



ANÁLISE CRÍTICA DAS METODOLOGIAS DE CÁLCULO E DAS VARIÁVEIS
QUE INFLUENCIAM NA PREVISÃO DA VIDA ÚTIL À FADIGA DE VÃOS
LIVRES DE DUTOS RÍGIDOS SUBMARINOS

Almir Sobral Monteiro da Silva

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

Orientador: Enrique Mariano Castrodeza

Rio de Janeiro
Setembro de 2016

ANÁLISE CRÍTICA DAS METODOLOGIAS DE CÁLCULO E DAS VARIÁVEIS
QUE INFLUENCIAM NA PREVISÃO DA VIDA ÚTIL À FADIGA DE VÃOS
LIVRES DE DUTOS RÍGIDOS SUBMARINOS

Almir Sobral Monteiro da Silva

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 METALÚRGICA E DE MATERIAIS.

Examinada por:

Prof. Enrique Mariano Castrodeza, D.Sc.

Prof. Fernando Luiz Bastian, PhD.

Prof. Antonio Henrique Monteiro da Fonseca Thomé da Silva, D.Sc.

Dr. Guilherme Victor Peixoto Donato, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
SETEMBRO DE 2016

Silva, Almir Sobral Monteiro da

Análise crítica das metodologias de cálculo e das variáveis que influenciam na previsão da vida útil à fadiga de vãos livres de dutos rígidos submarinos/ Almir Sobral Monteiro da Silva

Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2016.

XXV, 194p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Enrique Mariano Castrodeza

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 2016.

Referências Bibliográficas: p. 188-194.

1. Vida à Fadiga de Vãos Livres. 2. Metodologias de Cálculo. 3. Influência das Variáveis. I. Castrodeza, Enrique Mariano. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia de Metalúrgica e Materiais. III. Título.

Dedico este trabalho e esta conquista a minha mãe, Celia Sobral Monteiro, que através de seu exemplo de vida me ensinou que desistir nunca é uma opção.

AGRADECIMENTOS

A minha mãe Celia, que através de sua luta, suor, muita dedicação e amor de mãe, me proporcionou uma base acadêmica fundamental para que eu concluísse esta caminhada. Serei eternamente grato.

A minha esposa Mariana, por estar sempre ao meu lado nas decisões mais difíceis. Pelo carinho, compreensão nas ausências, e, sobretudo, por me dar o que tenho de mais valioso na vida: minha família e meu filho Igor.

Ao meu filho Igor, por transformar completamente minha vida. Que futuramente lute pelos seus ideais e possa fazer a diferença num mundo melhor.

As minhas irmãs, Tatiana e Pamela, por demonstrarem que escolhas diferentes não significam escolhas erradas, e que ao final, a satisfação está naquilo que se exerce com paixão.

Ao meu orientador D.Sc. Enrique Mariano Castrodeza, por incentivar um estudo baseado em análises numéricas, pelo profissionalismo e orientações que possibilitaram a conclusão deste trabalho.

Ao amigo, companheiro de trabalho e referência profissional, D.Sc Guilherme Victor Peixoto Donato, pelos exemplos e ensinamentos diários.

Ao amigo M. Sc. Luiz Carlos Largura Júnior, entusiasta da profissão, pelos incentivos, ensinamentos e companheirismo.

Ao amigo Engº Luiz Guilherme Tomba Silveira Leite, pelas incansáveis discussões técnicas sobre o tema, sempre muito valiosas.

Ao engenheiro D.Sc. Antônio Henrique Monteiro da Fonseca Thomé da Silva, pela constante disposição em transmitir seus conhecimentos.

Ao Centro de Pesquisa e Desenvolvimento Leopoldo Américo Miguez de Mello (CENPES) da PETROBRAS por investir na minha capacitação.

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

ANÁLISE CRÍTICA DAS METODOLOGIAS DE CÁLCULO E DAS VARIÁVEIS
QUE INFLUENCIAM NA PREVISÃO DA VIDA ÚTIL À FADIGA DE VÃOS
LIVRES DE DUTOS RÍGIDOS SUBMARINOS

Almir Sobral Monteiro da Silva

Setembro/2016

Orientador: Enrique Mariano Castrodeza

Programa: Engenharia Metalúrgica e de Materiais

O trabalho apresenta uma análise crítica das metodologias de cálculo e das variáveis que influenciam a vida útil à fadiga de dutos rígidos submarinos, no intuito de subsidiar a comunidade de engenharia submarina com informações relevantes para um melhor entendimento acerca dos parâmetros envolvidos em avaliações de integridade de vãos livres, bem como auxiliar em tomadas de decisão no que tange ao projeto e continuidade operacional destes dutos, trechos *flowline*. Foi evidenciado que os cálculos analíticos se tornam interessantes para avaliações de projeto, dado que esta abordagem é predominantemente conservadora. Por outro lado, quando o custo associado às intervenções de calçamento se torna importante, ou ainda, em cenários de extensão de vida útil, torna-se evidente que a condução de cálculos numéricos representa a metodologia mais apropriada. Demonstrou-se ainda, estatisticamente, que a avaliação de integridade de vãos livres depende fortemente dos dados de entrada. Por conseguinte, é recomendado que haja ponderação quanto à utilização de excesso de conservadorismo nas análises, e que, se necessário, haja um refinamento do estudo antes da emissão de parecer final quanto à continuidade operacional e/ou emissão de recomendações técnicas de calçamento, seja na etapa de projeto, seja ao longo de sua vida útil.

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

CRITICAL ANALYSIS REGARDING METHODOLOGIES AND VARIABLES
THAT GOVERN FREE SPANS' FATIGUE LIFE CALCULATION OF RIGID
SUBSEA PIPELINES

Almir Sobral Monteiro da Silva

September/2016

Advisor: Enrique Mariano Castrodeza

Department: Metallurgical and Materials Engineering

This research work presents a critical analysis regarding methodologies and variables that govern fatigue life calculations of rigid subsea pipelines in order to support subsea engineering community with relevant information for a better understanding related to the influence of parameters in free spans assessments, as well as to assist decisions making with respect to the design and operational continuity of these pipelines, flowline segments. It was shown that analytical calculations become interesting during design phase as this approach is predominantly conservative. On the other hand, when the cost associated with subsea interventions becomes important, or in life extension scenarios, it becomes clear that numerical calculations are the most appropriate methodology. It was statistically demonstrated that free spans integrity assets are highly dependent on the input data. Therefore, it was strongly recommended caution while using over-conservative assumptions in the analysis and, if necessary, refinement analysis shall be carried out before final decision regarding the operational continuity and/or support installation recommendations, even in the design stage, even during the operational lifetime.

ÍNDICE

I. Introdução	1
II. Objetivos do Estudo	7
III. Revisão Bibliográfica	8
1. O fenômeno de vibração induzidas por vórtices em vãos livres de dutos rígidos submarinos.....	8
2. Histórico de Falhas	20
3. Fadiga	22
3.1. Efeito da geometria do componente ou estrutura	27
3.2. Efeito do carregamento.....	29
3.3. Influência do acabamento superficial	32
3.4. Efeito da tensão residual.....	33
3.5. Efeito do ambiente marinho e da proteção catódica.....	34
3.6. Mecânica da fratura aplicada à fadiga	35
3.7. Cálculo da vida útil à fadiga no domínio do tempo.....	38
4. Evolução dos critérios normativos ao longo dos anos para cálculo de vida útil a fadiga em vãos livres	39
4.1. Histórico API.....	40
4.2. Histórico DNV.....	41
5. O documento DNV RP F105.....	42
5.1. Cálculo de vida útil a fadiga	44
5.2. Cálculo da faixa de tensões	47
5.2.1. Faixa de tensões no modo <i>In-Line</i>	50
5.2.2. Faixa de tensões no modo <i>Cross-Flow</i>	56
5.3. Cálculo das frequências naturais	58
5.3.1. Cálculo analítico das frequências naturais	58
5.3.2. Cálculo numérico	61
5.4. Interação duto-solo	66
5.4.1. Rigidez vertical	69
5.4.2. Rigidez axial e lateral.....	74
IV. Metodologia	81
1. Estudo de caso I: Cálculo Analítico versus Cálculo Numérico.....	81
2. Estudo de caso II: Planejamento e Experimentos (DOE).....	87
V. Resultados e Discussão	89

1. Estudo de caso I: Cálculo Analítico versus Cálculo Numérico.....	89
2. Estudo de caso II: DOE – Planejamento e Experimentos	110
VI. Conclusões.....	122
ANEXO I - Cálculo Numérico pelo Método dos Elementos Finitos	124
1. Modelo Numérico	124
2. Pré-Processamento	126
2.1. Geometria e Sistema de Coordenadas	126
2.2. Malha de elementos finitos	126
2.3. Material.....	128
2.4. Análise Estática.....	128
2.5. Análise Dinâmica	129
2.6. Condições de contorno	130
2.7. Pós Processamento	130
3. Abrangência e Limites de Validade	131
ANEXO II – Planejamento fatorial de experimentos.....	132
ANEXO III - Cálculos por critérios de mecânica da fratura	164
ANEXO IV - Resultados das análises dos efeitos segundo Estudo de Caso II.....	182
VI - Referências Bibliográficas.....	188

LISTA DE FIGURAS

<i>Figura 1 - Recordes mundiais na produção de petróleo em águas profundas e ultra- profundas (Morais, 2013).....</i>	<i>1</i>
<i>Figura 2 - Fluxograma de um projeto de duto rígido (Thomaz, 2011).....</i>	<i>4</i>
<i>Figura 3 - Escoamento e camada Limite (Fox et al., 2004).....</i>	<i>8</i>
<i>Figura 4 - Esteira de vórtices sobre um cilindro circular (Avelada, 2003).....</i>	<i>9</i>
<i>Figura 5 - Esteira de vórtices em função do número de Reynolds (Blevins, 2001)</i>	<i>10</i>
<i>Figura 6 - Separação da camada limite e formação de vórtices em um cilindro (Schlichting & Gersten, 2000).....</i>	<i>11</i>
<i>Figura 7 - Evolução da separação da camada limite com o tempo (Schlichting & Gersten, 2000)</i>	<i>12</i>
<i>Figura 8 - Distribuição de pressão em um cilindro circular (Schlichting & Gersten, 2000).....</i>	<i>13</i>
<i>Figura 9 - Relação entre o número de Reynolds e o número de Strouhal (Blevins, 2001)</i>	<i>14</i>
<i>Figura 10 - Diferentes configurações de trechos de dutos rígido submarinos em vãos livres (Executive, 1993)</i>	<i>15</i>
<i>Figura 11 - Início de trecho em vão livre registrado por inspeção externa conduzida por ROV.....</i>	<i>15</i>
<i>Figura 12 – Vibrações nos modos In-Line e Cross-Flow (Larsen, Koushan, & Passano, 2002).....</i>	<i>16</i>
<i>Figura 13 - Relação entre a frequência natural e a frequência de desprendimento de vórtices (Q. Bai & Bai, 2014a).....</i>	<i>17</i>
<i>Figura 14 - Tipos de suportes artificiais normalmente usados pela indústria submarina (PETROBRAS, 2014a).....</i>	<i>19</i>
<i>Figura 15 - Sequência esquemática de um duto em vão livre sendo calçado (Lima, 2007).....</i>	<i>20</i>
<i>Figura 16 - Superfícies de fratura (Fyrileiv et al., 2005).....</i>	<i>21</i>
<i>Figura 17 - Esquema de um dos vãos livres que falharam na China no ano 2000 (Fyrileiv et al., 2005).....</i>	<i>22</i>
<i>Figura 18 - Representação esquemática da propagação de trinca em metais policristalinos (Callister, 2007)</i>	<i>23</i>

<i>Figura 19 - Marcas de praia em eixos submetidos a carregamentos cíclicos (ASM International, 1990; Callister, 2007)</i>	<i>24</i>
<i>Figura 20 - Processo de fadiga em uma chapa fina sob tensões cíclicas (Lee, 2005)...</i>	<i>25</i>
<i>Figura 21 - Resultados de ensaios de fadiga com flexão rotativa obtidos por Wohler (Donato, 2009)</i>	<i>26</i>
<i>Figura 22 - Concentrações de tensões numa chapa com um furo central</i>	<i>27</i>
<i>Figura 23 - Resultados de ensaio de fadiga obtidos por Wöhler (Hertzberg, Vinci, & Hertzberg, 1996).....</i>	<i>28</i>
<i>Figura 24 - Variação cíclica de tensões (ASM International, 1996)</i>	<i>29</i>
<i>Figura 25 - Influência da tensão média a resposta da curva S-N (Callister, 2007)</i>	<i>30</i>
<i>Figura 26 - Níveis de fator R diferente nos ciclos de carregamento (Donato, 2009)....</i>	<i>31</i>
<i>Figura 27 - Fator de acabamento superficial (Schijve, 2001)</i>	<i>33</i>
<i>Figura 28 - Influência do ambiente agressivo na fadiga de aços carbono (Junior, 2011)</i>	<i>34</i>
<i>Figura 29 - Evolução da altura da trinca durante um carregamento cíclico.....</i>	<i>36</i>
<i>Figura 30 - Representação da relação entre a taxa de propagação da trinca de fadiga (Anderson, 2004)</i>	<i>37</i>
<i>Figura 31- Curvas S-N a serem consideradas nas análises de vãos livres de dutos em operação de acordo com a DNV</i>	<i>47</i>
<i>Figura 32 - Reprodução da figura 4-2 da DNV-RP-F105 – Princípios de geração do modelo de resposta na direção In-Line</i>	<i>48</i>
<i>Figura 33 - Reprodução da figura 4-5 da DNV-RP-F105– Princípios de geração do modelo de resposta na direção Cross-Flow</i>	<i>48</i>
<i>Figura 34 - Reprodução da figura 1-2 da DNV-RP-F105 – Classificação de vãos livres</i>	<i>49</i>
<i>Figura 35 - Reprodução da Figura 6-4 da DNV-RP-F105- Comprimento efetivo do vão em função de β.....</i>	<i>51</i>
<i>Figura 36 - Reprodução da figura 4-1 da DNV-RP-F105- Modelo de resposta na direção In-Line</i>	<i>53</i>
<i>Figura 37 – Reprodução da Figura 4-6 da DNV-RP-F105- Definição do "Gap" máximo</i>	<i>55</i>
<i>Figura 38 - Reprodução da Figura 4-4 da DNV-RP-F105 - Modelo de resposta na direção Cross-Flow</i>	<i>57</i>
<i>Figura 39 – Configuração estática de um vão livre isolado (Y. Bai, 2001)</i>	<i>64</i>

