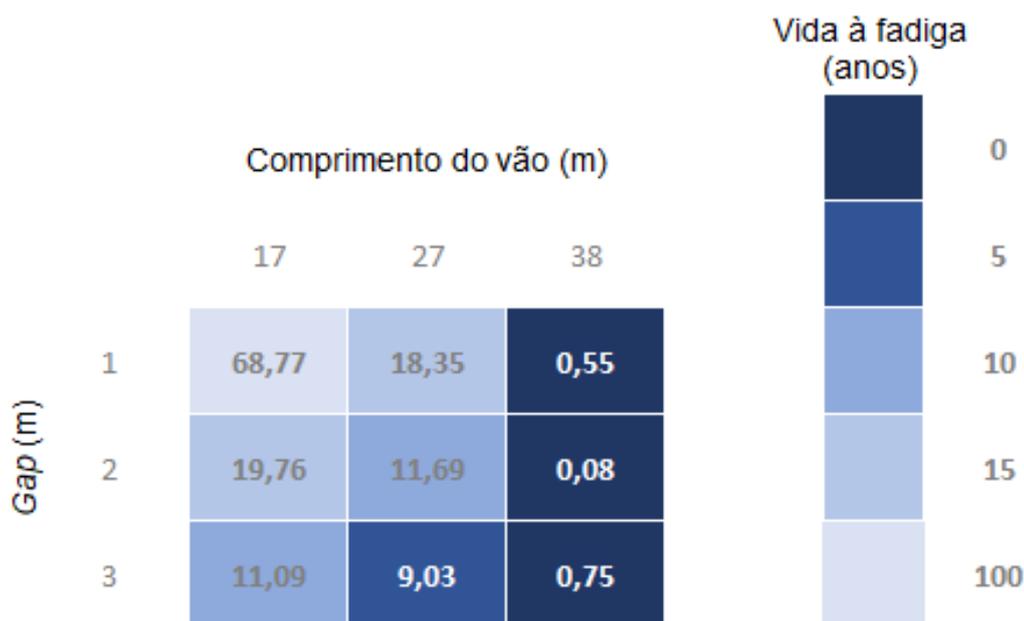
Fator	Soma de quadrados	GL	Quadrado médio	Valor F	Valor-p	P(%)
<i>A</i>	12938,39	2	6469,19	55,17	$2,51 \cdot 10^{-20}$	19
<i>B</i>	25481,90	2	12740,95	108,65	$5,04 \cdot 10^{-34}$	37
<i>C</i>	2031,93	2	1015,96	8,66	$2,36 \cdot 10^{-4}$	3
Resíduos	27673,38	236	117,26			
Total	68125,61	242	281,51			

Os valores-p de todos os fatores são menores que 0,05 usado na inferência, com isso, é possível afirmar que os efeitos dos fatores são estatisticamente significativos. É observado que o maior valor da soma dos quadrados é o representado pela letra *B*, que se refere ao comprimento do vão, sendo este o fator que mais influencia na resposta de vida à fadiga IL, com sua porcentagem de influência em torno de 37%. O segundo fator que mais influencia é o fator *A*, que se trata do *gap*, com 19%.

É observado que os resultados do gráfico de Pareto e da ANOVA seguiram a mesma ordem, sendo o comprimento do vão o parâmetro que exerce maior influência, seguido do *gap*.

Para melhor observar o comportamento do *gap* e do comprimento do vão a Figura 55 apresenta um mapa de calor que mostra as combinações dos parâmetros e suas respectivas vidas à fadiga. A versão mais completa deste mapa de calor se encontra na Figura 61 no Anexo A, nela encontra-se mais combinações entre comprimento do vão e *gap*, com as variações dos outros parâmetros.

Figura 55 – Mapa de calor - *gap* e comprimento do vão.



Fonte – Autor, 2020.

É possível identificar que tanto o comprimento do vão quanto o *gap* interferem diretamente na vida à fadiga. O comprimento do vão interfere no cálculo da frequência da estrutura, como pode ser observado na Equação (4.19). Em relação ao *gap*, Sumer e Fredsoe (2006) comentam que ele interfere na frequência de desprendimento de vórtices, pois quanto maior o *gap*, menor a frequência de desprendimento de vórtices, com isso, dependendo da combinação de frequência natural e de desprendimento de vórtices o tempo de vida da estrutura pode aumentar ou diminuir. Os mapas de calor apresentados, de maneira geral indicam uma diminuição de vida, com o aumento do *gap*. Por este motivo e pelo fato do *gap* poder variar durante o tempo de vida útil da estrutura, mesmo ele ocupando uma segunda ordem de influência, é importante ser analisado.

