



INFLUÊNCIA DA MODELAGEM DAS CORRENTES MARINHAS NO CÁLCULO DA VIDA À FADIGA DE DUTOS RÍGIDOS EM VÃO LIVRE

Érika de Moura Costa Almirão

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

Orientadores: Gilberto Bruno Ellwanger
Luis Volnei Sudati Sagrilo

Rio de Janeiro
Março de 2018

INFLUÊNCIA DA MODELAGEM DAS CORRENTES MARINHAS NO CÁLCULO DA
VIDA À FADIGA DE DUTOS RÍGIDOS EM VÃO LIVRE

Érika de Moura Costa Almirão

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

Examinada por:

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.

Prof. Murilo Augusto Vaz, PhD

Dr. Ricardo Franciss, D.Sc.

Dr. Thiago Angelo Gonçalves de Lacerda, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO DE 2018

Almirão, Érika de Moura Costa

Influência da modelagem das correntes marinhas no cálculo da vida à fadiga de dutos rígidos em vão livre / Érika de Moura Costa Almirão. Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XVI, 91 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Gilberto Bruno Ellwanger

Luis Volnei Sudati Sagrilo

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2018.

Referências Bibliográficas: p. 86 - 88

1. Duto rígido submarino. 2. Vão livre 3. Vibrações induzidas por vórtices 4. Integridade 5. Corrente 6. Distribuição de probabilidade 7. Fadiga I. Ellwanger, Gilberto Bruno *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título.

*Dedico este estudo a meus pais, meus primeiros e eternos mestres.
À minha mãe, exemplo de fibra e determinação, que soube ser exatamente o que eu
precisei nos momentos certos, mesmo que eu não merecesse.
E a meu pai, que queria tanto fazer mestrado e hoje com certeza está engenheirando
grandes trabalhos no andar de cima.*

AGRADECIMENTOS

A Deus, por estar sempre presente em minha vida e ter me dado ferramentas para chegar até aqui.

A meu marido, Humberto Muzzio Almirão, que com paciência soube me ajudar a chegar até aqui, sendo um companheiro incrível e um pai maravilhoso.

A minha mãe, Angela Maria de Moura Costa, que deixou até mesmo sua vida pessoal e sua dor para cuidar das necessidades de minha família, enquanto eu trabalhava nesta dissertação.

A meu pai, Rui João Costa, que ouviu com carinho e empolgação os conceitos envolvidos neste trabalho, demonstrando grande alegria e me oferecendo a sensação de dever cumprido como filha, antes de partir.

A meus mestres, Prof. Gilberto Bruno Ellwanger e Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo, que me apoiaram nos momentos de carga extrema da minha vida, me incentivando a continuar, contra todas as probabilidades.

A Petrobras e ao Alessandro Barreto de França, que me concederam tempo de trabalho, e a meus colegas Enrique Casaprima Gonzalez e Luis Manoel Paiva Nunes, que me deram apoio técnico para execução desta tarefa.

E por fim, mas não menos importantes, a meus companheiros de estudo, que desde o início de acompanharam, incentivaram e também se tornaram mestres nesta jornada: Marcelo Kosminsky Protasio, Cristiano Gomes e Gustavo de Souza Matoso.

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

INFLUÊNCIA DA MODELAGEM DAS CORRENTES MARINHAS NO CÁLCULO DA VIDA À FADIGA DE DUTOS RÍGIDOS EM VÃO LIVRE

Érika de Moura Costa Almirão

Março/2018

Orientadores: Gilberto Bruno Ellwanger
Luis Volnei Sudati Sagrilo

Programa: Engenharia Civil

A identificação de vãos livres em dutos rígidos submarinos em operação não previstos em projeto, é uma das atividades necessárias para garantir suas condições de estabilidade. A avaliação de vida à fadiga para estes vãos livres ganhou maior importância nos últimos anos, devido principalmente ao envelhecimento dos campos de produção de petróleo e a busca de melhoria contínua para o processo de gerenciamento da integridade, já que a intervenção em dutos submarinos usualmente possui custos elevados. Este trabalho tem por objetivo avaliar a influência no cálculo de vida à fadiga do uso de mais setores na distribuição angular do perfil de corrente e de curvas de distribuição de probabilidades ajustadas para representação da corrente marinha, aplicadas a três vãos livres para o estudo de caso, em um duto rígido submarino hipotético. Posteriormente para o mesmo estudo de caso são avaliadas a influência da intensidade de turbulência e do coeficiente de massa adicionada, a fim de identificar possíveis direcionadores para novos estudos.

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

INFLUENCE OF THE MARINE CURRENT IN THE CALCULATION OF FATIGUE LIFE
OF RIGID PIPELINES IN FREE SPAN

Érika de Moura Costa Almirão

March/2018

Advisors: Gilberto Bruno Ellwanger
Luis Volnei Sudati Sagrilo

Department: Civil Engineering

Unpredicted Free span identification on operational subsea rigid pipelines is one of the activities necessary to guarantee its stability conditions. Fatigue life evaluation of those free spans has gained larger importance in the last years, mainly, due to the aging of oil fields and the continual search for improvement of the integrity management process, since subsea pipelines intervention usually has high costs. This work aims to evaluate the influence on the fatigue life calculation of the use of more sectors for current profile angular distribution and of probability density adjusted distribution to represent marine currents, applied to the case study of three free spans, on a hypothetical rigid subsea pipeline. Posteriorly, for the same case study it is evaluated the influence of the turbulence intensity and the added mass coefficient, in order to identify possible directions for new studies.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	1
1.1 Breve Histórico	3
1.2 Vãos livres em dutos em operação	6
1.3 Motivação	7
1.4 Objetivo	8
CAPÍTULO 2 - METODOLOGIA	10
2.1 Lock-in e parâmetros adimensionais	10
2.2 Modelos de resposta DNV	16
2.2.1 Resposta <i>in-line</i>	18
2.2.2 Resposta <i>cross-flow</i>	22
2.2.3 Vibração <i>In-line</i> induzida pela <i>cross-flow</i>	27
2.3 Modelo em elementos finitos	27
2.3.1 Modelagem do solo	28
2.3.2 Modelagem dos vãos livres	28
2.3.3 Obtenção de frequências naturais e curvaturas	29
2.4 Programa para cálculo de vida à fadiga	30
2.4.1 Cálculo da variação de tensões	30
2.4.2 Número de ciclos para a falha	33
2.4.3 Cálculo do dano	34
CAPÍTULO 3 – CONDIÇÃO DE CORRENTE	37
3.1 Histogramas de corrente	38
3.2 Modelo probabilístico	38
3.2.1 Ajuste de distribuições de probabilidade	39
3.3 Valores extremos decenários e centenários de corrente	50
CAPÍTULO 4 – ESTUDO DE CASO	52
4.1 Vãos livres selecionados	52

4.1.1	Características gerais dos vãos livres em estudo	52
4.1.2	Comprimentos de vãos livres	53
4.1.3	Informações obtidas através da análise em elementos finitos	55
4.2	Casos de análise	60
4.2.1	Caso 0 ou caso base – Histograma de corrente com 8 direções.	61
4.2.2	Caso 1 – Histograma de corrente com 16 direções.	61
4.2.3	Caso 2 – Curva de distribuição de correntes com 8 direções, considerando os limites do histograma.	61
4.2.4	Caso 3 – Curva de distribuição de correntes com 8 direções, considerando correntes decenárias.	61
4.2.5	Caso 4 – Curva de distribuição de correntes com 8 direções, considerando correntes centenárias.	62
4.3	Estudos de sensibilidade	62
4.3.1	Intensidade de turbulência	62
4.3.2	Coeficiente de massa adicionada modificado	63
4.4	Resultados	63
4.4.1	Avaliação da vida à fadiga	63
4.4.2	Avaliação da Influência da Intensidade de Turbulência	77
4.4.3	Avaliação da Influência do coeficiente de massa adicionada modificado	78
	CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES E PRÓXIMOS TRABALHOS	80
5.1	Conclusões	80
5.1.1	Estudo de vida à fadiga	80
5.1.2	Estudos de sensibilidade	82
5.2	Sugestões para próximos trabalhos	84
	CAPÍTULO 6 REFERÊNCIAS	86

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1 - Fabricação offshore de um duto rígido submarino	1
Figura 1-2 – Solda circunferencial realizada durante a fabricação offshore de um duto rígido.....	3
Figura 1-3 – Mapa com relevo do leito oceânico e parte do relevo da América do Sul (GEOPOLÍTICA DO PETRÓLEO, 2018).....	5
Figura 1-4 – Seção transversal de um duto em vão livre, em diagrama de pontos, representando diagrama de pontos obtidos por batimetria	7
Figura 2-1 – Visualização do desprendimento de vórtice, provocado pela passagem de um fluxo ao redor de um obstáculo (FRANÇA,2015)	11
Figura 2-2 – Representação gráfica da seção transversal de um trecho de duto em vão livre e das direções cross-flow e in-line.	12
Figura 2-3 – Gráfico de faixas de lock-in, de acordo com a razão entre a frequência de vibração e a frequência de shedding e a amplitude normalizada de vibração, definida como A/D. (BLEVINS, 1994)	13
Figura 2-4 - Gráficos de amplitude de resposta para as direções in-line e cross-flow, sendo as curvas para a direção in-line representadas pelos pares de direções de corrente.	Erro! Indicador não definido.
Figura 2-5 – Gráfico que representa os fatores de redução $R_{\theta 1}$ e $R_{\theta 2}$ (eixo vertical) em função da Intensidade de turbulência (eixo horizontal) – (DNV-RP-F105, p.82, 2017).....	20
Figura 2-6 - Modelos de resposta para a direção in-line, para o perfil representado por 8 direções de corrente	21
Figura 2-7 - Modelo de resposta para a direção in-line, para o perfil representado por 16 direções de corrente	22
Figura 2-8 – Profundidade de trincheira, de acordo DNV-RP-F105, 2017.....	24
Figura 2-9 - Modelo de resposta para a direção cross-flow, independente da representação do perfil de corrente	25
Figura 2-10: Coeficiente de massa adicionada modificado para a resposta Cross-Flow como função da velocidade reduzida, definido pela DNV-RP-F105(2017)	26
Figura 3-1 - Curvas de distribuições de probabilidade considerando os dados do histograma, para cada uma das 8 direções θ	41

Figura 3-2 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Norte.....	46
Figura 3-3 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Nordeste.....	46
Figura 3-4 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Leste.....	47
Figura 3-5 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Sudeste.	47
Figura 3-6 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Sul.	48
Figura 3-7- Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Sudoeste.	48
Figura 3-8 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Oeste.....	49
Figura 3-9 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Noroeste.....	49
Figura 4-1 - Representação gráfica do posicionamento geográfico do trecho de duto avaliado.	53
Figura 4-2-Representação de um vão livre único DNV-RP-F105(2017).....	54
Figura 4-3 – Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 17m, na direção cross-flow. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.....	57
Figura 4-4 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 17m, na direção in-line. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.	57
Figura 4-5 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 34m, na direção cross-flow. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.....	58
Figura 4-6 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 34m, na direção in-line. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.	58
Figura 4-7 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 45m, na direção cross-flow. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.....	59

Figura 4-8 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 45m, na direção in-line. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.	59
Figura 4-9 - Vida à fadiga ao longo do vão livre de 17m, incluindo seus ombros	64
Figura 4-10 - Dano à fadiga devido ao VIV, considerando cada caso avaliado, ao longo do vão livre de 17m.....	64
Figura 4-11 - Vida à fadiga ao longo do vão livre de 34m, incluindo seus ombros.	66
Figura 4-12 - Dano à fadiga devido ao VIV, considerando cada caso avaliado, ao longo do vão livre de 17m.....	67
Figura 4-13 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso base	68
Figura 4-14 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 1	69
Figura 4-15 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 2	70
Figura 4-16 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 3	70
Figura 4-17 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 4	71
Figura 4-18 - Vida à fadiga ao longo do vão livre de 45m, incluindo seus ombros	71
Figura 4-19 - Dano à fadiga ao longo do vão livre de 45m, incluindo seus ombros.....	72
Figura 4-20 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso base	73
Figura 4-21 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 1	74
Figura 4-22 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 2	75
Figura 4-23 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 3	75
Figura 4-24 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 4	76

Figura 4-25 - Distribuição de probabilidades de Weibull para a direção SE, plotadas em conjunto com os modelos de reposta da DNV(2017).....**Erro! Indicador não definido.**

Figura 4-26 - Comparação entre vida à fadiga do vão livre e a intensidade de turbulência 78

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1: Parâmetros do solo modelado em elementos finitos.	28
Tabela 2-2: Discretização dos vãos livres e ombros	29
Tabela 3-1 - Resumo dos dados de velocidade de corrente e modelo de distribuição de probabilidade selecionada para cada direção de incidência.....	45
Tabela 3-2 – Velocidade de correntes decenárias e centenárias, para cada direção de corrente.....	51
Tabela 4-1 - Relações de comprimento e diâmetro do duto para cada vão livre avaliado	54
Tabela 4-2: Frequências naturais dos vãos livres do estudo.....	55
Tabela 4-3 – Tabela resumo com o cálculo de vida à fadiga para cada caso de análise do vão livre de 17m.	65
Tabela 4-4 – Tabela demonstrativa quanto a localização e ao modo dominante para a seção de menor vida à fadiga ao longo do vão livre de 17m.....	66
Tabela 4-5 - Tabela resumo com o cálculo de vida à fadiga para cada caso de análise do vão livre de 34m.	67
Tabela 4-6 - Tabela demonstrativa quanto a localização e ao modo dominante para a seção de menor vida à fadiga ao longo do vão livre de 34m.....	68
Tabela 4-7 – Tabela resumo com o cálculo de vida à fadiga para cada caso de análise do vão livre de 45m.	72
Tabela 4-8 - Tabela demonstrativa quanto a localização e ao modo dominante para a seção de menor vida à fadiga ao longo do vão livre de 45m.....	73
Tabela 4-9 - Avaliação do aumento de vida à fadiga, na direção cross-flow, com a alteração do coeficiente de massa adicionada modificado.....	79

LISTA DE SÍMBOLOS

AsD_{CF}	Amplitude normalizada na direção <i>cross-flow</i>
AsD_{IL}	Amplitude normalizada na direção <i>in-line</i>
σ_{θ}	Desvio padrão para os valores de corrente de uma direção θ
D	Diâmetro externo total do duto
θ	Direção de corrente
$R_{I\theta,1}$	Fator de redução de amplitude <i>in-line</i> , função da intensidade de turbulência e do ângulo de ataque
$R_{I\theta,2}$	Fator de redução de amplitude <i>in-line</i> , função do ângulo de ataque
f_s	Frequência de <i>shedding</i>
f_{nat}	Frequência natural de vibração
I_C	Intensidade de Turbulência
Δ	Intervalo entre valores de velocidade de corrente
μ_{θ}	Média para os valores de corrente de uma direção θ
$O_{c\theta}$	Número de ocorrências para a direção θ
St	Número de Strouhal
U_c	Velocidade de corrente
V_m	Velocidade média de corrente
V_R	Velocidade reduzida

GLOSSÁRIO

<i>cross-flow</i>	Plano transversal ao plano onde o fluxo de corrente encontra o duto
Frequência de <i>shedding</i>	Frequência de desprendimentos de vórtice
<i>Gap</i>	distância máxima do trecho em vão livre ao solo
<i>in-line</i>	Plano paralelo ao plano onde o fluxo de corrente encontra o duto
<i>J-lay</i>	Método de lançamento de dutos rígidos verticalizados ao longo da lâmina d'água, formando a figura de um J com o trecho já apoiado sobre o leito marinho e o trecho suspenso.
Lançamento	Instalação de dutos no leito marinho
LDA	Lâmina d'Água.
PIG instrumentado	Ferramenta de inspeção interna de dutos
<i>Post-lay survey</i>	Inspeção realizada ao longo dos dutos recém-lançados. Pode ser realizada inclusive durante o lançamento.
ROV	Remoted Operated Vehicules – Veículos remotamente operados, utilizados em operações submarinas
<i>Sandwaves</i>	Solos arenoso com grande mobilidade em curto espaço de tempo, encontrados no fundo do mar em regiões específicas.
<i>Scouring</i>	Processo natural de escavação do solo do leito marinho pela a corrente submarina.
<i>Topside</i>	Instalações de produção de petróleo localizadas na superfície da unidade marítima produtora
VIV	Vibração Induzida por Vórtice

Capítulo 1 - INTRODUÇÃO

Com o avanço da tecnologia, o aumento das profundidades e a necessidade de extensão de vida de campos de produção, a preocupação com a integridade dos elementos do sistema submarino ganhou importância na indústria de óleo e gás, que vêm investindo em parcerias e estudos que visem ampliar os conhecimentos quanto a necessidade de intervenção submarina, já que em geral, envolve altos custos, com um tempo de resposta elevado.

A preocupação com a integridade de um duto rígido deve nascer desde o projeto, através do pré-dimensionamento, definição da sobre espessura de corrosão, dos anodos de sacrifício, garantias de estabilidade no solo marinho e da determinação dos métodos de instalação. Os dutos rígidos submarinos são formados por tubos de aço-carbono, usualmente revestidos com material termoisolante e, de acordo com a limitação de consumo de vida à fadiga projetada para a instalação, os dutos podem ser lançados de diversas formas. Na Figura 1-1, é possível observar parte da estação de fabricação e instalação de um duto rígido submarino, através do método de lançamento *J-lay*.



Figura 1-1 - Fabricação offshore de um duto rígido submarino

A fim de garantir as condições de integridade do duto durante a operação, é preciso verificar se as condições de operação previstas em projeto estão sendo atendidas, ou se é necessária alguma adequação para garantir a segurança do sistema. Esta verificação usualmente é executada por meio de inspeções internas e externas, sendo as inspeções internas realizadas através da utilização de ferramentas, chamadas de PIGs instrumentados. Os PIGs se deslocam no interior do duto, ao longo do seu comprimento, oferecendo um panorama sobre a condição de corrosão interna e, em alguns casos, externa do duto. A inspeção externa do duto é executada através de inspeção visual, utilizando veículos remotamente operados, também conhecidos como ROVs. O escopo destas inspeções envolve a verificação das condições dos anodos de sacrifício e a medição de potencial elétrico do duto, a fim de verificar a efetividade do sistema de proteção à corrosão externa e a verificação da estabilidade do duto no leito marinho, através da inspeção visual por ROV.

A identificação de vãos livres submarinos não previstos em projeto é uma destas condições de estabilidade, que ganharam maior importância nos últimos anos, devido aos custos envolvidos em seu tratamento.

Definido como qualquer configuração em que o duto encontra-se suspenso ao longo de seu comprimento, os vãos livres submarinos em dutos rígidos em operação podem ser gerados desde a instalação, pela necessidade de cruzamento com outros dutos, por possuir em sua rota partes irregulares do terreno ou por alteração nas condições de pressão e temperatura, que podem provocar um tensionamento suficiente para erguer um trecho do duto, fazendo com que este trecho, antes apoiado, se torne um trecho em vão livre. Podem ser gerados ainda por processos naturais de movimentação do solo, como o *scouring*, onde a corrente escava parte do solo abaixo do duto, ou, em solos arenosos, devido as *sandwaves*, que se movimentam como dunas submarinas em algumas regiões. Vãos livres, quando negligenciados, podem ocasionar a ruptura da seção do duto por fadiga, sendo as seções contendo trechos soldados, como ilustrado na Figura 1-2, as possivelmente mais afetadas.

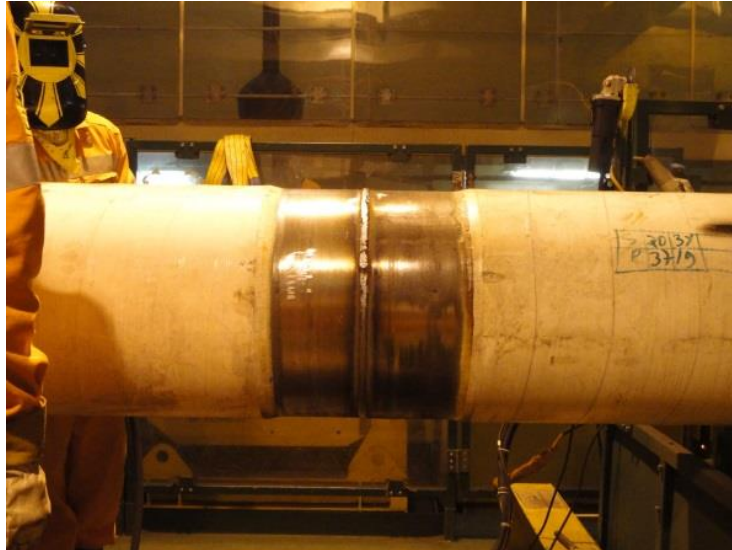


Figura 1-2 – Solda circunferencial realizada durante a fabricação offshore de um duto rígido

Garantir que a probabilidade de falha destes vãos livres permanece em limites aceitáveis, minimizando ao mesmo tempo a necessidade de intervenção submarina para a mitigação destes vãos, tem sido alvo de estudos pela indústria como evidenciado por Raposo et al. (2014).

1.1 Breve Histórico

Após a alta do preço do petróleo na década de 70, foi possível na década de 80 desenvolver novas e maiores descobertas no Brasil e no mundo, ultrapassando as antigas barreiras tecnológicas, como os campos gigantes de Marlim e Albacora, logo seguidos pela descoberta dos também gigantes campos de Roncador e Barracuda, na década de 90 (THOMAS, 2004).

Até meados da década de 70, contudo, pouco se sabia sobre os fenômenos que poderiam ocorrer com dutos em vãos livres suscetíveis a correntes marinhas. Nesta época, o comprimento de vão livre admissível era o vão mecânico, ou seja, que conferia estabilidade estática. O uso de tecnologia de inspeção visual submarina ainda era bastante precário, não sendo possível técnica e economicamente estabelecer uma rotina de inspeções ao longo de toda a rota para verificar a estabilidade dos dutos instalados. O uso de ROVs, ainda era tido apenas como apoio para a atividade de mergulho. (ROV MARINE, 2016).

Até os anos 80, era adotado um critério para vãos curtos, que não permitia vibrações transversais, não considerando ainda a ação das ondas. No mesmo período, o uso de ROVs se tornou vital para o desenvolvimento de campos de águas profundas,

que muitas vezes ultrapassavam os limites de mergulho humano. Todavia, a queda do preço do petróleo e a recessão econômica em meados de 80 fizeram com que o ritmo do desenvolvimento de novas tecnologias fosse reduzido. O uso para manutenção e inspeção ainda era muito pontual, tido a baixa disponibilidade, tempos de campanhas e alto custo. Antes da década de 90, não haviam campos muito profundos, o que permitia o uso de mergulhadores na execução dos serviços submarinos. Foi apenas em meados de 90 que a aplicação de veículos remotamente operados foi ampliada, permitindo que os ROVs executassem a maioria dos trabalhos submarinos (THOMAS, 2004). O uso de ROVs também possibilitou a ampliação do escopo das inspeções submarinas.

Em 1998, surgiu o primeiro guia internacional, um critério para permitir vibrações transversais e em linha para dutos em vãos livres, o Guideline 14 da DNV. Em 2002, as primeiras Recomendações Práticas da DNV foram publicadas, englobando efeitos de trincheira, coeficientes hidrodinâmicos e estimativa para resposta estrutural dos trechos em vão livres. Fomentada pelo desenvolvimento do campo de Ormen Lange, na Noruega, em 2006 ocorreu a primeira atualização das Recomendações Práticas da DNV, gerando alguns critérios mais restritivos que a anterior (LIMA, 2007). Finalmente, em 2017, a DNV-RP-F105 foi novamente revisada, dando desta vez maior enfoque na influência da ação de ondas e na resposta estrutural envolvendo vãos múltiplos.

A recomendação prática F-105 da DNV foi baseada em resultados de diversos experimentos em campo e com modelos reduzidos, que simulavam a passagem de corrente em trechos de dutos em vãos livres, o que ampliou o conhecimento sobre o que acontecia quando os dutos estavam submetidos a esta situação, trazendo uma metodologia relativamente simples para avaliar o máximo tamanho de vão livre admissível para garantir a integridade estrutural daquele trecho. Os conceitos básicos desta prática recomendada, podem ser melhores entendidos em Lima (2007) sendo sua versão mais atual a DNV-RP-F105, publicada em 2017.

Com a maior profundidade e maiores dimensões dos campos, aumentou também a necessidade de afastar os poços da unidade de produção, a fim de otimizar o desenvolvimento dos reservatórios, o que alongava a quilometragem de dutos entre os poços e a plataforma, além de distanciar as unidades de produção da costa. Quanto maior o trajeto a ser coberto pelos dutos, maior a variedade geográfica que pode ser encontrada. A geografia do leito marinho muito se assemelha a geografia acima do nível do mar, como ilustrado na Figura 1-3. Existem diversos tipos de elevações, ravinhas, cânions e até mesmo regiões de dunas, ou *sandwaves*, submarinas. Porém, ao contrário da topografia dos terrenos secos, que pode ser alterada através de processos relativamente simples, as particularidades dos solos submarinos são de difícil tratamento.

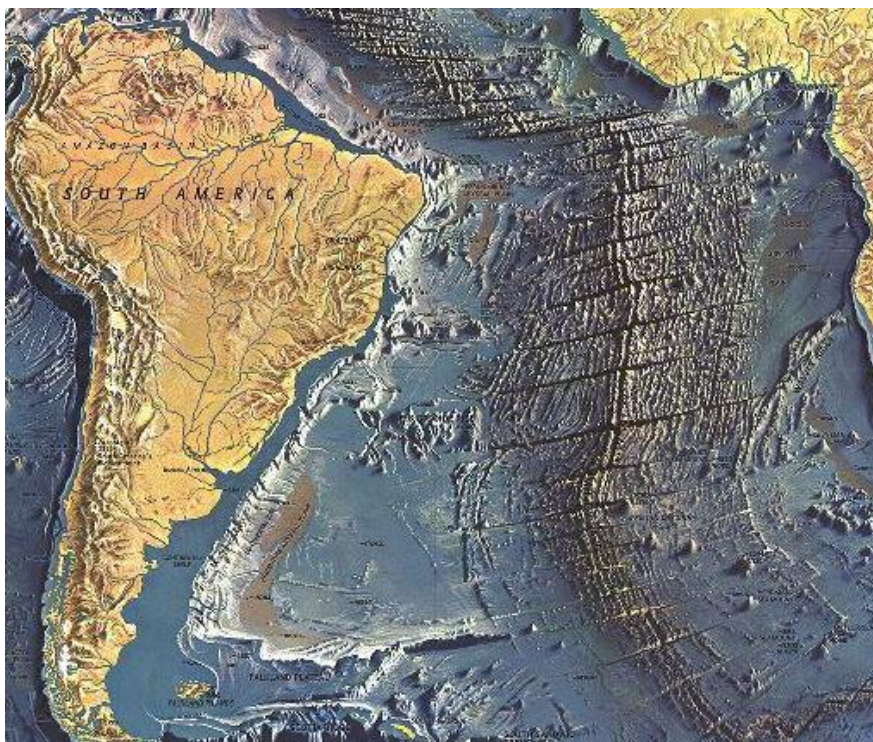


Figura 1-3 – Mapa com relevo do leito oceânico e parte do relevo da América do Sul (GEOPOLÍTICA DO PETRÓLEO, 2018)

Com isso, a otimização das rotas dutoviárias se tornou uma das mais relevantes etapas dentro do projeto de dutos submarinos, principalmente em se tratando de dutos de exportação, que geralmente precisam vencer longas distâncias para transportar óleo ou gás tratado até a costa. Nesta otimização, se destacavam a preocupação com a garantia de escoamento dos fluídos transportados e a minimização de custos com material, garantindo a estanqueidade no transporte da produção. Para vãos livres identificados durante o projeto ou na fase de *post-lay survey*, a partir de 2006, a recomendação prática da DNV pôde ser diretamente aplicada, sendo mitigações necessárias planejadas muitas vezes antes da instalação dos dutos, sendo incluídas nos custos e nos prazos de implantação do projeto, tornando esta uma questão de relativamente simples resolução.

Todavia, a necessidade de manter a produção, usufruindo da utilidade máxima dos campos e garantindo a segurança operacional, crescia conforme os campos e os equipamentos envelheciam. Este cenário foi o responsável por reforçar e difundir a cultura do gerenciamento de integridade, não somente para as unidades de produção e seus equipamentos de *topside*, mas também para os sistemas submarinos.

Acompanhando a evolução das metodologias de inspeção e análise, surgiram diversas técnicas para mitigação de vãos livres submarinos, tais como apoios intermediários de concreto, apoios mecânicos, instalação de camadas de rochas sobre

os dutos, enterramento dos trechos em vão livre, uso de supressores de vórtices, barreiras para impedir a passagem de corrente, entre outras. A maior parte das técnicas para mitigação de vãos livres pode ser utilizada tanto na fase de instalação, sendo prevista em projeto, quanto na fase operacional, ou seja, sendo aplicada já com o duto em fase de operação.

Como a principal metodologia de avaliação de vãos livres submarinos, a DNV-RP-F105 veio sendo adotada para avaliação dos vãos livres, encontrados nas campanhas de inspeção, desde o início dos anos 2000. Desde então, diversos métodos de mitigação de vãos livres foram utilizados para fim de garantir a estabilidade dos dutos.