<i>Figura 40 – Idealização do modelo físico de vãos livres (c); Representação do solo por molas equivalentes (a); Direção das reações do solo (b) (Sollund et al., 2014)</i>	<i>65</i>
<i>Figura 41 - Esquemático da interação duto-solo (PETROBRAS, 2014b)</i>	<i>67</i>
<i>Figura 42 – Definição de penetração do duto no solo [68].....</i>	<i>70</i>
<i>Figura 43 - Reprodução da Figura 7-1 da DNV-RP-F105 -fatores adimensionais N_c, N_q e N_γ em função do ângulo interno de fricção ϕ_s</i>	<i>72</i>
<i>Figura 44 - Reprodução da Figura D-2 da referência [12] – Relação entre G/G_{max} e amplitude de deformações cíclicas γ_s para diferentes índices de plasticidade I_p</i>	<i>73</i>
<i>Figura 45 – Reprodução da Figura D-1 da referência [12] – k_s em função do índice de plasticidade I_p.....</i>	<i>74</i>
<i>Figura 46 – Comportamento e interação duto-solo durante e depois do ponto de pico de resistência (Thomaz, Carneiro, Ellwanger, Nascimento, & Pereira, 2014).....</i>	<i>74</i>
<i>Figura 47 – Resistência axial-lateral do solo ao movimento do duto (Q. Bai & Bai, 2014b).....</i>	<i>75</i>
<i>Figura 48 - Reprodução da Figura 3-9 da referência DNV-RP-F109-Resistência passiva</i>	<i>77</i>
<i>Figura 49 - Fluxograma representativo do Estudo de Caso I</i>	<i>83</i>
<i>Figura 50 - Fluxograma representativo do Estudo de Caso II</i>	<i>88</i>
<i>Figura 51 - Vida Útil à Fadiga: Cálculo Analítico x Cálculo Numérico.....</i>	<i>89</i>
<i>Figura 52 - Modelos de Resposta In-Line e Cross-Flow</i>	<i>90</i>
<i>Figura 53 - Amplitude de Tensões Normalizada x Velocidade Reduzida (Modelo de Resposta In-Line).....</i>	<i>91</i>
<i>Figura 54 - Amplitude de Tensões Normalizada x Velocidade Reduzida (Modelo de Resposta Cross-Flow)</i>	<i>92</i>
<i>Figura 55 - Frequências Naturais: Cálculo Analítico x Cálculo Numérico</i>	<i>93</i>
<i>Figura 56 - Amplitude de Tensões Normalizada: Cálculo Analítico x Cálculo Numérico</i>	<i>94</i>
<i>Figura 57 - Evolução da Carga Axial Efetiva.....</i>	<i>96</i>
<i>Figura 58 - Perfil da Carga Axial Efetiva ao Longo do Vão Livre</i>	<i>97</i>
<i>Figura 59 - Histograma da Faixa de Tensões no Modo In-Line</i>	<i>98</i>
<i>Figura 60 - Histograma da Faixa de Tensões no Modo Cross-Flow</i>	<i>99</i>
<i>Figura 61 - Modos de Vibração: Cálculo Numérico nas Direções In-Line e Cross-Flow</i>	<i>100</i>

<i>Figura 62 - Perfis de Deslocamentos e Amplitude de Tensões Unitária no 1º Modo de Vibração: Direção In-Line</i>	<i>101</i>
<i>Figura 63 - Perfis de Deslocamentos e Amplitude de Tensões Unitária no 1º Modo de Vibração: Direção Cross-Flow</i>	<i>102</i>
<i>Figura 64 - Perfis de Deslocamentos e Amplitude de Tensões Unitária no 2º Modo de Vibração: Direção In-Line</i>	<i>103</i>
<i>Figura 65 - Perfis de Deslocamentos e Amplitude de Tensões Unitária no 2º Modo de Vibração: Direção Cross-Flow</i>	<i>103</i>
<i>Figura 66 - Perfil de Dado/Vida Útil à Fadiga no 1º Modo de Vibração: Direção In-Line</i>	<i>104</i>
<i>Figura 67 - Perfil de Dado/Vida Útil à Fadiga no 2º Modo de Vibração: Direção Cross-Flow</i>	<i>105</i>
<i>Figura 68 - Taxa de propagação de trinca interna que se tornou superficial na raiz da solda (altura x tempo)</i>	<i>107</i>
<i>Figura 69 - Taxa de propagação de trinca interna que se tornou superficial na raiz da solda (comprimento x tempo)</i>	<i>108</i>
<i>Figura 70 - Taxa de propagação de trinca interna que se tornou superficial no “cap” da solda (altura x tempo)</i>	<i>108</i>
<i>Figura 71 - Taxa de propagação de trinca interna que se tornou superficial no “cap” da solda (comprimento x tempo)</i>	<i>109</i>
<i>Figura 72 - Normalidade dos resíduos (DOE In-Line).....</i>	<i>114</i>
<i>Figura 73 - Normalidade dos resíduos (DOE Cross-Flow).....</i>	<i>114</i>
<i>Figura 74 - Histograma dos resíduos (DOE In-Line).....</i>	<i>115</i>
<i>Figura 75 - Histograma dos resíduos (DOE Cross-Flow).....</i>	<i>115</i>
<i>Figura 76 - Distribuição dos resíduos em torno dos valores preditos (DOE In-Line)</i>	<i>116</i>
<i>Figura 77 - Distribuição dos resíduos em torno dos valores preditos (DOE Cross-Flow)</i>	<i>116</i>
<i>Figura 78 - Análise dos efeitos na direção In-Line</i>	<i>117</i>
<i>Figura 79 - Análise dos efeitos na direção Cross-Flow.....</i>	<i>118</i>
<i>Figura 80 - Comparativo de tendência do comportamento das variáveis nas direções In-Line e Cross-Flow (Comprimento, Gap, Temperatura, Tipo de Solo)</i>	<i>120</i>
<i>Figura 81 - Comparativo de tendência do comportamento das variáveis nas direções In-Line e Cross-Flow (Espessura, Corrente, Pressão Interna, Tração Residual).....</i>	<i>121</i>

<i>Figura 82 - Comparativo de tendência do comportamento das variáveis nas direções In-Line e Cross-Flow (Curva de Fadiga).....</i>	<i>121</i>
<i>Figura 83 – Elemento PIPE288: Reprodução da Figura 288.1 do Ansys Help Viewer</i>	<i>127</i>
<i>Figura 84 - Elemento COMBIN14: Reprodução da Figura 14.1 do Ansys Help Viewer</i>	<i>127</i>
<i>Figura 85 - Descontinuidades Internas (Embedded Flaws)</i>	<i>167</i>
<i>Figura 86 - Descontinuidades Superficiais (Surface Flaws)</i>	<i>167</i>
<i>Figura 87 - Reprodução da Fig. 11 da norma BS7910:2005</i>	<i>168</i>
<i>Figura 88 - Reprodução da Figura A.1 da BS7910</i>	<i>171</i>
<i>Figura 89 – Reprodução da Figura M.5 da referência [6]: Cálculo de M_m para descontinuidades superficiais.....</i>	<i>173</i>
<i>Figura 90 - Reprodução da Figura M.5 da referência [6]: Cálculo de M_m para descontinuidades superficiais (continuação)</i>	<i>173</i>
<i>Figura 91 - Reprodução da Figura M.6 da referência [6]: Cálculo de M_b para descontinuidades superficiais.....</i>	<i>174</i>
<i>Figura 92 - Reprodução da Figura M.9 da referência [6]: Cálculo de M_m para descontinuidades embebidas</i>	<i>175</i>
<i>Figura 93 - Reprodução da Figura M.9 da referência [6]: Cálculo de M_b para descontinuidades embebidas</i>	<i>175</i>
<i>Figura 94 - Curvas da/dN de propagação de trincas. À esquerda: idealização da lei e Paris; à direita: curvas simplificadas recomendadas pela norma BS-7910.....</i>	<i>178</i>

LISTA DE TABELAS

<i>Tabela 1 - Parâmetros de entrada para cálculo de vida a fadiga em vãos livres.....</i>	<i>43</i>
<i>Tabela 2- Curvas S-N a serem consideradas nas análises de vãos livres de dutos em operação de acordo a Tabela 2-4 da DNV RP 0005.....</i>	<i>46</i>
<i>Tabela 3 - Parâmetros das curvas S-N de acordo com a Tabela 2-1 DNV RP 0005.....</i>	<i>46</i>
<i>Tabela 4 – Reprodução da tabela 7-3 da DNV-RP-F105- Amortecimento para solos do tipo clay</i>	<i>56</i>
<i>Tabela 5 – Reprodução da tabela 7-4 da DNV-RP-F105- Amortecimento para solos do tipo sand</i>	<i>56</i>
<i>Tabela 6 - Reprodução da tabela 7-1 da DNV-RP-F105 – Parâmetros geotécnicos típicos para areais.....</i>	<i>68</i>
<i>Tabela 7 - Reprodução da tabela 7-2 da DNV-RP-F105 - Parâmetros geotécnicos típicos para argilas.....</i>	<i>68</i>
<i>Tabela 8 - Reprodução da Tabela 7-5 da DNV-RP-F105 – Rigidez dinâmica e estática para interação duto e solo arenoso.....</i>	<i>69</i>
<i>Tabela 9 - Reprodução da Tabela 7-6 da DNV-RP-F105 – Rigidez dinâmica e estática para interação duto e solo argiloso</i>	<i>69</i>
<i>Tabela 10 - Reprodução da Figura 7-7 da DNV-RP-F105 - Rigidez equivalente K_2 para apoios em solos arenosos</i>	<i>78</i>
<i>Tabela 11 - Dados de inspeção, instalação, projeto e operação do vão livre estudo de caso.....</i>	<i>84</i>
<i>Tabela 12 - Propriedades físicas e mecânicas, dados ambientais e geotécnicos, fatores de segurança do vão livre estudo de caso</i>	<i>85</i>
<i>Tabela 13- Dados Meteoceanográficos considerados no Estudo de Caso I.....</i>	<i>86</i>
<i>Tabela 14 - Propriedades do material do duto</i>	<i>128</i>
<i>Tabela 15- Fatores e Ensaios - Planejamento 2x2</i>	<i>134</i>
<i>Tabela 16 - Análise de Variância para Planejamento Fatorial 2x2</i>	<i>136</i>
<i>Tabela 17 - Fatores envolvidos na análise estatística do Estudo de Caso II.....</i>	<i>139</i>
<i>Tabela 18 - Plano de experimentos utilizado no Estudo de Caso II</i>	<i>140</i>
<i>Tabela 19 - Reprodução da Tabela D-5 na norma DNV-OS-F101: Critérios de aceitação de testes radiográficos</i>	<i>165</i>
<i>Tabela 20 – Valores das constantes para curvas da/dN ao ar segundo BS-7910</i>	<i>178</i>

<i>Tabela 21 - Valores das constantes para curvas da/dN para ambientes marinhos segundo BS-7910</i>	<i>179</i>
<i>Tabela 22 – Dados para avaliação por critérios de mecânica da fratura.....</i>	<i>180</i>
<i>Tabela 23 - Análise completa dos efeitos na direção In-Line</i>	<i>182</i>
<i>Tabela 24 - Análise completa dos efeitos na direção Cross-Flow</i>	<i>185</i>

ABREVIATURAS

CTOD – Abertura na ponta da trinca (*Crack Tip Opening Displacement*)

ECA – Análise Crítica de Engenharia (*Engineering Critical Assessment*)

JIP – Projeto Multi Cliente (*Joint Industry Project*)

IPEA – Instituto de Pesquisa Econômica Aplicada

PRCI – Conselho Internacional de Pesquisa de Dutos (*Pipeline Research Council International*)

ROV – Veículos Operados Remotamente (*Remotely Operated Vehicles*)

VIV - Vibração Induzida por Vórtices (*Vortex Induced Vibrations*)

NOTAÇÃO E SIMBOLOGIA

a : altura de descontinuidades superficiais ou meia altura para descontinuidades embebidas

$a_{1,2}$: interseções com o eixo $\log N$ das curvas SN

a_i : tamanho inicial de defeito

a_f : tamanho final de defeito

A : constante que depende do material, condições de aplicação da carga, incluindo meio e frequência de carregamento