É observado que os resultados do modelo fatorial completo foram mais coerentes que o modelo fracionado, visto as explicações anteriormente expostas. Isso se dá por conta das não linearidades envolvidas no problema, como as sequências de carregamentos, os deslocamentos sofridos pela estrutura e a interação entre o solo e o duto, e pelo fato do método fracionado eliminar combinações que, por sua vez, podem ser importantes para análise geral. No caso

expresso na Seção 7.3.1 um dos parâmetros analisados tem grande efeito sobre os demais, com isso o modelo de fatorial fracionado não diferiu em relação ao completo, mas para casos que não se têm indícios dos efeitos o fatorial completo é mais indicado. Sendo assim, o caso seguinte foi realizado utilizando apenas o método completo.

### 7.3.5 Análise de DOE 5

Para uma análise ligada aos fatores relacionados à instalação e ao ambiente que o duto será assentado, parâmetros de tração de lançamento, *gap*, comprimento do vão e rigidezes do solo foram variados. Fazendo um planejamento fatorial completo, com três níveis e 4 fatores, foram realizados  $3^4 = 81$  experimentos. A Tabela 22 mostra os fatores e suas variações.

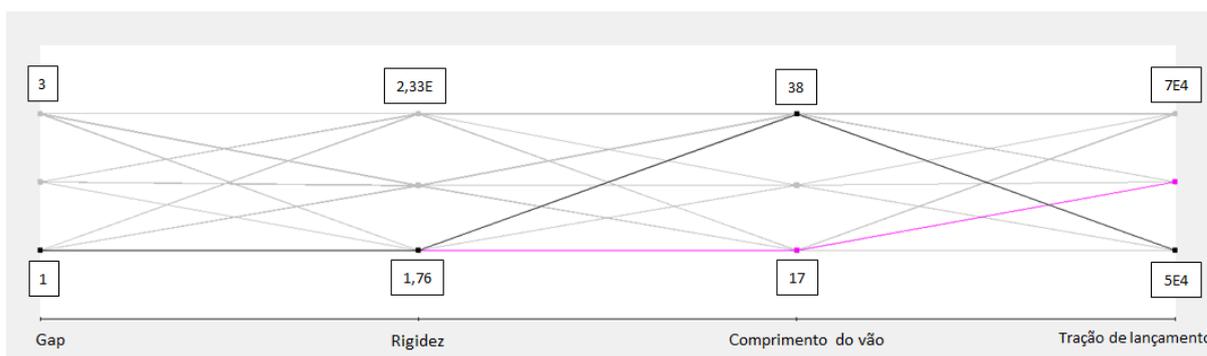
Tabela 22 – Parâmetros analisados - DOE 5.

Parâmetro	Valor inicial	Valor médio	Valor final
Comprimento do vão (m)	17	27	38
<i>Gap</i> (m)	1	2	3
Tração de lançamento (kN)	50	60	70
Rigidez do solo (N/m <sup>2</sup> )	$1,763 \cdot 10^6$	$1,198 \cdot 10^7$	$2,329 \cdot 10^7$

Para o MEF é utilizado a média entre as rigidezes dinâmicas laterais e verticais. O valor de rigidez do solo de  $1,763 \cdot 10^6$  N/m<sup>2</sup> refere-se a um solo do tipo argila macia, o de  $1,198 \cdot 10^7$  N/m<sup>2</sup> a um solo do tipo argila dura e o de  $2,329 \cdot 10^7$  N/m<sup>2</sup> a um solo do tipo areia densa.

Foi utilizado o mesmo perfil de corrente dos casos anteriores, não ocorrendo VIV na direção CF, a espessura do duto é de 0,0093 m e a do revestimento de 0,0027 m, sendo assim, dentre os 81 experimentos, a vida à fadiga IL variou de 0,011 a 279 anos. As combinações de parâmetros que geraram esses valores estão expressas na Figura 56, em que, destacado de rosa, está a combinação dos parâmetros que resultam em uma maior vida à fadiga e em preto os que resultam em uma menor vida à fadiga. Para uma melhor representação os dados estão expressos, também, na Tabela 23.

Figura 56 – Combinações de fatores - DOE 5.



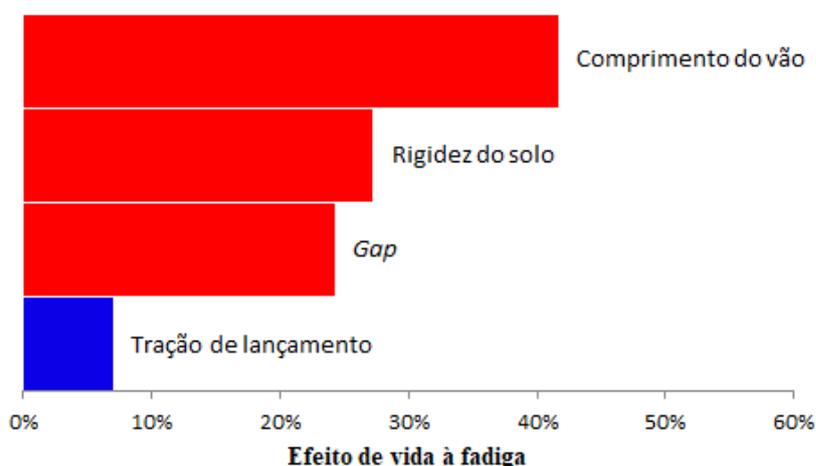
Fonte – Autor, 2020.