1.2 Vãos livres em dutos em operação

Seguindo o ciclo contínuo do gerenciamento da integridade, um duto instalado e em operação deve ser inspecionado periodicamente, a fim de garantir seu funcionamento seguro. A inspeção visual, realizada por meio de ROVs, é o principal meio de identificação de possíveis alterações nas condições de estabilidade de vãos livres submarinos, previstas na fase de projeto para os dutos.

Com o avanço da tecnologia na obtenção de imagens submarinas, atualmente com o ROV é possível obter imagens de alta qualidade dos dutos assentados no leito marinho, em toda sua extensão, inclusive oferecendo noções de profundidade elevadas, considerando visualizações de diferentes ângulos. Ainda assim, a identificação de um vão livre apenas com o uso de imagens, tem baixa precisão, já que, em alguns casos, não é possível identificar exatamente a existência de pontos de toque do duto em vão livre e o solo, o que dificulta a determinação dos ombros, do comprimento do vão livre e da existência de multivãos.

De acordo com Raposo et al. (2014), estudos de sensibilidade realizados com a metodologia proposta pela DNV-RP-F105 (2006) demonstraram que mesmo uma alteração de 10% no comprimento do vão livre poderia gerar variações de vida à fadiga entre 1 e 10 anos. Mesmo tendo utilizado a versão anterior da recomendação prática, a análise continua válida, já que não houveram alterações significativas nos modelos de resposta utilizados. Estes resultados confirmam a necessidade de obtenção de informações mais acuradas quanto ao comprimento do vão livre, utilizando não apenas a inspeção visual, como também recursos que permitam a identificação mais precisa do início e fim do vão livre, além de pontos de apoio intermediários. Neste sentido, ferramentas de batimetria, usualmente utilizadas na identificação do perfil do leito marinho para atividades de projeto, tem se mostrado fundamentais, pois conseguem

captar com melhor precisão a superfície do solo abaixo do vão livre, determinando se de fato o duto está em vão livre ou se possui trecho apoiado, como representado na Figura 1-4. Utilizando a batimetria, a incerteza quanto a localização inicial e final dos vãos livres fica limitada a existência de solo lamoso entre os ombros e o leito marinho, já que este tipo de solo não possui resistência e não é facilmente identificado pelo ROV ou pela batimetria.

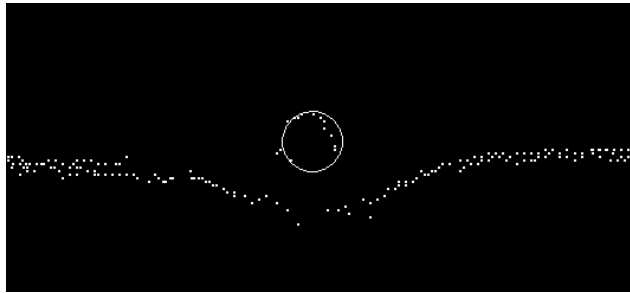


Figura 1-4 – Seção transversal de um duto em vão livre, em diagrama de pontos, representando diagrama de pontos obtidos por batimetria

Sobre o uso de metodologias voltadas para a Mecânica da Fratura, Raposo, et al. (2014) afirmam que a detecção de trincas no meio submarino ainda precisa evoluir mais, para que seja possível utilizar ferramentas deste tipo na avaliação de vida à fadiga para vãos livres. Isto se deve ao fato de que em geral, os tamanhos de trinca detectáveis representam fim de vida à fadiga em curtíssimo prazo, não sendo viáveis ações mitigatórias por parte da operadora. Deste modo, a metodologia mais indicada atualmente para detecção de vãos livres em dutos em operação permanece a inspeção visual por ROV, acompanhada de ferramentas de imageamento do perfil de solo, como a batimetria.

1.3 Motivação

Diferente da visão geral de projeto, que tem foco usualmente no tempo de vida total do campo, para o ponto de vista de operação, pequenos incrementos no tempo de vida podem ser a diferença entre operar de forma segura ou interromper a produção de um campo.

Apesar de bem disseminada para uso em projeto, a adoção das recomendações práticas da DNV relativas a vãos livres (DNV-RP-F105, 2017) para dutos em operação requer atenção às particularidades de um duto já instalado, desde a identificação do vão livre até as dificuldades, em termos de custo e prazo, de tratamento de casos extremos,

sendo necessária cautela no uso de aproximações ou simplificações, já que o conhecimento do fenômeno de vibrações induzidas por vórtices (VIV) ainda é limitado.

Para o gerenciamento de integridade de dutos rígidos submarinos, é fundamental compreender o impacto do nível de complexidade adotado e para quais variáveis o refinamento dos dados pode trazer maior benefício, já que a recomendação prática sugere o uso de dados de entrada e parâmetros com maior ou menor grau de complexidade, a depender das informações disponíveis para a execução da análise.

Nesse sentido, este trabalho foi motivado pela necessidade de ampliar os conhecimentos sobre as recomendações práticas da DNV, principalmente quando utilizada no gerenciamento de integridade de dutos rígidos submarinos, para a determinação de vida à fadiga de dutos em operação, quando encontrados trechos em vão livre.

1.4 Objetivo

Através do estudo de casos de vãos livres típicos, encontrados em dutos rígidos em operação, buscou-se neste trabalho avaliar a influência do uso de diferentes modelos para representar a condição de corrente na avaliação de vida à fadiga, calculada de acordo com as recomendações práticas da DNV RP-F105 (2017).

Empregando modelos de diferentes graus de complexidade para o detalhamento das correntes de fundo, a fim de avaliar o impacto do emprego dos mesmos, foi avaliada a vida à fadiga de vãos livres para dutos rígidos submarinos, considerando:

- histograma típico de corrente de fundo, com perfil distribuído entre 8 direções básicas de incidência;
- histograma típico de corrente de fundo, com perfil distribuído entre 16 direções de incidência, a fim de avaliar o impacto do maior espriamento do perfil;
- curvas de densidade de probabilidade, ajustadas a partir do histograma de correntes, com limites iguais aos do histograma original;
- curvas de densidade de probabilidade, ajustadas a partir do histograma de correntes com a inclusão de valores extremos de corrente para o período de retorno de 10 anos;
- curvas de densidade de probabilidade, ajustadas a partir do histograma de correntes, com a inclusão de valores extremos de corrente para o período de retorno de 100 anos.

Além disso, com a premissa de enriquecer o entendimento quanto aos modelos de resposta definidos pela metodologia empregada, foi realizada a investigação quanto a influência do (a):

- Coeficiente de massa adicionada modificado;
- Intensidade de turbulência.

Por fim, este trabalho teve por grande objetivo fomentar discussões quanto ao cálculo de vida à fadiga de dutos rígidos submarinos em operação e a necessidade de intervenção, a fim de agregar conhecimentos para melhoria contínua dos processos de avaliação de integridade para a indústria de petróleo.

O gerenciamento da integridade de dutos submarinos envolve o acompanhamento de alguns fatores que podem levar a falha do duto durante a operação. Além do monitoramento da corrosão interna e externa, a condição de estabilidade dos dutos é um destes fatores, onde a verificação de vãos livres não previstos em projeto tem sido destaque nos últimos anos, como citado anteriormente.

Vãos livres em dutos rígidos submarinos podem estar suscetíveis ao fenômeno de VIV, provocado pela passagem de corrente marinha em torno do duto. Por sua vez, o VIV pode gerar ciclos de tensão nas juntas soldadas do duto, de modo a leva-lo à falha por fadiga. Por esta razão, faz-se necessária a avaliação de vida à fadiga de um duto quando em vão livre, a fim de garantir sua integridade estrutural com eventuais intervenções, quando necessário.

Para o gerenciamento da integridade de dutos submarinos a metodologia de avaliação de vida à fadiga em vãos livres usualmente adotada consiste em calcular a vida à fadiga utilizando histogramas de corrente de fundo e para a obtenção das frequências naturais é utilizado o método simplificado da DNV (2017), a fim de realizar o primeiro filtro de inspeção, sendo posteriormente utilizado um programa de elementos finitos.

No presente trabalho, a metodologia prevista pela DNV no documento RP-F105 (2017) foi respeitada, sendo criado um programa próprio para o cálculo de vida à fadiga, elaborado em Mathcad (PTC, 2012), com base nos modelos de resposta contidos na DNV, 2017 e calibrado de acordo com os resultados publicados em Lima (2007). A estrutura e o detalhamento sobre o programa criado estão descritos no item 2.4.

As frequências naturais foram obtidas a partir do programa de elementos finitos Anflex (PETROBRAS, 2014), sendo utilizadas como dados de entrada para a avaliação de vida à fadiga. Detalhes da modelagem em elementos finitos podem ser encontrados no item 2.3. Os modelos de resposta utilizados para avaliação de vida à fadiga estão descritos no item 2.2.

2.1 Lock-in e parâmetros adimensionais

Um vão livre pode levar um duto à falha por fadiga devido ao fenômeno conhecido como Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV). Este fenômeno ocorre pela passagem de corrente marinha através do vão livre, quando a frequência de excitação (ou frequência

de *shedding*) alcança um valor próximo a alguma das frequências naturais da estrutura, formada pelo trecho em vão livre e parte do trecho apoiado. Nesse caso, ocorre um fenômeno chamado de *Lock-in*, onde as frequências de vibração e de desprendimento de vórtices estão sincronizadas. O fenômeno de VIV depende primordialmente da ocorrência do *lock-in*. Por esta razão, para avaliar a vida à fadiga em um vão livre, o primeiro passo deve ser definir a ocorrência do *lock-in*, considerando as frequências naturais da estrutura e a frequência de *shedding* estimada.



Figura 2-1 – Visualização do desprendimento de vórtice, provocado pela passagem de um fluxo ao redor de um obstáculo (FRANÇA, 2015)

O desprendimento de vórtices desenvolve uma configuração regular, chamada de esteira de vórtices, como representada na Figura 2-1. Esta esteira tende a ser limitada pelo tamanho do diâmetro do duto, assim sendo, a frequência de *shedding* é definida pela equação (2.1). (BLEVINS, 1994)

$$f_s = \frac{St \cdot U_c}{D} \quad (2.1)$$

onde

f_s representa a frequência de *shedding*;

U_c é a velocidade de corrente;

St é o número de *Strouhal*;

D é diâmetro externo do duto;

O número de Strouhal é definido por Blevins (1994), como a constante de proporcionalidade entre a frequência de *shedding* predominante e a velocidade de

corrente, dividida pelo diâmetro do cilindro, no caso, do duto. Usualmente, o fenômeno de VIV ocorre com número de Strouhal próximo a 0,2 (BLEVINS, 1994). Maiores esclarecimentos sobre a frequência de *shedding* e o número de *Strouhal* podem ser encontrados em Bandeira (2012).

Os movimentos vibratórios de um duto em VIV são usualmente representados por sua projeção na direção perpendicular ao fluxo de corrente, conhecida como direção *cross-flow*, e por sua projeção na direção paralela ao fluxo de corrente, definida como direção *in-line*. Estas direções estão graficamente representadas na Figura 2-2.

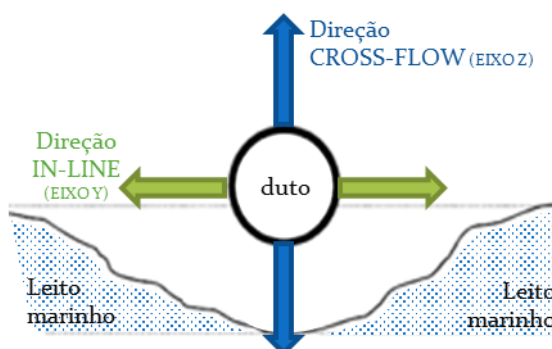


Figura 2-2 – Representação gráfica da seção transversal de um trecho de duto em vão livre e das direções *cross-flow* e *in-line*.

Experimentos mostram que as oscilações induzidas pelos desprendimentos de vórtices ocorrem na frequência de *shedding*, quando observada a direção *cross-flow*, enquanto as oscilações na direção *in-line* ocorrem com o dobro da frequência de *shedding*, em consequência da geometria da esteira de vórtices (BLEVINS, 1994).

A faixa de *lock-in* é o intervalo no qual a frequência de vibração do cilindro controla a frequência do desprendimento de vórtices e vice e versa, isto é, onde tanto a frequência *shedding* quanto a frequência de vibração da estrutura se modificam para manter a sincronização entre elas. Dentro desta faixa, o fenômeno de VIV pode promover danos à estrutura. Para o presente estudo, foram definidos os limites de 45% e 145%, para a razão entre a frequência natural e a frequência de *shedding*, onde pode ocorrer o *lock-in*, baseada no gráfico representado na Figura 2-3, de acordo com Blevins (1994). Dentro desta faixa, explicitada pela inequação (2.2), foi considerada a ocorrência de *lock-in*. Mais informações sobre o *lock-in* podem ser obtidas em Blevins (1994) e em Bandeira (2012).

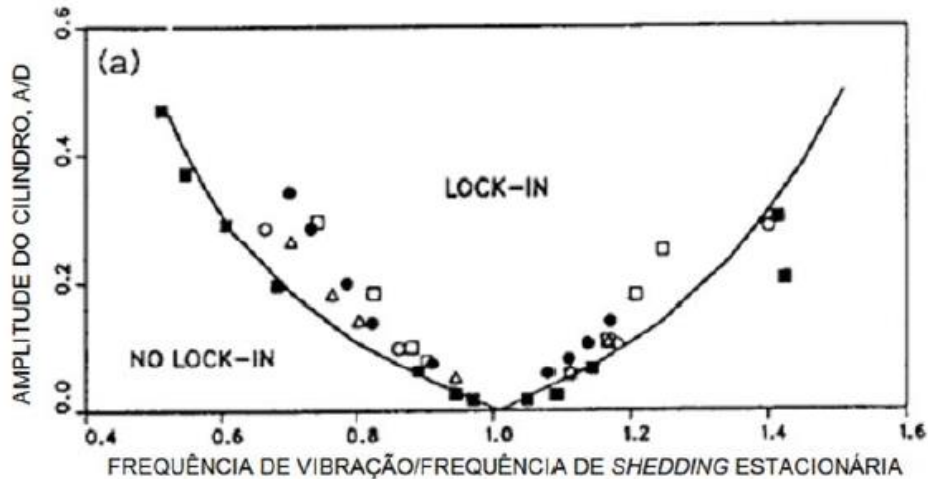


Figura 2-3 – Gráfico de faixas de lock-in, de acordo com a razão entre a frequência de vibração e a frequência de shedding e a amplitude normalizada de vibração, definida como A/D. (BLEVINS, 1994)

$$45\% \leq \frac{f_{nat}}{f_s} \leq 145\% \quad (2.2)$$

onde

f_{nat} representa a frequência natural de vibração da estrutura;

f_s representa a frequência de shedding;

A frequência de vibração da estrutura ou frequência natural pode ser definida como a frequência na qual um sistema oscila sem a intervenção de forças externas, após uma perturbação inicial. (RAO, 1995). Em geral, um sistema possui tantos modos de vibração quanto seu número de graus de liberdade. De acordo com a DNV-RP-F105 (2017), as frequências naturais dos vãos livres, para o uso da metodologia proposta, podem ser obtidas através de expressões de resposta aproximadas ou através de métodos mais sofisticados, como por exemplo o método dos elementos finitos. Uma destas expressões simplificadas de obtenção das frequências naturais é descrita pela DNV-RP-F105 (2017), para um vão isolado. O método se manteve sem alterações desde sua versão anterior (2006) e possui alto grau de conservadorismo, como já alertado por Lima (2007). Por essa razão, possui limites de utilização relacionados ao comprimento e ao diâmetro dos dutos em vão livre e não pode ser utilizado de maneira generalizada. Aplicações práticas e maiores esclarecimentos quanto ao método simplificado proposto pela DNV podem ser encontrados em Bandeira (2012) e em Lima (2007).

A fim de buscar uma modelagem mais próxima dos vãos livres reais e de utilizar a mesma metodologia de obtenção de frequências naturais, tanto para vãos curtos quanto longos, neste trabalho foi optada pela obtenção das frequências naturais para as estruturas através da abordagem de elementos finitos, como descrito em 2.3.

Os modos participantes do movimento podem ser classificados como dominantes ou fracos, para cada direção de incidência de corrente, caracterizada pela direção na qual a corrente se destina. O modo dominante para a direção *cross-flow* é definido como o modo participante onde ocorrem as maiores amplitudes normalizadas, sendo os demais modos de vibração participantes classificados como modos fracos, desde que produzam ao menos 10% da amplitude de vibração gerada pelo modo dominante. Já para a direção *in-line*, o modo dominante é definido como o modo com a maior variação de tensões produzidas por VIV (DNV-RP-F105, 2017).

Após obtidas as frequências naturais de vibração e verificada a condição de *lock-in*, é necessário verificar quais amplitudes máximas resultantes do movimento de vibração devem ser esperadas, através dos modelos de resposta da DNV. Estes modelos consistem em gráficos empíricos, que relacionam a amplitude relativa máxima de vibração, chamada de amplitude normalizada de resposta, com a velocidade reduzida, parâmetro adimensional definido de acordo com Blevins (1994) pela equação (2.3). Através do valor de velocidade reduzida calculado, são, portanto, definidas as amplitudes reduzidas de resposta, tanto para as direções *in-line* e *cross-flow*.

$$V_R = \frac{U_c}{f_{nat} \cdot D} \quad (2.3)$$

onde V_R representa a velocidade reduzida.

Para profundidades onde a intervenção das ondas pode ser desconsiderada, a construção dos modelos de resposta depende essencialmente das características estruturais do duto, da distância entre o vão livre e o solo na direção *cross-flow*, das condições de corrente e do parâmetro de estabilidade, já que através dele é representado o amortecimento de uma determinada configuração modal. Quanto maior o parâmetro de estabilidade, maior o amortecimento que o conjunto oferece. Este parâmetro é considerado na construção dos modelos tanto na direção *in-line* quanto a direção *cross-flow*, sendo definido de acordo com a equação (2.4). (DNV, 2017)

$$K_s = \frac{4 \cdot \pi \cdot m_e \cdot \zeta_T}{\rho_{mar} \cdot D^2} \quad (2.4)$$

onde

K_s representa o parâmetro de estabilidade,
 ρ_{mar} é a massa específica da água do mar,
 m_e é a massa efetiva, definida pela equação (2.5)

$$m_e = \frac{\int_L m(s)\varphi^2(s)ds}{\int_L \varphi^2(s)ds} \quad (2.5)$$

onde

$\varphi(s)$ é a função de modo que satisfaz as condições de contorno;
 $m(s)$ é a massa por unidade de comprimento, que inclui a massa estrutural, a massa adicionada e a massa do fluido interno.

O coeficiente de massa adicionada (C_a) é definido pela DNV-RP-F105 (2017) como dependente da relação entre o *gap* e o diâmetro externo do duto, como descrito na equação a seguir. Este coeficiente deve ser utilizado no cálculo da massa adicionada para águas calmas.

$$C_a = \begin{cases} 0,68 + \frac{1,6}{(1 + 5 \cdot (gap/D))}, & \text{se } gap/D < 0,8 \\ 1, & \text{se } gap/D \geq 0,8 \end{cases} \quad (2.6)$$

ζ_T é a razão de amortecimento estrutural total, definida como:

$$\zeta_T = \zeta_{est} + \zeta_{solo} + \zeta_{hidro} \quad (2.7)$$

onde

ζ_{est} é a razão de amortecimento estrutural do duto

ζ_{solo} é a razão de amortecimento do solo

ζ_{hidro} é a razão de amortecimento hidrodinâmica

A DNV-RP-F105 (2017) sugere o valor de 0,5% para a razão de amortecimento estrutural e 1% para a razão de amortecimento do solo, quando não existem maiores

informações. Para a razão de amortecimento hidrodinâmica, é sugerido usualmente o valor nulo para a análise de VIV.

Os modelos de resposta para a direção *cross-flow* e *in-line* são considerados de maneira individualizada, possuindo características específicas para cada direção. Os modelos para a direção *in-line* e *cross-flow* estão descritos respectivamente nos itens 2.2.1 e 2.2.2.

2.2 Modelos de resposta DNV

Como descrito ao longo do Capítulo 1, a metodologia estabelecida pela DNV-RP-F105 (2017) para obtenção das amplitudes de resposta dos vãos livres em VIV vem sendo utilizada para o cálculo de vida à fadiga de dutos em vão livre, inclusive para os dutos em operação.

Os modelos de resposta consistem em gráficos que representam a envoltória de amplitudes normalizadas de resposta, para cada valor de velocidade reduzida, em cada direção, sendo a amplitude normalizada pelo diâmetro externo do duto, como definida pela equação a seguir.

$$AsD = \frac{\textit{Amplitude}}{D} \quad (2.8)$$

Onde *Amplitude* é a amplitude de vibração máxima prevista para uma determinada direção de vibração.

A Figura 2-4 apresenta modelos típicos de resposta para a direção *in-line* e *cross-flow*, baseados na DNV-RP-F105 (2017). Nela, é possível notar que as amplitudes para a direção *in-line*, representadas neste caso pelos gráficos com amplitudes adimensionais inferiores a 0,25, chegam a valores máximos aparentemente baixos, quando comparadas às amplitudes para a direção *cross-flow*, aqui representadas pela linha azul. As vibrações *in-line* possuem um limite de ocorrência em um intervalo bem menor de valores de velocidade reduzida que as vibrações na direção *cross-flow*, o que pode ser averiguado devido a inexistência de amplitudes de vibração *in-line* significantes para velocidades reduzidas aproximadamente menores que 1 e para velocidades reduzidas maiores que 4. Contudo, é importante destacar que a frequência do

movimento na direção *in-line* é o dobro da frequência na direção *cross-flow*, o ciclo de tensões provocado pela vibração *in-line* ocorre o dobro de vezes que o ciclo de tensões na direção *cross-flow*, o que pode levar a um acúmulo de dano importante para a direção *in-line*. Além disso, o movimento na direção *cross-flow* gera amplitudes de vibração significativas a partir de velocidades reduzidas entre 3 e 4 (DNV-RP-F105, 2017), ou seja, apenas para velocidades de corrente muito altas.

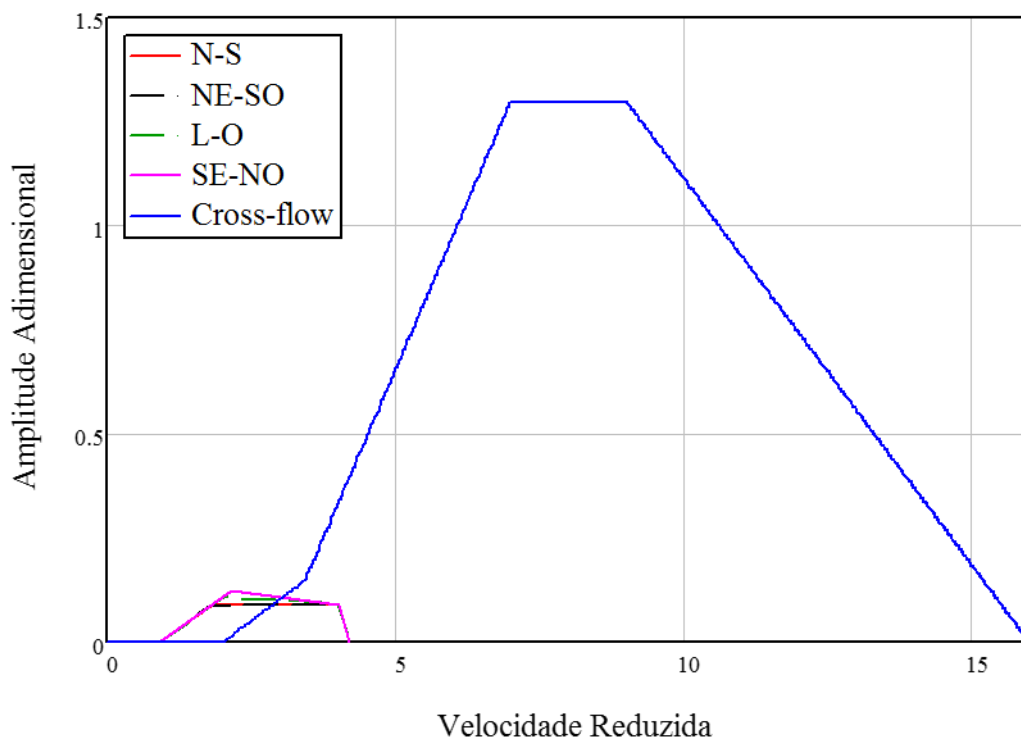


Figura 2-4 - Gráficos de amplitude de resposta para as direções *in-line* e *cross-flow*, sendo as curvas para a direção *in-line* representadas pelos pares de direções de corrente.

Diferente do modelo na direção *cross-flow*, o modelo de resposta para a direção *in-line* consiste em um grupo de gráficos, já que para cada direção de corrente, caracterizada pelo seu ângulo de ataque, um gráfico é gerado. Já o modelo para a direção *cross-flow* possui apenas um gráfico representativo para todas as direções de corrente.

Tanto para o modelo de resposta *in-line* quanto *cross-flow*, as velocidades reduzidas e o parâmetro de estabilidade devem ser considerados utilizando seus fatores de segurança, respectivamente de acordo com as equações (2.9) e (2.10).

$$V_{Rd} = \gamma_f \cdot V_R \quad (2.9)$$

Onde γ_f é o fator de segurança para as frequências naturais, que pode variar entre 1,0 e 1,30, de acordo com a classe de segurança (baixa, média ou alta), a classificação do vão livre (muito bem definido, de bem a muito bem definido, bem definido ou mal definido) e com a direção de vibração considerada, de acordo com a tabela 2-3 da recomendação técnica da DNV-RP-F105 (2017). Para o presente estudo, o vão livre foi classificado como não bem definido e com classe de segurança média, acarretando em $\gamma_f = 1,2$, tanto para a direção *in-line* quanto para a direção *cross-flow*.

$$K_{sd} = \frac{K_s}{\gamma_k} \quad (2.10)$$

Onde γ_k é o fator de segurança definido pela DNV para o amortecimento total, que varia de 1,0 a 1,30, de acordo com a classe de segurança. Com a classe de segurança definida como média, $\gamma_k = 1,15$.

O modelo de resposta para a direção *in-line* está descrito em 2.2.1, enquanto o modelo para a direção *cross-flow* está descrito em 2.2.2. O item 2.2.3 se refere à vibração na direção *in-line* que pode ser provocada pelas vibrações na direção *cross-flow*, que não possui modelo de resposta próprio. Sua ocorrência é estimada a partir da avaliação do modo *cross-flow* dominante.

2.2.1 Resposta *in-line*

As amplitudes de vibração na direção *in-line*, obtidas através do modelo de resposta para as vibrações induzidas por vórtices, dependem basicamente da velocidade reduzida, do parâmetro de estabilidade, da intensidade de turbulência e do ângulo de ataque característico para o perfil de corrente considerado. Os possíveis efeitos de mitigação do movimento devido à proximidade com o solo marinho são desconsiderados neste modelo de resposta, a fim de garantir maior conservadorismo. O modelo de vibração *in-line* é aplicável a todos os modos de vibração do vão livre. (DNV-RP-F105, 2017)

O modelo *in-line* é construído a partir da definição de quatro pontos que delineiam o gráfico de previsão para as respostas a vibração. O ponto inicial, aqui chamado de *onset*, define a partir de qual velocidade reduzida poderemos esperar amplitudes de VIV significativas, calculando a velocidade reduzida equivalente para a amplitude de vibração nula, onde o gráfico se inicia, como definida nas equações contidas a seguir.

$$V_{R.onset.II} = \begin{cases} \frac{1,0}{\gamma_{on.II}}, & \text{se } K_{sd} \leq 0,4 \\ \frac{K_{sd} + 0,6}{\gamma_{on.II}}, & \text{se } 0,4 < K_{sd} \leq 1,6 \\ \frac{2,2}{\gamma_{on.II}}, & \text{se } K_{sd} > 1,6 \end{cases} \quad (2.11)$$

Onde $\gamma_{on.II}$ é o fator de segurança de definição do início do VIV na direção *in-line*, aumenta o tamanho da banda de ocorrência dos movimentos, a favor da segurança.