A' : área de contato por unidade de comprimento ao longo do comprimento do duto

A_i : área do círculo interna

A_s : área da seção transversal do aço

A_p : área da seção transversal da parte do tubo penetrada

A_y/D : máxima amplitude de resposta do VIV no modo In-Line normalizada para um diâmetro

A_z/D : máxima amplitude de resposta do VIV no modo Cross-Flow normalizada para um diâmetro

A_{IL} : amplitude de tensões unitária no modo In-Line

A_{CF} : amplitude de tensões unitária no modo Cross-Flow

A'_{IL} : amplitude de tensões unitária no modo In-Line calculada numericamente

A'_{CF} : amplitude de tensões unitária no modo Cross-Flow calculada numericamente

B : espessura

B' : largura de contato para transferência de carregamento

c : metade do comprimento de trincas superficiais ou internas

C : constante que depende da tensão média atuante e das condições ambientais

C' : constante que depende das condições de contorno

C_a : coeficiente relativo à massa adicionada

C_v : coeficiente para cálculo da rigidez vertical do solo

C_L : coeficiente para cálculo da rigidez lateral

C_1 : coeficiente que depende da condição de contorno. Para vãos isolados $C_1=1.7$; para vãos interagindo $C_1=3.56$

C_2 : coeficiente que depende da condição de contorno. Para vãos isolados $C_2=4$; para vãos interagindo $C_2=1$

C_3 : coeficiente que depende da condição de contorno. Para vãos isolados $C_3=0.8$; para vãos interagindo $C_3=0.4$

C_4 : coeficiente que depende da condição de contorno. Para vãos isolados $C_4=4.93$; para vãos interagindo $C_4=14.1(L/L_{eff})^2$

C_6 : coeficiente que depende da condição de contorno. Para vãos isolados $C_6=1/384$; para vãos interagindo $C_6=5/384$

CSF: fator de rigidez do concreto

da/dN : taxa de propagação de trinca de fadiga

D : diâmetro externo do duto incluindo revestimentos

D_a : dano acumulado

D_e : diâmetro externo

D_h : diâmetro hidrodinâmico

D_s : diâmetro externo do aço

e : distância do fundo do solo ao duto (gap) correspondente ao valor médio do terço central do vão

e_s : razão de vazios

E : módulo de elasticidade do aço

EI : rigidez a flexão do vão livre

EI_{conc} : rigidez a flexão do concreto

EI_{steel} : rigidez à flexão do aço

$f_{IL/CF}$: frequências naturais de vibração do duto nos modos in-line e cross-flow

f_n : frequência natural para dado modo de vibração

f_n' : é a frequência natural calculada numericamente para dado modo de vibração

f_r : fator de correção

f_s : frequência de desprendimento de vórtices (shedding)

f_v : frequência natural de vibração

f_w : frequência de ondas / fator de correção geométrico

f_1 : frequência natural em Hertz (Hz)

F_{axial} : resistência axial por unidade de comprimento

F_L : resistência lateral total do solo a um deslocamento y por unidade de comprimento

$F_{L,max}$: máxima resistência lateral por unidade de comprimento

F_v : força de contato vertical no ombro de solo por unidade de comprimento

G : módulo de cisalhamento do solo

H_{eff} : carga residual de lançamento

I_p : índice de plasticidade

k : rigidez de mola

k_c : constante empírica para rigidez do concreto, sendo igual a 0.33 para revestimentos de asfaltos e 0.25 para revestimentos PP/PE

k_m : fator de amplificação de tensões devido a desalinhamento

k_s : coeficiente para cálculo do módulo de cisalhamento do solo

k_{tm} : concentrador de tensões de membrana

k_{tb} : concentrador de tensões de flexão

k_1 : rigidez equivalente até a mobilização da fricção total, sendo igual à rigidez lateral dinâmica

k_2 : rigidez equivalente para deformações além da mobilização de toda a fricção

K : rigidez estática do solo (horizontal ou vertical)

KC : número de Keulegan-Carpenter

K_0 : coeficiente de empuxo no repouso, normalmente igual a 0.5

K_L : rigidez lateral dinâmica

K_s : parâmetro de estabilidade sem fator de segurança

K_{sd} : parâmetro de estabilidade com fator de segurança
 K_v : rigidez vertical dinâmica por unidade de comprimento
 K_{vs} : rigidez vertical estática por unidade de comprimento
 K_I : fator intensificador de tensões no modo I de abertura de trincas
 L : comprimento do vão livre
 L_a : comprimento do vão adjacente
 L_{eff} : comprimento efetivo do vão livre
 L_{sh} : comprimento do ombro de solo
 L_{sh}' : comprimento em 1 (hum) ombro de solo (para transferência da metade do peso do vão livre)
 L_T : comprimento total
 $L_{1,2}$: comprimento dos vãos livres
 $L_{SH1,2,3}$: comprimento dos ombros de solo
 m : constante que depende da tensão média atuante e das condições ambientais
 m' : massa da estrutura
 m_a : massa adicionada
 m_e : massa efetiva por unidade de comprimento
 m_c : massa do fluído interno
 m_{str} : massa estrutural incluindo revestimentos
 $m_{1,2}$: coeficientes angulares das curvas SN
 M : fator de bulging
 M_m, M_b : fatores de amplificação do intensificador de tensões
 M_{km}, M_{kb} : fatores de amplificação do intensificador de tensões para descontinuidades localizadas no pé da solda
 n_i : número de ciclos de tensões no bloco i -ésimo
 N : número de ciclos admissíveis
 N_i : número de ciclos para a falha numa variação constante de tensões

N_q, N_c, N_γ : fatores adimensionais dependentes do ângulo de fricção

OCR: over consolidation ratio

p : ligamento de trincas internas

P_{cr} : carga crítica de buckling

P_i : probabilidade de ocorrência de onda/corrente para o ciclo de tensão

P_b : tensão de flexão

P_m : tensão de membrana

q : carregamento estático vertical

q' : corresponde ao peso do duto enterrado por unidade de comprimento de tubo

Q_m : tensão secundária de membrana

Q_b : tensão secundária de flexão

r : fator igual a 1 para os critérios de consideração da tensão média

r_i : raio interno

R : razão de tensões

R_1 : raio interno do duto

Re : número de Reynolds

R_k : fator de redução devido ao amortecimento

R_v : reação vertical do solo por unidade de comprimento

SCF: Fator de concentração de tensões (Stress Concentration Factor)

S : fator igual a 2 para o critério de Gerber e 1 para os demais critérios

S' : range de tensões de acordo com a DNV-RP-0005

S_{eff} : carga axial efetiva

S_{IL} : stress range no modo In-Line

S_{CF} : stress range no modo Cross-Flow

S_m : limite de escoamento considerando o critério de Soderberg; limite de ruptura considerando os critérios de Goodman ou Gerber

S_u : parâmetro de cisalhamento para solos argilosos, sendo um valor nulo para solos arenosos

S_u' : parâmetro de cisalhamento em ksf

S_{sw} : tensão na intersecção entre as duas inclinações das curvas SN de acordo com a DNV-RP-0005

S_t : número adimensional definido por Strouhal

S'_{IL} : amplitude de tensões unitária calculada numericamente

S'_{CF} : stress range calculado numericamente no modo Cross-Flow

t : espessura do aço

T_{life} : vida à fadiga

U : velocidade da corrente incidente

U_c : velocidade de corrente normal ao duto

U_w : velocidade de onda corrigida normal ao duto

V : representa a velocidade nominal do escoamento

V_R : velocidade reduzida

V'_R : velocidade reduzida obtida a partir de cálculos numéricos

ω_n : frequência natural em radianos por segundo

W : largura da chapa contendo descontinuidade

W' : peso do duto submerso

y : deslocamento lateral no ombro de solo

Y : fator geométrico

$(Y\sigma)_p$: contribuição das tensões primárias

$(Y\sigma)_s$: contribuição das tensões secundárias

α : razão de correntes

α' : o fator de adesão

α'' : função de a , c , B , W para cálculo da tensão de referência

α_e : coeficiente de expansão térmica

β : parâmetro de rigidez relativa do solo

δ : deflexão estática

δ_{mat} : CTOD (crack tip opening displacement)

ΔK : variação do fator intensificador de tensões

ΔN : número de ciclos necessários para propagação de um defeito de tamanho inicial, a_i , até um tamanho final, a_f

Δp_i : diferencial de pressão interna de operação e pressão interna de lançamento

ΔT : diferencial de temperatura de operação e temperatura de lançamento

$\Delta \sigma$: variação de tensões

$\Delta \sigma_a$: variação de tensões (range)

γ_s : fator de segurança a ser multiplicado na faixa de tensões ($\gamma_s=1.3$)

γ_k : fator de segurança para o fator de estabilidade, sendo igual a 1 para classe de segurança baixa, igual a 1.15 para classe de segurança normal e igual a 1.30 para classe de segurança alta

γ_{soil} : peso submerso unitário do solo

Φ : ângulo de fricção do solo

μ : coeficiente global de fricção

μ_a : coeficiente de fricção

μ_f : viscosidade do fluido

μ_L : coeficiente de fricção lateral sendo igual a 0.6 para areias e 0.2 para argilas

η : fator de uso igual a uma parcela da unidade

ρ_f : massa específica do fluido

ρ_{H_2O} : massa específica da água do mar.

ρ_s/ρ : razão entre a massa específica do duto (sem massa adicionada) e a massa específica deslocada

σ : tensão orientada perpendicularmente ao plano da descontinuidade

σ_a : tensão alternada com tensão média não nula

σ_a' : pressão atmosférica (100kPa)

σ_{local} : tensão de pico na região de concentradores de tensões

σ_m : tensão média no ciclo

σ_{max} : tensão máxima no ciclo

σ_{min} : tensão mínima no ciclo

$\sigma_{nominal}$: tensão afastada da região de concentração de tensões

σ_s : tensão média efetiva do solo

σ_u : tensão limite de resistência

σ_y : tensão de escoamento

σ_{ys} : limite de escoamento na temperatura de avaliação.

$\Psi_{a,IL}$: fator de correção da razão de correntes

ζ_T : amortecimento total

ζ_{str} : amortecimento estrutural sendo igual a 0,5% para dutos sem concreto e de 1-2% para dutos com concreto

ζ_{soil} : amortecimento do solo

ϕ_s : ângulo de fricção para solos arenosos, sendo em geral de valor nulo para solos argilosos,

ν : coeficiente de Poisson

ν_1 : a penetração do duto no solo

ν_{eff} : penetração efetiva sendo o maior valor entre 0 (zero) e $(\nu_1-D/4)$

I. Introdução

Ao longo dos últimos 40 anos, diversos records vem sendo estabelecidos e superados ao redor do mundo no que diz respeito à exploração e produção de petróleo em águas profundas e ultra-profundas (Morais, 2013). Segundo dados do IPEA (2013), o Brasil ocupa o primeiro lugar na produção de petróleo a grandes profundidades, com cerca de 22% do total mundial, sendo ainda líder na operação de plataformas de produção, através da companhia petrolífera PETROBRAS.

Em virtude de grandes descobertas no Pré-Sal, há a tendência do Brasil se fortalecer tanto em volumes de produção quanto em desenvolvimentos tecnológicos, dado o grande potencial de crescimento das reservas brasileiras, aliados aos desafios tecnológicos e logísticos que veem sendo superados para produção em grande escala nesta área geológica. A Figura 1 mostra de forma cronológica a evolução da produção em águas profundas e ultra-profundas.

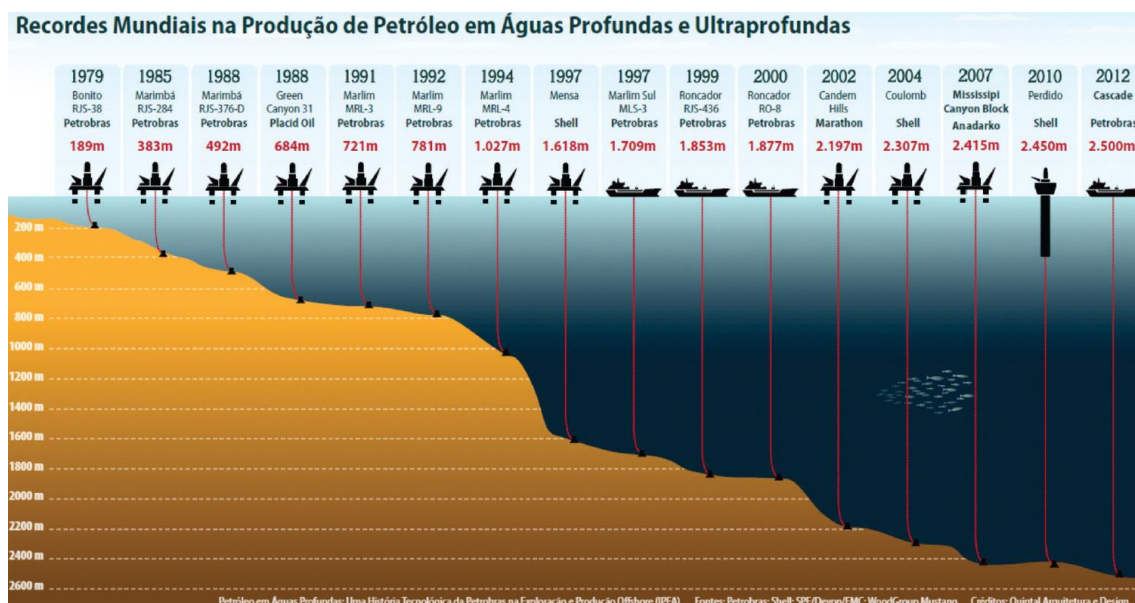


Figura 1 - Recordes mundiais na produção de petróleo em águas profundas e ultra-profundas (Morais, 2013)

Diante deste cenário, há um grande e novo desafio para estabelecer padrões confiáveis a condições operacionais cada vez mais críticas em termos de pressão, temperatura ou ainda profundidade de exploração, por exemplo. Por outro lado, com o amadurecimento dos campos de produção, diferentes mecanismos de degradação

tendem a se manifestar, podendo levar a acidentes decorrentes de falhas catastróficas, tais como os incêndios e/ou explosões ocorridos na plataforma *Piper Alpha* em 1998, até então operando no mar do norte (Millar, 2014), na plataforma P-66 que operava no campo de Roncador na Bacia de Campos, Brasil (Marinha do Brasil, 2001), ou ainda, mais recentemente, na plataforma *Deep Water Horizon* no Golfo do México (Millar, 2014).