Tabela 23 – Valores dos parâmetros em relação às respostas - DOE 5.

Parâmetro	Vida à fadiga de 0,011 anos	Vida à fadiga de 279 anos
Comprimento do vão (m)	38	17
Gap (m)	1	1
Tração de lançamento (kN)	50	60
Rigidez do solo (N/m <sup>2</sup> )	$1,7635 \cdot 10^6$	$1,7635 \cdot 10^6$

É possível observar que os valores de vida à fadiga se modificaram consideravelmente com a mudança dos valores dos parâmetros. Para observarmos quais parâmetros exercem maior influência no resultado, o gráfico de Pareto é mostrado na Figura 57.

Figura 57 – Gráfico de Pareto - DOE 5.



Fonte – Autor, 2020.

Como resultado tem-se que o comprimento do vão, rigidez e *gap* são os parâmetros analisados que influenciam o tempo de vida à fadiga negativamente, ou seja, com o aumento desses parâmetros tem-se uma diminuição do tempo de vida do duto, já o parâmetro de tração de lançamento influencia de forma positiva, mas em menor parcela.

A análise de variância também é realizada para quantificar quanto cada efeito é estatisticamente significativo, sendo *A*, *B* e *C* a rigidez do solo, o comprimento do vão e o *gap*, respectivamente. A Tabela 24 representa a tabela de ANOVA.

Tabela 24 – Análise de variância dos experimentos - DOE 5.

Fator	Soma de quadrados	GL	Quadrado médio	Valor F	Valor-p	P(%)
A	21583,36	2	10791,68	7,28	$1,3 \cdot 10^{-3}$	10,63
B	56948,09	2	28474,05	19,21	$1,91 \cdot 10^{-7}$	28,06
C	14762,86	2	7381,43	4,98	$9,35 \cdot 10^{-3}$	7,27
Resíduos	109665,43	74	1481,97			
Total	202959,74	80	2537			

Os valores-p de todos os fatores são menores que 0,05 usado na inferência, com isso, é possível afirmar que os efeitos dos fatores são estatisticamente significantes. É observado que o maior valor da soma dos quadrados é o representado pela letra B, que se refere ao comprimento do vão, sendo este o fator que mais influencia na resposta de vida à fadiga IL, com sua porcentagem de influência em torno de 28%. O segundo fator que mais influencia é o fator A, que se trata da rigidez, com 10%.

O gráfico de Pareto e a tabela de ANOVA tiveram como resultado que o parâmetro que exerce maior influência foi o comprimento do vão, seguido da rigidez e do *gap*. A resistência do solo interfere, pois quanto mais rígido o solo é, menos o duto fica enterrado, estando mais livre para sofrer vibrações.

Para melhor observar o comportamento do comprimento do vão e da rigidez a Figura 58 apresenta um mapa de calor que mostra as combinações dos parâmetros e suas respectivas vidas à fadiga.

Figura 58 – Mapa de calor - comprimento do vão e rigidez.



Fonte – Autor, 2020.

As combinações indicadas em azul marinho representam combinações com vida à fadiga muito baixas, sendo necessário atenção. No caso, conforme o comprimento do vão vai aumentando, a vida à fadiga vai diminuindo. Esses tipos de gráficos oferecem possibilidades de escolhas de configurações seguras.

Como visto neste caso e no anterior, o comprimento do vão interfere na vida à fadiga, muitas vezes sendo necessário o uso de suportes para a diminuição desse comprimento e consequente aumento de vida útil, como bem explicado por Santos et al. (2019).

## 8 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

### 8.1 Considerações finais

A análise paramétrica é de extrema importância para dimensionar o duto, para isto alguns passos foram seguidos neste trabalho para desenvolver subsídios necessários à parametrização. Sendo assim, a base teórica foi estudada com detalhe e uma análise estática e modal foi realizada. Por fim, um estudo de DOE foi executado usando modelos de fatorial fracionado e fatorial completo com três níveis, tendo como resposta o fator com mais influência na vida à fadiga.

O modelo estrutural de elementos finitos utilizado foi validado de acordo com as especificações da recomendação prática, estando as frequências e a tensão axial, obtidas por meio do MEF, com respostas que diferem em menos de  $\pm 5\%$  das calculadas por meio das formulações da DNVGL-RP-F105, para um modelo com  $L/D = 60$ . Sendo assim, conclui-se que o MEF criado pode ser utilizado com segurança tendo como base a recomendação prática.

Foram realizados cinco estudos de casos de DOE e os resultados permitiram concluir que, de forma geral, estudos de vida à fadiga de dutos submetidos à VIV apresentam resultados mais seguros se realizadas análises de fatorial completo, em detrimento da análise de fatorial fracionado. O problema possui muitas não linearidades, fazendo com que a omissão de combinações de experimentos, como realizada pelo fatorial fracionado, interfira nas respostas encontradas. Todos os estudos realizados tiveram resultados de valor-p abaixo do valor de inferência utilizado (0,05), resultando em respostas estatisticamente significantes.