O segundo ponto, definido como ponto 1, representa a velocidade reduzida e a amplitude normalizada de vibração onde a curva muda de direção pela primeira vez no gráfico de resposta *in-line*. Este ponto define o fim do trecho ao longo do qual um incremento na velocidade reduzida provoca o aumento da amplitude de resposta. Este ponto varia conforme o ângulo de ataque, como pode ser visto nas equações (2.12) e (2.13).

$$V_{R.1.II} = 10 ASD_{y1} + V_{R.onset.II} \quad (2.12)$$

Sendo

$$ASD_{y1} = \max \left\{ 0,18 \cdot \left[\left(1 - \frac{K_{sd}}{1,2} \right) \cdot R_{I\theta.1} \right], ASD_{y2} \right\} \quad (2.13)$$

Sendo ASD_{y2} a amplitude normalizada no ponto 2, ponto definido como segundo onde a curva muda de direção. Como pode ser observado na equação (2.13), a faixa de valores definida entre os pontos 1 e 2, permite que haja redução da amplitude normalizada com o aumento da velocidade reduzida, enquanto a amplitude normalizada no ponto 1 for maior que a calculada para o ponto 2, sendo esta última definida pela seguinte equação:

$$ASD_{y2} = 0,13 \cdot \left(1 - \frac{K_{sd}}{1,8} \right) \cdot R_{I\theta.2} \quad (2.14)$$

Os fatores $R_{I\theta.1}$ e $R_{I\theta.2}$ são fatores de redução para o cálculo das amplitudes normalizadas de vibração limites para o modelo de resposta, responsáveis por

contabilizar os efeitos da turbulência. Os fatores de redução $R_{I\theta,1}$ e $R_{I\theta,2}$ estão descritos nas equações (2.15) e (2.16), como indicado pela DNV no documento RP-F105 (2017). Estes fatores apresentam valores entre 0 a 1, como é possível observar na Figura 2-5. A intensidade de turbulência (I_c) foi tema de um dos estudos de sensibilidade realizados no presente estudo, estando descrita no item 4.3.1.

$$R_{I\theta,1} = 1 - \pi^2 \left(\frac{\pi}{2} - \sqrt{2} \cdot \theta_{ataque} \right) (I_c - 0,03); \quad 0 \leq R_{I\theta,1} \leq 1 \quad (2.15)$$

$$R_{I\theta,2} = 1 - \frac{(I_c - 0,03)}{0,17}; \quad 0 \leq R_{I\theta,2} \leq 1 \quad (2.16)$$

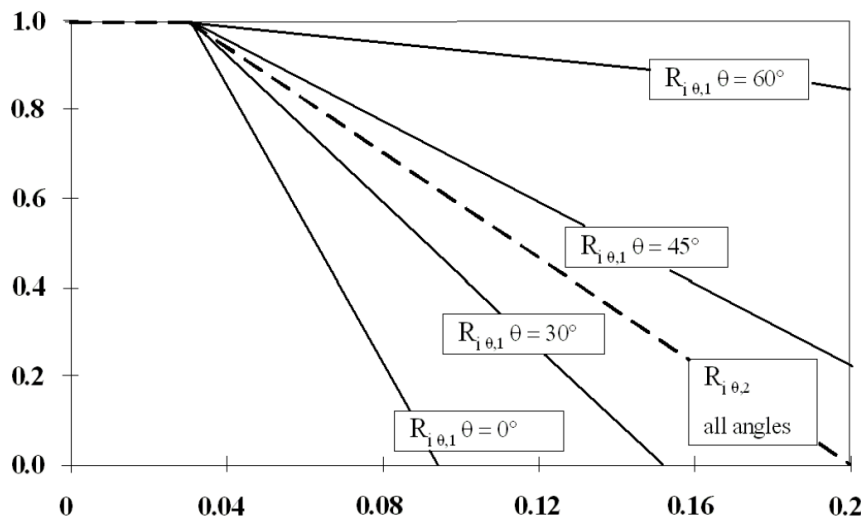


Figura 2-5 – Gráfico que representa os fatores de redução $R_{\theta,1}$ e $R_{\theta,2}$ (eixo vertical) em função da Intensidade de turbulência (eixo horizontal) – (DNV-RP-F105, p.82, 2017)

A partir do ponto 2, um incremento na velocidade reduzida corresponde a uma redução mais acentuada de amplitude normalizada, quando comparado ao trecho correspondido entre os pontos 1 e 2. Ele é definido pela velocidade reduzida $V_{R,2,IL}$ e pela amplitude normalizada AsD_{y2} . Como pode ser verificado na equação (2.18), o cálculo da velocidade reduzida $V_{R,2,IL}$ depende do valor de velocidade reduzida utilizado como limite máximo do gráfico de modelo de resposta para a direção *in-line*, aqui descrito como $V_{R,end,IL}$ e definido de acordo com a equação a seguir. No limite máximo do modelo de resposta *in-line*, a amplitude normalizada é considerada nula.

$$V_{R.end.IL} = \begin{cases} 4,5 - 0,8 \cdot K_{sd}, & \text{se } K_{sd} < 1 \\ 3,7, & \text{se } K_{sd} \geq 1 \end{cases} \quad (2.17)$$

$$V_{R.2.IL} = V_{R.end.IL} - 2AsD_{y2} \quad (2.18)$$

A Figura 2-6 apresenta os gráficos de resposta resultantes para a direção *in-line*, sendo cada gráfico definido para uma das 8 direções de corrente. Através deles, é possível obter as amplitudes normalizadas de resposta, sendo estas as máximas amplitudes de vibração esperadas devido ao VIV, relacionadas a cada valor de velocidade reduzida. A Figura 2-7 apresenta os gráficos de resposta também para a direção *in-line*, porém considerando 16 direções para o perfil de corrente. Como ilustrado pelos gráficos de resposta, espera-se amplitudes normalizadas máximas para velocidades reduzidas entre 2 e 4, aproximadamente.

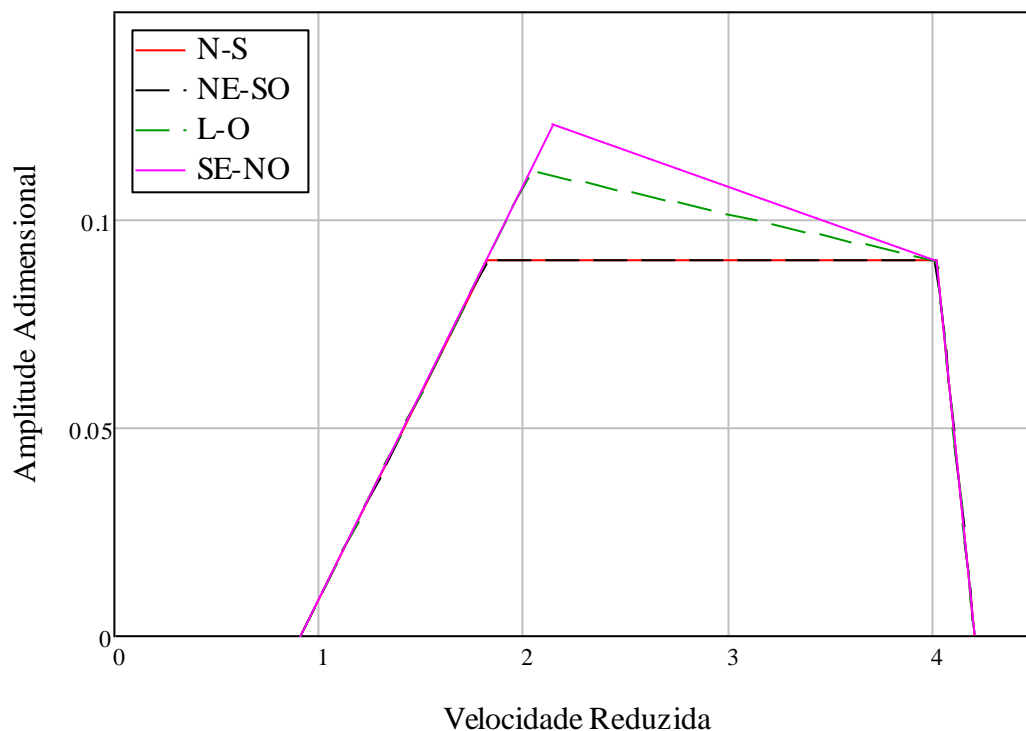


Figura 2-6 - Modelos de resposta para a direção *in-line*, para o perfil representado por 8 direções de corrente

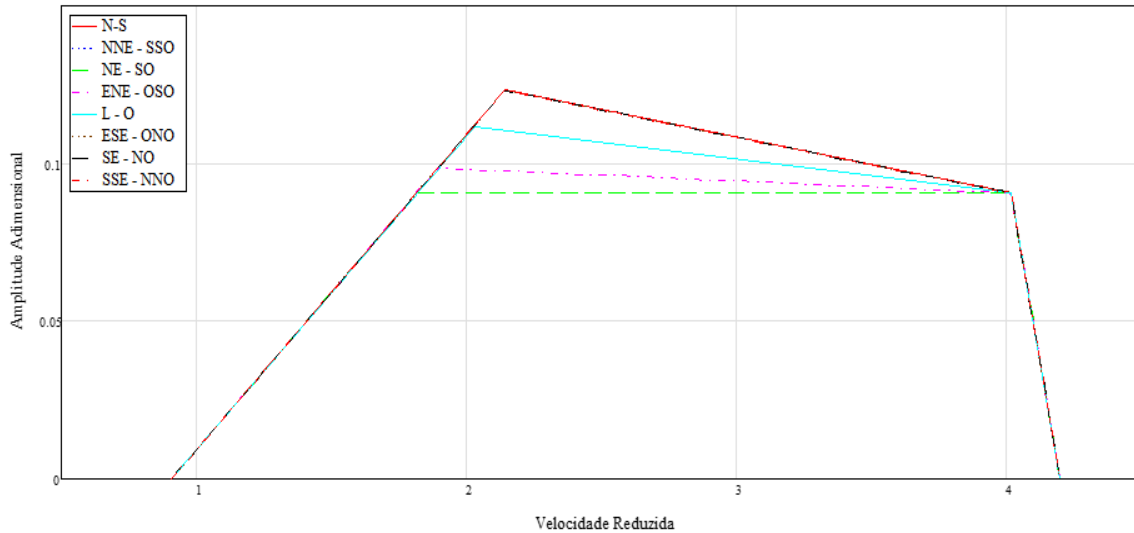


Figura 2-7 - Modelo de resposta para a direção *in-line*, para o perfil representado por 16 direções de corrente

A frequência de resposta para a *direção in-line* de vibração corresponde a frequência natural de vibração na direção *in-line* para águas calmas, exceto para a vibração *in-line* induzida por cross-flow, detalhada no item 2.2.3.

2.2.2 Resposta *cross-flow*

As amplitudes de vibração na direção *cross-flow* são afetadas por diversos fatores, como a velocidade reduzida, o parâmetro de estabilidade, as condições de *gap* e trincheira, entre outros. Para os estudos de casos presentes neste trabalho, onde a contribuição das ondas pode ser desconsiderada, o movimento na direção *cross-flow* possui amplitudes significativas tipicamente para V_R entre 3,0 e 4,0, de acordo com a DNV-RP-F105 (2017).

Para a construção do modelo de resposta da DNV-RP-F105 (2017), são utilizados cinco pontos notáveis: o ponto inicial, onde a amplitude normalizada é nula e a velocidade reduzida assume o valor 2,0, o ponto *onset*, que corresponde a primeira mudança de inclinação do gráfico, os pontos 1 e 2, que correspondem ao intervalo de um trecho onde a amplitude de resposta permanece constante com o aumento da velocidade reduzida, e o ponto final, chamado de *end*, que caracteriza o ponto máximo de velocidade reduzida onde a amplitude de vibração torna-se nula.

Para o modelo de resposta na direção *cross-flow*, faz-se necessária a verificação do *lock-in* para modos adjacentes, já que, nesse caso, será necessário calcular a razão entre as frequências adjacentes para definir o limite do modelo de resposta *cross-flow*, onde o patamar formado pelos pontos 1 e 2 é estabelecido. As inequações dispostas

em (2.15) refletem esta avaliação para a definição da amplitude normalizada de resposta no ponto 1 e, conseqüentemente, no ponto 2.

$$AsD_{z1} = AsD_{z2} = \begin{cases} 0,90, & \text{se } RF_{CF} < 1,5 \\ 0,90 + 0,5(RF_{CF} - 1,5), & \text{se } 1,5 \leq RF_{CF} \leq 2,3 \\ 1,3, & \text{se } RF_{CF} > 2,3 \end{cases} \quad (2.19)$$

onde

AsD_{z1} é a amplitude normalizada de resposta no ponto 1

AsD_{z2} é a amplitude normalizada de resposta no ponto 2

RF_{CF} representa a razão entre modos adjacentes em *Lock-in*

O modelo de resposta *cross-flow* considera ainda a proximidade com o solo e a profundidade relativa de trincheira, através dos seguintes parâmetros $\psi_{proxi.onset}$, $\psi_{trench.onset}$ e ΔsD , descritos respectivamente nas equações (2.16), (2.17) e (2.18).

$$\psi_{proxi.onset} = \begin{cases} \frac{1}{5} \cdot \left(4 + 1,25 \cdot \frac{gap}{D}\right), & \text{se } \frac{gap}{D} < 0,8 \\ 1, & \text{se } \frac{gap}{D} \geq 0,8 \end{cases} \quad (2.20)$$

$$\psi_{trench.onset} = 1 + 0,5 \cdot \Delta sD \quad (2.21)$$

$$\Delta sD = \begin{cases} \frac{1,25d - gap}{D}, & \text{se } 0 \leq \frac{1,25d - gap}{D} < 1 \\ 0, & \text{se } \frac{1,25d - gap}{D} < 0 \\ 1, & \text{se } \frac{1,25d - gap}{D} > 1 \end{cases} \quad (2.22)$$

onde

$\psi_{proxi.onset}$ representa o fator de correção da amplitude, que contabiliza a proximidade do solo,

$\psi_{trench.onset}$ é o fator de correção da amplitude, devido ao efeito de trincheira,

ΔsD é a profundidade relativa de trincheira

gap é a distância máxima do trecho em vão livre ao solo, ilustrada na Figura 2-8,

d é a profundidade de trincheira, que deve ser medida de acordo com a Figura 2-8.

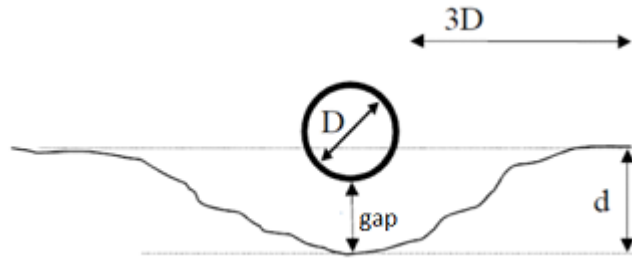


Figura 2-8 – Profundidade de trincheira, de acordo DNV-RP-F105, 2017

A definição do ponto *onset* é realizada a partir do cálculo da velocidade reduzida neste ponto, assumindo um valor predefinido para a amplitude normalizada de 0,15. A velocidade reduzida correspondente ao ponto *onset* encontra-se descrita em (2.19).

$$V_{R.onset.CF} = \frac{3 \cdot \psi_{trench.onset} \cdot \psi_{proxi.onset}}{\gamma_{on.CF}} \quad (2.23)$$

Onde $\gamma_{on.CF}$ representa o fator de segurança para o início das VIV, na direção *cross-flow*, possuindo valor 1,2 para todas as classes de segurança.

As velocidades reduzidas definidas para os pontos 1 e 2 estão descritas respectivamente nas equações (2.20) e (2.21).

$$V_{R.1.CF} = 7 - \left(\frac{7 - V_{R.onset.CF}}{1,15} \right) \cdot (1,3 - AsD_{z1}) \quad (2.24)$$

$$V_{R.2.CF} = V_{R.end.CF} - \left(\frac{7}{1,3} \right) \cdot AsD_{z1} \quad (2.25)$$

Sendo $V_{R.end.CF}$ a velocidade reduzida para o ponto *end*, predefinida pela DNV-RP-F105(2017) com o valor de 16, sendo a amplitude normalizada correspondente nula.

A Figura 2-9 apresenta o gráfico de resposta resultante para a direção *cross-flow*, válido para todas as direções do perfil de corrente. O modelo exposto na Figura 2-9 é válido tanto para o histograma de 8 direções quanto o de 16 direções de incidência de correntes.

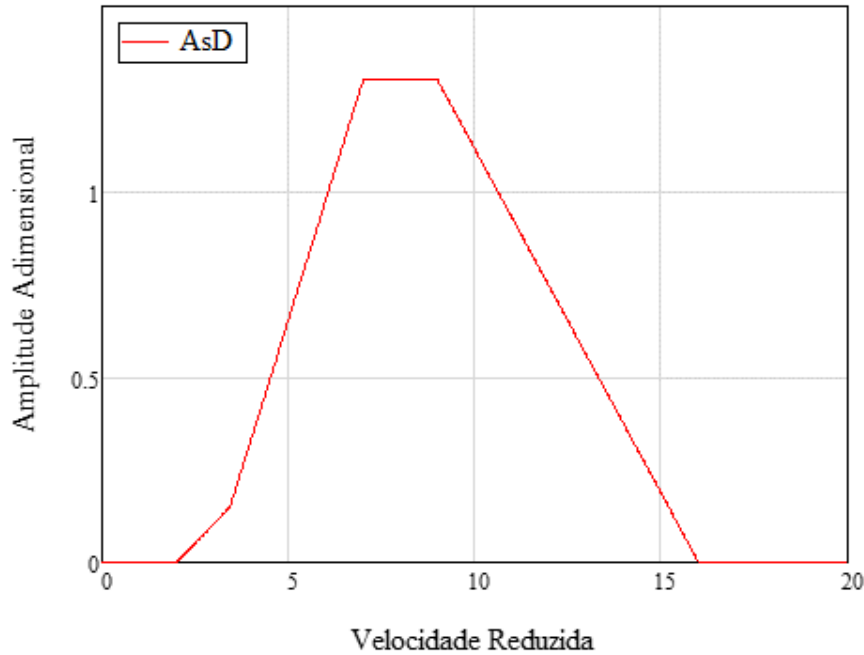


Figura 2-9 - Modelo de resposta para a direção cross-flow, independente da representação do perfil de corrente

Para esta direção, temos ainda o fator de redução de amplitude devido ao amortecimento (R_k), diretamente relacionado ao parâmetro de estabilidade, definido em (2.10). O fator R_k , definido pelas equações a seguir, deve ser diretamente multiplicado pela amplitude de resposta normalizada, obtida através do modelo de resposta do *cross-flow*.

$$R_k = \begin{cases} 1 - 0,15K_{sd}, & \text{se } K_{sd} \leq 4 \\ 3,2K_{sd}^{-1,5}, & \text{se } K_{sd} > 4 \end{cases} \quad (2.26)$$

A frequência de resposta ao VIV para o modo dominante na direção *cross-flow* está definida na equação (2.27). As frequências de resposta correspondentes para os modos fracos são definidas como as próprias frequências naturais, obtidas para águas calmas. A frequência de resposta para o modo dominante na direção *cross-flow* também deve ser utilizada na verificação quanto a indução de movimento na direção *in-line*.

$$f_{CF.RES} = f_{CF.nat} \cdot \sqrt{\frac{RDM + C_a}{RDM + C_{a.mod}}} \quad (2.27)$$

onde

RDM representa a razão entre as massas específicas do duto e a água do mar, C_a é o coeficiente de massa adicionada para águas calmas, definido pela equação (2.6), $C_{a.mod}$ é o coeficiente de massa adicionada, devido à resposta à vibração na direção *cross-flow*.

O coeficiente $C_{a.mod}$ é também chamado de coeficiente de massa adicionada modificado e deve ser utilizado apenas para a modificação da frequência de resposta na direção *cross-flow* e para o cálculo de vida a fadiga. Ele é utilizado para corrigir o coeficiente de massa adicionada para águas calmas, para o cálculo da frequência de resposta na direção *cross-flow*. Este coeficiente é definido em função da velocidade reduzida, de acordo com o gráfico apresentado na Figura 2-10 e contido na DNV-RP-F105 (2017).

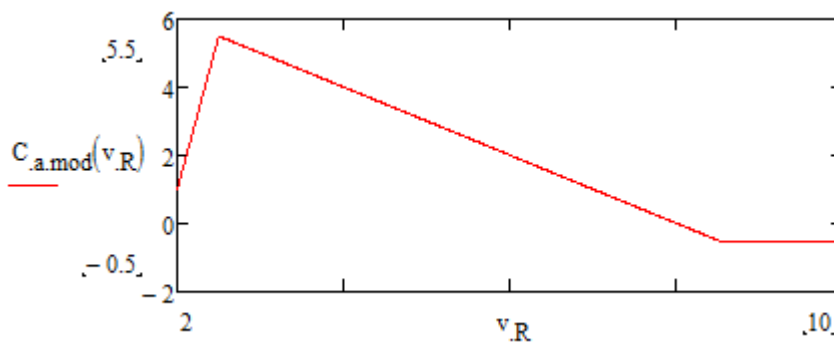


Figura 2-10: Coeficiente de massa adicionada modificado para a resposta Cross-Flow como função da velocidade reduzida, definido pela DNV-RP-F105(2017)

Deve-se notar que o efeito da massa adicionada se encontra incorporado no modelo de resposta para a direção *cross-flow*, descrito em 2.2.2, isto é, são obtidos utilizando a frequência natural de vibração para águas calmas e o coeficiente de massa adicionada equivalente para o cálculo da velocidade reduzida, eliminando a necessidade de cálculo iterativo para a obtenção das frequências naturais. Mais detalhes sobre a modificação do coeficiente de massa adicionada podem ser obtidos em Lima (2007).

A vibração na direção *cross-flow* ainda pode induzir vibrações na direção *In-line*. Para verificar isto, é necessário calcular a frequência de resposta na direção *cross-flow*, para o modo *cross-flow* dominante, considerando o coeficiente de massa adicionada modificado. Esta verificação deve ser sempre realizada, na existência de VIV na direção *cross-flow* e encontra-se descrita no item 2.2.3.

2.2.3 Vibração *In-line* induzida pela *cross-flow*

Para a ocorrência de movimento *in-line* induzido pela vibração na direção *cross-flow*, é necessário que o dobro da frequência dominante de resposta do modo *cross-flow* se aproxime de alguma das frequências naturais de vibração do modo *in-line*. Caso isto ocorra, a vibração *in-line* induzida deve ser considerada para o cálculo de vida a fadiga. De acordo com a DNV-RP-F105 (2017), apenas o modo dominante de resposta na direção *cross-flow* pode induzir vibração na direção *in-line*.

A frequência *in-line* candidata a indução é a k-ésima frequência *in-line* participante que minimiza o valor da expressão (2.25).

$$|f_{IL,k} - 2 \cdot f_{CF.RES}| \quad (2.28)$$

Onde $f_{IL,k}$ representa a frequência natural do k-ésimo modo, na direção *in-line*.

A frequência de resposta a ser considerada para o movimento na direção *in-line* induzido pelo *cross-flow* é igual a $2 \cdot f_{CF.RES}$.

2.3 Modelo em elementos finitos

Os vãos livres foram modelados como vãos únicos, considerando ombros apoiados sobre solo de areia média com topografia simplificada. O programa utilizado para a análise de elementos finitos foi o programa ANFLEX (PETROBRAS, 2010).

Os elementos finitos foram definidos com discretização diferenciada para as partes do vão livre próximas aos ombros e para os ombros, a fim de capturar os resultados da zona de transição entre a região com condição de contorno livre e a região apoiada no solo. O solo foi representado utilizando as predefinições do programa, descritas em 2.3.1. A descrição completa da modelagem realizada para os vãos livres encontra-se no item 2.3.2.

As características físicas do duto rígido submarino foram definidas e as análises de vibrações livres foram executadas para obtenção das frequências naturais. Para este estudo, foram analisados os primeiros cinco modos de vibração, para cada vão livre avaliado, como exposto em 2.3.3.

2.3.1 Modelagem do solo

O programa ANFLEX (PETROBRAS, 2010) possui em sua constituição uma predefinição de modelo para o solo, sendo representado por molas elastoplásticas, que podem ser customizadas de acordo com as características de solo que se desejem utilizar. O amortecimento do solo não é considerado nesta versão, o que não influencia o resultado final. As molas laterais e axiais são predefinidas como elastoplásticas perfeitas, apresentando comportamento elástico até alcançarem a mobilização de solo máxima, que também pode ser customizada.

O limite elástico do solo é definido através da entrada de uma deflexão elástica máxima, tanto para a direção transversal ao comprimento do duto, aqui caracterizada como lateral, como para a direção paralela ao comprimento do duto, aqui definida como axial. Como a maioria dos tipos de solo reais conhecidos, os valores são diferentes para a direção axial e para a direção transversal ao duto, definida como lateral. Mais detalhes sobre a anisotropia dos solos podem ser vistos em Derski et al, 1989. Após a mobilização máxima, as molas perdem este comportamento e são transformadas em uma força constante, que também pode ser customizada. Esta força constante é definida pelo coeficiente de atrito relativo a cada direção, axial ou lateral.

A areia média foi selecionada para representar o tipo de solo do leito marinho, a fim de representar uma região de lâmina d'água profunda, onde a ação das ondas pode ser negligenciada, de acordo com o exposto no Capítulo 3, e ainda onde o carregamento de sedimentos não ocorre de forma tão intensa.

Na Tabela 2-1 estão definidos os parâmetros de entrada utilizados para este tipo de solo, baseados no exemplo 4, contido em Lima (2007). Os valores adotados para os limites elásticos lateral e axial foram respectivamente de um diâmetro e de um décimo deste valor.

Tipo do solo	Areia Média
Deflexão axial elástica (m)	0,03
Deflexão lateral elástica (m)	0,32
Coeficiente axial de atrito	0,20
Coeficiente lateral de atrito	0,50
Rigidez vertical da mola (kN/m)	5,30E+02

Tabela 2-1: Parâmetros do solo modelado em elementos finitos.

2.3.2 Modelagem dos vãos livres

O material e a seção dos dutos foram definidos antes do início da modelagem. Mais detalhes do duto em estudo podem ser vistos no item 4.1.1.

A definição do comprimento dos ombros foi baseada no estudo de sensibilidade contido em Lima (2007), sobre a relação de comprimento entre o ombro e o vão livre. Neste estudo, foi demonstrado que com um comprimento de ombro a partir de dado percentual do comprimento do vão livre, o movimento na direção vertical é dissipado, chegando a valores próximos a zero nos extremos da estrutura. Este percentual depende do tipo de solo.

Sendo o solo em estudo areia média, a relação entre o comprimento do vão e do ombro foi definida por:

$$L_{ombro} = 0,2 \cdot L_{vão} \quad (2.29)$$

Desta forma, foram definidos comprimentos de ombros para complementar os vãos livres analisados neste trabalho. Os vãos livres selecionados para o estudo de caso estão detalhados no capítulo 4, item 4.1.

Os ombros e os vãos livres foram modelados com discretizações diferentes, a fim de representarem melhor suas respectivas condições de contorno. Por esta razão, foram criadas duas regiões de transição nas extremidades dos vãos livres. Nessas regiões, o comprimento de cada elemento é variável, de forma linear. A Tabela 2-2 apresenta os comprimentos dos elementos finitos utilizados para a definição de cada uma destas regiões dos vãos livres, sendo os trechos de transição definidos por possuírem elementos de comprimentos diferentes no início e no fim dos trechos.

Segmento	Comprimento do primeiro elemento (m)	Comprimento do último elemento (m)	Condição de contorno
Ombro	0,01	0,01	solo
Vão Livre	0,01	0,10	livre
Vão Livre	0,10	0,10	livre
Vão Livre	0,10	0,01	livre
Ombro	0,01	0,01	solo

Tabela 2-2: Discretização dos vãos livres e ombros

2.3.3 Obtenção de frequências naturais e curvaturas

A fim de gerar os dados de entrada para o cálculo da vida à fadiga, após definidas as características físicas e a geometria dos dutos em vão livre, foi executada a análise estática de um passo, com o objetivo de obter a deformada estática para cada comprimento de vão livre em estudo. Após este passo, foi realizada uma análise com carregamento ambiental nulo, já pré-definida no programa ANFLEX (PETROBRAS,

2010) como análise de vibrações livre. Através desta análise, foram obtidas as frequências naturais dos cinco primeiros modos de vibração, assim como as curvaturas equivalentes para cada elemento, ao longo de toda a estrutura e para cada modo.

Os valores encontrados para as frequências naturais dos vãos livres em estudo estão determinados em Tabela 4-2. As frequências naturais dos primeiros cinco modos de vibração e as curvaturas correspondentes ao longo do comprimento do vão livre foram utilizadas como dados de entrada para o cálculo de vida à fadiga.

2.4 Programa para cálculo de vida à fadiga

Foi elaborado um programa para o cálculo de vida à fadiga em Mathcad (PTC, 2012), com o objetivo de gerar os modelos de resposta prescritos pela DNV, de acordo com o exposto no item 2.2, realizando o cálculo dos ciclos de tensões resultantes e do dano e da vida à fadiga, com a ressalva de permitir alterações na representação do perfil de corrente, para permitir as variações descritas no Capítulo 3 e os estudos de sensibilidade, descritos no item 4.3.

O programa foi calibrado por comparação, utilizando os resultados publicados em Lima (2007), permitindo obter o dano e a vida à fadiga por VIV para cada seção do vão livre, com comprimento pré-definido na discretização dos elementos finitos realizada no Anflex (PETROBRAS, 2014), de acordo com o item 2.3.2.

2.4.1 Cálculo da variação de tensões

Para calcular a variação de tensão provocada pelas vibrações induzidas por vórtices, é necessário calcular a tensão unitária, provocada pelo deslocamento de um diâmetro na direção considerada. Esta tensão é definida pela DNV (2017) pela seguinte equação:

$$A_{IL \text{ ou } CF} = r \cdot E_{aço} \cdot D \cdot \kappa_{IL \text{ ou } CF} \quad (2.30)$$

onde

$A_{IL \text{ ou } CF}$ é a tensão provocada pelo deslocamento equivalente a um diâmetro, na direção *in-line* ou *cross-flow*,

$E_{aço}$ é o módulo de elasticidade do aço,

$\kappa_{IL \text{ ou } CF}$ é a curvatura de determinado modo, na direção *in-line* ou *cross-flow*.

r é a coordenada radial, que localiza o ponto onde a tensão unitária é avaliada.

As curvaturas foram obtidas para cada seção discretizada no programa de elementos finitos, como elucidado no item 2.3.3.