Dentre os diversos mecanismos de dano conhecidos na indústria do petróleo, nota-se a divisão em dois grandes grupos: aqueles associados a fatores mecânicos e/ou metalúrgicos, ou aqueles associados à corrosão (American Petroleum Institute, 2009). Ressalta-se a possibilidade da ocorrência da combinação entre ambos.

No que tange aos danos mecânicos, muitas das falhas ocorridas são vinculadas a danos por fadiga (Araujo, 2014). Historicamente, pesquisas realizadas por diferentes institutos no ramo industrial apontam que o mecanismo de fadiga contribui sensivelmente para dados estatísticos relacionados a falhas de componentes industriais. No ano de 2005, dados divulgados pelo instituto internacional *NIST – National Institute of Standards and Technology* indicaram que 61% das falhas na indústria estavam associadas ao fenômeno fadiga (Manson, 2006). No âmbito nacional, o Instituto de Pesquisas e Estudos Indústrias (IPEI) indicou em pesquisa realizada entre 2005 e 2008 que este percentual corresponderia a 45% (Naville, et al., 2010). Especificamente para área *offshore*, o grupo de consultoria *ABB Engineering Services* no Reino Unido divulgou em 2008 que estes valores girariam em torno de 15% (Wright, 2011).

Há alguns anos atrás, em 1980, a plataforma *Alexander Kielland*, localizada à época no mar do Norte, veio a falhar por fadiga, levando a uma falha catastrófica durante forte tempestade. Após extensa investigação pôde-se concluir que a falha de um componente estrutural submerso foi a causa raiz da morte de 123 pessoas (*Exponent Engineering and Scientific Consulting*, 2010). Este fato faz recorrer que apesar de metas desafiadoras para estabelecimento de novos empreendimentos em águas profundas e ultra-profundas, desde 1960 há, em paralelo, o envelhecimento gradual de unidades *offshore* produzindo em larga escala ao redor do mundo. Este número, em 2010, excetuando-se a produção brasileira, correspondia a um total próximo a 283 unidades operando em pleno funcionamento (Wright, 2011).

Dentre as potenciais áreas *offshore* nas quais o mecanismo fadiga pode vir a se manifestar, está o sistema de transporte de óleo e/ou gás através de dutos rígidos. O

detalhamento completo de um projeto de duto está ilustrado no fluxograma apresentado na Figura 2. Nota-se a complexidade que gira em torno de diversas análises a serem implementadas para garantia da integridade estrutural seja no lançamento, no comissionamento ou ainda na operação de dutos rígidos submarinos. Dentre as diversas verificações, chama-se atenção para análise de *ECA (Engineering Critical Assessment)* e análises de vãos livres (*Free Span Analysis*), condições onde o cálculo de vida útil à fadiga é mandatório em conformidade com diversas normas e práticas recomendadas internacionais (*British Standards Institution*, 2013; *Det Norske Veritas*, 2006, 2013).

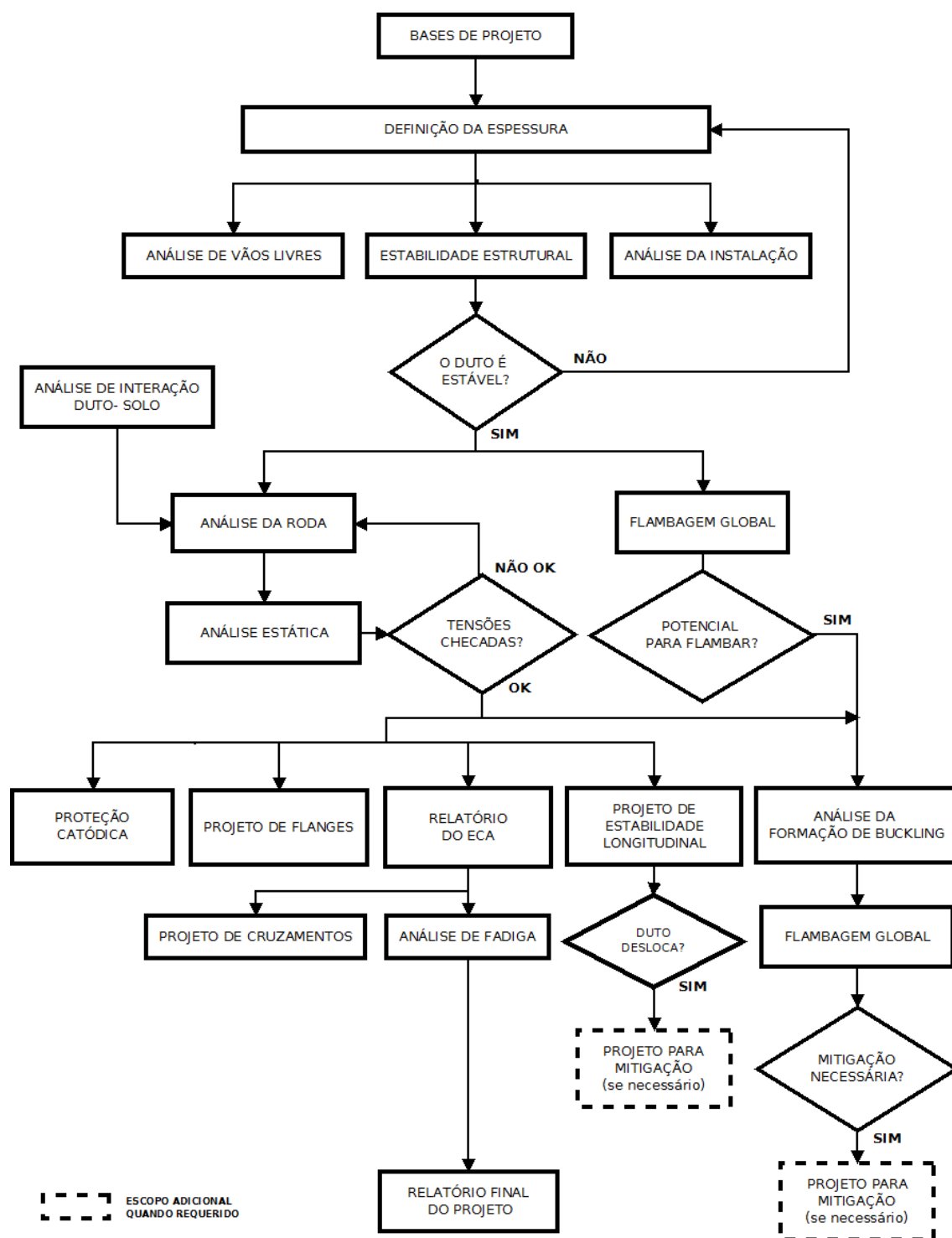


Figura 2 - Fluxograma de um projeto de duto rígido (Thomaz, 2011)

Face ao lançamento de dutos de transporte de petróleo em águas cada vez mais profundas e em solos altamente irregulares, em conjunto com outros mais antigos nos quais efeitos ambientais tendem a modificar seu perfil ao longo da rota, a formação e

desenvolvimento de vãos livres consolidou-se como grande preocupação na indústria de equipamentos submarinos.

Acidentes nas décadas de 60 e 70 (*Fyrileiv, et al., 2005*), e mais recentemente no ano de 2000 (*Vedeld et al., 2013*) motivaram uma série de estudos desenvolvidos por institutos de pesquisas em conjunto com a indústria, buscando melhor compreender o fenômeno de fadiga induzida por VIV (Vibração Induzida por Vórtices). Dentre eles, ressalta-se o projeto SVS (*Tassini et al., 1989*), o projeto HSE (*Executive, 1993*), o projeto GUDESP (*Tura, et al., 1994*), além do projeto MULTISPAN (*Mork, et al., 1997*), por exemplo. Estas iniciativas tiveram a participação de grandes empresas, entre elas a SAIPEM S.p.A, DNV, Statoil, PRCI, Danish Hydraulic Institute, Snamprogetti S.p.A, entre outras.

Tais projetos, juntamente da evolução das referências normativas API (*American Petroleum Institute, 1993, 1999, 2009*) e DNV (*Det Norske Veritas, 1976, 1981, 1998*) estabeleceram a metodologia hoje referenciada por alguns autores (*Fyrileiv et al., 2005*) como estado da arte no projeto e avaliação de vãos livres. Esta metodologia é descrita pela prática recomendada DNV-RP-F105 - *Free Spanning Pipelines* (*Det Norske Veritas, 2006*). Atualmente, o cálculo de vida útil à fadiga de qualquer duto rígido submarino para mitigação do fenômeno VIV é elaborado segundo os requisitos de tal documento.

Esta prática recomendada apresenta tanto uma formulação analítica, quanto apresenta diretrizes para realização de cálculos numéricos pelo método dos elementos finitos, quando estes forem necessários. Sabe-se, entretanto, que os resultados obtidos pela formulação analítica da DNV sofrem influência de diversos parâmetros, sendo fortemente sensíveis aos dados de entrada. Logo, o uso de dados excessivamente conservadores deve ser considerado com cautela nas análises de dutos já em operação, no intuito de minimizar esforços e custos decorrentes dos tratamentos de vãos livres, tais quais, por exemplo, intervenções de calçamento.

Neste contexto, a disciplina de integridade estrutural exerce papel fundamental, seja na fase da concepção do projeto, seja ao longo da vida em operação de dutos rígidos submarinos. Durante a etapa de projeto são os cálculos estruturais, baseados em critérios normativos e condições de processo previamente estabelecidas que governam o correto dimensionamento de vãos livres de dutos rígidos submarinos, garantindo a contenção e operação segura perante as pessoas, instalações e meio ambiente. O mesmo

cenário é desejável ao longo de sua vida útil e é o monitoramento contínuo das condições operacionais, aliados aos planos de manutenção e inspeção programadas que garantem condições mínimas para a segurança, continuidade operacional e/ou extensão de vida útil.

Consequentemente, cabe ao corpo técnico da área de integridade estrutural discernir sobre o uso de premissas mais ou menos conservadoras, ou melhor, mais ou menos refinadas. O intuito de um maior detalhamento na análise de vida à fadiga de vãos livres em operação busca subsidiar com informações mais precisas a tomada de decisão quanto à aceitabilidade ou não de diferentes cenários que se apresentam durante a vida útil de dutos rígidos destinados ao transporte de óleo e gás. Assim, as análises devem buscar um comprometimento tal que, as simplificações aplicadas a cálculos de engenharia reflitam, da forma mais realista possível, o problema físico idealizado, visando maximizar a produção, reduzir os custos de intervenção e, sobretudo, possibilitar a continuidade operacional dos dutos com segurança.

II. Objetivos do Estudo

O trabalho de dissertação tem como objetivo principal o desenvolvimento de um estudo crítico acerca das metodologias de cálculo e das variáveis que influenciam a vida útil à fadiga de dutos rígidos submarinos em operação, face ao iminente envelhecimento de unidades operacionais que vem operando por prazos próximos ou além de sua vida útil de projeto.

Considerando a necessidade da continuidade operacional de dutos rígidos, ou ainda a extensão de sua vida útil, espera-se ao final do estudo, que os seguintes tópicos tenham sido alcançados:

1. Detalhamento dos critérios envolvidos no cálculo de vida útil a fadiga de vãos livres, desde sua formulação analítica, até a elaboração de cálculos numéricos (revisão bibliográfica);
2. Desenvolvimento em linguagem de programação de um modelo numérico parametrizado capaz de efetuar cálculos para diferentes configurações de vãos livres;
3. Avaliação das variáveis que influenciam o cálculo de vida útil à fadiga através de estudos de casos baseados em cálculos analíticos, cálculos numéricos pelo método dos elementos finitos, cálculos por critérios de mecânica da fratura e estudos estatísticos;
4. Discussão dos pontos de conservadorismo da formulação analítica da norma internacional usualmente praticada quando comparada a modelos numéricos pelo método dos elementos finitos;
5. Discussão sobre diferentes abordagens que podem vir a ser conduzidas seja na fase de projeto, operação dentro da vida de projeto, ou ainda extensão de vida;

III. Revisão Bibliográfica

1. O fenômeno de vibração induzidas por vórtices em vãos livres de dutos rígidos submarinos

A existência do fenômeno de vibrações induzidas por vórtices há muito tempo é conhecida, todavia, devido à influência de diversos parâmetros para sua ocorrência, diferentes pesquisadores vêm buscando encontrar um modelo que represente de forma adequada este fenômeno, e, por conseguinte, seu correto entendimento (*Strouhal et al., 1878, apud Avelada, 2003*).