Para o caso que analisa os parâmetros de espessura do duto, espessura do revestimento, densidade do revestimento, densidade do fluido interno, tração de lançamento e pressão de operação foi concluído que o parâmetro que exerce maior interferência na vida à fadiga da estrutura é a espessura do duto. Com o aumento da espessura, conseqüentemente a massa também aumenta, modificando a rigidez da estrutura, interferindo diretamente em suas frequências naturais. Como as frequências naturais estão diretamente ligadas à ocorrência ou não de VIV, pois estando próximas às frequências de desprendimento de vórtices os dutos passam a vibrar mais, gerando cargas cíclicas, com a mudança dessas frequências, as cargas são modificadas, interferindo na vida à fadiga da estrutura. Essa análise é importante para concluir que em termos de projetos iniciais pode-se controlar o tempo de vida por meio da escolha da espessura do duto, subsidiando assim, os projetistas em suas análises técnicas e financeiras.

Para o caso que analisa os parâmetros de comprimento do vão, *gap*, densidade do fluido interno, tração de lançamento e pressão de operação, foi concluído que o parâmetro que exerce maior interferência na vida à fadiga da estrutura é o comprimento do vão. Com o seu aumento, há uma diminuição no tempo de vida útil da estrutura, pois o mesmo interfere no cálculo da frequência natural do duto.

Para o caso que analisa os parâmetros de comprimento do vão, *gap*, tração de lançamento e rigidez do solo, foi concluído que o comprimento do vão, seguido da rigidez do solo e do *gap* influenciam de forma negativa a vida à fadiga, ou seja, aumentando-os, há uma diminuição do tempo de vida útil. O comprimento do vão é o fator que exerce maior influência, sendo assim, é importante que análises sejam realizadas anteriormente à instalação do duto e um acompanhamento do vão após sua instalação também seja realizado, visto que a batimetria pode ser modificada com o tempo.

O estudo paramétrico sobre vida à fadiga de dutos em vãos livres submetidos à VIV oferece subsídios desde o dimensionamento da estrutura até sua instalação e monitoramento futuro. Com os mapas de calor apresentados, possibilidades de combinações de parâmetros para o desenvolvimento de projetos futuros são oferecidas, fornecendo um ponto de partida para estudos mais aprofundados, pois o problema em questão possui muitas variáveis envolvidas, com isso, cada caso deve ser analisado de forma individual, com suas variações de batimetria e das condições meteoceanográficas.

## 8.2 Sugestões de trabalhos futuros

Como possíveis trabalhos futuros, têm-se:

- Desenvolver um estudo paramétrico que utilize números Pi para reduzir o número de parâmetros;
- Realização de estudos com multi-vãos, fazendo análises do comportamento das frequências naturais envolvidas e como a configuração interfere no tempo de vida útil da estrutura;
- O aperfeiçoamento do modelo de elementos finitos, possibilitando a introdução de variação de temperatura e possibilidade de modelar problemas com geometria do solo mais complexa;
- Estudo sobre a introdução de apoios para aumento de vida à fadiga em regiões com longos vãos livres, podendo, esses apoios, serem do tipo: suporte mecânico, blocos de cimento (*grout bags*), manta, entre outros.

## REFERÊNCIAS

- ABEELE, F. Van den; BOËL, F.; HILL, M. Fatigue analysis of free spanning pipelines subjected to vortex induced vibrations. In: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. [S.l.], 2013.
- ANP. *Nota Técnica nº 132/SSM/2015*. 2015.
- ANP. *Boletim Mensal da Produção de Petróleo e Gás Natural*. 2020. Disponível em: <<http://www.anp.gov.br/arquivos/publicacoes/boletins-anp/producao/2020-08-boletim.pdf>>. Acesso em: 16 out. 2020.
- API, A. 5L: Specification for line pipe. *The American Petroleum Institute, Washington, DC*, 2004.
- ASTM, E. E 1150-1987, “standard definitions of fatigue”. *1995 Annual Book of Standards, ASTM*, p. 753–762, 1995.
- BAI, Y. *Pipelines and risers*. 3. ed. [S.l.: s.n.], 2001. v. 3. ISBN 0080428215.
- BEER, F.; JOHNSTON, R.; DEWOLF, J. *Resistência dos Materiais - Mecânica dos Materiais*. [S.l.: s.n.], 2006. 758 p. ISBN 85-86804-83-5.
- BLEVINS, R. D. *Flow induced vibration*. Malabar, Florida: Krieger Publishing Company, 2001.
- BONIATTI, D. L. *Análise do comportamento de fadiga para estruturas submetidas a temperaturas elevadas aliadas a esforços cíclicos*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2003.
- BRANCO, C. M.; FERNANDES, A.; CASTRO, P. *Fadiga de estruturas soldadas*. Lisboa: [s.n.], 1999. ISBN 9723101394.
- CLOUGH, R.; PENZIEN, J. Dynamics of structures. *Journal of Structures, New York, McGraw-Hill Companies*, 1975.
- Det Norske Veritas. *FATFREE User’s Manual*. 2003.
- Det Norske Veritas. *DNV-RP-C203 Fatigue Design of Offshore Steel Structures*. [S.l.], 2011.
- Det Norske Veritas. The World Wide Offshore Accident Databank (WOAD). *Safeti WOAD white paper*, 2016. Disponível em: <[www.dnvgl.com](http://www.dnvgl.com)>.
- Det Norske Veritas. *DNVGL-RP-F105 Free spanning pipelines*. [S.l.], 2017.
- Det Norske Veritas. *DNVGL-RP-F114 Pipe-soil interaction for submarine pipelines*. [S.l.], 2017.
- Det Norske Veritas. *DNVGL-ST-F101 Submarine pipeline systems 2017*. [S.l.], 2017.
- ETUBE, L. S. *Fatigue and Fracture Mechanics of Offshore Structures*. London and Bury St Edmunds: Engineering Research Series, 2001. ISBN 1860583121.
- FERREIRA, F. M. G. *Otimização de Sistema de Ancoragem Equivalente em Profundidade Truncada*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Pernambuco, 2016.