A DNV-RP-F105(2017) solicita que o cálculo da tensão unitária seja realizado tanto na raiz da solda quanto na margem do cordão de solda, ou seja, para as coordenadas radiais descritas em:

$$r = \begin{cases} \frac{1}{2} \cdot D_{aço} & (a) \\ \frac{1}{2} \cdot (D_{aço} - 2e) & (b) \end{cases} \quad (2.31)$$

onde

$D_{aço}$ representa o diâmetro, considerando apenas a seção de aço, e é a espessura de aço.

Contudo, para o estado limite último, pode ser considerada a vida à fadiga apenas na coordenada radial equivalente à margem da solda, ou seja, na parte mais externa da seção de aço, como descrita na equação. (2.28 (a)).

A variação de tensão para direção *in-line*, para o caso multimodal onde não há redução de tensões para os modos fracos, é definida por:

$$S_{IL} = 2 \cdot A_{IL} \cdot AsD_{IL} \cdot \psi_{\alpha,IL} \cdot \gamma_s \quad (2.32)$$

onde

$\psi_{\alpha,IL}$ é uma função de correção, para contabilizar a redução do VIV *in-line*, em casos dominados pela condição de onda,

γ_s é o fator de segurança para cálculo da variação de tensões, definido como 1,3 para todas as classes de segurança.

Esta prática acima descrita é considerada pela DNV-RP-F105 (2017) como aceitável e conservadora. Para o caso onde a condição de onda pode ser desconsiderada, $\psi_{\alpha,IL}$ apresenta valor unitário. Mais detalhes podem ser vistos na recomendação prática da DNV, F105 (2017). A Eq. (2.29) é válida para todos os modos de vibração na direção *in-line*.

A variação de tensão para a vibração na direção *in-line* induzida por *cross-flow* encontra-se definida na equação a seguir:

$$S_{IL,CF} = 2 \cdot 0,4 \cdot A_{IL,CF} \cdot ASD_{CF} \cdot R_k \cdot \gamma_s \quad (2.33)$$

onde

$A_{IL,CF}$ é a tensão provocada pelo deslocamento equivalente a um diâmetro, na direção *in-line*, apenas considerando o modo onde a indução por *cross-flow* ocorre.

A Eq. (2.30) é válida apenas para o modo onde a indução pelo movimento *cross-flow* ocorre. É importante destacar que para a tensão *in-line* induzida por *cross-flow* é considerada a amplitude de vibração do modo *cross-flow* dominante reduzida em 60%. Isto porque esta é a variação de tensões correspondente ao movimento na direção *in-line*, que compõe a figura de um “8”, com o movimento *cross-flow*.

Caso em um mesmo modo exista a possibilidade de ocorrer vibração na direção *in-line* pura e vibração *in-line* induzida pelo *cross-flow*, a tensão neste modo deve ser definida considerando o valor máximo entre a tensão por parte do movimento *in-line* puro e por parte do movimento induzido, como descrito na seguinte equação:

$$S_{IL,k} = \max(S_{IL,k}, S_{IL,CF,k}) \quad (2.34)$$

Onde k é o modo candidato a indução pelo *cross-flow*.

Para o cálculo da vida à fadiga na direção *in-line*, será necessário definir ainda a tensão combinada entre os modos participantes para a direção *in-line*, determinando um valor de variação de tensões ao longo de cada seção do vão livre. O cálculo das tensões combinadas é dado por:

$$S_{IL,comb} = \sqrt{\sum_{i=1}^p (S_{IL,i})^2} \quad (2.35)$$

onde

p é o número total de modos participantes na direção *in-line*,

$S_{IL,comb}$ é a tensão combinada na direção *in-line*, para cada seção.

De modo similar ao calculado para a direção *in-line*, a variação de tensão para direção *cross-flow* é definida pela Eq. (2.33). A principal diferença é o fator de redução R_k , definido no item 2.2.2.

$$S_{CF} = 2 \cdot A_{CF} \cdot AsD_{CF} \cdot R_k \cdot \gamma_s \quad (2.36)$$

Para os modos fracos, teremos uma redução de 50% na tensão considerada, como pode ser averiguado na seguinte equação:

$$S_{CF,w} = A_{CF,w} \cdot AsD_{CF,w} \cdot R_k \cdot \gamma_s \quad (2.37)$$

onde

$A_{CF,w}$ Representa a tensão unitária na direção *cross-flow* para os modos fracos,

$AsD_{CF,w}$ Representa a amplitude normalizada de vibração para os modos fracos na direção *cross-flow*.

Para a direção *cross-flow*, com a redução de tensão considerada para os modos fracos, a variação de tensões combinadas é definida pela seguinte equação:

$$S_{CF,comb} = \sqrt{\sum_{i=1}^n (S_{CF,w,i})^2 + S_{CF}^2} \quad (2.38)$$

onde

n é o número total de modos fracos participantes na direção *cross-flow*,

$S_{CF,comb}$ é a tensão combinada na direção *cross-flow*, para cada seção.

2.4.2 Número de ciclos para a falha

Para definir a quantidade de ciclos que levaria a estrutura a falha por fadiga, foi selecionada uma curva S-N de acordo com a DNV (2016). Para o caso em análise, de dutos submarinos, foi selecionada a curva F3, específica para elementos submersos soldados, com ação de proteção catódica. Sua seleção foi baseada na hipótese de que

não se pode determinar ao certo a localização das soldas circunferenciais que unem os tubos de aço.

Com a curva S-N selecionada, para a definição do número de ciclos para a falha, foram utilizadas as tensões combinadas em cada direção, como definidas pelas equações (2.32) e (2.35), sendo o número de ciclos para falha obtidos diretamente na curva S-N, definida pela equação (2.36).

$$N_{falha} = \frac{a}{S_{comb}^m} \quad (2.39)$$

onde

a e m são parâmetros definidos pela DNV (2016) para a curva S-N F3,

S_{comb} é a variação de tensões combinadas para direção considerada.

N_{falha} é o número de ciclos para falha, considerando o ciclo de variação de tensões S_{comb} .

2.4.3 Cálculo do dano

O cálculo do dano é realizado a partir da contagem do número de ciclos de vibração em cada direção, que deve ser avaliada em relação ao número de ciclos para a falha.

Como definidas para a o movimento na direção *in-line* puro no item 2.2.1, para o modo onde ocorre o movimento *in-line* induzido por vórtice, no item 2.2.3 e como definidas para a os modos fracos e dominante para a direção *cross-flow*, no item 2.2.2, as frequências de resposta para cada direção de vibração, devem ser combinadas considerando as frequências geradas por cada modo participante, de acordo com a equação (2.37).

$$f_{comb} = \sqrt{\sum_{i=1}^{modos} \left(f_{res_i} \cdot \frac{S_i}{S_{comb}} \right)^2} \quad (2.40)$$

onde

$modos$ é o número total de modos participantes na direção considerada,

f_{comb} é a frequência de resposta combinada para a direção considerada,

f_{res} é a frequência de resposta de um determinado modo participante, para a direção considerada,

S é a variação de tensões de um determinado modo participante, para direção considerada,

S_{comb} é a variação de tensões combinadas para direção considerada.

O dano à fadiga, de acordo com a regra de Palmgren-Miner, de acordo com a DNV (2017), encontra-se definido na equação (2.38), tanto para a direção *in-line* quanto *cross-flow*.

$$Dano = \sum_{i=1}^{n_{\theta}} \sum_{j=1}^{n_{UC}} \frac{f_{comb_{i,j}} \cdot P_{i,j}}{N_{falha_{i,j}}} \quad (2.41)$$

onde

n_{θ} é o número de direções consideradas para o perfil de corrente,

n_{UC} é o número de valores de velocidades de corrente consideradas por perfil de corrente,

$Dano$ representa o dano total gerado pelo VIV, para a direção *in-line* ou *cross-flow*, considerando todo o perfil de corrente atuante.

$P_{i,j}$ é a probabilidade de ocorrência do j -ésimo valor de velocidade de corrente, na i -ésima direção considerada para o perfil de corrente.

De posse dos danos resultantes para a direção *in-line* e *cross-flow*, a respectiva vida à fadiga é calculada, de acordo com a equação (2.39). A vida à fadiga considerada será a menor dentre as obtidas para a direção *in-line* e *cross-flow*, para cada seção do vão livre sob a ação do perfil de corrente avaliado, como demonstrado na equação (2.40).

$$Vida_{IL\ ou\ CF} = \frac{1}{Dano_{IL\ ou\ CF}} \quad (2.42)$$

$$Vida_{Total} = \min(Vida_{IL}, Vida_{CF}) \quad (2.43)$$

A avaliação explicitada pela equação (2.40) deve ser executada para todos os elementos ao longo do vão livre.

Capítulo 3 – CONDIÇÃO DE CORRENTE

Foi admitido para o presente estudo que as informações de corrente foram obtidas de acordo com as exigências contidas na DNV (2017), como o tempo de coleta e posição dos pontos de medição.

Para a caracterização das correntes, foi considerado um perfil de corrente com variações direcionais, sendo assumido perfil de corrente homogêneo ao longo da altura do duto. As variações direcionais foram caracterizadas por seus ângulos de ataque e suas respectivas probabilidades de ocorrência, sendo estas características definidas através de histogramas de corrente (ver item 3.1) e por curvas de densidade de probabilidade de corrente (ver item 3.2). Para o presente estudo, as curvas de densidade de probabilidade foram definidas com o uso de dois parâmetros estatísticos, contrariando as exigências definidas na DNV-RP-F105, item 3.5.2 (DNV,2017), sobre a utilização de três parâmetros probabilísticos para o ajuste de uma distribuição de Weibull. Esta simplificação foi utilizada para facilitar a realização do ajuste utilizando outras curvas teóricas, a fim de estudar de forma clara o processo de ajuste e ainda assim, possibilitar a comparação de resultados finais de vida à fadiga.

Para as definições das velocidades médias de corrente, a DNV-RP-F105 (2017) indica a utilização de um fator redutor igual ao seno do ângulo de ataque, para cada direção de corrente. Contudo, para o presente estudo, o referido fator foi desconsiderado, sendo garantido que o posicionamento geográfico do duto favorecesse a direção com maiores velocidades e probabilidade de ocorrências, como descrito em 4.1. Deste modo, a corrente mais influente manteve seus valores, sendo as correntes adjacentes majoradas, em relação à modelagem de corrente sugerida pela DNV-RP-F105 (2017).

Utilizando os modelos de resposta da DNV-RP-F105 (2017), apresentados resumidamente em 2.2, para o cálculo de vida à fadiga, observa-se que o ângulo de ataque da corrente em relação ao duto influencia apenas o modelo de resposta na direção *in-line*, já que o modelo de resposta *cross-flow* é o mesmo para todas as direções de corrente. Portanto, com a adoção do histograma de corrente de 16 direções, espera-se que a maior discretização dos ângulos de ataque altere os resultados de forma mais significativa para a direção *in-line* do que para a direção *cross-flow*, justamente a direção em geral mais afetada pela vibração induzida por vórtices em dutos submarinos. Já com o uso das curvas de distribuição de probabilidade, baseadas em apenas 8 direções de corrente, existe uma maior discretização das velocidades de

corrente, afetando as respostas *in-line* e *cross-flow*. Além disto, os valores adotados como limites para as curvas podem gerar significativas variações na vida à fadiga.

Por fim, não foram considerados os efeitos de onda, buscando estudar unicamente a influência correntes marinhas na vida à fadiga dos vãos livres avaliados.

3.1 Histogramas de corrente

Para a construção dos histogramas de corrente, foi considerado o cenário onde os valores de correntes seriam obtidos a partir de um medidor de corrente, instalado próximo ao leito marinho.

Foi considerado ainda um período de aquisição de 1 ano, com medições tomadas de hora em hora, com duração de 3 minutos a 5 minutos e taxa de obtenção de 1hz, ou seja, um valor de corrente obtido por segundo. Através do processamento destes dados, as medições foram condensadas em valores médios de velocidade de corrente, representativos para cada hora. Considerando cada direção de ataque, foram estabelecidos os histogramas com os dados de velocidade média horária das correntes observadas naquela direção. Estes histogramas foram considerados diretamente no cálculo de vida à fadiga para os casos de análise 0 e 1, descritos respectivamente nos itens 4.2.1 e 4.2.2, sendo os valores máximos do histograma de correntes de 8 direções considerados para limitar as curvas de distribuição de probabilidades para cada direção no caso 2, como descrito em 4.2.3.

Os dados dos histogramas de corrente fictícios considerados estão disponíveis no Anexo 1 e Anexo 2.

3.2 Modelo probabilístico

De acordo com a DNV-RP-F105 (DNV, 2017), uma representação para as velocidades e probabilidades de ocorrência das diferentes correntes pode ser feita através de curvas de densidade de probabilidade, geradas a partir dos valores de velocidade de corrente obtidos em campo.

Para melhor estudar este tipo de modelagem para as correntes, foram ajustadas curvas de distribuição de probabilidade, através do ajuste dos dados do histograma de 8 direções de incidência. As curvas permitem a extrapolação de valores de corrente além daqueles observados no campo. Entretanto, no presente trabalho, foram adotados 3 grupos de valores limites de corrente para integrar o dano à fadiga: as velocidades máximas de corrente para cada direção (observadas nos dados) obtidas diretamente

pelo histograma original de 8 direções (caso de análise 2, definido em 4.2.3) e as velocidades extremas decenárias e centenárias, isto é, velocidades com probabilidade de serem excedidas em dez anos (ver item 4.2.4) e cem anos (ver item 4.2.5), respectivamente.

Os valores de vida à fadiga resultantes calculados a partir destes três grupos de curvas foram comparados com o caso base, isto é, o caso onde as correntes foram definidas através de um histograma de 8 direções de corrente (frequência relativa empírica), com o objetivo de mensurar o impacto do uso de curvas de probabilidade para o cálculo de vida à fadiga.

3.2.1 Ajuste de distribuições de probabilidade

Para avaliação do uso de curvas de probabilidade no cálculo de vida à fadiga, foi considerado o ajuste para o histograma de 8 direções de corrente.

Um ajuste de uma curva de distribuição de probabilidade consiste basicamente em três passos: a) seleção das distribuições candidatas, b) cálculo dos parâmetros das distribuições e c) escolha da curva teórica que mais se ajusta a distribuição empírica dos dados (ANG e TANG, 1975). Neste trabalho foram utilizadas na modelagem as distribuições: Normal (Gauss), Lognormal, Weibull e Tipo I (ou Gumbel). A verificação do ajuste foi feita por inspeção visual e por uma comparação entre as medidas de erros. O cálculo dos parâmetros das distribuições é descrito a seguir.

Para o cálculo dos parâmetros das distribuições candidatas, para cada direção de incidência de corrente, foi selecionado o Método dos Momentos (ANG e TANG, 1975). Este método assume que os momentos estimados a partir da amostra, tais como: média, desvio padrão, entre outros, correspondem aos momentos da população da variável analisada. Assim, utilizando-se as relações entre os parâmetros da distribuição e os correspondentes momentos é possível definir numericamente o valor de tais parâmetros. O número de momentos necessários neste método é igual ao número de parâmetros da distribuição considerada.

Como todas as distribuições usadas neste trabalho foram de dois parâmetros, conforme será detalhado mais adiante, foram somente utilizados para este ajuste a média e o desvio padrão da amostra. Assumindo-se que para cada direção θ de incidência da corrente, foi definido um histograma com N_θ intervalos, com velocidade característica de cada intervalo $V_{m_i}, i = 1, 2, \dots, N_\theta$, e o correspondente número de ocorrências n_{θ_i} , tem-se a média μ_θ e o desvio padrão da velocidade de corrente na direção θ definidos por

$$\mu_{\theta} = \sum_{i=1}^{N_{\theta}} \frac{V_{m_i} \cdot n_{\theta_i}}{N_{total\theta}} \quad (3.1)$$

e

$$\sigma_{\theta} = \sqrt{\sum_{i=1}^{N_{\theta}} \frac{(V_{m_i} - \mu_{\theta})^2 \cdot n_{\theta_i}}{N_{total\theta}}}$$

onde

$N_{total\theta}$ é o número total de ocorrências observadas na direção de corrente θ :

$$N_{total\theta} = \sum_{i=1}^{N_{\theta}} n_{\theta_i} \quad (3.2)$$

Para fins de verificação do ajuste, deve-se definir a distribuição de probabilidades empírica a partir dos dados observados. No presente trabalho foi utilizada a função densidade de probabilidades empírica que, conforme descrito acima, para a direção θ é assim definida:

$$f_{\theta}(V_{m_i}) = \frac{n_{\theta_i}}{N_{total\theta} \cdot \Delta} \quad (3.3)$$

onde Δ é o tamanho do intervalo usado no histograma das velocidades médias de corrente para a correspondente direção θ .

A Figura 3-1 representa as curvas de densidade de probabilidades empíricas obtidas diretamente do histograma de correntes, para cada direção. As curvas teóricas de densidade de probabilidades serão aquelas que melhor se ajustem (ou representem) a estas empíricas, como será visto mais adiante.

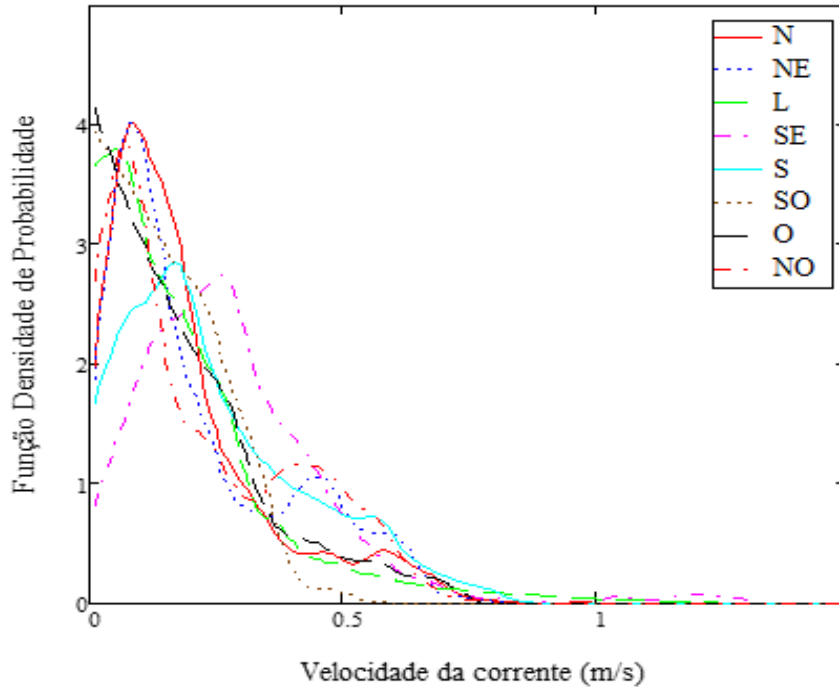


Figura 3-1 - Curvas de distribuições de probabilidade considerando os dados do histograma, para cada uma das 8 direções θ .

Como já dito anteriormente, para o presente estudo foram consideradas quatro distribuições teóricas: a distribuição de Weibull (fW), curva sugerida pela DNV-RP-F105 (2017) para representação de correntes e as distribuições Lognormal (fLN_{θ}), Tipo I ($fT1_{\theta}$) e Normal (fN_{θ}), sendo que estas duas últimas servirão apenas para ilustrar o exercício de ajuste de curvas, já que elas cobrem valores negativos de velocidade e, portanto, não devem ser utilizadas para a representação de correntes marinhas.

• **Distribuição Normal:**

A distribuição Normal (ou Gaussiana) possui a seguinte função densidade de probabilidades:

$$fN_{\theta}(vm) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\theta}} \exp\left(-\frac{1}{2}\left(\frac{vm - \mu_{\theta}}{\sigma_{\theta}}\right)^2\right) \quad (3.4)$$

Onde os parâmetros da distribuição são os próprios valores da sua média e do seu desvio padrão.

Como ressaltado anteriormente, esta função é definida para todos os números reais e não é apropriada para representar velocidades de corrente, já que estas assumem apenas valores positivos.

Não existe solução analítica para a função cumulativa de probabilidades de uma distribuição Normal, i.e., esta função só pode ser calculada numericamente ou com auxílio de tabelas (ANG e TANG, 1975).

• **Distribuição Lognormal:**

Uma variável possui distribuição Lognormal quando seu logaritmo tem a forma de uma distribuição Normal. A função densidade de probabilidades de uma distribuição Lognormal é dada por:

$$fLN_{\theta}(vm) = \frac{1}{vm \cdot \xi_{\theta} \sqrt{2\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln(vm) - \lambda_{\theta}}{\xi_{\theta}}\right)^2\right) \quad (3.5)$$

onde λ_{θ} e ξ_{θ} correspondem aos parâmetros da distribuição.

Os parâmetros desta distribuição se relacionam com a média μ_{θ} e o desvio padrão σ_{θ} através das seguintes equações:

$$\xi_{\theta} = \sqrt{\ln\left(1 + \left(\frac{\sigma_{\theta}}{\mu_{\theta}}\right)^2\right)} \quad (3.6)$$

$$\lambda_{\theta} = \ln(\mu_{\theta}) - 0,5 \cdot \xi_{\theta}^2 \quad (3.7)$$

Tal qual a distribuição Normal, esta distribuição não possui uma função cumulativa de probabilidades analítica. Adicionalmente, por definição ela só é definida para valores positivos da variável aleatória modelada.

• **Distribuição de Weibull**

A distribuição de Weibull é muito utilizada na engenharia. A DNV (2017) recomenda seu uso para modelar a distribuição de velocidades de corrente e para definição de variações de tensão, no modelo simplificado de cálculo de vida à fadiga. Para o uso na

representação de correntes, a DNV (2017) sugere cautela na aplicação para correntes bimodais, ou seja, com dois máximos locais em sua distribuição, já que a distribuição de Weibull é unimodal.

As funções densidade e cumulativa de probabilidades da distribuição de Weibull são, respectivamente, dadas por:

$$fW(v_m) = \frac{k_\theta}{w_\theta} \cdot \left(\frac{v_m}{w_\theta}\right)^{k_\theta-1} \cdot e^{-\left(\frac{v_m}{w_\theta}\right)^{k_\theta}} \quad (3.8)$$

$$FW(v_m) = 1 - e^{-\left(\frac{v_m}{w_\theta}\right)^{k_\theta}} \quad (3.9)$$

onde k_θ e w_θ são os correspondentes parâmetros da distribuição. A média e o desvio padrão desta distribuição são dados por:

$$\mu_\theta = w_\theta \Gamma\left(1 + \frac{1}{k_\theta}\right) \quad (3.10)$$

$$\sigma_\theta = w_\theta \sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{k_\theta}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{k_\theta}\right)} \quad (3.11)$$

onde $\Gamma(\cdot)$ é a função Gamma.

Pelo método dos momentos, através das expressões acima, é possível obter os valores dos parâmetros k_θ e w_θ da distribuição. Assim, dividindo-se a Eq. (3.11) pela Eq (3.10), tem-se:

$$\frac{\sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{k_\theta}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{k_\theta}\right)}}{\Gamma\left(1 + \frac{1}{k_\theta}\right)} = \frac{\sigma_\theta}{\mu_\theta} = \delta_\theta \quad (3.12)$$

sendo δ_θ o Coeficiente de Variação dos dados.

Resolvendo-se numericamente a Eq. (3.12) define-se k_θ . Com este valor e a média dos dados μ_θ , utiliza-se a Eq. (3.10) para obtenção de w_θ .

• Distribuição Tipo I ou Gumbel

A distribuição Tipo I, também conhecida como distribuição de Gumbel, possui a seguinte função densidade de probabilidades:

$$fT1_\theta(vm) = \alpha \cdot \exp(-\alpha(vm - u) - \exp(-\alpha(vm - u))) \quad (3.13)$$

onde α e u são os parâmetros da distribuição. A correspondente função cumulativa de probabilidades é dada por:

$$FT1_\theta(vm) = \exp(-\exp(-\alpha(vm - u))) \quad (3.14)$$

Os parâmetros α e u desta distribuição se relacionam com a média μ_θ e o desvio padrão σ_θ através das seguintes equações:

$$\mu_\theta = u + \frac{0,5722}{\alpha} \quad (3.15)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\pi}{\alpha\sqrt{6}} \quad (3.16)$$

Esta distribuição é definida para todo o eixo dos números reais e, portanto, pode ser inapropriada para representar velocidades de corrente.

• Curvas Ajustadas

Através do método dos momentos, os parâmetros específicos para as quatro distribuições apresentadas acima foram calculados, a fim de obter, para cada direção de incidência de corrente, a curva que melhor representa os dados de corrente do

histograma de 8 direções. A Figura 3-2 à Figura 3-9, apresentam as curvas empíricas e as teóricas definidas para cada direção de corrente. Para a escolha do modelo teórico, além da inspeção visual, utilizou-se uma medida de erro definida como:

$$E_{\theta} = \sum_{i=1}^{N_{\theta}} |f_{Teor}(V_{m_i}) - f_{Emp}(V_{m_i})| \quad (3.17)$$

onde $f_{Teor}(V_{m_i})$ e $f_{Emp}(V_{m_i})$ correspondem respectivamente aos valores das funções densidade teórica e empírica, no ponto do histograma representado pela velocidade de corrente V_{m_i} . Quanto menor for este erro, melhor é o ajuste.

A Tabela 3-1 apresenta um resumo dos dados de corrente para cada direção investigada, bem como a distribuição de probabilidades teórica selecionada para modelar as velocidades de correntes na correspondente direção.

Direção	Probabilidade de ocorrência relativa	Média (μ_{θ} em m/s)	Desvio Padrão (σ_{θ} em m/s)	Curva Teórica Selecionada	Erro (Eq.)
N	0,142	0,19	0,16	Weibull	0,19
NE	0,11	0,22	0,18	Weibull	0,17
L	0,127	0,19	0,18	Weibull	0,06
SE	0,209	0,28	0,19	Weibull	0,11
S	0,136	0,25	0,18	Weibull	0,15
SO	0,072	0,16	0,11	Weibull	0,28
O	0,094	0,19	0,16	Weibull	0,19
NO	0,11	0,22	0,18	Weibull	0,17

Tabela 3-1 - Resumo dos dados de velocidade de corrente e modelo de distribuição de probabilidade selecionada para cada direção de incidência.

Em geral, as distribuições Normal e Tipo I não apresentaram em nenhuma situação boa aderência aos dados medidos e, portanto, não foram selecionadas para representar a distribuição de probabilidades de nenhuma direção. As escolhas entre Lognormal e Weibull foram definidas em função do erro definido pela Eq. (3.17) e a comparação visual entre os gráficos. É interessante chamar a atenção para o fato de que, para algumas direções, o histograma dos dados medidos é bimodal. Este aspecto, neste trabalho, não foi modelado devido ao fato de as distribuições teóricas utilizadas para este estudo serem todas unimodais.

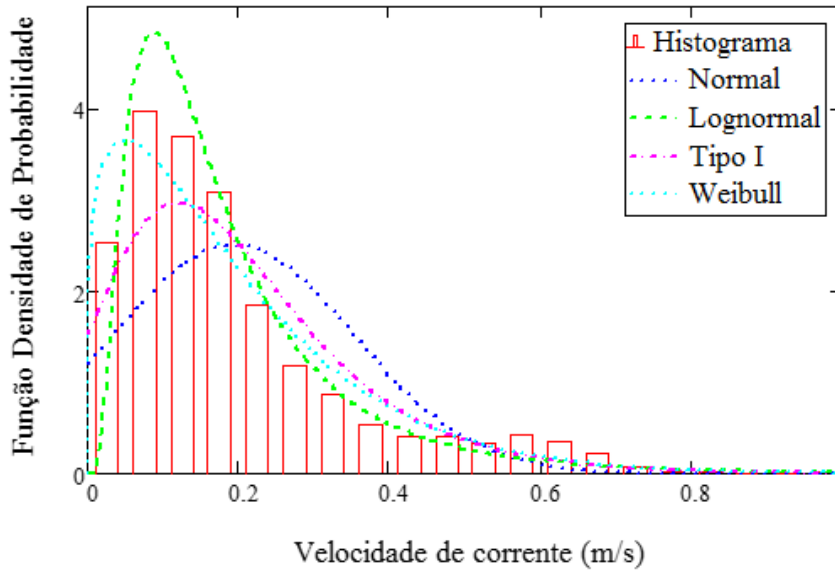


Figura 3-2 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Norte.