A formação de vórtices está relacionada à separação da camada limite próxima a um corpo imerso, formada quando um fluido de pequena viscosidade passa por ele. O conceito de camada limite foi introduzido originariamente em 1904, por *Prandtl*, um alemão estudioso da aerodinâmica (*Fox, McDonald, & Pritchard, 2004*). *Prandtl* mostrou que muitos escoamentos viscosos podem ser analisados dividindo o escoamento em duas regiões, uma perto das fronteiras sólidas e outra cobrindo o resto do escoamento. Apenas na delgada região adjacente a uma fronteira sólida, denominada camada-limite, o efeito da viscosidade é importante. Na região fora dessa camada o efeito da viscosidade é desprezível, o fluido pode ser tratado como não viscoso e ainda assim os resultados apresentarão um elevado grau de exatidão. A Figura 3 ilustra este conceito.

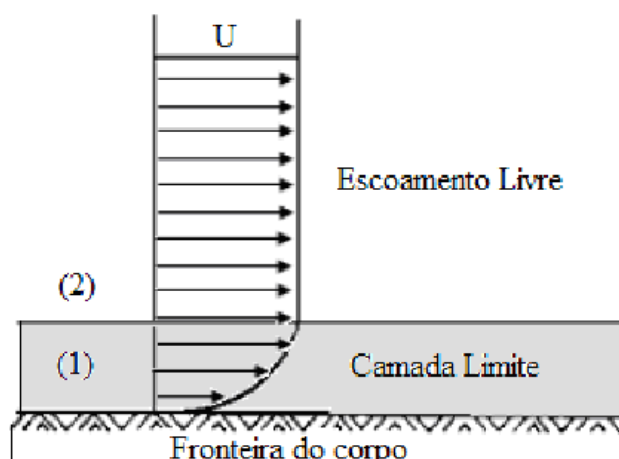


Figura 3 - Escoamento e camada Limite (*Fox et al., 2004*)

A formação e desprendimento dos vórtices é função da distribuição de pressão na camada limite. Nota-se que a velocidade nesta camada varia rapidamente, desde um valor nulo até um valor característico do escoamento do fluido. Esta variação de magnitude medida transversalmente à direção do fluxo representa um escoamento rotacional dentro da camada limite. Em certas velocidades a camada limite se desprende do obstáculo e forma-se uma esteira de vórtices.

A Figura 4 demonstra dois tipos de esteiras de vórtices (Avelada, 2003, *apud Committee on Wind Effects of the Committee on Dynamic Effects of Structural, Division of the American Society of Civil Engineers*, 1987), um laminar e outro turbulento. Ambas são características de um cilindro submetido à passagem de um fluido com velocidade constante.

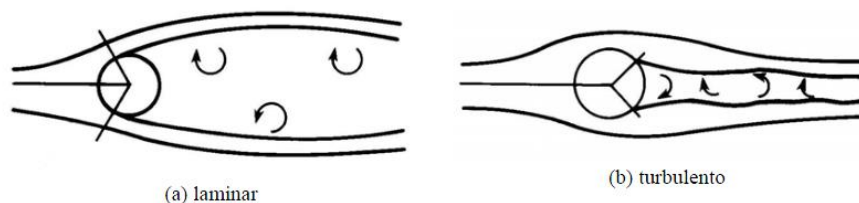


Figura 4 - Esteira de vórtices sobre um cilindro circular (Avelada, 2003)

O número de *Reynolds*, definido pela relação entre as forças de inércias e as forças viscosas, exerce considerável influência no campo de pressões ao qual a superfície está submetida. Para o caso do obstáculo ser um cilindro cujo eixo é perpendicular ao fluxo, o número de *Reynolds* é expresso por:

$$R_e = \frac{\rho_f \cdot V \cdot D_e}{\mu_f} \quad \text{Equação 1}$$

Onde ρ_f equivale à massa específica do fluido, μ_f é a viscosidade do fluido, V representa a velocidade nominal do escoamento e D_e o diâmetro externo.

A significância fundamental do número de *Reynolds* é que o mesmo permite avaliar o tipo de escoamento (a estabilidade do fluxo) e pode indicar se este flui de forma laminar ou turbulenta. Em outras palavras, este parâmetro adimensional indica o grau de turbulência do escoamento, e afeta diretamente a frequência de desprendimento de vórtices, como apresentado na Figura 5.

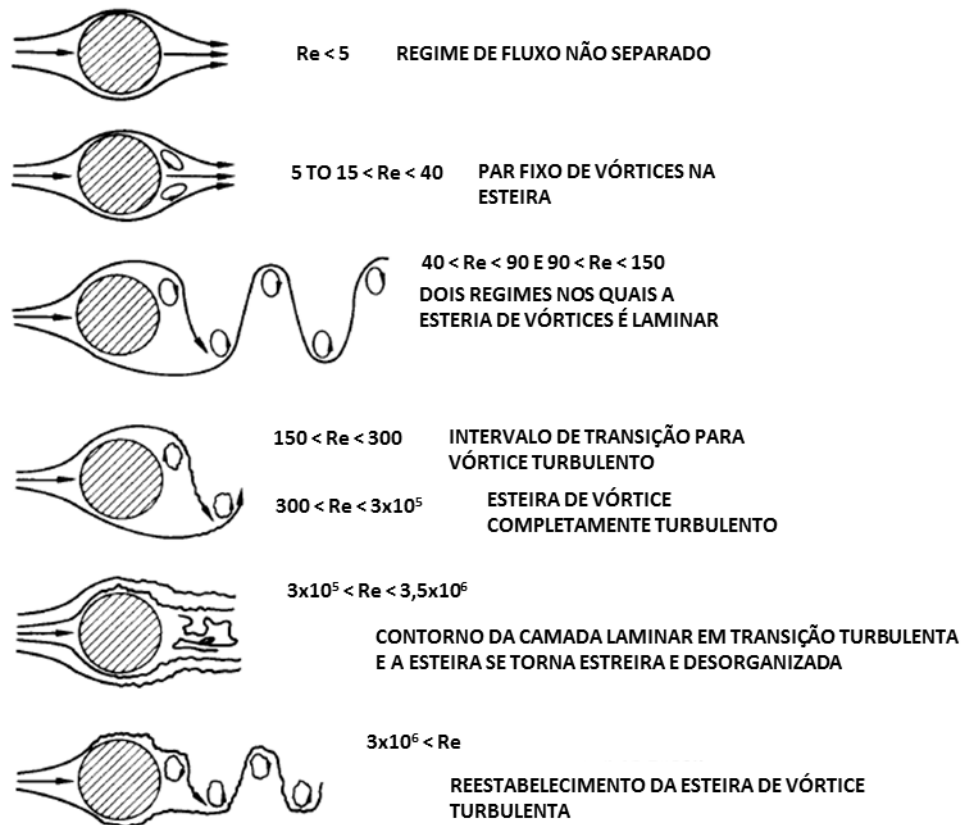
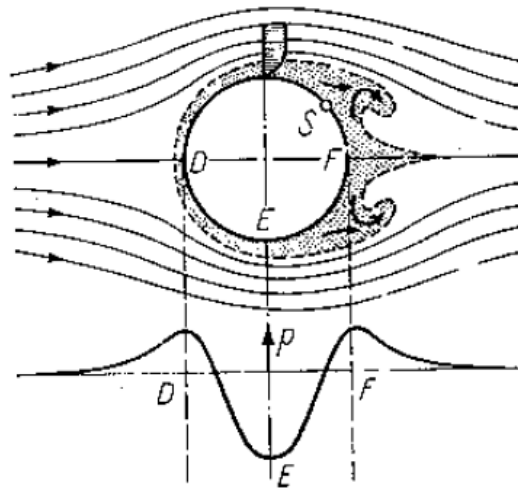


Figura 5 - Esteira de vórtices em função do número de *Reynolds* (Blevins, 2001)

Para ilustrar o fenômeno de formação e desprendimento de vórtices de forma mais detalhada, observa-se a Figura 6, a qual esquematiza um escoamento que ocorre da esquerda para a direita, onde P representa a pressão sobre o cilindro.



*Figura 6 - Separação da camada limite e formação de vórtices em um cilindro
(Schlichting & Gersten, 2000)*

Se for considerado um escoamento não viscoso, haverá partículas de fluido que são aceleradas entre D e E, e desaceleradas de E até F. Fazendo então com que a pressão decresça de D até E, e cresça novamente entre E e F. Quando o escoamento sobre o cilindro tem início, o movimento é aproximadamente sem efeito viscoso, e permanece assim enquanto a camada limite permanece estreita, tendo a referida distribuição de pressões esquematizada por este esquema. Fora da camada limite ocorre uma transformação da energia de pressão em energia cinética entre D e E, e o reverso ocorre entre E e F.

Uma partícula de fluido que se movimenta na proximidade imediata da parede dentro da camada limite, permanece sob a influência do mesmo campo de pressões que existe fora da mesma, pois a pressão externa é imposta na camada limite. Devido a grandes forças de atrito na camada limite, tal partícula consome muito de sua energia cinética no caminho que vai de D até E, de forma que o que sobra é muito pouco para superar o aumento de pressão entre E e F. A partícula não consegue mover-se ao longo da região de aumento de pressão, entre E e F e é eventualmente presa. A pressão externa faz com que esta possa se mover então numa direção oposta ao escoamento.

A Figura 7 reproduz fotos de um experimento conduzido por *Schlichting* no ano de 1979 (*Schlichting & Gersten, 2000*), com pó de alumínio sobre a superfície da água.

Nela, é ilustrada a sequência de eventos a jusante de um corpo circular imerso quando um escoamento de fluido tem início, e em consequência a formação de vórtices.

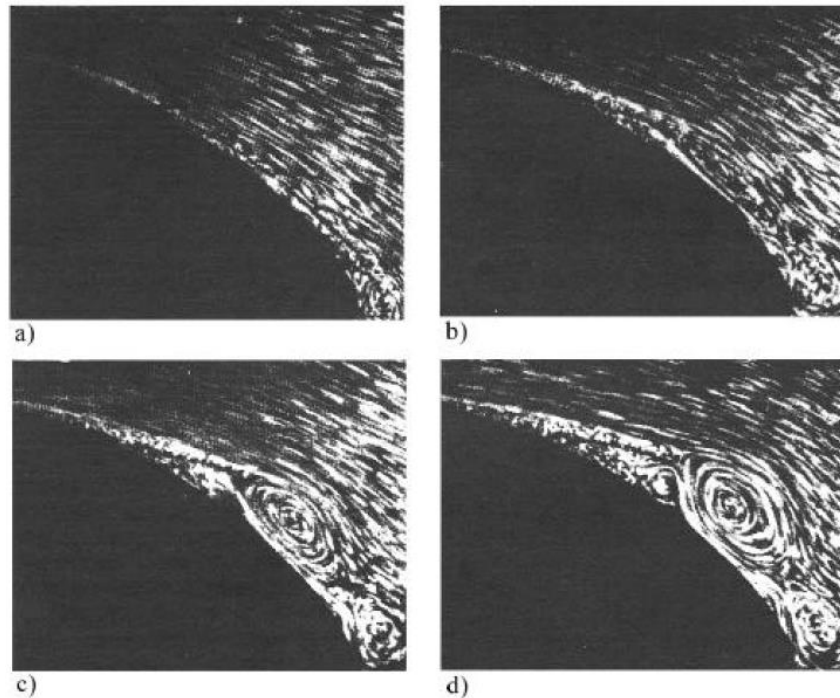


Figura 7 - Evolução da separação da camada limite com o tempo (Schlichting & Gersten, 2000)

As pressões aumentam ao longo do contorno do corpo da esquerda para a direita, e a camada limite pode ser facilmente reconhecida pela referência dos traços pequenos. Nota-se em 7-a), imagem retirada logo após o início do escoamento, que o movimento reverso tem início. Na Figura 7-b) observa-se que o movimento penetrou uma notável distância e que a camada limite cresceu consideravelmente. Em 7-c) demonstra-se como o movimento reverso dá origem a um vórtice, cujo tamanho é ainda aumentado em 7-d). Este vórtice deverá logo separar-se, e depois, mover-se a jusante no escoamento.

A formação de vórtices muda completamente o campo do escoamento na esteira, e a distribuição de pressões sofre uma mudança radical, quando comparada com a de um escoamento não viscoso (Figura 6). Na região de vórtices atrás de um cilindro existe uma considerável sucção, como mostra a Figura 8, onde P é a pressão sobre o cilindro e P_s é a pressão no ponto de estagnação.

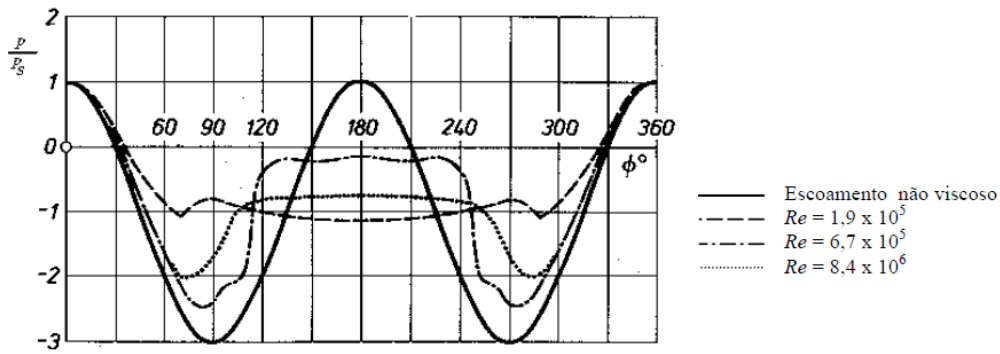


Figura 8 - Distribuição de pressão em um cilindro circular (Schlichting & Gersten, 2000)

O fenômeno do desprendimento de vórtices resulta em uma força oscilatória transversal ao fluxo, denominada força de sustentação, aplicada sobre o obstáculo que oscila com uma determinada frequência de desprendimento (*shedding*) de vórtices. Esta frequência é descrita pela Equação 2, e é diretamente proporcional ao número adimensional de *Strouhal*.

$$f_s = \frac{S_t \cdot U}{D_h} \quad \text{Equação 2}$$

Onde S_t equivale ao número adimensional definido por *Strouhal*, U é a velocidade da corrente incidente e D representa o diâmetro hidrodinâmico.