FM2S. *O que é e para que serve o gráfico de Pareto*. 2019. Disponível em: <<https://www.fm2s.com.br/grafico-de-pareto/>>. Acesso em: 18 dez. 2019.

FYRILEIV, O.; COLLBERG, L. Influence of pressure in pipeline design - Effective axial force. *Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE*, v. 3, n. Omae 2005, p. 629–636, 2005.

FYRILEIV, O.; MØRK, K. Assessment of free spanning pipelines using the dnv guideline. In: *The Eighth International Offshore and Polar Engineering Conference*. Montreal, Canada: International Society of Offshore and Polar Engineers, 1998.

GODOY, C. *Uma aplicação do planejamento de experimentos e carta de controle em uma indústria de cosméticos: ciclo DMAIC*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, 2014.

GREENPEACE. *Vazamento - Sedco 710 - 2010*. 2019. Disponível em: <<http://greenpeace.org.br/lataria/acidentes/vazamento-sedco-710-2010/>>. Acesso em: 02 dez. 2019.

HALLIDAY, D.; RESNICK, R.; WALKER, J. *Fundamentals of physics*. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2017. ISBN 9780471758013,0471758019.

HERBICH, J. B. *Offshore pipeline design elements*. [S.l.]: M. Dekker, 1981. v. 2.

HETÉNYI, M. *Beams on elastic foundation: theory with applications in the fields of civil and mechanical engineering*. [S.l.]: University of Michigan, 1971.

HOBBS, R. Influence of structural boundary conditions on pipeline free span dynamics. In: *International offshore mechanics and arctic engineering. Symposium. 5*. [S.l.: s.n.], 1986. p. 685–691.

ILSTAD, T.; SØREIDE, T.; NIELSEN, F. G. Fatigue calculations of multi-mode VIV. In: *24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. [s.n.], 2005. p. 741–745. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1115/OMAE2005-67540>>.

KARMAN, T. V. Über den mechanismus des widerstandes, den ein bewegter korper in einer flüssigkeit erfahrt. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, v. 1912, p. 547–556, 1912.

KEULEGAN, G. H.; CARPENTER, L. H. Forces on cylinders and plates in an oscillating fluid. *Journal of research of the National Bureau of Standards*, Department of Commerce, National Bureau of Standards, v. 60, n. 5, p. 423–440, 1958.

KOUSHAN, K. *Vortex induced vibrations of free span pipelines*. Tese (Doutorado) — Norwegian University of Science and Technology, 2009.

LAGE, C. M. *Fadiga em Estruturas Metálicas Tubulares Soldadas*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Ouro Preto, 2008.

LOPES, J. T. d. B. et al. *Influencia da presença de fases frágeis e da temperatura nas propriedades de propagação de trinca por fadiga do aço inoxidável duplex*. Tese (Doutorado) — Universidade Estadual de Campinas, 2006.

MONTGOMERY, D. C. *Design and Analysis of Experiments Eighth Edition*. 8. ed. [S.l.: s.n.], 2012. ISBN 9781118146927.