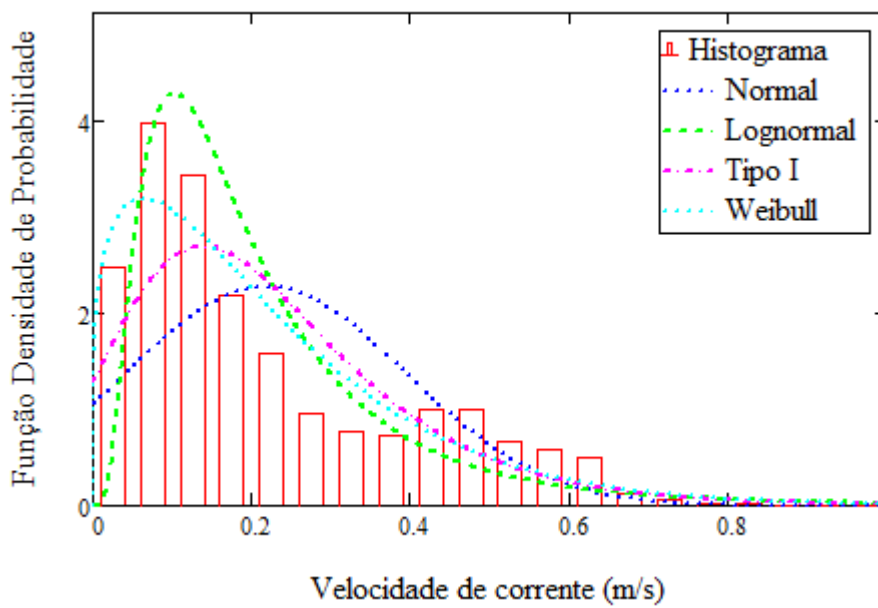


Figura 3-3 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Nordeste

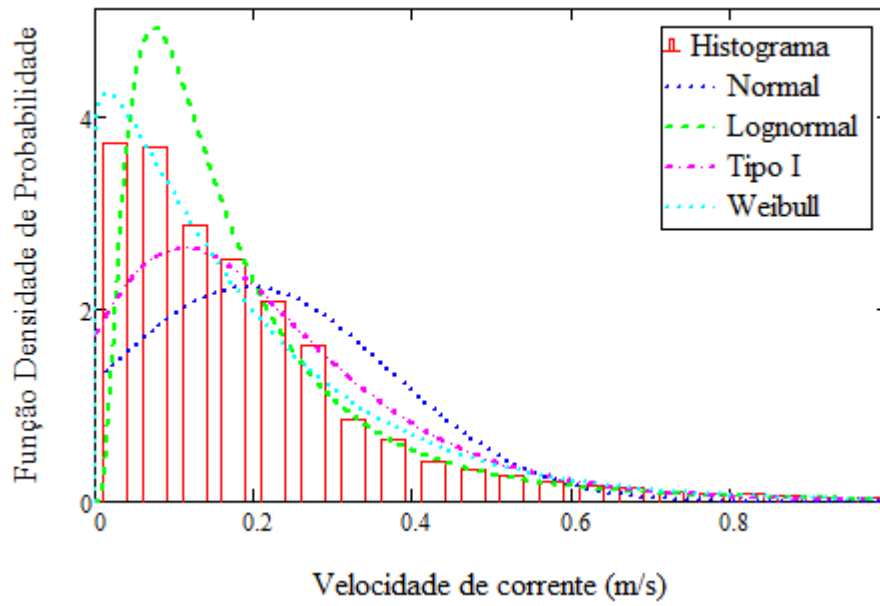


Figura 3-4 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Leste

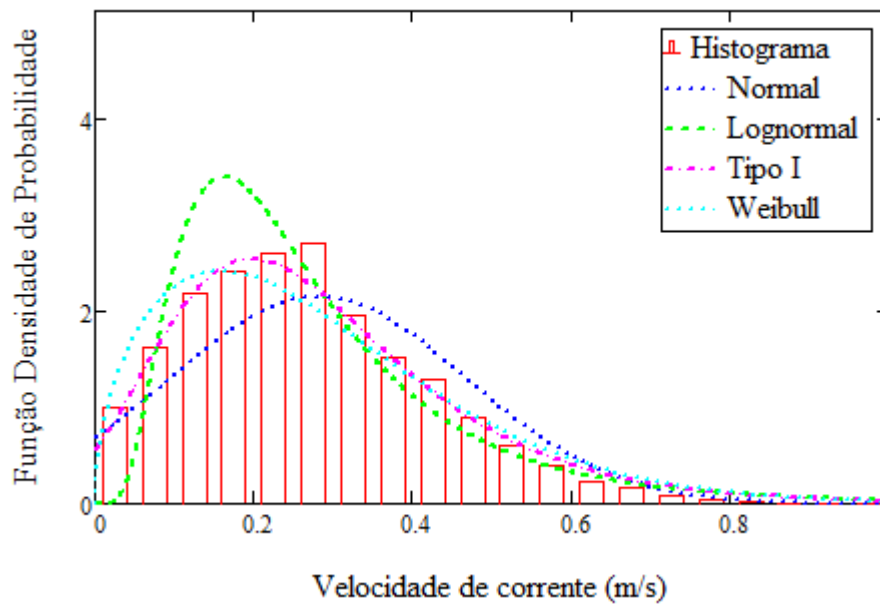


Figura 3-5 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Sudeste.

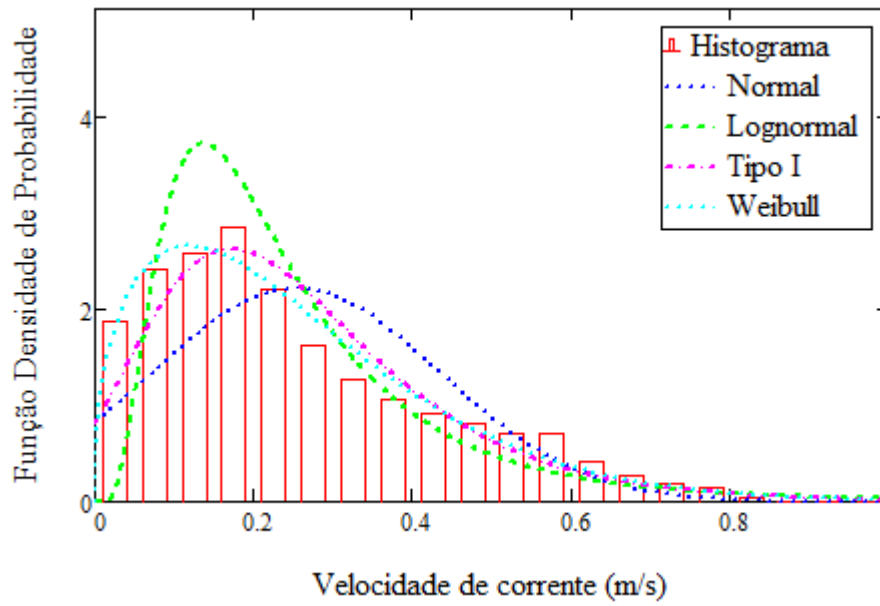


Figura 3-6 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Sul.

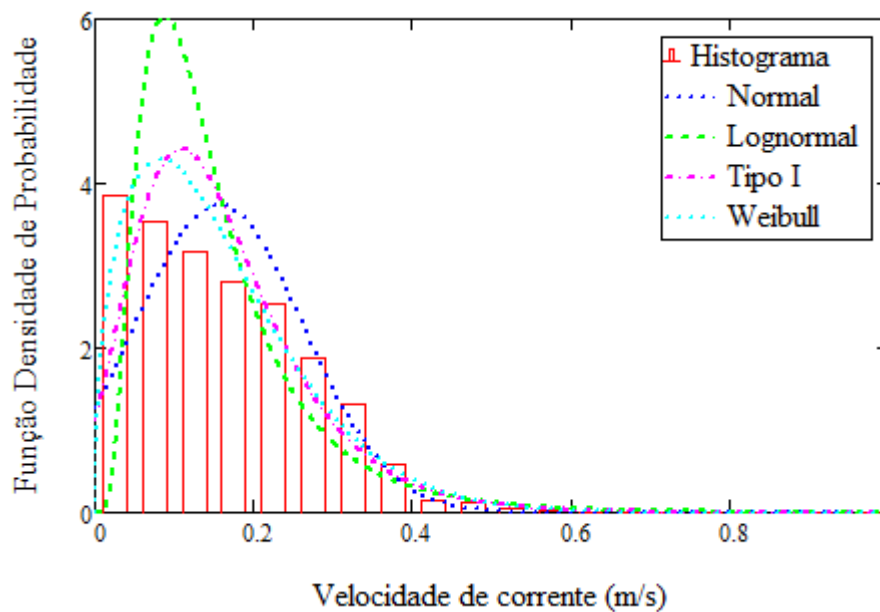


Figura 3-7- Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Sudoeste.

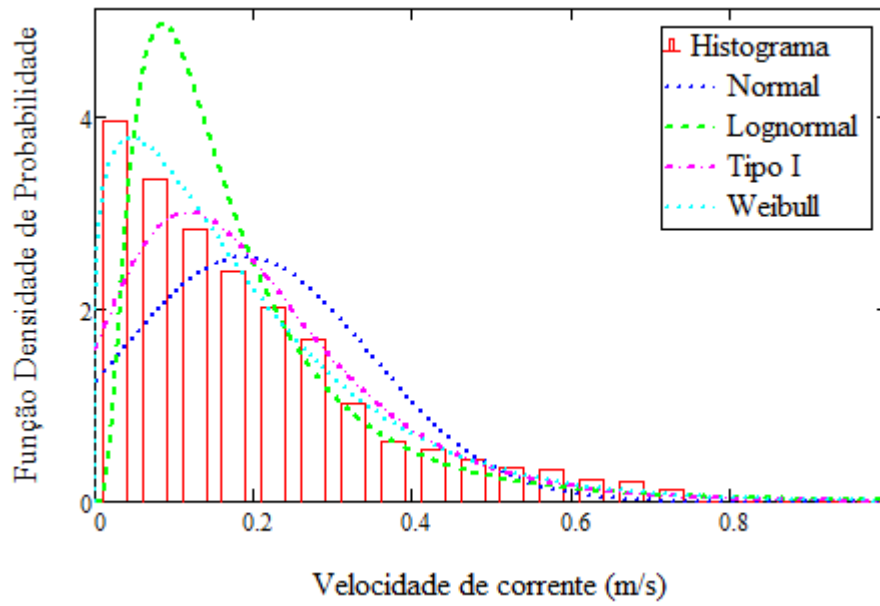


Figura 3-8 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Oeste

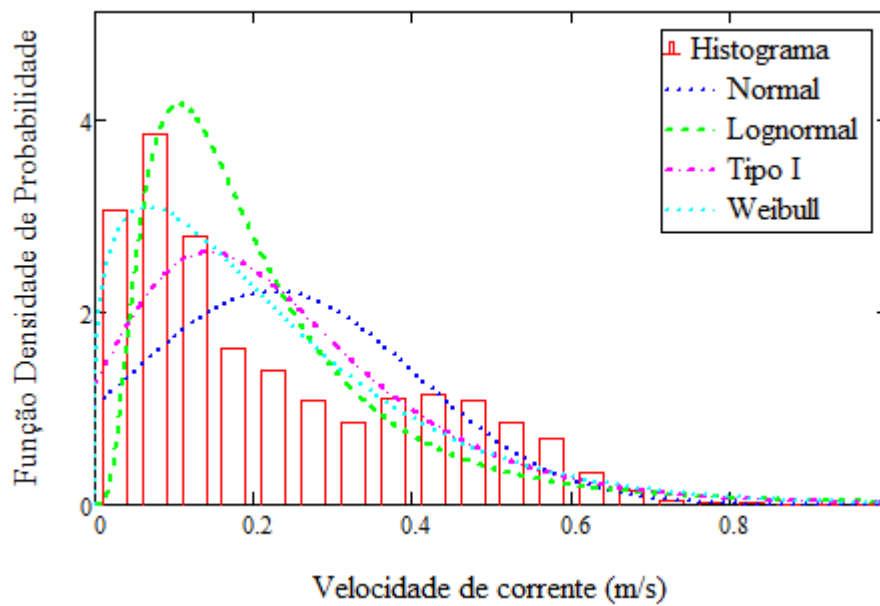


Figura 3-9 - Curvas de densidade de probabilidade teóricas e empírica. Direção: Noroeste

3.3 Valores extremos decenários e centenários de corrente

Para o caso de vãos livres submarinos, expostos à corrente marinha, o estudo de vida à fadiga é usualmente executado para correntes frequentes, já que o dano é acumulado ao longo dos anos, consumindo sua vida útil, de acordo com a regra de Miner. Contudo, para o presente trabalho foi considerado não somente os valores de velocidade de corrente frequentes para o cálculo de vida à fadiga, mas também os valores de correntes máximas decenárias e centenárias, isto é, correntes com probabilidade de serem excedidas em períodos de dez e cem anos, com o objetivo de avaliar o comportamento da estrutura e os modelos de resposta para estes cenários. Neste estudo foram consideradas correntes decenárias e centenárias, obtidas para o histograma de 8 direções.

Para uma dada direção de incidência os valores extremos característicos podem ser obtidos a partir da função cumulativa de probabilidades da curva teórica ajustada para aquela direção (ANG e TANG, 1984) através da seguinte expressão:

$$F_{\theta}(u_{ext}) = \left(1 - \frac{1}{n_{ext}}\right) \quad (3.18)$$

onde $F_{\theta}(\cdot)$ é função cumulativa de probabilidades da velocidade da corrente na direção considerada, u_{ext} é o valor extremo característico para um dado período de retorno e n_{ext} é o número de ocorrências de correntes na direção considerada durante o período de retorno considerado.

O tamanho previsto da amostra n_{ext} depende do período de retorno e da frequência relativa de ocorrência de correnteza na direção considerada. Como explicitado em 3.1, considerou-se que os histogramas foram obtidos com uma medida de velocidade de corrente representativa por hora, ou seja, 24 medições por dia. Assim, o valor de n_{ext} pode ser definido como

$$n_{ext} = 8760 \cdot T_r \cdot p_{\theta} \quad (3.19)$$

onde 8760 é o número de correntes de 1-h observadas em um ano, T_r é o período de retorno considerado (em anos) e p_{θ} a frequência relativa de correntes na direção θ considerada, i.e.,

$$p_{\theta} = \frac{N_{total_{\theta}}}{8760} \quad (3.20)$$

sendo $N_{total_{\theta}}$ o número de ocorrências identificadas na direção θ , ao longo do período de medição (1 ano).

N_{total} = número total de ocorrências identificadas, considerando todas as direções, ao longo do período de medição (1 ano)

Como para todas as direções as curvas de densidade de probabilidade foram melhor ajustadas com a distribuição de Weibull, os valores característicos extremos podem ser calculados diretamente pela seguinte equação:

$$u_{ext} = w_{\theta} \cdot \ln(n_{ext})^{1/k_{\theta}} \quad (3.21)$$

Usando os valores de w_{θ} e k_{θ} obtidos através do ajuste das curvas de probabilidades para cada direção e n_{ext} obtido com a Eq. (3.19), também para cada direção, as velocidades de corrente decenária e centenária foram calculadas e encontram-se na Tabela 3-2. Estes valores extremos de corrente foram utilizados como limite de truncamento (limite de integração) para as curvas de distribuição de probabilidade, para obtenção da vida à fadiga, compondo os casos de análise 3 (decenária) e 4 (centenária), descritos respectivamente nos itens 4.2.4 e 4.2.5.

Velocidades de Correntes Extremas (m/s)		
Direção	10 anos	100anos
N	1,31	1,56
NE	1,38	1,66
L	1,59	1,95
SE	1,38	1,58
SE	1,34	1,57
SO	0,74	0,87
O	1,25	1,51
NO	1,42	1,70

Tabela 3-2 – Velocidade de correntes decenárias e centenárias, para cada direção de corrente.

A fim de aprofundar os conhecimentos sobre a consideração da vida à fadiga para dutos com vãos livres, foi gerada uma matriz de avaliação, considerando variação de tamanho dos vãos de análise e diferentes modos de representação para a corrente de fundo.

Foram avaliados três diferentes comprimentos de vãos livres, 17m, 34m e 45m, sendo comum a eles as mesmas características físicas e ambientais, isto é, considerando mesmo diâmetro, material e mesmo perfil de corrente de fundo. Para avaliação da influência do grau de detalhamento da corrente, foram consideradas cinco representações diferentes para a corrente, sendo cada uma delas correspondente a um caso de análise. O detalhamento da seleção dos comprimentos, características físicas e de cada caso de análise está descrito nos itens 4.1 e 4.2.

4.1 Vãos livres selecionados

4.1.1 Características gerais dos vãos livres em estudo

Para o presente estudo, foi considerado um duto com características compatíveis com um duto de exportação de gás, já que encontramos longas extensões de dutos rígidos em operação nas malhas dutoviárias de exportação de gás. Suas características principais estão descritas a seguir:

Diâmetro: 0,27m (equivalente a 10,75")

Espessura: 19,10mm (equivalente a 0,75")

Aço: Padrão API 5L X60 (API, 2013)

Revestimento anticorrosivo: 3,00mm

Peso específico do revestimento anticorrosivo: 9.32kN/m³

Tração residual: 60kN

A tração residual foi definida como 60kN, valor usualmente adotado na indústria para considerar cargas residuais oriundas do processo de instalação. Este valor foi incluído no modelo como carregamento adicional, além das cargas provocadas pelo peso próprio do duto, na fase de análise estática.

O duto em estudo foi considerado alinhado com a direção nordeste-sudoeste, como representado pela Figura 4-1. Este posicionamento foi definido para permitir que

a corrente na direção sudeste atuasse perpendicularmente a estrutura, já que esta direção foi identificada no histograma como de maior variedade de velocidades de correntes e com mais ocorrências ao longo do tempo de medição.

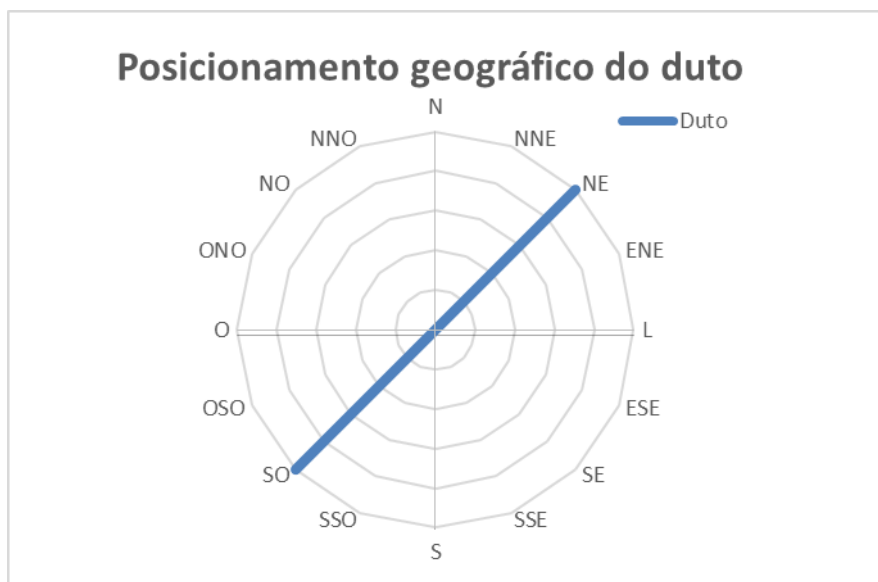


Figura 4-1 - Representação gráfica do posicionamento geográfico do trecho de duto avaliado.

Para fins de simplificação do estudo, o *gap* foi mantido constante para todas as seções do vão livre. Esta simplificação tende a afetar pouco o resultado, já que os *gaps* não são considerados de forma direta nos modelos de resposta contidos na DNV-RP-F105 (2017).

4.1.2 Comprimentos de vãos livres

Como elucidado em 1.2, os vãos livres encontrados em campo são identificados através de inspeção visual, podendo possuir geometria confirmada e detalhada com auxílio de relatórios de batimetria. Assim sendo, para este estudo é admitida a hipótese de que os vãos livres avaliados não possuíam em seu histórico indícios de consumo de vida a fadiga, devido à VIV, em outro momento de sua vida útil, ou seja, ao longo de sua vida operacional, não foram identificados vãos livres nestes trechos ou os vãos livres identificados eram muito curtos, a ponto de não provocarem danos. Desta forma, a vida à fadiga calculada deve ser considerada a partir da data de identificação do vão livre, portanto, a partir da data de inspeção.

Os vãos escolhidos para o estudo são considerados como vãos únicos, sendo assumida a hipótese de que foram identificados em campo com perfil similar ao definido na Figura 4-2. Foram definidos três comprimentos típicos para validação da metodologia

e para análise de vida à fadiga, sendo considerados ainda os estudos contidos em Lima (2007) e as relações de comprimento e diâmetro da estrutura, L/D .

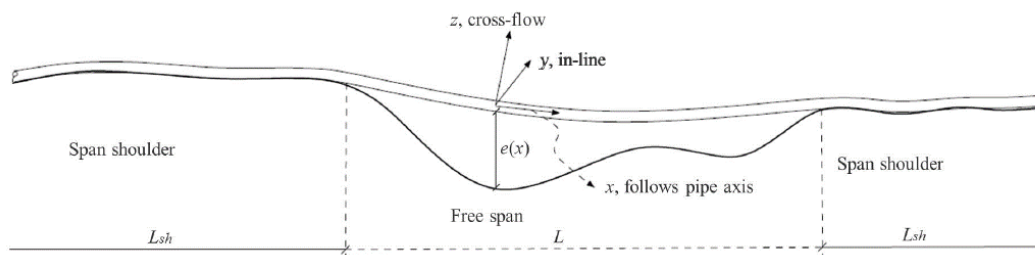


Figura 4-2-Representação de um vão livre único DNV-RP-F105(2017)

De acordo com a DNV-RP-F105 (2017), a relação L/D oferece uma indicação prévia de qual comportamento o vão livre terá quanto a resposta às vibrações induzidas por vórtice. Considerando o diâmetro D como o diâmetro total do duto, isto é, o diâmetro externo dos tubos de aço acrescidos da espessura do revestimento, na Tabela 4-1 estão listadas as relações L/D para cada um dos comprimentos de vãos livres selecionados.

Comprimento do vão livre (m)	Relação L/D
17	61,59
34	123,19
45	163,04

Tabela 4-1 - Relações de comprimento e diâmetro do duto para cada vão livre avaliado

O vão livre de 17m possui relação L/D contida no intervalo de comportamento estrutural definido pela DNV como viga. Espera-se, portanto, que o vão de 17m apresente características de uma estrutura mais rígida, que resista a esforços transversais ao vão livre e esforços de momentos (DYM, 1997), com amplitudes de vibração, geradas pela análise de vibrações livres, relativamente pequenas. Esta faixa de L/D é a primeira em que se considera a possibilidade de ocorrência do fenômeno de VIV, de acordo com a DNV-RP-F105(2017).

Já os vãos de 34 e 45m apresentam relação L/D inserida na faixa considerada pela DNV-RP-F105(2017) como de comportamento estrutural combinado de viga e cabo. Deste modo, pressupõe-se características estruturais mais flexíveis que as esperadas para o vão livre de 17m, o que corresponde a amplitudes de vibração consideráveis. Para os três vãos livres em estudo, de acordo com a classificação de L/D , é esperado que suas frequências naturais sejam sensíveis às condições de

contorno, à força axial efetiva, incluindo a deflexão inicial, obtida através da análise estática, e ao deslizamento axial (DNV-RP-F105, 2017).

Além disto, é provável que os vãos livres de 34m e de 45m ultrapassem os limites definidos para a utilização da metodologia simplificada para a definição das frequências naturais, mencionada no item 2.1. Neste caso, o uso de uma modelagem numérica para a definição de suas frequências naturais seria mandatório (DNV-RP-F105, 2017).

4.1.3 Informações obtidas através da análise em elementos finitos

Através da abordagem descrita em 2.3, foram obtidas as frequências naturais de cinco modos de vibração, para cada vão livre, nas direções *in-line* e *cross-flow*. Estas frequências estão apresentadas na Tabela 4-2.

Vão Livre	Frequências naturais (Hz)					
	17m		34m		45m	
Modo	In Line	Cross Flow	In Line	Cross Flow	In Line	Cross Flow
1	2,89	3,04	0,88	1,32	0,66	1,13
2	7,95	8,23	2,23	2,74	1,53	1,95
3	15,58	15,96	4,17	5,09	2,69	3,53
4	25,76	26,19	6,73	7,93	4,18	5,42
5	38,50	38,86	9,91	11,28	6,00	7,68

Tabela 4-2: Frequências naturais dos vãos livres do estudo

Observando isoladamente as frequências naturais de cada vão livre, é possível verificar que para o vão livre de 17m as frequências em ambas as direções são muito próximas, apresentando uma diferença entre as direções *cross-flow* e *in-line* menor que 5%. O vão livre de 34m, por sua vez, apresenta frequências naturais na direção *in-line* visivelmente menores que as frequências na direção *cross-flow*. Esta relação é mais evidente no primeiro modo, onde a frequência *cross-flow* alcança um valor mais de 30% maior que a frequência *in-line*. Relações similares entre as frequências nas duas direções são encontradas também para o vão livre de 45m, que chega a apresentar frequência natural da direção *in-line* quase 50% do valor da frequência *cross-flow*, para o primeiro modo de vibração.

As frequências naturais de uma estrutura dependem fortemente de sua matriz de rigidez (RAO, 1995), sendo que a obtenção das frequências naturais através do método de elementos finitos, inclui os ombros em sua avaliação, ou seja, os ombros são parte da estrutura completa em análise, sendo o comprimento da estrutura como um todo

maior que apenas do vão livre em si. Portanto, as condições de contorno do modelo estrutural, definidas pelo uso de molas elastoplásticas ao longo dos ombros (ver item 0), com rigidez maior para deslocamentos na direção *cross-flow* que na direção *in-line*, influenciam diretamente as frequências naturais de vibração. Além disso, a simulação de vibração livre tem início a partir de uma configuração deformada devido ao peso próprio, que possui grande influência na frequência natural e nos modos resultantes, como já previsto no item 4.1.2, de acordo com a classificação por L/D, sendo esta influência mais relevante para a direção *cross-flow*.

Deste modo, as condições de contorno e a configuração deformada iniciais são as principais responsáveis por tornarem as frequências *in-line* dos vãos em estudo menores que as da direção *cross-flow*, apresentando natureza mais flexível na direção *in-line* quando comparadas à direção *cross-flow*.

A diferença entre as considerações para a resistência lateral e vertical do solo está explicitada na Tabela 2-1, onde é possível observar um limite elástico para a direção *in-line* (deslocamento lateral), enquanto para a direção *cross-flow* o solo permanece com um comportamento linear.

A influência da configuração deformada devido ao peso próprio pode ser observada mais claramente nos resultados obtidos para os modos de vibração, expressos desde a Figura 4-3 à Figura 4-8, já que para os vãos livres de 34m e 45m, que apresentam deslocamentos maiores para a configuração deformada inicial que o vão livre de 17m, as diferenças entre os modos da direção *in-line* e *cross-flow* são mais evidentes, apresentando pequenos trechos com deslocamento nulo na direção *cross-flow*.

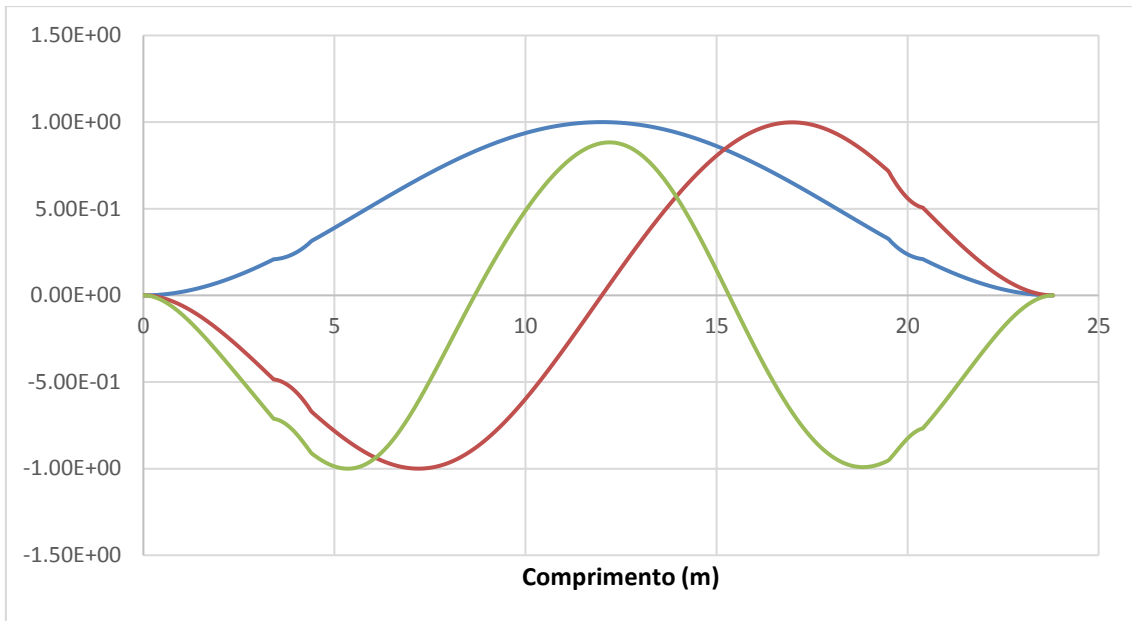


Figura 4-3 – Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 17m, na direção cross-flow. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.