O número de *Strouhal* para um cilindro circular estacionário é função do número de *Reynolds*, da rugosidade da superfície e do diâmetro do cilindro. Para estruturas *offshore* sujeitas a *VIV*, o número de *Reynolds* fica em torno de 10^5 . Portanto, observando-se a Figura 9 pode-se dizer que vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em estruturas *offshore* ocorrem para um número de *Strouhal* próximo de 0,2. (Lima, 2007). Esta aproximação é largamente usada nos cálculos de *VIV*, principalmente às incertezas envolvidas na determinação do número de *Strouhal*.

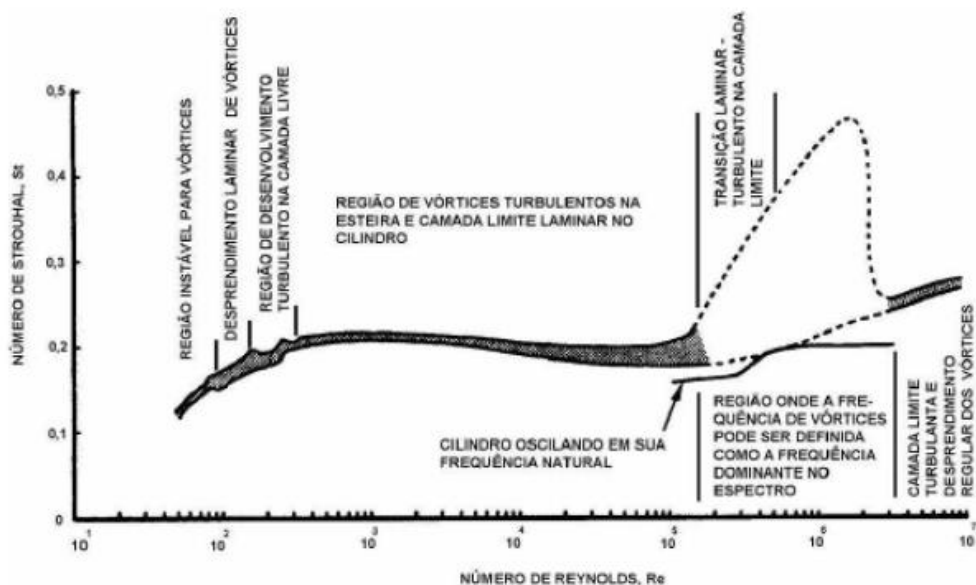


Figura 9 - Relação entre o número de Reynolds e o número de Strouhal (Blevins, 2001)

Dentro de estruturas *offshore* sujeitas a VIV, citam-se os *risers* de plataformas marítimas, e ainda, dentro do interesse deste estudo, vãos livres de dutos rígidos submarinos (trechos *flowline*).

Vãos livres podem se desenvolver sob um número variado de condições. Entre elas, irregularidades no leito marinho em águas cada vez mais profundas, levando a comprimentos suspensos quando a rota de instalação cruza tais formações. Condições ambientais severas de correntes de fundo podem ainda remover material abaixo do duto, criando o vão (Tassini *et al.*, 1989) durante operação, sendo este fato potencializado em se tratando de solos predominantemente erosivos. Em certas circunstâncias algumas destas áreas não podem ao menos ser tomadas em consideração para instalação e a operação submarina e sistemas de transporte tornam-se inviáveis.

A Figura 10 ilustra diferentes configurações de vãos livres que podem se formar pelas condições descritas acima, e a Figura 11 apresenta o início de um vão livre detectado através de inspeção por ROV (*Remotely Operated Vehicles*).

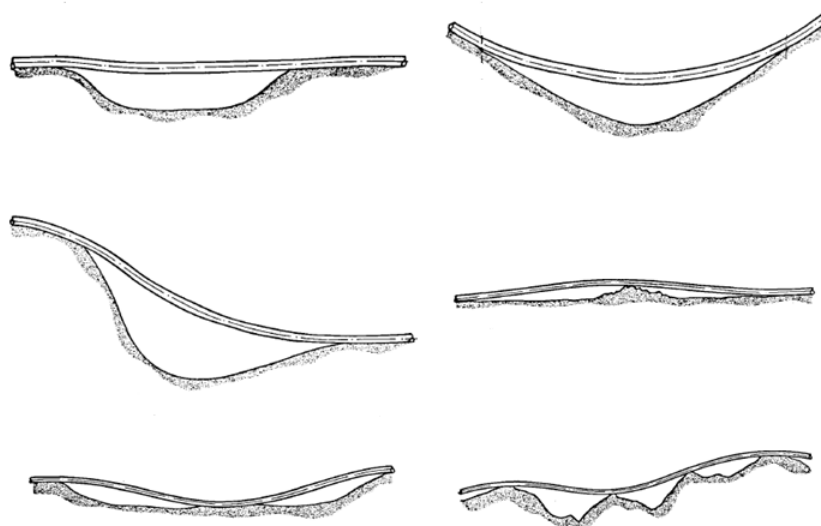


Figura 10 - Diferentes configurações de trechos de dutos rígido submarinos em vãos livres (Executive, 1993)

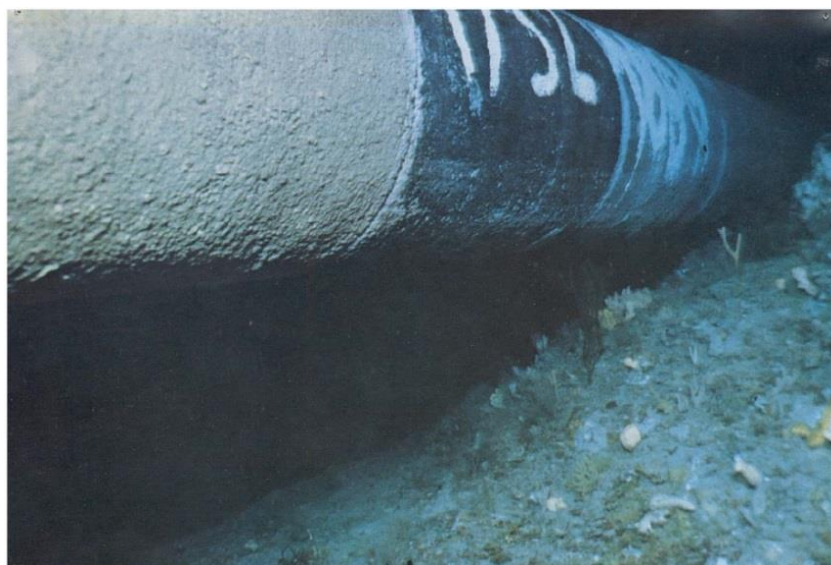


Figura 11 - Início de trecho em vão livre registrado por inspeção externa conduzida por ROV

O vão não suportado pode responder a excitações cíclicas causadas pelo desprendimento regular de vórtices devido a cargas induzidas por correntes. Esta força fará com que o mesmo comece a vibrar em planos horizontais (*In-Line*) ou verticais (*Cross-flow*), e em condições não favoráveis grandes amplitudes de vibrações no trecho em vão livre do duto podem ocorrer (Figura 12).

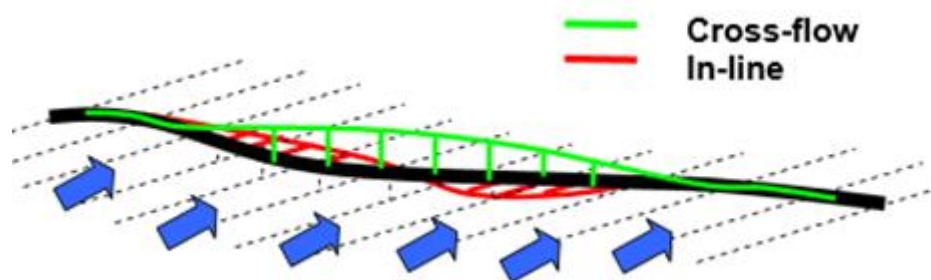


Figura 12 – Vibrações nos modos In-Line e Cross-Flow (Larsen, Koushan, & Passano, 2002)

A este fenômeno dá-se o nome de ressonância, que ocorre quando uma das frequências naturais de vibração da estrutura, neste caso o vão livre, estiver próxima da frequência de desprendimento de vórtices. Nesta situação as soldas podem estar expostas a danos por fadiga. Outros danos mecânicos podem ainda ocorrer tais como o escoamento local, a instabilidade à compressão (*buckling*), trincamento dos revestimentos de concreto (se houver), ou a combinação de ambos (Q. Bai & Bai, 2014a). Por outro lado, quando a frequência de desprendimento de vórtices é muito pequena em comparação com a frequência natural do sistema, os efeitos do desprendimento de vórtices são pequenos e as deflexões no duto não são diferentes daquelas devido às ações estáticas. A Figura 13 ilustra o conceito de ressonância em vãos livres devido ao VIV.

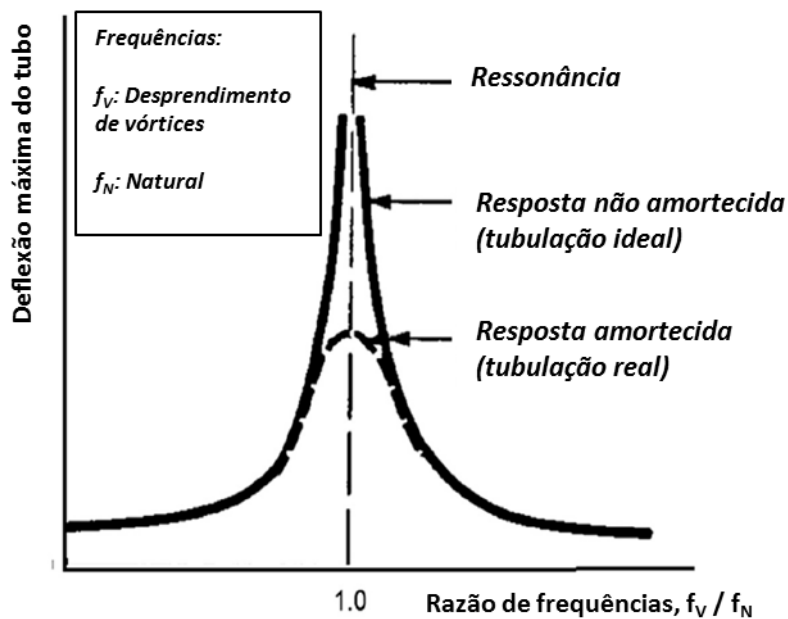


Figura 13 - Relação entre a frequência natural e a frequência de desprendimento de vórtices (Q. Bai & Bai, 2014a)

Diante deste cenário torna-se ideal garantir uma defasagem entre as frequências previamente definidas. Como demonstrado nas equações (1) e (2) as frequências de desprendimentos de vórtices são consequência de um conjunto de parâmetros cujas alterações são inviáveis ou até mesmo impossíveis. No que diz respeito ao diâmetro da tubulação, este é requisito de condições de processo previamente estabelecidas ainda no projeto. Em se tratando das velocidades e demais características do fluido, estas são características inerentes ao local de instalação/operação do duto submarino.

Uma vez que é praticamente impossível a instalação de dutos em rotas sem vãos livres, cabe uma intervenção não na frequência de desprendimento de vórtices, mas sim no sistema estrutural, visando alterar a frequência natural de vibração, garantindo a defasagem entre as frequências. Sabe-se que muitos problemas de engenharia podem ser aproximados com grande acurácia a partir de um sistema massa-mola. A partir das relações de equilíbrio é possível demonstrar que a frequência natural de uma estrutura sem amortecimento varia diretamente com a sua rigidez e é inversamente proporcional à sua massa (Energy Institute, 2008; Sadegh, Young, & Budynas, 2012), conforme Equação 3.

$$w_n = \sqrt{\frac{k}{m'}} \quad \text{Equação 3}$$

Onde w_n equivale à frequência natural em radianos por segundo, k é a rigidez de mola e m' corresponde à massa da estrutura.

Considerando um sistema idealizado por uma viga, pode-se então a partir de sua rigidez e das condições de contorno as quais ela está submetida, apresentar variadas soluções para cálculo de suas frequências naturais. Muitas dessas relações são descritas por *Young, et al.* e podem ser encontradas, por exemplo no documento *Roark's formulas for stress and strain* (Sadegh et al., 2012). Aproximando-se o comportamento de vãos livres como uma viga, entretanto submersa, deve-se nestas relações considerar os efeitos de outros parâmetros que influenciam na contabilização da frequência natural. Dentre estes parâmetros, os mais importantes são a carga axial de lançamento à qual o duto foi submetido, as características do solo que definem as condições de contorno, o grau de enterramento do duto, o perfil geométrico do leito marinho, além da influência ou não de vãos vizinhos no comportamento do sistema (Kristiansen & P. R. Ternes, 1998).