- MØRK, K.; FYRILEIV, O. Structural response of pipeline free spans based on beam theory. In: *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. [S.l.: s.n.], 2002. p. 175–183.
- MØRK, K. et al. Assessment of VIV induced fatigue in long free spanning pipelines. In: *22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. [s.n.], 2003. p. 583–589. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1115/OMAE2003-37124>>.
- NIELSEN, F. G.; SØREIDE, T. H.; KVARME, S. O. VIV response of long free spanning pipelines. In: *21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. [s.n.], 2002. p. 121–129. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1115/OMAE2002-28075>>.
- PASTOUKHOV, V. A. *Introdução à mecânica da integridade estrutural*. [S.l.]: UNESP, 1995.
- PORTAL ACTION. *Distribuição F DE Snedecor*. 2019. Disponível em: <<http://www.portalaction.com.br/probabilidades/66-distribuicao-f-de-snedecor>>. Acesso em: 17 dez. 2019.
- SALES, M. Diagrama de pareto. *EALDE Business School*, p. 1–8, 2013.
- SANTOS, M. V. F. *Um estudo comparativo de dutos em vãos livres através de simulações numéricas*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual de Campinas, 2015.
- SANTOS, R. R. L. et al. Application of optimization techniques to minimize the effects of vortex-induced vibration (VIV) in free spanning pipelines. In: *Congresso Ibero Americano em Métodos Computacionais em Engenharia (CILAMCE)*. [S.l.: s.n.], 2019.
- SHIPPAI. *Association for the Study of Failure*. 2019. Disponível em: <<http://www.shippai.org/fkd/en/cfen/CB1061009.html>>. Acesso em: 02 dez. 2019.
- SIMULIA. *User's Manual, Version 6.8*. 2008.
- SIMULIA. *ABAQUS*. 2018.
- SIMULIA. *Isight*. 2018.
- SOLLUND, H.; VEDELD, K. *A finite element solver for modal analysis of multi-span offshore pipelines*. Oslo: University of Oslo, 2014. 1–65 p.
- STEVEN, R. L. *ASM Handbook: Volume 19: Fatigue and Fracture*. [S.l.]: ASM International, 1998.
- SUMER, B. M.; FREDSOE, J. *Hydrodynamics Around Cylindrical Structures*. Revised. [S.l.]: Advanced Series on Coastal Engineering, 2006. v. 26. ISBN 9812700390.
- TERZIAN, R. L. *Conceitos e Metodologias de Gestão de Projeto e sua aplicação ao caso da Integridade da Malha Dutoviária*. Dissertação (Mestrado) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2005.
- TURA, F. et al. Guidelines for free spanning pipelines: The GUESP project. In: *13th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. United States: American Society of Mechanical Engineers, New York, NY (United States), 1994. Disponível em: <<https://www.osti.gov/servlets/purl/55758>>.

VEDELD, K.; SOLLUND, H.; HELLESLAND, J. Free vibrations of free spanning offshore pipelines. *Engineering Structures*, v. 56, p. 68–82, nov 2013. ISSN 01410296. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0141029613001910>>.

Figura 59 – Planilha FatFree preenchida.

**FATFREE**  
FATIGUE ANALYSIS OF FREE SPANNING PIPELINES

Version: 13.0-03  
Release: Nov 2014

Support: [twave.Support@dnvgl.com](mailto:twave.Support@dnvgl.com)