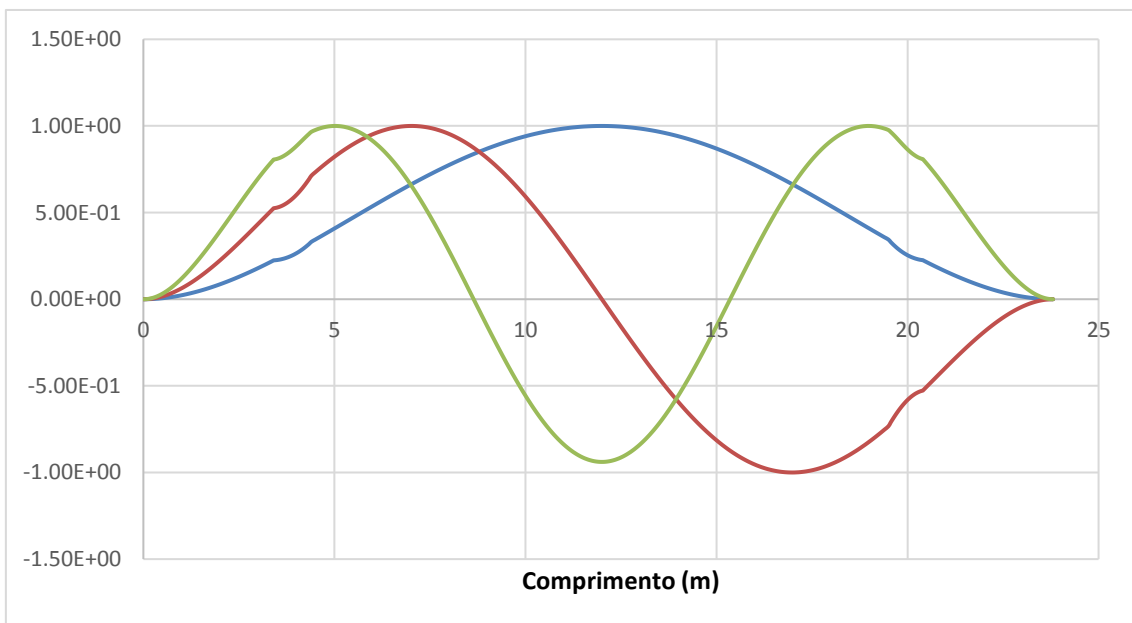


Figura 4-4 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 17m, na direção in-line. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.

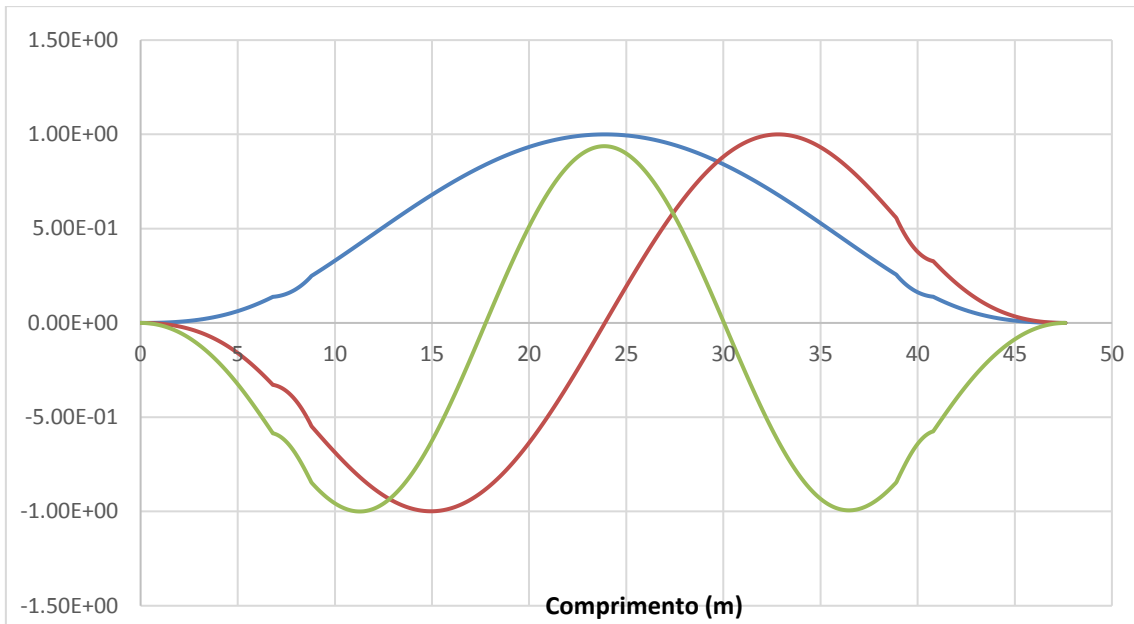


Figura 4-5 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 34m, na direção cross-flow. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.

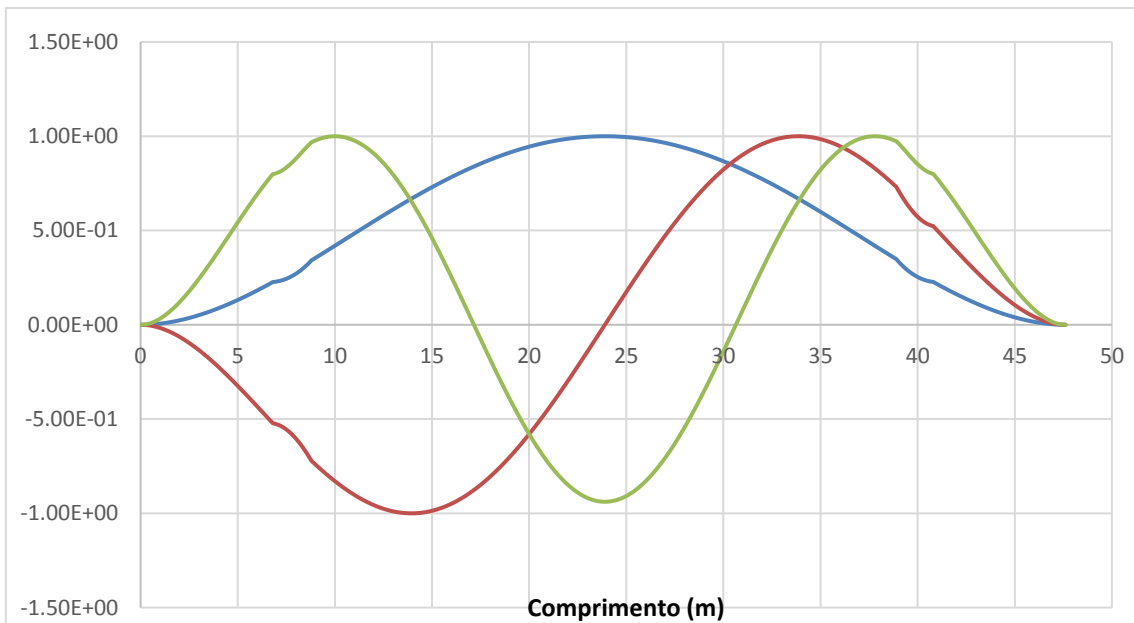


Figura 4-6 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 34m, na direção in-line. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.

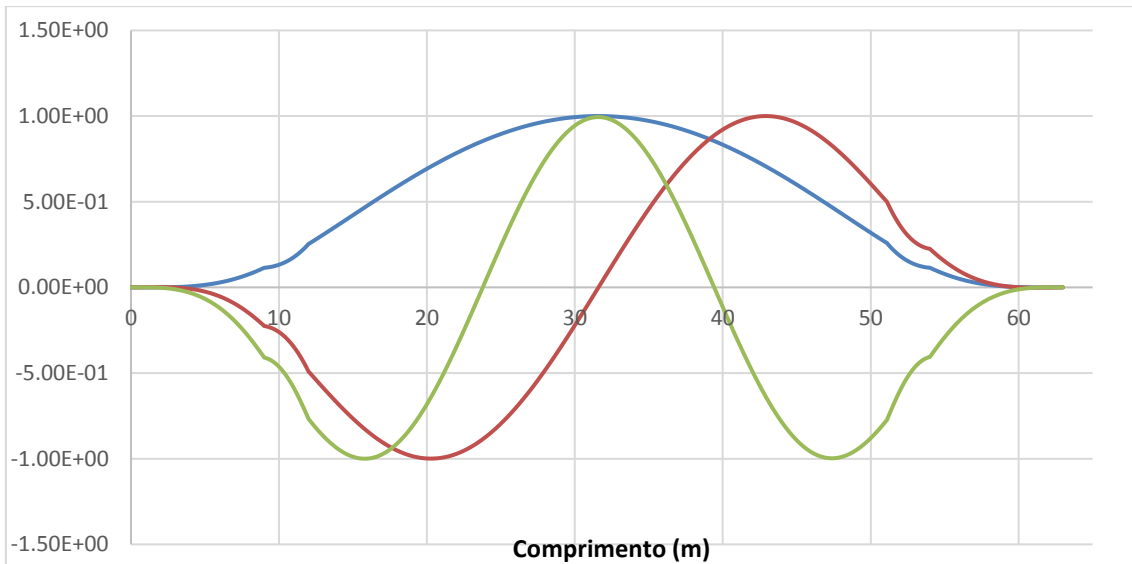


Figura 4-7 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 45m, na direção cross-flow. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.

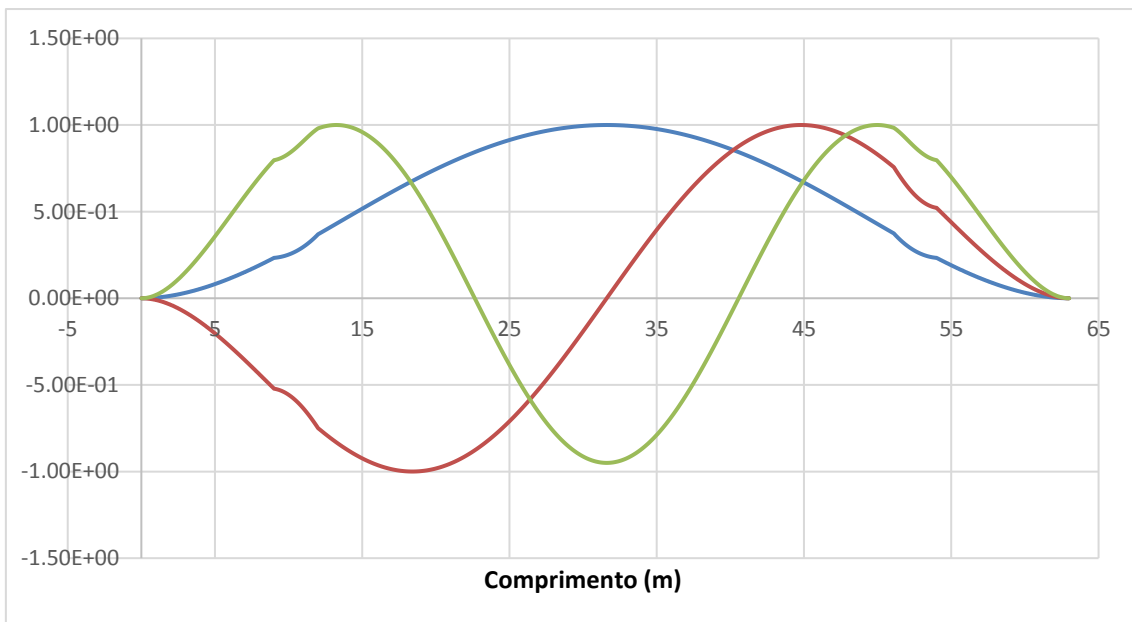


Figura 4-8 - Primeiros três modos de vibração natural de um vão livre com 45m, na direção in-line. O eixo horizontal representa o comprimento em metros do vão livre.

Os modos de vibração representados de Figura 4-3 à Figura 4-8, foram obtidos através das informações de deslocamento ao longo do comprimento dos vãos livres para a análise de vibração livre, ou seja, sem a consideração da corrente marinha, a partir da configuração deformada inicial, devido ao peso próprio. Os modos de vibração na direção *cross-flow* para os vãos livres de 17m, 34m e 45m estão representados

respectivamente na Figura 4-3, Figura 4-5 e Figura 4-7, enquanto os modos na direção *in-line* estão representados respectivamente na Figura 4-4, Figura 4-6 e Figura 4-8.

Nas figuras Figura 4-5 e Figura 4-7, é possível observar pequenos trechos de deslocamento nulo, localizados nos primeiros e nos últimos metros do gráfico de deslocamentos na direção *cross-flow*. Estas regiões estão contidas nas áreas dos ombros dos vãos livres de 34m e 45m, respectivamente. Isto confirma o comprimento escolhido para os ombros, de modo a alcançar o ponto onde já não há mais vibração para esta direção. O mesmo comportamento não é observado nos gráficos da direção *in-line*, representados na Figura 4-6 e Figura 4-8. Isto se deve basicamente ao fato de o solo possuir um comportamento anisotrópico, ou seja, possui características físicas diferentes para cada direção e ao fato da estrutura iniciar seu movimento vibratório a partir de uma posição deformada, devido ao peso próprio, que influencia diretamente a direção *cross-flow*, quase não alterando a direção *in-line*.

De acordo com a modelagem definida em 2.3, enquanto na direção *cross-flow* a estrutura se vê limitada pela rigidez vertical do solo e a configuração deformada prévia, na direção *in-line* a resistência do solo é representada por forças de atrito, após alcançada a deflexão máxima, sendo a estrutura nesta direção praticamente indeformada. Para que a vibração fosse anulada em algum trecho nesta direção, seriam necessários comprimentos muito maiores de dutos, o que em campo poderia representar a existência de outros vãos livres ou até mesmo, uma distância maior do que o comprimento do próprio duto.

É importante ressaltar que a relação solo-estrutura foi simplificada para realização do presente estudo, já que este tema é um dos mais complexos no estudo de vida à fadiga para dutos em vão livre, assim como para demais estruturas que possuem maior interação com o solo, como o trecho TDP de risers dinâmicos.

4.2 Casos de análise

A fim de atender aos objetivos descritos em 1.4, foram criados 5 casos de análise para consideração da vida à fadiga. Em dois deles foram considerados histogramas como modo de entrada para o perfil de corrente, a fim de representar a forma mais tradicional utilizada pela indústria para o cálculo de vida à fadiga. Nos demais casos, foram utilizadas as formas probabilísticas de interpretação da distribuição de velocidades de correntes para a cada direção, realizando o ajuste das curvas com a metodologia descrita em 3.2.1. O caso 0, com uso de histogramas de 8 direções, foi definido como caso base para a avaliação de resultados.

4.2.1 Caso 0 ou caso base – Histograma de corrente com 8 direções.

Por se tratar da forma mais tradicional de interpretação dos dados de corrente para cálculo de vida à fadiga, o histograma com 8 direções de correntes de fundo, foi adotado como caso base. Foi considerado que a obtenção dos valores para a construção do histograma foi executada de acordo com o exposto em 3.1. O histograma fictício de correntes utilizado neste trabalho, encontra-se no Anexo1.

4.2.2 Caso 1 – Histograma de corrente com 16 direções.

Ainda utilizando a forma mais tradicional de representação para o perfil de corrente, para o caso 1 foi considerado um histograma de correntes fictício, obtido de acordo com as premissas descritas em 3.1, porém utilizando 16 direções. Nesse caso, há maior discretização das direções de corrente, sendo esperado verificar um aumento de vida à fadiga, devido a maior distribuição do dano.

4.2.3 Caso 2 – Curva de distribuição de correntes com 8 direções, considerando os limites do histograma.

Para este caso de análise foram ajustadas curvas de distribuição de probabilidades ao histograma de 8 direções de corrente, de acordo com o procedimento descrito em 3.2.1. Para este caso, as curvas selecionadas para a representação das correntes foram limitadas pelos valores máximos de velocidade de corrente encontrados no histograma, considerando as velocidades máximas identificadas para cada uma das 8 direções.

4.2.4 Caso 3 – Curva de distribuição de correntes com 8 direções, considerando correntes decenárias.

Análogo ao Caso 2, exceto pelos limites utilizados para as curvas de distribuição de probabilidade que, para este caso, foram obtidos pelo cálculo de velocidades de correntes decenárias, para cada uma das 8 direções de corrente. As correntes decenárias de cada direção foram obtidas de acordo com a metodologia descrita em 3.3, sendo os valores utilizados listados na Tabela 3-2.

4.2.5 Caso 4 – Curva de distribuição de correntes com 8 direções, considerando correntes centenárias.

Caso análogo ao Caso 3, sendo os limites utilizados para as curvas de distribuição de probabilidade para este caso as velocidades de corrente centenárias, para cada uma das 8 direções. As correntes centenárias de cada direção também foram obtidas de acordo com a metodologia descrita em 3.3, estando listadas na Tabela 3-2.

4.3 Estudos de sensibilidade

4.3.1 Intensidade de turbulência

A intensidade de turbulência compõe dois fatores de redução da amplitude de resposta adimensional (A/D) para a direção *in-line* (DNV-RP-F105,2017). É obtida através de medições nas proximidades do leito marinho, sendo uma característica relacionada às especificidades ambientais da região, definida por parâmetros estatísticos característicos dos valores de corrente, conforme a seguinte equação:

$$I_c = \frac{\sigma_c}{U_c} \quad (4.144)$$

onde σ_c é o desvio padrão relativo às oscilações de velocidade de corrente e U_c é a velocidade média de corrente para 10 ou 30min, na amostra obtida com uma taxa de 1Hz.

Por se tratar de um parâmetro natural, que em geral apresenta grande dificuldade de obtenção, a DNV (2017) recomenda que seja utilizado o valor de 5% quando não existirem maiores informações sobre a intensidade de turbulência. Contudo, no campo das tecnologias renováveis, o estudo da intensidade de turbulência ganhou grande importância para a conversão de energia de ondas e correntes marítimas, isto porque pode afetar a resposta dinâmica dos componentes e ainda a qualidade da potência extraída (BOUFERROUK et al, 2015).

Objetivando trazer maiores esclarecimentos sobre a influência da intensidade de turbulência no cálculo de vida à fadiga em vãos livres submarinos, foram obtidas as vidas à fadiga para o vão livre de 34m, com as mesmas características do estudo de caso, porém considerando intensidades de turbulências iguais a 0%,2,5%, 7,5%, 10%, 12,5%, 15%, 17,5% e 20%. O caso de análise considerado foi o caso base, definido em

4.2.1. Os resultados obtidos foram comparados com os resultados para intensidade de turbulência recomendada pela DNV-RP-F105 (2017), igual a 5%.

4.3.2 Coeficiente de massa adicionada modificado

O coeficiente de massa adicionada modificado é utilizado na correção da frequência de resposta na direção *cross-flow*, para o modo dominante, como descrito em 2.2.2. Este coeficiente é uma função da velocidade reduzida nesta direção que depende das características estruturais do vão livre e da velocidade de corrente. Esta função é definida pelo gráfico contido na Figura 2-10.

Além de afetar a resposta na direção *cross-flow*, o coeficiente de massa adicionada pode influenciar a vida na direção *in-line*, no caso da existência de vibrações *in-line* induzidas pela vibração na direção *cross-flow*, uma vez que a frequência de resposta do modo dominante *cross-flow* é utilizada para definir a frequência contribuinte da vibração na direção *in-line* e depende de C_{amod} , como apresentado em 2.2.3.

Para avaliar a influência de C_{amod} na vida à fadiga de um vão livre, foram fixados valores para este coeficiente, considerando seu valor mínimo, 1, seu valor máximo, 5,5, e seu valor nulo, na avaliação de vida à fadiga do vão livre de 34m, para o caso 0, descrito em 4.2.1. Os resultados obtidos foram comparados com a avaliação do mesmo vão livre, para o caso 0, permitindo o cálculo do coeficiente de massa adicionada como função da velocidade reduzida, de acordo com o gráfico da Figura 2-10. Os coeficientes de massa adicionada modificados para este caso permaneceram entre os valores 4 e 5.

4.4 Resultados

4.4.1 Avaliação da vida à fadiga

Os resultados para todos os casos de estudo foram obtidos e comparados com o caso base (caso 0).

- Resultados para o vão livre de 17m:

Na Figura 4-9, encontram-se os gráficos de vida à fadiga ao longo do vão livre de 17m, incluindo seus ombros. Para possibilitar melhor visualização dos trechos com vida reduzida, o gráfico foi limitado na vida máxima de 300 anos. Deste modo, as duas curvas visíveis são as de menor vida à fadiga que, para este vão livre, correspondem aos casos

3 e 4. As curvas representativas dos demais casos resultaram em vida infinita e, por esta razão, não estão visíveis no gráfico.

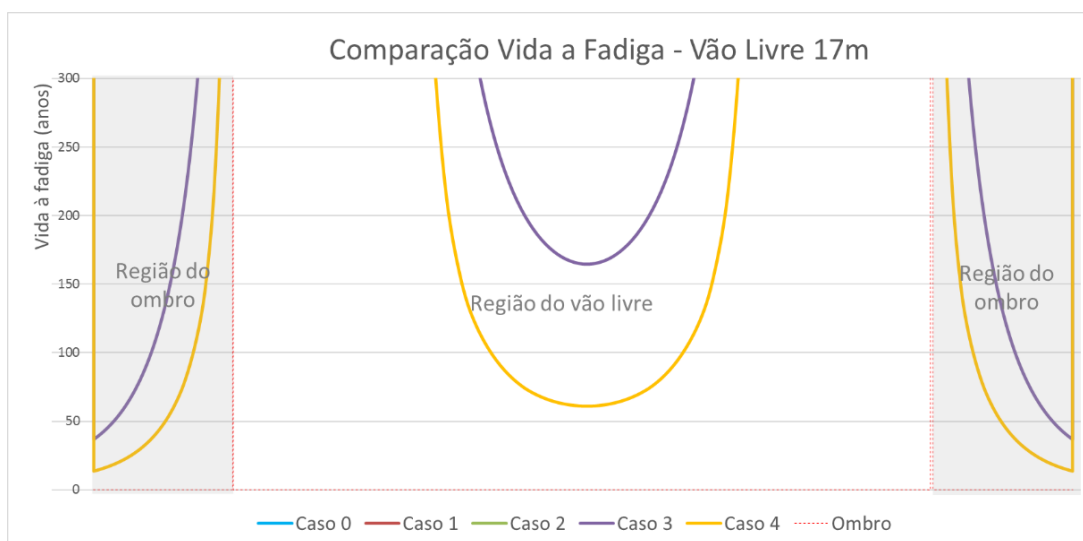


Figura 4-9 - Vida à fadiga ao longo do vão livre de 17m, incluindo seus ombros

Os gráficos da Figura 4-10, evidenciam os casos 3 e 4 como os casos de maior dano à fadiga. Os pontos de maior acúmulo de dano estão localizados na região dos ombros, próximo aos pontos de apoio extremos, e no meio do vão livre. Apenas os casos 3 e 4, que consideram correntes extremas, apresentaram danos relevantes.

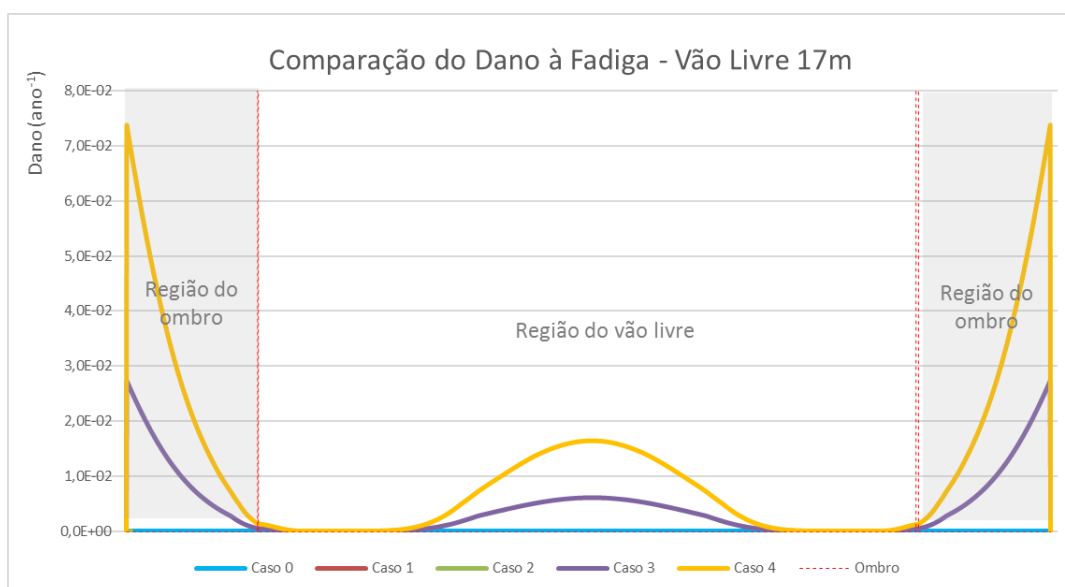


Figura 4-10 - Dano à fadiga devido ao VIV, considerando cada caso avaliado, ao longo do vão livre de 17m

Os resultados para o caso base, que apresentaram vida infinita ao longo de todo o vão livre, já eram esperados a partir da escolha do L/D, definida em 4.1.2, já que com amplitudes de vibração pequenas, o consumo de vida à fadiga seria baixo, gerando expectativa de vida longa. O mesmo pode ser dito para os casos 1 e 2, já que para o caso 1, o que ocorre é uma maior distribuição das velocidades de corrente através do espraiamento dos ângulos de ataque e, para o caso 2, ocorre uma maior discretização das velocidades de corrente, além disto, ambos os casos foram cerceados pelos limites do histograma.

Todavia, os casos 3 e 4 apresentaram uma drástica redução da vida à fadiga. Isto porque não somente as velocidades de corrente extremas foram incluídas na análise, mas ainda todas as velocidades de corrente intermediárias existentes na curva de distribuição, até que o valor extremo seja alcançado, já que as curvas de distribuição foram limitadas pelas correntes extremas. Deste modo a vida à fadiga foi bastante afetada.

Vale ressaltar, porém, que para este comprimento de vão livre, apenas o caso 4, que inclui corrente centenária, traria uma vida menor que 25 anos, tempo usual de vida útil adotado para projetos submarinos. Os valores mínimos de vida a fadiga para cada caso estão expostos na Tabela 4-3.

Tabela Resumo - vida à fadiga -17m			
Perfil de corrente	Menor vida ao longo do comprimento do vão		Variação em relação ao Caso 0
	anos	meses	
Caso 0 (Base)	Vida infinita	Vida infinita	-
Caso 1	Vida infinita	Vida infinita	0,00%
Caso 2	Vida infinita	Vida infinita	0,00%
Caso 3	36,6	439,0	-100,00%
Caso 4	13,6	162,7	-100,00%

Tabela 4-3 – Tabela resumo com o cálculo de vida à fadiga para cada caso de análise do vão livre de 17m.

A Tabela 4-4 apresenta as direções dominantes, ou seja, em qual das direções, *in-line* ou *cross-flow*, foi observada menor vida à fadiga e em que posição ao longo do vão livre esta vida foi identificada. Como apenas os casos 3 e 4 apresentaram vida à fadiga finita, apenas estes casos foram avaliados. Em ambos os casos, a direção *in-line* foi mais severa (demonstrada na tabela como a sigla IL) e a região mais afetada estava localizada no trecho dos ombros. No gráfico da Figura 4-9, é possível verificar que a vida à fadiga nos ombros cai mais rapidamente ao longo de seu comprimento que nos trechos em vão livre, chegando a valores inferiores ao mínimo observado no centro do

vão-livre, nas seções mais próximas da extremidade. No gráfico da Figura 4-10, este fato é confirmado, evidenciando o caso 4 como o de maior acúmulo de danos.

Localização & Direção Dominante - 17m		
Perfil de corrente	Local	Direção Dominante
Caso 0 (Base)	-	nenhum
Caso 1	-	nenhum
Caso 2	-	nenhum
Caso 3	Ombro	IL
Caso 4	Ombro	IL

Tabela 4-4 – Tabela demonstrativa quanto a localização e ao modo dominante para a seção de menor vida à fadiga ao longo do vão livre de 17m.

• Resultados para o vão livre de 34m:

Os gráficos representados na Figura 4-11, evidenciam a vida à fadiga do Caso 2 como a envoltória de máxima vida para o vão livre de 34m, a exceção de dois pequenos trechos do meio do vão livre, onde a vida para o Caso 1 aparece como superior. É possível identificar ainda os trechos mais extremos dos ombros como trechos limitantes para a vida à fadiga, para todos os casos de análise.

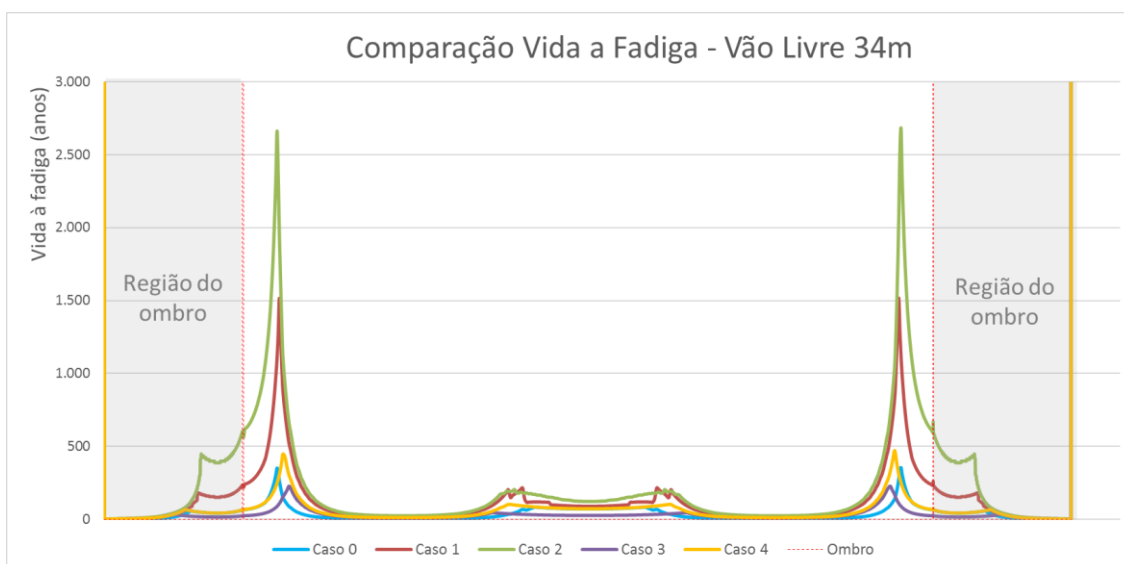


Figura 4-11 - Vida à fadiga ao longo do vão livre de 34m, incluindo seus ombros.