Assim sendo, em função destes parâmetros, alguns autores propuseram equações que possibilitam o cálculo analítico das frequências naturais de vãos livres. *Qiang Bai e Yong Bai et al.* indicam o uso da Equação 4, por exemplo.

$$f_1 = \frac{C'}{L^2} \sqrt{\frac{EI}{m'} \left(1 + \frac{S_{eff}}{P_{cr}} \right)} \quad \text{Equação 4}$$

Onde f_1 equivale à frequência natural em Hertz (Hz), C' é uma constante que depende das condições de contorno, L é o comprimento do vão livre, EI contabiliza sua rigidez a flexão, S_{eff} representa a carga axial efetiva e P_{cr} corresponde à carga crítica de *buckling*.

A interpretação da Equação 4 permite concluir que o tamanho do vão livre exerce forte influência na sua frequência natural. Logo, controlar o seu comprimento

durante as fases de instalação, ou diminuí-lo ao longo de sua vida útil têm sido ações praticadas pela indústria *offshore* ao longo de anos no sentido de garantir a defasagem entre a frequência de desprendimento de vórtices e a frequência natural dos vãos livres, garantindo condições seguras para operação, longe da ressonância.

Uma das alternativas para garantir comprimentos de vãos livres dentro de um valor teoricamente admissível, é, além do estudo da rota durante a fase de instalação, a utilização de calçamentos que possibilitem a redução do trecho em suspensão. Este tipo de intervenção é passível de utilização tanto na fase de lançamento quanto na fase de operação do duto. A Figura 14 apresenta alguns dos tipos de suportes artificiais comumente usados na indústria submarina.

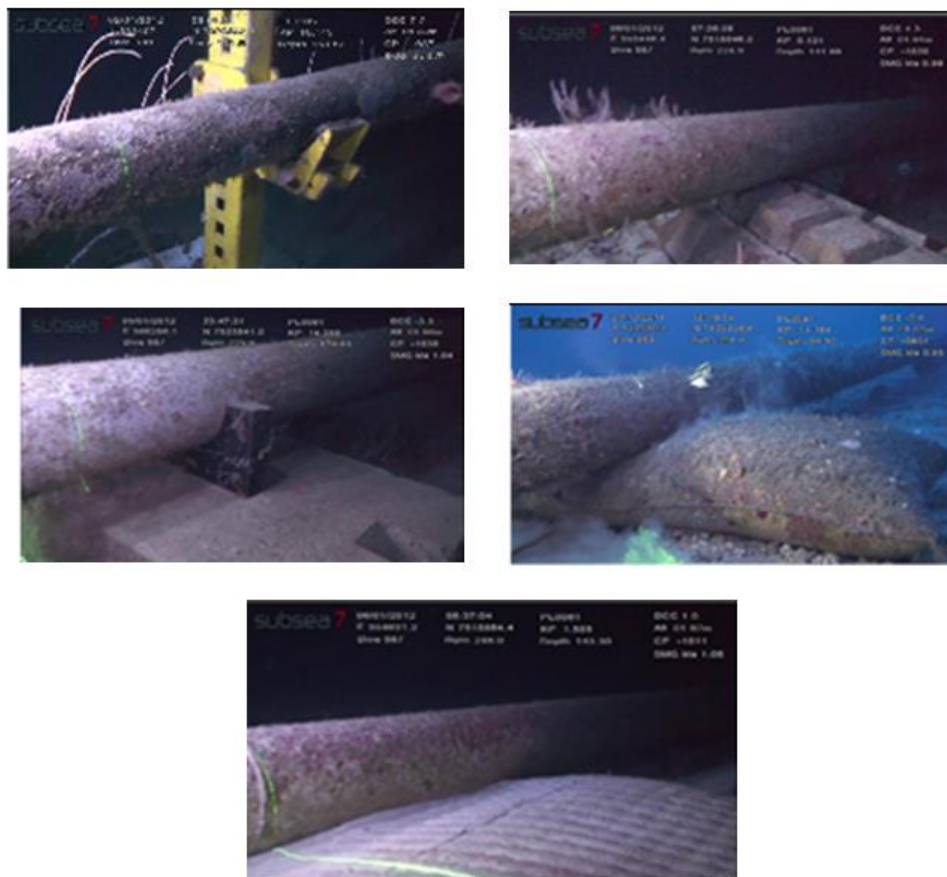


Figura 14 - Tipos de suportes artificiais normalmente usados pela indústria submarina (PETROBRAS, 2014a)

O fato é que a necessidade de limitar comprimentos de vãos livres implica em intervenções muito custosas para modificações do leito marinho e ajuste da configuração de equilíbrio do duto, visto que o preço envolvido neste tipo de intervenção requer a contabilização de fatores tais como diárias de embarcações, ROV, mão de obra e material, além da baixa produtividade. A Figura 15 ilustra uma sequência esquemática de um duto em vão livre sendo calçado.

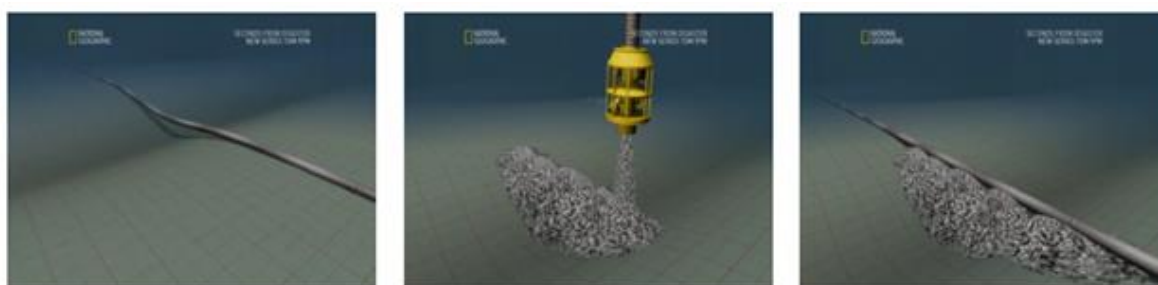


Figura 15 - Sequência esquemática de um duto em vão livre sendo calçado (Lima, 2007)

2. Histórico de Falhas

Apesar da crescente preocupação no que diz respeito ao correto dimensionamento e monitoramento de trechos em vãos livres de dutos rígidos submarinos, existem poucos registros de falhas associados ao fenômeno de VIV (Fyrileiv et al., 2005). Na área de *Cook Inlet*, no *Alaska*, houve 14 falhas no período de 1965 a 1976 (Fyrileiv et al., 2005; Tassini et al., 1989; Vedeld et al., 2013). Os dutos foram instalados na década de 1960 em um solo parcialmente de areia, numa região dominada por correntes fortes, em parte causadas por efeitos diários de variação de maré. Esta característica potencializa o efeito de acúmulo de dano por fadiga devido à regularidade da direção e alta intensidade das correntes atuando nos trechos em vãos livres. A Figura 16 mostra fotos das superfícies de fratura do duto em que ocorreu a falha. Após o entendimento sobre as razões das falhas, o operador do duto iniciou inspeções regulares e intervenções em vãos maiores do que 15,2 m e/ou 30,5 cm de altura (*gap*). Para mitigação do problema, sacos de areia foram utilizados nas intervenções de calçamento, e após esta nova estratégia não ocorreram novas falhas.



Figura 16 - Superfícies de fratura (Fyrileiv et al., 2005)

Mais recentemente, no outono de 2000, duas falhas foram associadas a vibrações em vãos livres do duto *Ping Hu* de 10 polegadas (Fyrileiv et al., 2005; Tassini et al., 1989; Vedeld et al., 2013) a aproximadamente 2,5 km da praia. Este duto fica localizado em um campo há 390 km ao sudeste de Shanghai, China. O óleo e gás produzidos são transportados para a terra por dutos a partir da plataforma, localizada a 88 m de lâmina d'água.

As inspeções após as falhas revelaram vãos livres de 31 e 44 m de comprimento. Durante a instalação este duto foi enterrado nesta área devido a água rasa e efeitos severos de onda e corrente. Porém, 4 tufões assolaram a área durante o outono, gerando altas correntes, desenterrando o duto e criando diversos vãos livres (solo de areia fina). Nestas inspeções foram revelados ainda danos severos no revestimento de concreto e falha da parede metálica do duto, demonstrando que o trecho foi exposto a deformações e movimentos significativos. Uma das lições aprendidas desta falha é que inspeções de vãos livres devem ter a periodicidade reduzida quando houver a ocorrência de fenômenos ambientais extremos, como tufões. A Figura 17 apresenta a configuração de um dos vãos que falhou.



*Figura 17 - Esquema de um dos vãos livres que falharam na China no ano 2000
(Fyrileiv et al., 2005)*

Os dois casos de falha de vãos livres por VIV mencionados são bastante diferentes. Em *Cook Inlet*, além da característica regular e intensa das correntes devido variação diária de maré, uma falta de conhecimento e experiência com VIV contribuiu fortemente com as falhas. No caso de *Ping Hu*, o problema foi erosão extrema causada por tufões.

O Brasil possui hoje aproximadamente 4000 km de dutos rígidos submarinos operando (*flowline*) e não há registro de falhas em vãos livres causados por fadiga de VIV (PETROBRAS, 2014b).

3. Fadiga

A Prática Recomendada API 571-*Damage Mechanisms Affecting Fixed Equipment in the Refining Industry* descreve o fenômeno de fadiga da seguinte maneira:

“Fadiga é uma forma de degradação mecânica que ocorre quando um componente é exposto a tensões cíclicas por um período prolongado, muitas vezes resultando em uma falha súbita e não esperada. Estas tensões podem surgir tanto de carregamentos mecânicos ou ciclos térmicos e tipicamente ocorrem em níveis abaixo do limite de escoamento do material” (American Petroleum Institute, 2011).

Outras referências normativas abordam este tema. O documento internacional *ASTM E 1823 - Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing*, por exemplo, trás a seguinte definição (*ASTM International*, 2013):

“Fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre em um material sujeito a condições que produzem tensões dinâmicas em um ou vários pontos, e que podem culminar em trincas ou em uma fratura completa após um número suficiente de variações de carga”.

Frequentemente, uma estrutura é submetida a carregamentos cíclicos. As falhas de fadiga ocorrem com tensões abaixo do limite de resistência do material e normalmente abaixo do limite de escoamento, ou seja, sem deformações plásticas relevantes.

A falha por fadiga tem aparência similar à fratura frágil, porém as características são diferentes. Pode-se dividir o processo da falha por fadiga em três estágios de desenvolvimento (Figura 18).

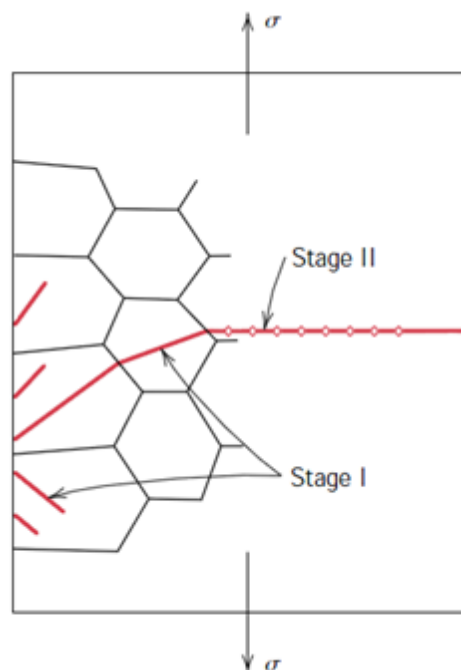


Figura 18 - Representação esquemática da propagação de trinca em metais policristalinos (Callister, 2007)

O Estágio I corresponde ao de iniciação de microtrincas, causadas por deformação plástica cíclica. O Estágio II é a progressão de micro para macrotrincas, isto é, o crescimento da trinca. Já o Estágio III corresponde à propagação da trinca até finalmente ocorrer a ruptura do material. Neste estágio é que mudanças na amplitude de tensões e/o sobrecargas provocam as conhecidas “marcas de praia” nas superfícies de fratura (Figura 19), que é uma das características mais marcantes na morfologia dessas superfícies e caracteriza a existência do mecanismo de crescimento de trincas por fadiga.

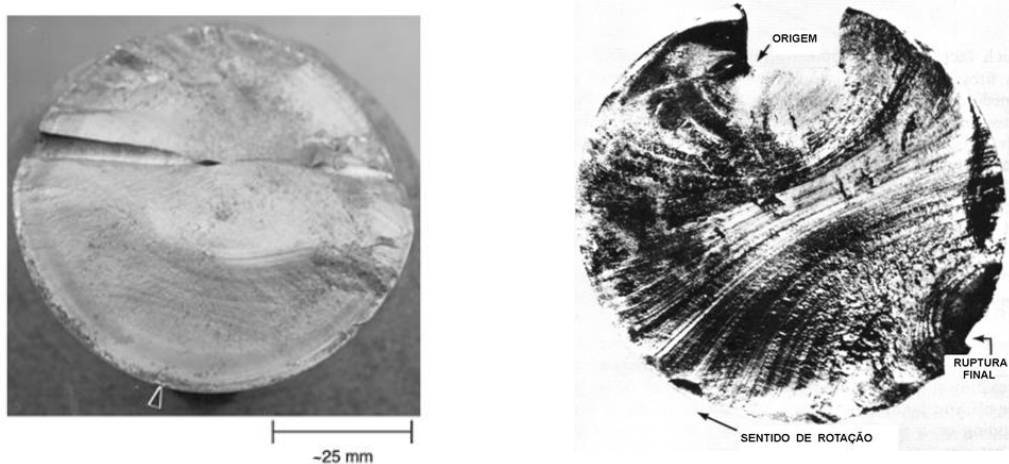


Figura 19 - Marcas de praia em eixos submetidos a carregamentos cíclicos (ASM International, 1990; Callister, 2007)

A falha de componentes por fadiga é associada a deformações permanentes e cisalhantes no material. A movimentação de discordâncias no material cristalino ocorre pela ação de tensões de cisalhamento e o resultado final é o deslocamento relativo entre planos atômicos. Quanto mais elevada a tensão cisalhante aplicada, maior é o nível de deslizamento relativo entre planos.