**DNV·GL**

Project: **2**      Date: \_\_\_\_\_

Calculations by \_\_\_\_\_  
Verified by \_\_\_\_\_

---

**UPDATE SHEET**    **OPTIONS**    **PRINT RESULTS**

**CALCULATE**    **USER HELP**    **SPARKS**

**FATFREE IS READY**

Calculations by \_\_\_\_\_  
Verified by \_\_\_\_\_

---

References		Free Span Scenario		Response Data		Soil Properties		SN-Curves		Safety Factors	
Multi-mode	RP-F105	Code	RP-F105 Span	User Defined	F3 (free corrosion)	m <sub>1</sub>	m <sub>2</sub>	m <sub>3</sub>	F3 (free corrosion)	WALL	NORMAL
Return Period Values	200	Directionality	f <sub>c</sub> (in-line)	f <sub>c,soil</sub>	0.005	1.323	0.015	3	3	Wall defined	WALL
Automatic Generated	17	Discrete - Cdir.	f <sub>c</sub> (cr-flow)	f <sub>c,soil</sub> (in-line)	0.015	1.327	0.009	3	3	η	0.50
Current Modelling	1.00	Current Sheet Name	A <sub>cr</sub> (in-line)	A <sub>cr,soil</sub> (cr-flow)	170	170	170	Log(C1)	11.068	η <sub>cr</sub>	1.15
Uc Histogram	0	Current Template	A <sub>cr</sub> (cr-flow)	A <sub>cr,soil</sub> (cr-flow)	170	170	170	Log(C2)	11.068	η <sub>cr,soil</sub>	1.10
Damage distribution vs direction	0.0		A <sub>cr</sub>	K <sub>cr</sub> (in-line)	0.46	788	0.32	logN <sub>cr</sub>	8.00	η <sub>cr,soil</sub>	1.10
	0.279		SD	K <sub>cr</sub> (cr-flow)	1.000E+05	0.10	1.000E+05	S <sub>cr</sub> [MPa]	0.00	η <sub>cr,soil</sub>	1.30
	62		S <sub>cr</sub> /P <sub>cr</sub>	K <sub>cr</sub>	1.000E+05	-0.27	1.000E+05	S <sub>cr</sub> [MPa]	1.00	η <sub>cr,soil</sub>	1.10
			Wave Modelling	K <sub>cr</sub>	1.000E+05		1.000E+05	R <sub>cr</sub>	0.125	η <sub>cr,soil</sub>	1.20
			No Wave	K <sub>cr,s</sub>	1.000E+05		1.000E+05	R <sub>cr</sub>	0.125	η <sub>cr,soil</sub>	1.00
			Wave Sheet Name								
			Wave Template								
<b>STRUCTURAL MODELLING</b>											
Coating data		Functional Loads		Pipe Dimensions [m]		Constants		Densities [kg/m <sup>3</sup> ]		Special input	
k <sub>c</sub>	0.00	H <sub>cr</sub> [N]	6.00E+04	D	0.2731	v	0.30	p <sub>soil</sub>	7850	R <sub>sc</sub>	1.00
f <sub>cr</sub> (MPa)	42	p [bar]	147.1	t <sub>soil</sub>	0.0111	α [°C]	1.17E-05	p <sub>soil,cr</sub>	0	R <sub>sw</sub>	1.00
k	3.3E-03	ΔT [°C]	0	t <sub>soil,cr</sub>	0.0000	E [N/m <sup>2</sup> ]	2.07E+11	p <sub>soil,cr</sub>	935	R <sub>fl,soil</sub>	1.00
				t <sub>soil,cr</sub>	0.0027			p <sub>soil,cr</sub>	200	R <sub>cr,soil</sub>	1.00
										R <sub>cr,soil</sub>	1.00
<b>RESULTS</b>											
<b>FATIGUE LIFE</b>						<b>DYNAMIC STRESS [MPa]</b>					
In-line (Response Mod)	2.67E+02 yrs	Cross-flow	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises					
Cross-Flow	1.00E+06 yrs	Peak	σ <sub>r</sub> (1 year)	σ <sub>r</sub> (10 year)	σ <sub>r</sub> (100 year)	σ <sub>r</sub> (1 year)	σ <sub>r</sub> (10 year)	σ <sub>r</sub> (100 year)			
In-line (Force Model)	- yrs		139.2	139.2	139.2	3.2	3.2	3.2			
In-line (Combined)	2.67E+02 yrs		139.2	139.2	139.2	3.2	3.2	3.2			

Damage distribution vs direction

pdf for current in critical direction

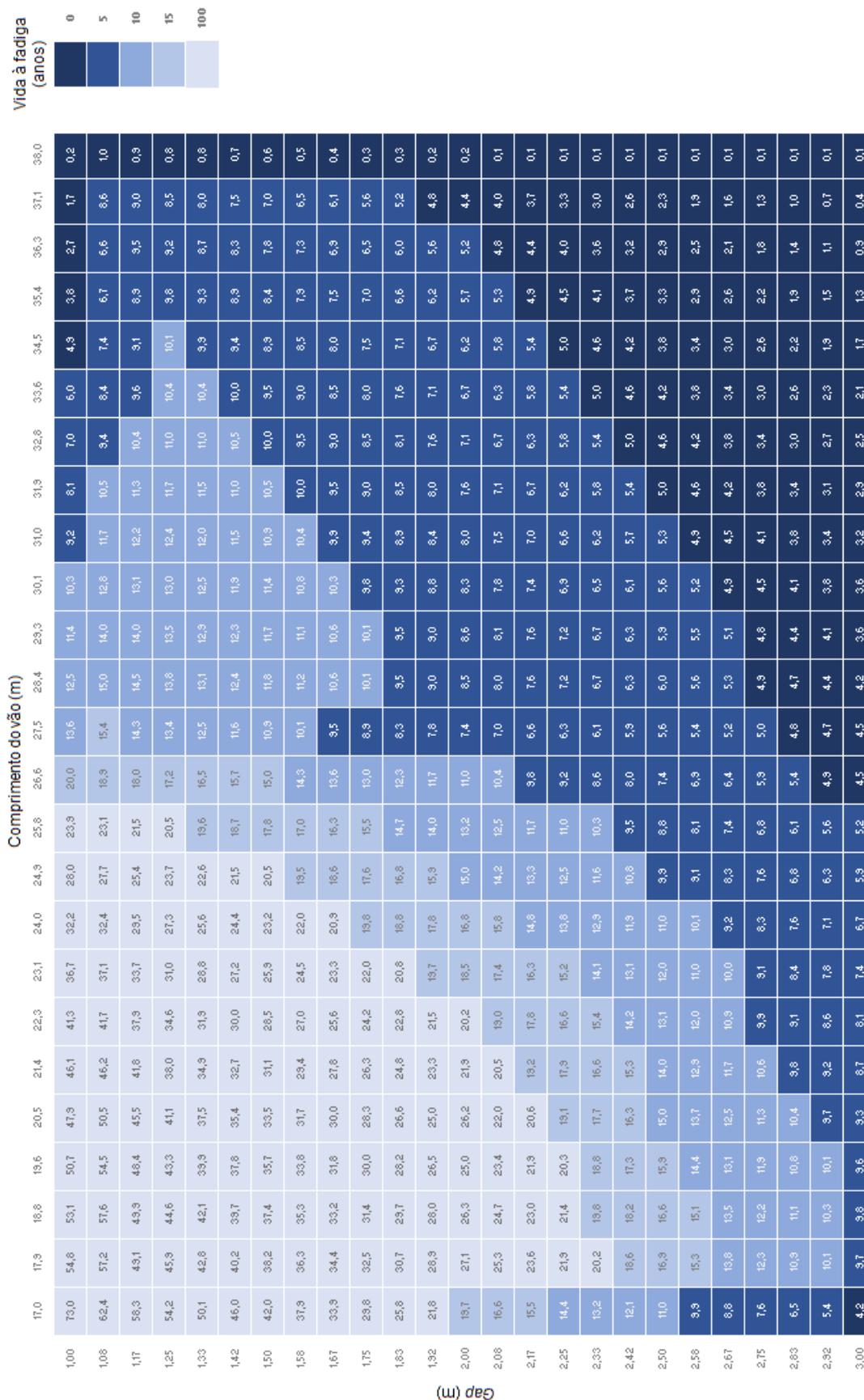
Fonte – Det Norske Veritas (2003).