Nos gráficos da Figura 4-12, o caso base aparece em destaque como sendo o caso que apresenta maior acúmulo de dano, para o vão livre de 34m. Os demais casos apresentam acúmulos de dano de ordem similar ao longo do vão livre. É importante

ressaltar ainda que, no trecho de transição entre o início dos ombros e o vão livre, o caso 3 passa a ser o caso com maior acúmulo de dano.

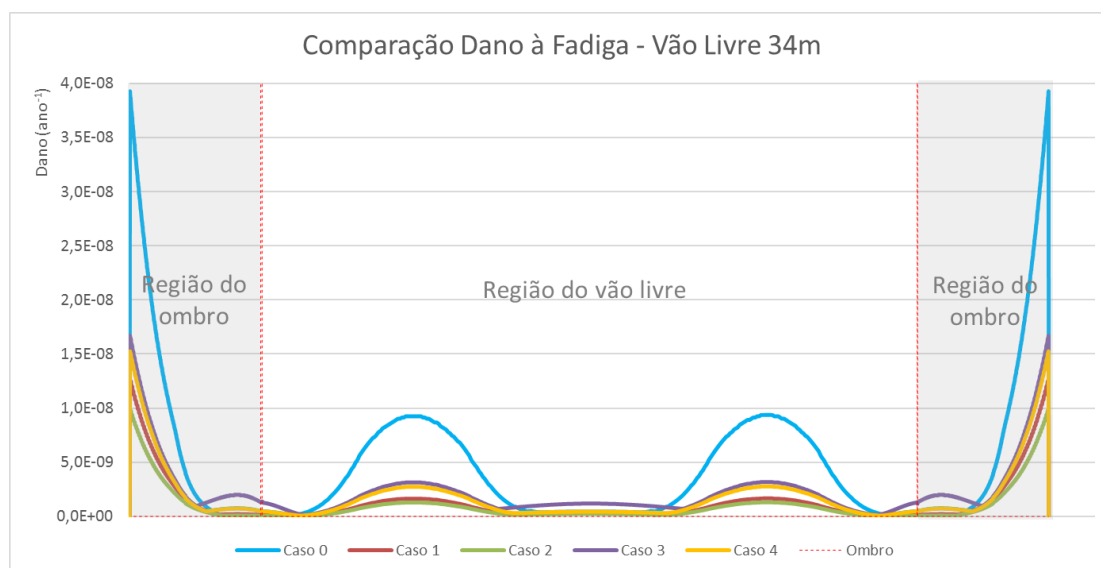


Figura 4-12 - Dano à fadiga devido ao VIV, considerando cada caso avaliado, ao longo do vão livre de 17m

A Tabela 4-5 apresenta os valores mínimos de vida à fadiga ao longo de todo o comprimento do vão livre, para cada caso, ou seja, o valor efetivo de vida à fadiga do vão livre para cada caso, de acordo com a DNV (2017). Observou-se uma melhoria na vida à fadiga de quase 300% para o caso 2, em relação ao caso base, de mais de 200% para o caso 1 e, mesmo para os casos 3 e 4, que consideram valores extremos de corrente, houve aumento da vida à fadiga maior que 100%.

Tabela Resumo - vida à fadiga - 34m			
Perfil de corrente	Menor vida ao longo do comprimento do vão		Variação em relação ao Caso 0
	anos	meses	
Caso 0 (Base)	0,8	9,8	-
Caso 1	2,5	30,6	211,02%
Caso 2	3,3	39,0	296,89%
Caso 3	2,1	25,3	157,43%
Caso 4	1,9	23,1	135,38%

Tabela 4-5 - Tabela resumo com o cálculo de vida à fadiga para cada caso de análise do vão livre de 34m.

Como já ressaltado, os ombros são confirmados como as regiões de maior acúmulo de dano, apresentando portanto, as menores vidas à fadiga para o vão livre, como demonstra a Tabela 4-6. A direção dominante para todos os casos, ou seja, a

direção de vibração que apresentou menor vida à fadiga, foi a direção *in-line*, identificada na Tabela 4-6 como IL. A direção *cross-flow* se apresentou dominante em pequenos trechos identificados no meio do vão e na zona de transição entre trecho livre e trecho apoiado.

Localização & Direção Dominante - 34m		
Perfil de corrente	Local	Direção Dominante
Caso 0	Ombro	IL
Caso 1	Ombro	IL
Caso 2	Ombro	IL
Caso 3	Ombro	IL
Caso 4	Ombro	IL

Tabela 4-6 - Tabela demonstrativa quanto a localização e ao modo dominante para a seção de menor vida à fadiga ao longo do vão livre de 34m.

Considerando o caso base, o gráfico a seguir representa a distribuição percentual de danos por direção. Fica evidente que a direção sudeste (SE) gera a maior parte do dano total provocado pelo caso base, para o vão livre de 34m.

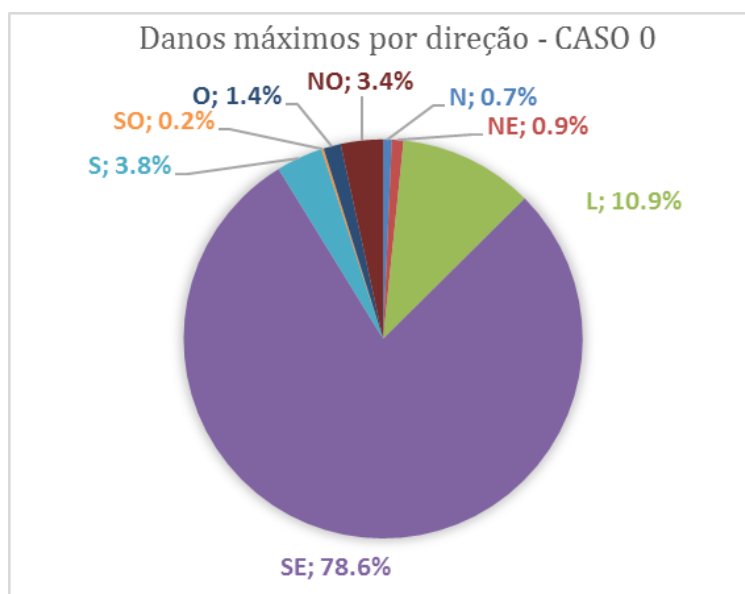


Figura 4-13 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso base

Comparando a distribuição dos danos para o caso base com o caso 1, explicitado na Figura 4-14, nota-se a ocorrência de uma distribuição dos danos entre as direções ESE e SSE, que antes estavam concentrados na direção sudeste (SE), o que contribuiu

para o aumento de vida à fadiga para o caso 1, comparada a vida à fadiga gerada no caso base.

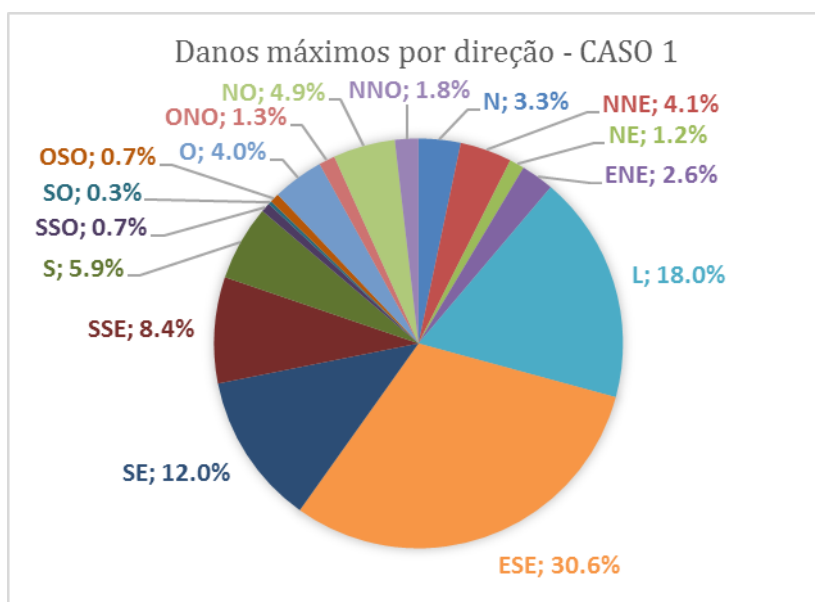


Figura 4-14 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 1

Para o caso 2, a distribuição percentual dos danos entre as direções é muito similar à distribuição do caso base, já que a redução do dano total para este caso está relacionada a discretização do valor das velocidades de corrente e não ao espriamento das direções de corrente. Isto pode ser visto na Figura 4-15, que representa a distribuição de danos para o caso 2. É possível notar uma redução de 16% no percentual de dano para a direção sudeste, quando comparado ao caso base. A maior parte deste percentual foi redistribuída para as direções leste (L) e sul (S), no caso 2. Isto contribuiu para a redução dos danos totais, gerando consequentemente uma vida à fadiga maior, quando comparada ao caso base.

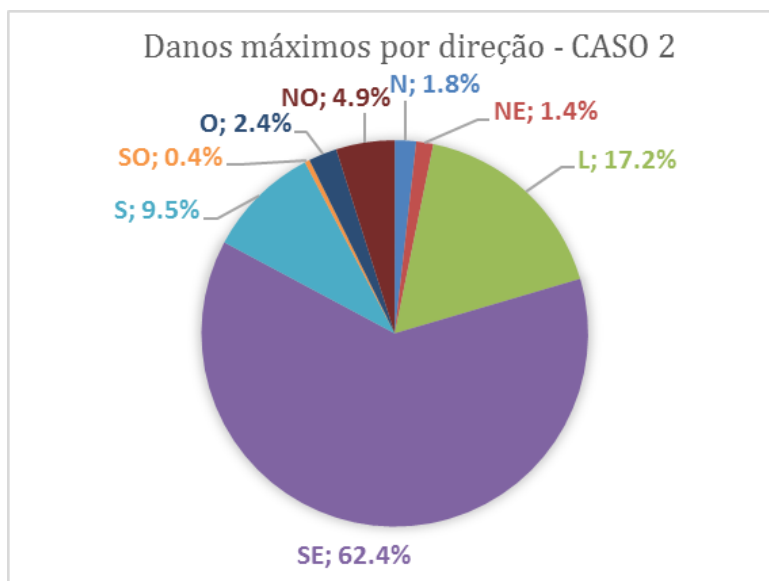


Figura 4-15 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 2

Para a distribuição dos danos para o caso 3, ilustrada na Figura 4-16, existe uma maior distribuição dos danos pelas direções de correntes. Porém, em relação ao caso 2, este caso apresentou vida à fadiga inferior, pois os valores de velocidade de corrente extremos, considerados neste caso, geram danos totais superiores que no caso 2. O mesmo ocorre para o caso 4, evidenciado pela Figura 4-17. Apesar de possuírem limites diferentes de velocidade de corrente e vidas à fadiga totais diferentes, as distribuições de danos para os casos 3 e 4 são muito semelhantes.

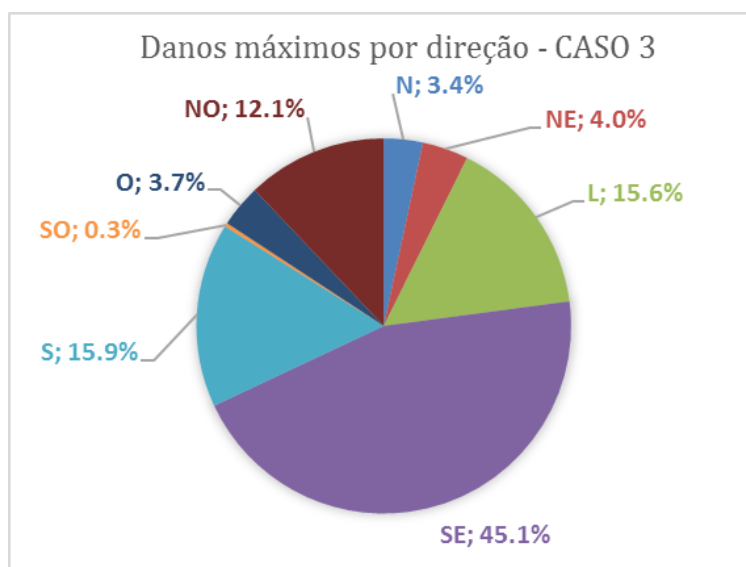


Figura 4-16 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 3

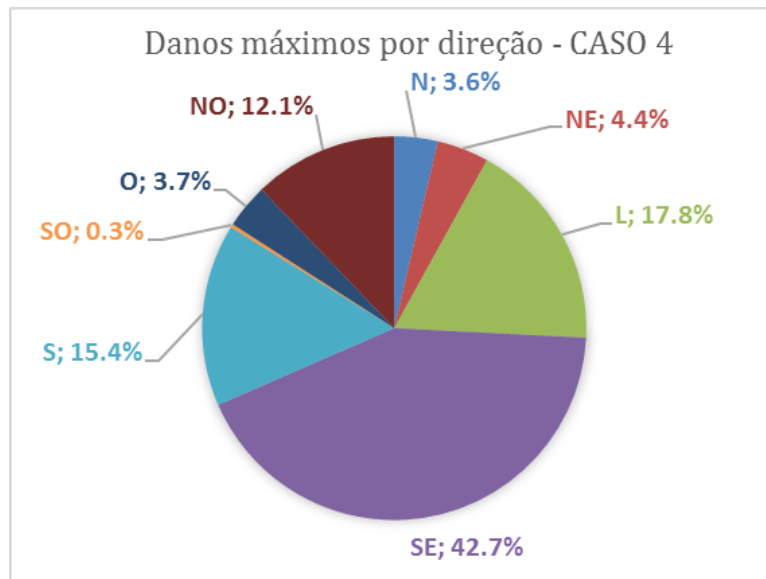


Figura 4-17 - Vão livre de 34m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 4

- Resultados para o vão livre de 45m:
Os gráficos da Figura 4-19 demonstram que a área dos ombros foi mais uma vez a mais afetada, acumulando maior dano, e, conseqüentemente, apresentando menor vida à fadiga, como ilustrado na Figura 4-18.

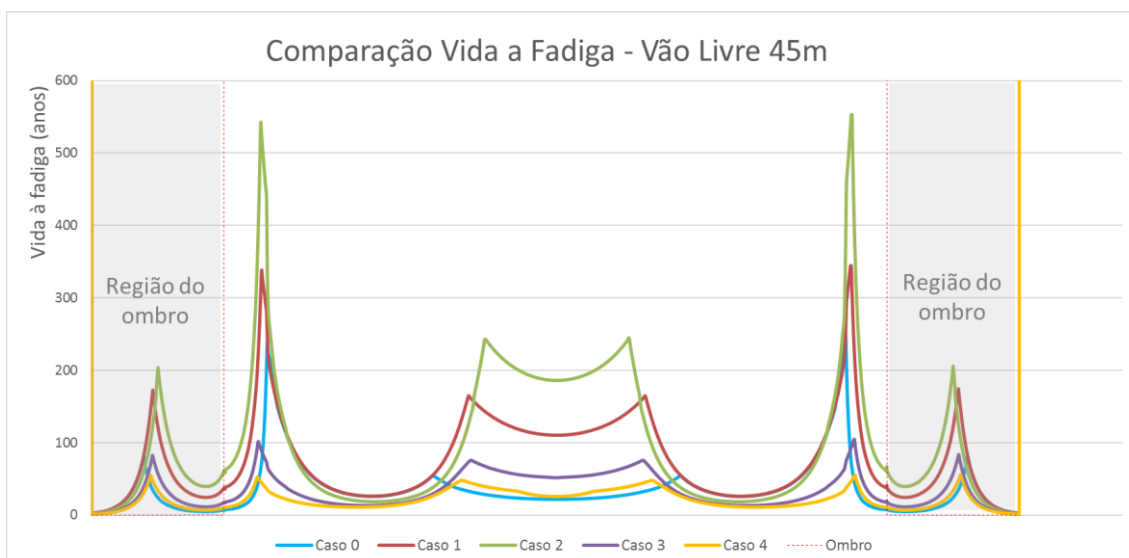


Figura 4-18 - Vida à fadiga ao longo do vão livre de 45m, incluindo seus ombros

Ainda na Figura 4-19, é possível notar que o acúmulo de dano para o caso base é o maior para as seções localizadas até aproximadamente metade dos ombros, quando os casos 3 e 4 superam este acúmulo.

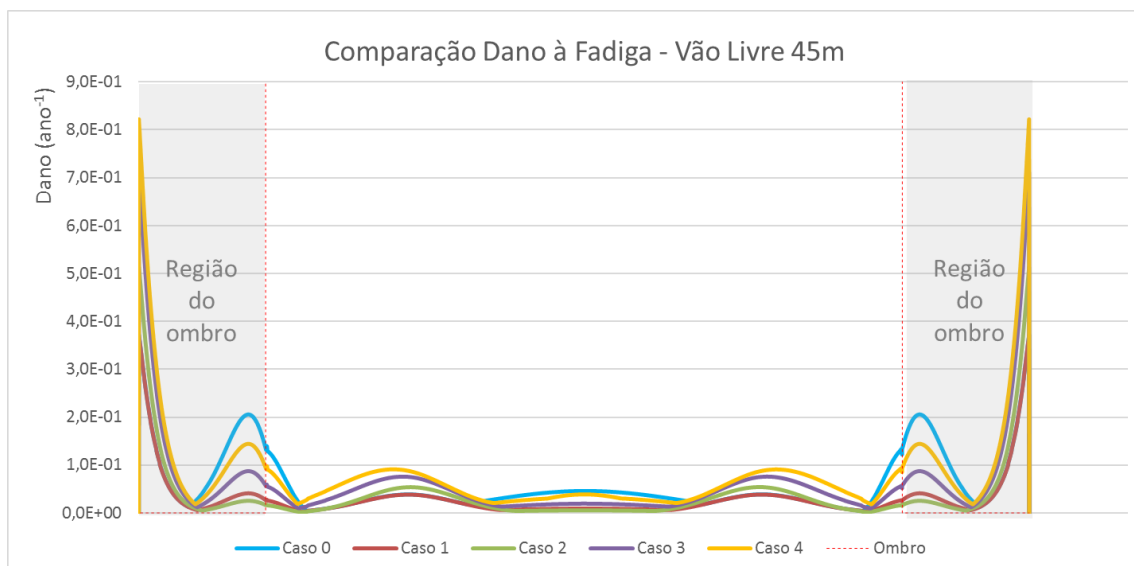


Figura 4-19 - Dano à fadiga ao longo do vão livre de 45m, incluindo seus ombros

A Tabela 4-7 – Tabela resumo com o cálculo de vida à fadiga para cada caso de análise do vão livre de 45m. evidencia a vida à fadiga do Caso 1 como a maior vida obtida para o vão livre de 45m, apesar de apresentar um aumento de vida pouco maior que o Caso base. Para os demais casos, pode ser identificado na tabela uma redução de vida à fadiga, mesmo para o Caso 2, que apresentou grande melhora na vida para o vão livre de 34m. É importante ressaltar ainda que a vida resultante para o vão livre de 45m, no caso base, foi maior que o triplo da vida calculada para o vão livre de 34m.

Tabela Resumo - vida à fadiga - 45m			
Perfil de corrente	Menor vida ao longo do comprimento do vão		Variação em relação ao Caso 0
	anos	meses	
Caso 0 (Base)	2,7	32,7	-
Caso 1	2,7	32,8	0,41%
Caso 2	2,0	23,7	-27,45%
Caso 3	1,4	17,1	-47,57%
Caso 4	1,2	14,8	-54,69%

Tabela 4-7 – Tabela resumo com o cálculo de vida à fadiga para cada caso de análise do vão livre de 45m.

Os ombros apresentaram menor vida, considerando o vão livre como um todo, como explicitado na Tabela 4-8. Para todos os casos, a direção *in-line* se manteve como

dominante, possuindo menor vida à fadiga, seguindo a mesma tendência observada para os vãos livres de 17 e 34m. Tal qual o vão livre de 34m, o domínio da direção *cross-flow* sobre a vida à fadiga foi limitado ao trecho no meio do vão e dois trechos nas zonas de transição entre o ombro e o trecho de vão livre.

Localização & Direção Dominante - 45m		
Perfil de corrente	Local	Direção Dominante
Caso 0	Ombro	IL
Caso 1	Ombro	IL
Caso 2	Ombro	IL
Caso 3	Ombro	IL
Caso 4	Ombro	IL

Tabela 4-8 - Tabela demonstrativa quanto a localização e ao modo dominante para a seção de menor vida à fadiga ao longo do vão livre de 45m.

Assim como evidenciado para o vão livre de 34m, o gráfico da Figura 4-20 demonstra que a direção SE concentra a maior parte do dano provocado pelo perfil de corrente do caso base. Contudo, o dano para esta direção é 25% menor para este vão, se comparado ao vão livre de 34m. A distribuição do dano pelas direções foi um dos fatores responsáveis por gerar uma vida superior para o vão de 45m, em comparação ao vão de 34m.

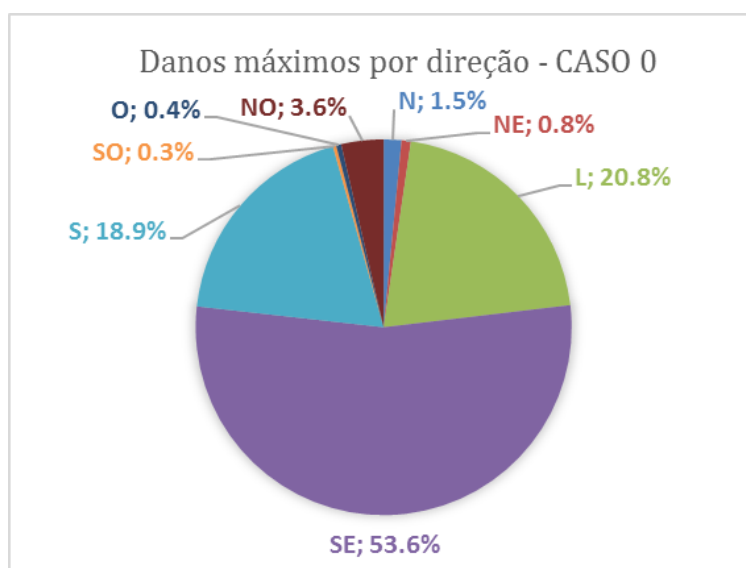


Figura 4-20 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso base

O caso 1, representado pela Figura 4-21, demonstra uma maior distribuição de danos se comparada ao caso base, para o vão livre de 45m. Apesar da maior distribuição no setor sul, vale ressaltar que a direção NNO apresenta aqui um dano de 11%, enquanto para o caso base, a direção NO apresentava um acúmulo baixo de danos. Portanto, apesar de possuir danos mais distribuídos entre as direções, o caso 1 apresentou uma maior concentração de danos nos arredores da direção noroeste (NO).

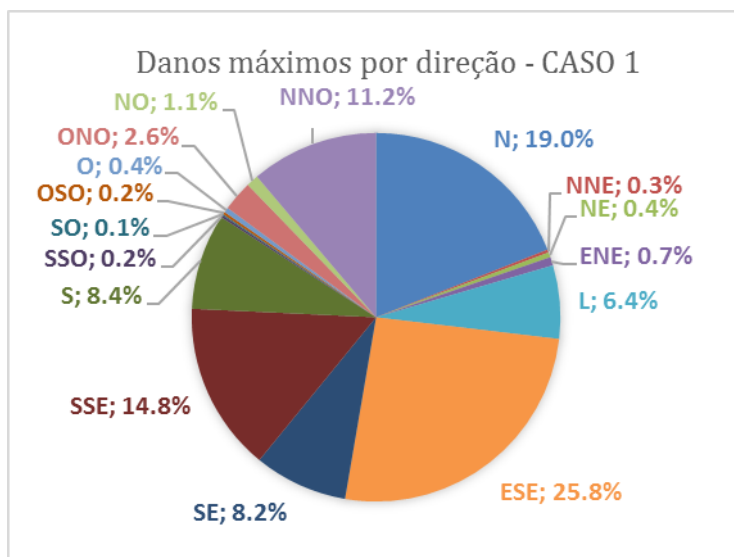


Figura 4-21 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 1

A distribuição de danos para o caso 2, representada pela Figura 4-22, demonstrou uma maior concentração dos danos na direção sudeste. Esta concentração resultou em uma vida à fadiga menor para o caso 2 que para o caso base, diferente do que foi identificado para o vão livre de 34m.

Para os casos 3 (Figura 4-22) e 4 (Figura 4-23) do vão livre de 45m, a distribuição dos danos foi similar à identificada para os mesmos casos com o vão livre de 34m. Da mesma forma, a concentração de danos foi inferior à identificada para o caso 2, porém, os limites extremos para as velocidades de corrente representaram danos totais superiores.

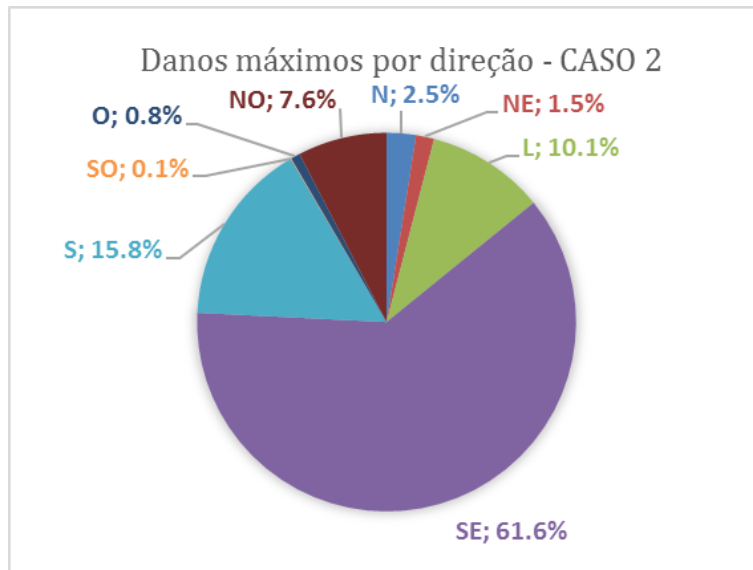


Figura 4-22 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 2

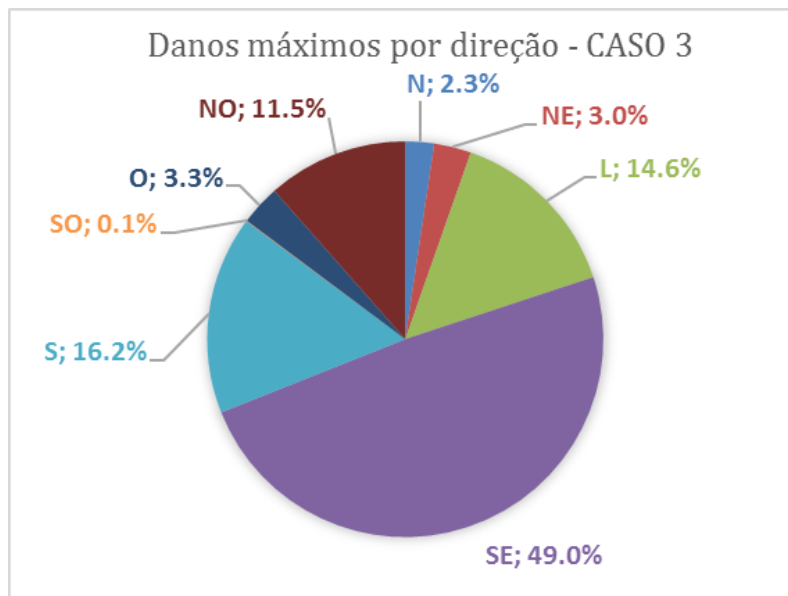


Figura 4-23 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 3

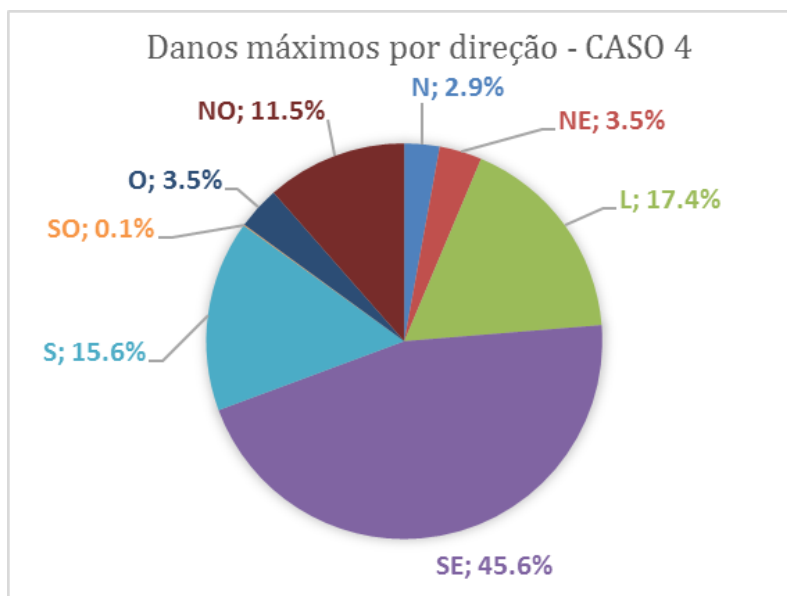


Figura 4-24 - Vão livre de 45m: distribuição percentual por direção dos danos provocados pelo caso 4

Observando os resultados para os casos extremos, onde as correntes decenárias e centenárias foram adotadas como limites para as distribuições de corrente, as velocidades reduzidas alcançaram valores maiores que 4, ultrapassando o limite para obtenção de amplitudes normalizadas significativas para a direção *in-line*, de acordo com o gráfico apresentado na Figura 2-6. Ainda assim, também estes casos apresentaram a direção *in-line* como dominante para o cálculo de vida à fadiga. Isto se verifica principalmente porque as velocidades extremas são alcançadas de forma contínua, ou seja, os valores de velocidades de corrente menores, que excitam modos *in-line*, ocorrem com maior frequência, acumulando danos para esta direção, até que se consiga obter um valor de corrente extrema, onde a direção *cross-flow* se torna dominante. Este fato fica mais evidente ao observar o gráfico da Figura 4-25, onde estão representados os modelos de resposta da DNV, como já apresentado na Figura 2-4, e a distribuição de Weibull para a corrente na direção sudeste. Nela é possível notar que as maiores probabilidades de ocorrência de corrente ocorrem na parte inicial do gráfico, em velocidades reduzidas tais que não favorecem a ocorrência de vibrações *cross-flow* importantes. Deste modo, ao atingir velocidades reduzidas mais elevadas, que provoquem vibrações consideráveis para a direção *cross-flow*, a maior parte do dano já foi acumulado na direção *in-line*. Por essa razão, a direção *in-line* continuou sendo a direção mais dominante, para todos os vãos livres, em todos os casos avaliados neste trabalho.

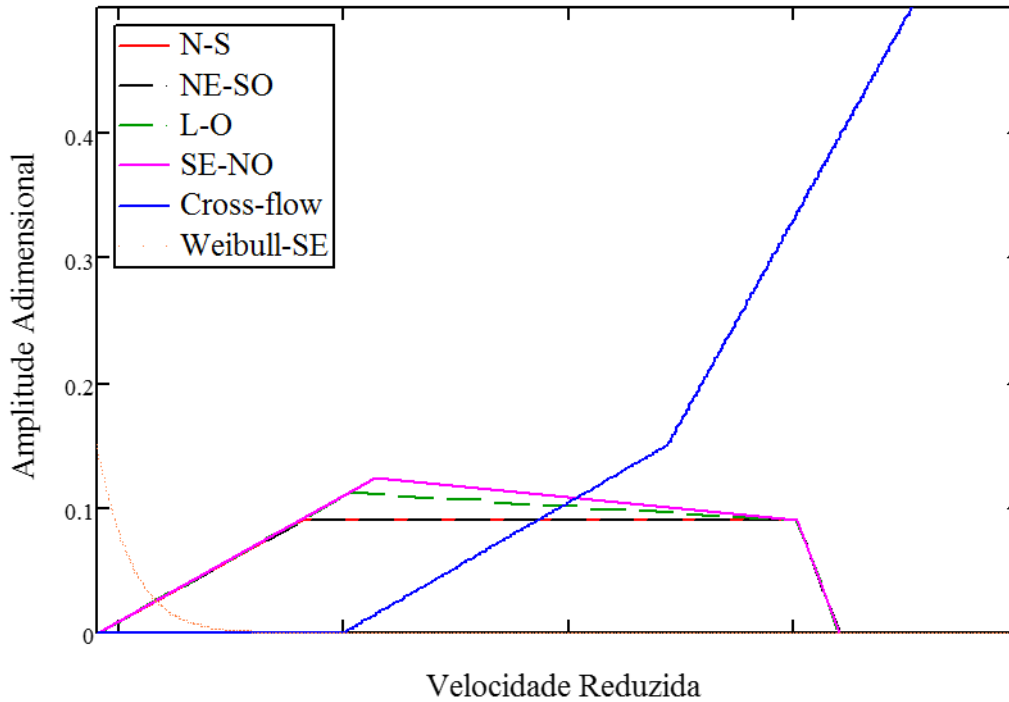


Figura 4-25 - Distribuição de probabilidades de Weibull para a direção SE, plotadas em conjunto com os modelos de resposta da DNV(2017)

4.4.2 Avaliação da Influência da Intensidade de Turbulência

Os estudos de sensibilidade mostraram que a vida à fadiga do vão livre de 34m, com as características descritas em 4.1.1, é fortemente influenciada pela intensidade de turbulência.

O gráfico representado na Figura 4-26 evidencia o aumento da vida à fadiga do vão livre com incrementos na intensidade de turbulência. Para fins de comparação, foi adotado como base o caso em que a intensidade de turbulência é definida em 5%, como sugerido pela DNV (2017), para ser adotado quando maiores informações sobre a turbulência não estão disponíveis.

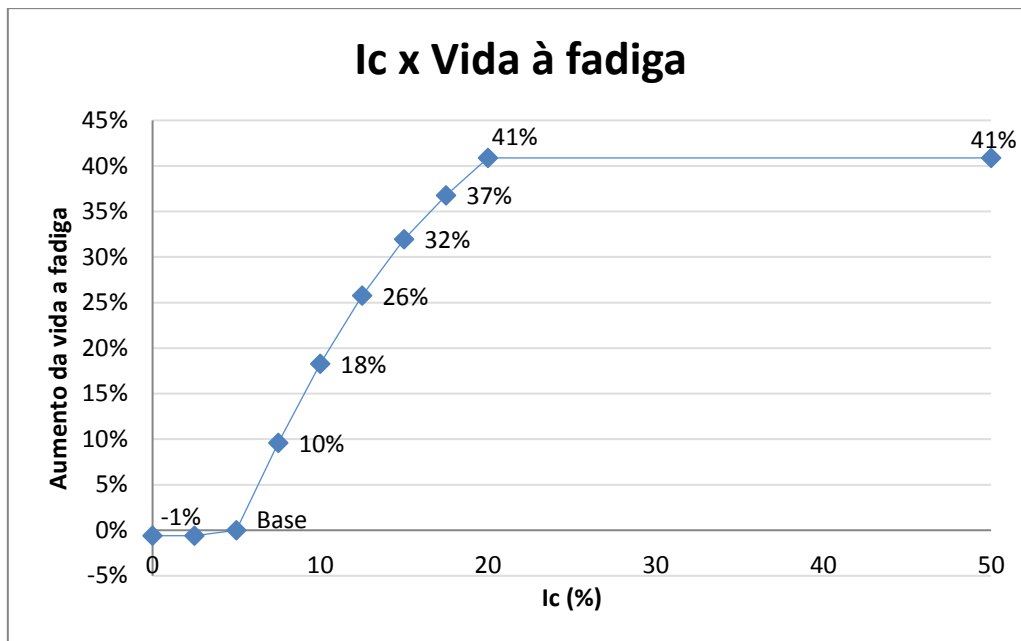


Figura 4-26 - Comparação entre vida à fadiga do vão livre e a intensidade de turbulência

Observando o gráfico na Figura 2-5, quando a intensidade de turbulência é reduzida até o valor de 3%, as parcelas redutoras dos fatores $R_{I\theta.1}$ e $R_{I\theta.2}$ se anulam, e os fatores de redução atingem seu valor máximo igual a 1, constante para qualquer nova redução da intensidade de turbulência. Portanto, para valores de I_c entre 3% e 0%, os fatores $R_{I\theta.1}$ e $R_{I\theta.2}$ deixam de ser efetivos na redução das amplitudes normalizadas para o modelo de resposta *in-line*. Isto se reflete no gráfico da Figura 4-26, onde ao longo da faixa de intensidades de turbulência entre 3% e 0%, não ocorrem mais alterações na vida à fadiga. É importante destacar que neste trecho onde os fatores redutores não atuam, a vida à fadiga encontra-se reduzida de 1%.

Já no trecho acima de 5% de I_c , a Figura 4-26 mostra um crescimento quase linear de vida à fadiga, sendo mais acentuado para intensidades de turbulência entre 5 e 15%. A partir de 20% de intensidade de turbulência, a vida à fadiga deixa de apresentar crescimento e se estabiliza, não havendo mais a correlação entre a intensidade de turbulência e o aumento da vida.

4.4.3 Avaliação da Influência do coeficiente de massa adicionada modificado

Quanto a avaliação geral de vida à fadiga, não houve variação na vida total com a alteração do coeficiente de massa adicionada modificado. Contudo, a fim de avaliar sua influência na vida à fadiga de modo geral, a avaliação da influência do coeficiente de massa adicionada foi realizada na parcela referente à direção *cross-flow*, que é diretamente afetada pelo C_{amod} , devido à sua participação na definição das frequências do modo dominante.

A Tabela 4-9 apresenta esta variação da vida à fadiga na direção *cross-flow*, considerando valores pré-determinados para o C_{amod} , em relação a vida à fadiga na mesma direção com o coeficiente de massa adicionada modificado definido pela função da velocidade reduzida expressa na Figura 2-10, como determinado pela DNV no documento RP- F105 (2017).

Vida a fadiga versus coeficiente de massa adicionada modificado	
coeficiente de massa adicionada modificado	Variação em relação ao Caso Base
Histograma-8D-Camod variável	-
camod2=0	-21%
camod1=1	-16%
camod3=5.5	4%

Tabela 4-9 - Avaliação do aumento de vida à fadiga, na direção *cross-flow*, com a alteração do coeficiente de massa adicionada modificado

No caso avaliado, foi identificada a redução de vida à fadiga, quando fixado o valor do coeficiente de massa adicionada modificado menor que os valores encontrados para o caso base avaliado, identificados na Tabela 4-9 por camod2 e camod1, enquanto houve um aumento na vida à fadiga quando o C_{amod} foi definido como o valor máximo sugerido pela DNV (2017), identificado na tabela como camod3. Como já mencionado, no caso base de avaliação do C_{amod} , o coeficiente de massa adicionada é alterado para cada velocidade reduzida e os valores originais registrados variam entre 4 e 5. Isto significa que houve um aumento da vida à fadiga na direção *cross-flow* com o aumento do coeficiente de massa adicionada modificado, ocorrendo redução da vida quando o mesmo coeficiente foi reduzido. Este comportamento era esperado, já que o coeficiente de massa adicionada modificado reduz a frequência de resposta do modo *cross-flow* dominante, como explicitado na equação (2.27).

5.1 Conclusões

5.1.1 Estudo de vida à fadiga

Avaliando os resultados de vida à fadiga para os três diferentes comprimentos de vãos livres estudados, é possível concluir que houve um aumento de vida à fadiga ao utilizar o histograma de 16 direções de corrente em relação ao histograma de 8 direções de corrente para os indivíduos deste estudo de caso, ou seja, o aumento da discretização dos ângulos de ataque foi benéfico para a vida à fadiga dos vãos livres.

Utilizando as distribuições de probabilidade de corrente, ajustadas para o histograma de 8 direções de ângulos de ataque, é possível concluir que houve aumento de vida à fadiga do vão livre em relação ao caso base, porém somente para os trechos livres, isto é, para os trechos que não possuem contato com o solo. Todavia, este comportamento não se repetiu na avaliação da vida à fadiga no trecho dos ombros. Como explicitado em 4.4.1, para o vão de 45m, foi identificada redução da vida à fadiga no trecho dos ombros para estes casos, em relação ao cálculo de vida à fadiga utilizando o histograma de 8 direções para a representação das correntes. A causa desta redução pode estar no próprio ajuste das curvas de distribuição de probabilidades, descrito em 3.2.1, já que foram utilizadas curvas teóricas unimodais, ou seja, que possuem apenas um valor máximo local, sendo que algumas direções do perfil de corrente original apresentaram distribuições bimodais.

Comparando a vida à fadiga no caso base para os vãos livres de 34m e 45m, respectivamente nas tabelas 4-5 e 4-7, percebe-se que a vida do vão livre de 45m foi muito maior que a vida calculada para o vão livre de 34m. Isto porque, para que o VIV ocorra, é necessário primordialmente que o *lock-in* entre a frequência natural e a frequência de *shedding* aconteça, como já ressaltado em 2.1. Para um mesmo duto, exposto a uma mesma condição de corrente, um comprimento de vão livre maior pode significar razões entre as frequências fora do intervalo de *lock-in*, eliminando a tendência de VIV onde, em um trecho de comprimento menor, havia. Portanto, apenas a definição do comprimento do vão livre não é suficiente para determinar se a vida à fadiga naquele trecho será maior ou menor que a de um vão livre de comprimento diferente.

A utilização de correntes extremas decenárias e centenárias, para limitar as curvas de distribuição de probabilidade, levou à reduções na avaliação de vida à fadiga para os vãos livres de 17m e de 45m de comprimento, conforme apresentado na Tabela 4-3 e na Tabela 4-7. O resultado mais severo foi o apresentado para o vão livre de 17m,

que teve sua vida reduzida de infinita para pouco mais de 13 anos. Em contrapartida, para o vão livre de 34m, houve um aumento de mais de 100% para a vida à fadiga, calculada através do uso de curvas de probabilidade, mesmo sendo estas delimitadas por correntes extremas decenárias e centenárias, quando comparadas ao uso do histograma de corrente com 8 direções.

Ressalta-se que para todos os casos de modelagem de corrente, em qualquer dos vãos livres avaliados, a direção *in-line* é a direção dominante para o cálculo de vida à fadiga. Isto se verifica pois mesmo para os casos extremos, que consideram as velocidades de corrente mais elevadas, a maior parte do dano acumulado se mantém concentrada para as velocidades de corrente mais frequentes, que, para o perfil de correntes avaliado, encontram-se na faixa de valores de velocidade reduzida onde a direção *in-line* apresenta amplitudes de vibração mais significativas que a direção *cross-flow*, mantendo portanto, a direção *in-line* como direção dominante para o cálculo de vida à fadiga, mesmo para as correntes extremas.

Avaliando ainda o aumento real da vida à fadiga em termos do tempo, apesar de aparentemente apresentarem curtos períodos de acréscimo, comparados ao caso base, por exemplo, para o vão de 34m, mesmo o menor acréscimo de tempo altera a vida de um período menor que um ano para um prazo de quase três anos. Considerando todas as dificuldades na movimentação de recursos para intervenção submarina, um ano pode significar um prazo relativamente exíguo para a execução da mitigação de vãos livres, ou mesmo, pode ser o período necessário para estender a vida do duto até a data de descomissionamento. Vale destacar que este aumento de prazo foi obtido sem a necessidade de outras inspeções, utilizando dados de corrente que podem ser pré-existentes, possivelmente extraídos dos bancos de dados advindos da fase de projeto.

Nos trechos do vão livre em que a vida à fadiga é muito baixa, é possível ainda considerar a utilização de outra curva menos severa para o cálculo de vida à fadiga, caso existam informações confiáveis quanto a localização das soldas, já que em 2.4.2, foi definida a utilização da curva S-N de corrosão F3 (DNV, 2016), considerando que não era possível identificar o posicionamento das juntas soldadas do duto, ao longo do vão livre. Para o gerenciamento da integridade de dutos em operação, esta manobra tende a aumentar a vida à fadiga, concedendo maior prazo para que ações mitigatórias sejam planejadas e implementadas ou mesmo eliminando a necessidade de intervenções e, conseqüentemente, reduzindo custos e liberando recursos para outras operações prioritárias.

Portanto, o uso de representações mais detalhadas para o perfil de corrente marinha, principalmente na consideração de mais direções de ataque, apresentou a possibilidade de aumentar a vida à fadiga de dutos rígidos submarinos em vão livre, com

maior relevância principalmente para dutos em operação, podendo gerar incrementos muito relevantes com a utilização de histogramas com mais direções consideradas para o perfil de corrente e por conseguinte, com tempos de análise relativamente curtos, o que tende a atender a realidade operacional. O uso de curvas de densidade de probabilidade pode gerar um aumento ainda maior no cálculo de vida à fadiga, porém os estudos preliminares aqui apresentados retrataram redução de vida à fadiga para o vão mais longo, o que pode estar relacionado à necessidade de buscar um ajuste bimodal para as curvas de probabilidade e precisa ser aprofundado. Entretanto, este estudo demonstrou a importância de ampliar os conhecimentos quanto a representação do perfil de corrente marinha para a avaliação de vida à fadiga, a fim de reduzir custos de manutenção e intervenção em dutos rígidos submarinos em vão livre.

5.1.2 Estudos de sensibilidade

- Influência da intensidade de turbulência:

O comportamento apresentado em 0 pode ser explicado devida à relação entre a intensidade de turbulência, os fatores de redução de amplitude $R_{I\theta,1}$ e $R_{I\theta,2}$ do modo *in-line* e como estes fatores são considerados no cálculo de vida à fadiga pela DNV no documento RP-F-105(2017). As equações (2.13) e (2.14) apresentam a intensidade da turbulência (I_c) como inversamente proporcional aos fatores de redução de amplitude, uma vez que valores negativos de $R_{I\theta,1}$ e $R_{I\theta,2}$ levam a fatores iguais a zero. As amplitudes máximas de vibração *In-line*, que limitam o gráfico do modelo de resposta proposto pela DNV (2017) são diretamente proporcionais a estes fatores.

Como esclarecido por Bouferrouk et al (2016), em meios muito turbulentos, estes fatores de redução se aproximam de zero, estando contidos no intervalo [0,1]. Com intensidade de turbulência igual a 20%, o fator $R_{I\theta,2}$ se iguala a zero e atinge seu valor máximo para intensidades de turbulência menores que 3%, como ilustrado na Figura 2-5.

Portanto, o aumento da turbulência atuou a favor da vida à fadiga do vão livre, dentro do limite de 20% de intensidade.

Para intensidades de turbulência medidas em solos rugosos, no documento RP-F105, a DNV (2017) prevê um crescimento de 20 a 40% da intensidade de turbulência. No mesmo documento, é sugerida uma intensidade de turbulência de 5% conservadoramente, considerando um solo plano, onde a turbulência seria menor. Para este caso, o aumento na consideração de solos rugoso seria de 6% e 7%, respectivamente, possibilitando um aumento na vida à fadiga de quase 10%.

Medidas de intensidade de turbulência avaliadas em regiões dos Estados Unidos mostraram que a intensidade de turbulência medida a 6,2m do solo pode chegar a 20%. Embora a DNV no documento RP-F-105(2017) sugira que a medida de intensidade de turbulência deva ser obtida entre 3 e 1m de distância do solo marinho, em um trecho plano do leito marinho, a fim de manter uma hipótese mais conservadora para avaliação do VIV, a redução desta distância deve apresentar intensidade de turbulência ainda maior, mesmo para solos considerados planos, já que quanto mais próximo do fundo, maior a influência do transporte de sedimentos e do cisalhamento da corrente no solo, de acordo com Boufferrouk et al (2016).

Portanto, o uso de intensidades de turbulência medidas localmente pode levar ao aumento da vida à fadiga para dutos em vãos-livres que, para o caso observado, chegou a mais de 40%.

- Influência do coeficiente de massa adicionada modificado:

É importante ressaltar que a vida total somente será afetada pela variação do coeficiente de massa adicionada modificado se a vida na direção *In-line* for maior que a vida na direção *cross-flow*, ou seja, se a direção *cross-flow* for dominante, e/ou se a vibração *in-line* induzida pelo movimento na direção *cross-flow* for significativa, já que o coeficiente de massa adicionada afeta influencia a frequência de resposta para o movimento *in-line* induzido, além da frequência no modo dominante na direção *cross-flow*.

No caso em estudo, a vida à fadiga mínima, observada ao longo do vão livre de 34m, na direção *In-line* se manteve inferior a vida mínima na direção *cross-flow*. Além disso, a tensão produzida pelo movimento *in-line* induzido por *cross-flow* foi inferior à produzida pela direção *in-line* neste mesmo modo, o que eliminou a possibilidade participação do C_{amod} na vida à fadiga total.

Isto já era esperado, pois a resposta de vida à fadiga total no caso avaliado é dominada pela vida na direção *in-line* pura, que não é diretamente afetada pelo coeficiente de massa adicionada modificado, como apresentado no item 2.2.2 e verificado pelos resultados de vida à fadiga explicitados em 4.4.1.

O coeficiente de massa adicionada modificado, C_{amod} , não apresentou influência para o estudo de caso avaliado, quando observada a vida à fadiga total. Contudo, o resultado para a vida na direção *cross-flow* foi afetado, como já ressaltado em 4.4.3.

Na Tabela 4-9, pode ser observado que um aumento de aproximadamente de 20% no coeficiente de massa adicionada modificado resultou em um aumento de vida de 4%, enquanto a redução de quase 80%, entre os valores de base e C_{amod} igual a 1, gerou uma redução de vida de 16%, o que demonstrou um comportamento quase linear entre

o aumento e a redução do C_{amod} com a vida à fadiga na direção *cross-flow*. Este comportamento confirma a relação da frequência de resposta nesta direção com o C_{amod} e com o cálculo do dano, respectivamente descritos descrita pelas equações (2.23) e (2.38).

5.2 Sugestões para próximos trabalhos

Visando fomentar mais discussões e novos trabalhos que enriqueçam o conhecimento sobre as vibrações induzidas por vórtice em dutos rígidos submarinos em operação, seguem algumas sugestões para futuras investigações com base no que foi desenvolvido neste estudo:

- Quanto a influência da intensidade de turbulência na vida à fadiga, a partir do exposto em 4.4.2, aprofundar os estudos relacionados a intensidade de turbulência e o comportamento ao VIV;
- Ainda sobre a influência da turbulência na vida à fadiga, obter medições de intensidade de turbulência em pontos mais próximos do solo marinho, investigando o comportamento local da intensidade de turbulência;
- A fim de ampliar os conhecimentos sobre a influência do *gap* na vida à fadiga, sugere-se que os resultados de vida à fadiga sejam estudados adotando-se alturas de *gaps* e trincheiras diferenciados, utilizando os modelos de resposta da DNV (2017);
- É sugerida investigação experimental da influência do *gap* e da trincheira na vida à fadiga, na direção *in-line*, já que seus efeitos são desconsiderados conservadoramente no modelo de resposta *in-line* da DNV (2017), sendo esta a direção que apresentou maior representatividade nos estudos desenvolvidos neste trabalho;
- Para a ampliação dos conhecimentos quanto ao uso de curvas de distribuição em substituição aos histogramas, é sugerido um estudo mais aprofundado das curvas de distribuição de corrente, utilizando curvas de distribuição bimodais para as direções de corrente que apresentarem este comportamento;

- É sugerido ainda estudar o uso de diferentes condições de contorno para os modelos em elementos finitos de vãos livres, na determinação das frequências naturais, avaliando o impacto deste aspecto na vida à fadiga;

- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, **API 5L :Specification for line pipe**, 45ªedição, Washington D.C., 2013
- ANG, A., Tang, W., **Probability Concepts in Engineering Planning and Design, Vol. I**, John Willey and Sons, Nova Iorque, 1975.
_____. **Probability Concepts in Engineering Planning and Design, Vol. II**, John Willey and Sons, Nova Iorque, 1984.
- BANDEIRA, V., **Análise de Múltiplos Vãos Livres de Dutos Submarinos**, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Civil, Rio de Janeiro, Brasil, 2012
- BLEVINS,R., **Flow-induced Vibration**, Krieger Publishing Company, Malabar, Florida, segunda edição, 1994
- BOUFERROUK, A., HARDWICK, J., COLUCCI, A., JOHANNING, L., **Quantifying turbulence from field measurements at a mixed low tidal energy site**, Renewable Energy Journal 87, 2016
- CANNAN,R.; JAN; MCADAMS,J. P., VILARINHO;S. H., **A subsea control system for phase 1 development of Garoupa field**, Society of Petroleum Engineers Journal 7227, 1978
- **CPTEC - Previsão Oceânica**, <http://ondas.cptec.inpe.br/>, abril, 2018.
- DE FRANÇA, A., **Dutos e Risers Submarinos para o Pré-sal- Principais desafios e perspectivas futuras**, Apresentação realizada para Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2015

- DERSKI, W., IZBICKI, R., I. KISIEL, MRÓZ, Z., **Developments in Geotechnical Engineering, vol 48 - Rock and Soil Mechanics**, Ed. Elsevier, Warsaw, 1989
- DET NORSKE VERITAS, **DNV-RP-F105** - Recommended Practice for Free Spanning Pipelines, junho de 2017.
_____. **DNV-RP-C203** - Fatigue design of offshore steel structures, abril 2016
- DYM, C., **Structural Modeling and Analysis**, Cambridge University Press, Cambridge, 1997.
- **GEOPOLÍTICA do Petróleo**, <https://geopoliticadopetroleo.wordpress.com/geopolitica-do-atlantico-sul/atlantico-sul-2/>, fevereiro, 2018
- LIMA, A., **Análise de dutos submarinos sujeitos a vibrações induzidas por vórtices**, Programa de Engenharia Civil, COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Civil, Rio de Janeiro, Brasil, 2007
- PETROBRAS, **Anflex**, versão 8.1, 2014
- PTC, **Mathcad**, versão 15.0, 2012
- RAO, S., **Mechanical vibrations**, Addison-Wesley Publishing Company-3ªedição, Estados Unidos, 1995
- RAPOSO,C., FYRILEIV, O., PEREIRA, A., **On the challenges with pipeline free spans in operational phase**, Proceedings of the OMAE 2014, 2014, San Francisco, Estados Unidos

- ROV MARINE TECHNOLOGIES, **The history of ROVs**, <http://www.rovmarine.it/en/homeeng/14notcategorized/16thehistoryofrovs>, janeiro, 2016
- THOMAS, J., **Fundamentos de Engenharia de Petróleo**, Ed. Interciência, Rio de Janeiro, Brasil, 2004

ANEXOS

Anexo 1 - Histograma de correntes fictício para 8 direções de ângulo de ataque

Velocidade (m/s)	NORTE	NORDESTE	LESTE	SUDESTE	SUL	SUDOESTE	OESTE	NOROESTE
0,00	685	516	898	400	482	526	706	643
0,05	1069	833	891	641	622	482	597	808
0,10	999	717	693	868	669	434	504	583
0,15	832	457	607	958	736	384	425	342
0,20	498	329	501	1033	570	348	358	294
0,25	319	199	392	1076	420	256	300	225
0,30	234	162	206	777	330	179	183	178
0,35	145	154	155	604	272	79	110	231
0,40	111	210	101	512	237	21	95	242
0,45	113	210	81	359	208	15	77	227
0,50	88	138	65	241	182	6	62	178
0,55	118	122	52	155	181	2	59	142
0,60	93	103	42	94	110	0	42	72
0,65	62	28	33	70	72	0	37	29
0,70	23	11	27	32	47	0	21	9
0,75	8	6	21	18	35	0	0	5
0,80	4	3	18	12	12	0	0	3
0,85	1	0	16	4	2	0	0	0
0,90	1	0	11	2	0	0	0	0
0,95	3	0	9	0	0	0	0	0
1,00	0	0	8	18	0	0	0	0
1,05	0	0	7	16	0	0	0	0
1,10	0	0	4	12	0	0	0	0
1,15	0	0	3	29	0	0	0	0
1,20	0	0	2	23	0	0	0	0
1,25	0	0	1	18	0	0	0	0
1,30	0	0	0	1	0	0	0	0
1,35	0	0	0	0	0	0	0	0

Anexo 2 - Histograma de correntes fictício para 16 direções de ângulo de ataque

Velocidade (m/s)	NORTE	NNE	NORDESTE	ENE	LESTE	ESSE	SUDESTE	SSE	SUL	SSO	SUDOESTE	OSO	OESTE	ONO	NOROESTE	NNO
0,00	532	254	282	291	745	1281	207	284	240	189	291	254	224	787	305	842
0,05	457	484	369	388	481	939	249	480	273	237	175	296	167	477	237	590
0,10	407	435	344	309	327	690	392	496	327	209	227	192	157	294	252	416
0,15	323	400	201	194	215	508	478	467	360	227	189	155	190	197	136	296
0,20	262	176	165	142	144	375	531	507	282	167	147	218	174	122	125	199
0,25	126	148	92	75	101	278	594	363	198	133	116	153	205	85	90	96
0,30	99	123	73	50	68	206	414	285	179	90	77	117	166	59	81	84
0,35	83	58	55	98	49	135	326	202	144	66	27	76	125	41	111	59
0,40	78	55	97	131	37	101	287	193	116	36	8	33	115	29	142	43
0,45	61	61	94	122	25	76	232	144	127	7	9	16	115	23	111	33
0,50	47	62	57	121	19	58	137	119	95	13	3	9	57	19	55	29
0,55	39	84	47	88	12	49	87	124	96	2	2	2	34	17	65	21
0,60	32	95	33	62	11	37	55	80	46	5	0	0	5	13	29	16
0,65	23	41	7	30	9	28	31	81	26	0	0	0	7	11	18	14
0,70	21	4	5	10	7	21	19	38	22	0	0	0	1	8	4	11
0,75	19	0	3	4	5	13	9	25	18	0	0	0	0	7	1	9
0,80	15	0	2	2	4	11	7	13	4	0	0	0	0	0	1	8
0,85	11	0	0	0	3	8	3	2	0	0	0	0	0	0	0	7
0,90	9	0	0	0	3	7	0	0	0	0	0	0	0	0	0	6
0,95	3	0	0	0	2	6	0	0	0	0	0	0	0	0	0	4
1,00	0	0	0	0	2	5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1,05	0	0	0	0	2	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1,10	0	0	0	0	2	3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1,15	0	0	0	0	2	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1,20	0	0	0	0	2	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1,25	0	0	0	0	2	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1,30	0	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1,35	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0