Figura 60 – Tabela API - Dimensões de dutos.

Table E-6C—Plain-end Line Pipe Dimensions, Weights per Unit Length, and Test Pressures for Sizes 6<sup>5</sup>/<sub>8</sub> through 80 (SI Units) (Continued)

(1) Size	(2) Specified Outside Diameter <i>D</i> (mm)	(3) Specified Wall Thickness <i>t</i> (mm)	(4) Plain-end Weight per Unit Length <i>w<sub>pe</sub></i> (kg/m)	(5) Calculated Inside Diameter <sup>a</sup> <i>d</i> (mm)	(6) through (15) Minimum Test Pressure <sup>b</sup> (kPa × 100) <sup>c</sup>										
					Grade										
					A	B	X42	X46	X52	X56	X60	X65	X70	X80	
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub> <sup>d</sup>	273.1	4.0	26.54	265.1	Std.	36	42	72	79	89	96	103	112	120	137
					Alt.	45	53	72	79	89	96	103	112	120	137
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub> <sup>d</sup>	273.1	4.8	31.76	263.5	Std.	44	51	87	95	107	115	124	134	144	165
					Alt.	55	64	87	95	107	115	124	134	144	165
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub> <sup>d</sup>	273.1	5.2	34.35	262.7	Std.	47	55	94	103	116	125	134	145	156	179
					Alt.	59	69	94	103	116	125	134	145	156	179
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	5.6	36.94	261.9	Std.	51	59	101	111	125	135	144	156	168	192
					Alt.	64	74	101	111	125	135	144	156	168	192
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	6.4	42.09	260.3	Std.	58	68	116	126	143	154	165	178	192	207
					Alt.	73	85	116	126	143	154	165	178	192	220
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	7.1	46.57	258.9	Std.	65	75	128	140	159	171	183	198	207	207
					Alt.	81	94	128	140	159	171	183	198	213	244
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	7.8	51.03	257.5	Std.	71	83	141	154	174	187	201	207	207	207
					Alt.	89	103	141	154	174	187	201	218	235	268
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	8.7	56.72	255.7	Std.	79	92	157	172	194	207	207	207	207	207
					Alt.	99	115	157	172	194	209	224	243	262	299
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	9.3	60.50	254.5	Std.	85	98	168	184	207	207	207	207	207	207
					Alt.	106	123	168	184	208	223	240	259	280	320
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	11.1	71.72	250.9	Std.	101	118	200	207	207	207	207	207	207	207
					Alt.	126	147	200	219	248	267	286	310	334	381
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	12.7	81.55	247.7	Std.	116	134	207	207	207	207	207	207	207	207
					Alt.	144	168	229	251	284	305	327	354	382	436
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	14.3	91.26	244.5	Std.	130	151	207	207	207	207	207	207	207	207
					Alt.	163	189	258	282	320	344	369	399	430	491
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	15.9	100.85	241.3	Std.	145	168	207	207	207	207	207	207	207	207
					Alt.	181	193	287	314	355	382	410	443	478	500
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	18.3	114.99	236.5	Std.	166	193	207	207	207	207	207	207	207	207
					Alt.	193	193	330	361	409	440	472	500	500	500
10 <sup>3</sup> / <sub>4</sub>	273.1	20.6	128.27	231.9	Std.	187	193	207	207	207	207	207	207	207	207
					Alt.	193	193	372	406	460	495	500	500	500	500

Fonte – Modificada de API (2004).

Figura 61 – Mapa de calor - comprimento do vão e *gap*.

Fonte – Autor, 2020.