Quando a orientação dos grãos do material é aleatoriamente disposta, a deformação plástica se inicia apenas naqueles grãos com orientação próxima à direção da tensão cisalhante máxima (Donato, 2009). Neste caso, as deformações plásticas são reduzidas e limitadas a uma região específica do material que se mantêm, em sua maior parte, no regime elástico de comportamento.

Com o acúmulo de ciclos de carregamento são formados novos planos de deslizamento que se acumulam até formarem as chamadas bandas de deslizamento persistente, que vão aumentando de forma gradativa com o aumento do número de ciclos e ocasionam reentrâncias na superfície do material, com geometria similar a pequenas trincas, chamada intrusões, e saliências irregulares, chamada extrusões.

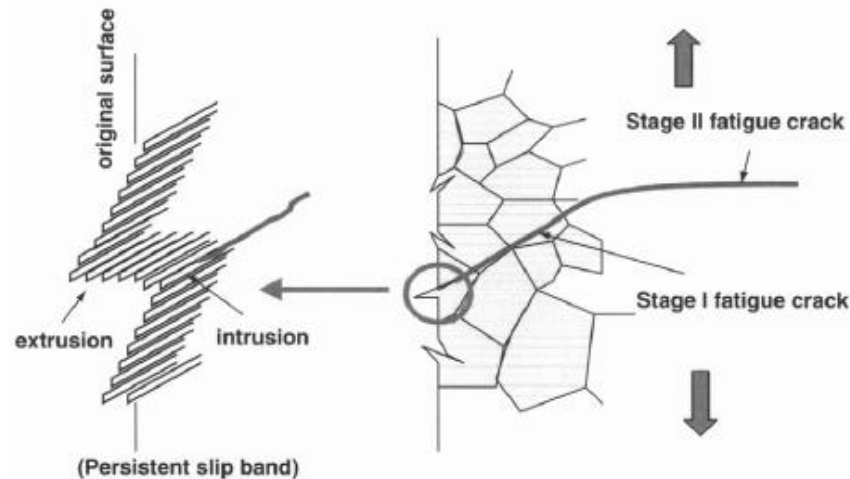


Figura 20 - Processo de fadiga em uma chapa fina sob tensões cíclicas (Lee, 2005)

Os primeiros estudos experimentais sobre fadiga foram realizados por *Wöhler* em meados do século XIX (*Wöhler*, 1970, *apud* Junior, 2011), devido à fratura de eixos ferroviários por esse mecanismo. *Wöhler* utilizou uma máquina de teste para flexão rotativa em que um corpo de prova cilíndrico é rotacionado com uma carga aplicada em sua extremidade e as rotações são contadas por um dispositivo. Esta máquina faz com que o corpo cilíndrico esteja sujeito a tensões trativas e compressivas a cada ciclo, cuja magnitude varia linearmente de zero (eixo neutro) até uma tensão máxima (fibra mais externa do corpo de prova), sendo o perfil da mudança das tensões no tempo do tipo senoidal. A partir destes ensaios foi estabelecida a metodologia S-N (tensão vs. número de ciclos), e a Figura 21 mostra os resultados obtidos à época.

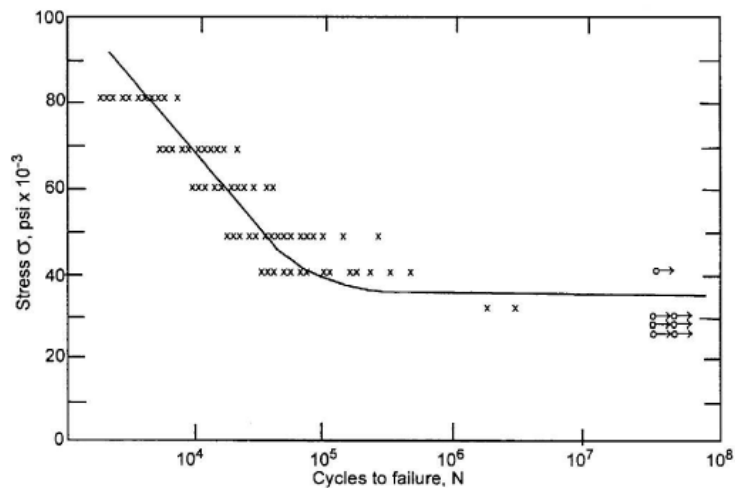


Figura 21 - Resultados de ensaios de fadiga com flexão rotativa obtidos por Wohler (Donato, 2009)

Os dados originais utilizados por *Wöhler* mostram que para os materiais ferrosos existe um limite de fadiga abaixo do qual o número de ciclos até a fratura pode ser considerado infinito. Além disso, o material pode vir a falhar sob carregamento cíclico cujo nível máximo seja bastante inferior ao seu limite de escoamento, isto é, sob carregamentos incapazes de provocar deformação plástica na estrutura e tidos como seguros do ponto de vista estático.

A fadiga pode ser de alto ou baixo ciclo. Quando de alto ciclo, se caracteriza por variações de tensões controladas e inferiores ao escoamento do material, sendo a deformação plástica limitada a pontos de concentração de tensões. A variação de tensão é a variável controlada. Já na fadiga de baixo ciclo se caracteriza por deformações plásticas em níveis mais elevados, não se restringindo apenas aos pontos de concentrações de tensões. Nestes casos, a variação de tensões é superior ao escoamento do material e a deformação é a variável controlada.

A resistência dos metais à fadiga é dependente de diversos fatores metalúrgicos, acabamento superficial do componente, presença de concentradores de tensões, nível de variação de tensões ou deformações, nível de tensão média no ciclo, sequência e tipo de carregamento, presença de sobrecargas trativas ou compressivas, tensões residuais, meio agindo sobre o material, estatística e variabilidade de comportamento do material, entre outros. Pela complexidade metalúrgica dos aços estruturais unidos por processos de soldagem, não existe ainda um modelo teórico baseado em tal número de variáveis que

permita prever satisfatoriamente a vida em fadiga de um componente. A seguir são descritos alguns dos parâmetros de influência que tem forte relação com o mecanismo de fadiga em dutos submarinos.

3.1. Efeito da geometria do componente ou estrutura

Nos projetos de estruturas sujeitas a carregamentos estáticos, as concentrações de tensões em pequenas regiões podem causar uma plastificação localizada que não compromete a integridade estrutural. Porém, para carregamentos dinâmicos esta concentração tem grande importância, uma vez que estes aceleram o processo de iniciação de defeitos.

As tensões nominais atuantes na estrutura são amplificadas nas regiões de concentração de tensões por um fator denominado *SCF* – Fator de Concentração de tensões (*Stress Concentration Factor*). A relação entre as tensões e o *SCF* é dada pela seguinte equação:

$$SCF = \frac{\sigma_{local}}{\sigma_{nominal}} \quad \text{Equação 5}$$

Onde σ_{local} equivale à tensão de pico na região de concentradores de tensões e $\sigma_{nominal}$ é a tensão afastada desta região. A Figura 22 ilustra este conceito.

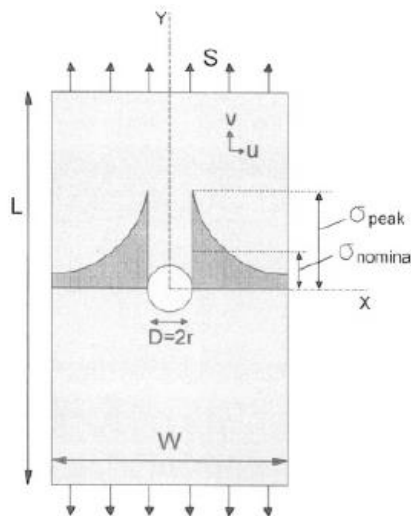


Figura 22 - Concentrações de tensões numa chapa com um furo central

Outro aspecto característico em componentes na presença de concentradores de tensões é o fato de que na presença de um entalhe a curva de fadiga é rebaixada, ocasionando uma diminuição do limite de fadiga, conforme Figura 23.

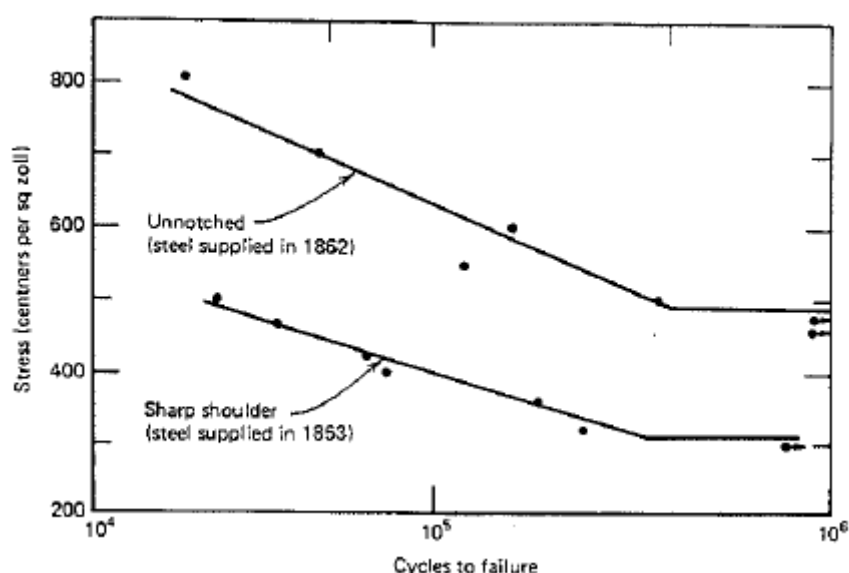


Figura 23 - Resultados de ensaio de fadiga obtidos por Wöhler (Hertzberg, Vinci, & Hertzberg, 1996)

Tratando-se de dutos submarinos e estruturas *offshore*, o documento *DNVGL RP 0005, Fatigue design of offshore steel structures* (Det Norske Veritas, 2014), antiga *DNV RP C203* (Det Norske Veritas, 2010a) é largamente utilizado na indústria submarina, trazendo diretrizes e requisitos técnicos a serem obedecidos no projeto de vida a fadiga de dutos rígidos. Este documento traz ainda orientações para cálculo do *SCF* através do método de elementos finitos. É importante ressaltar que para o cálculo de *SCF* por este método que o tamanho dos elementos utilizados na discretização do modelo deve ser no mínimo da ordem de grandeza da espessura da peça. Isto porque uma malha pouco discretizada pode causar distorções nos resultados (Junior, 2011). A prática recomendada *DNVGL RP 005* será resumida adiante neste trabalho.

3.2. Efeito do carregamento

Em 1870 *Wöhler* identificou que a amplitude de tensão é o principal fator nos testes de fadiga (Junior, 2011), porém a tensão média também afeta a vida em fadiga. Em geral, uma tensão média trativa reduz a vida em fadiga enquanto que uma tensão média compressiva aumenta. A Figura 24 demonstra alguns conceitos importantes quanto aos efeitos de carregamento.

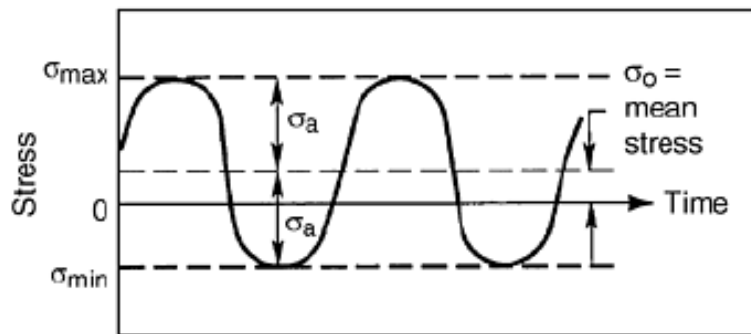


Figura 24 - Variação cíclica de tensões (ASM International, 1996)

A faixa (delta) de tensões pode ser calculada pela diferença entre as tensões máximas e mínimas, σ_{max} e σ_{min} , respectivamente, ao passo que a amplitude de tensões corresponde à metade deste valor.

$$\Delta\sigma_a = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad \text{Equação 6}$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad \text{Equação 7}$$

A tensão média é expressa como a média aritmética das tensões máximas e mínimas e a razão de tensões corresponde à relação entre elas.

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad \text{Equação 8}$$

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad \text{Equação 9}$$

São os efeitos da tensão média que abreviam as fases de iniciação, propagação e falha do material, e o fator R é frequentemente utilizado para caracterização de um ciclo. A Figura 25 representa a influência da tensão média e a Figura 26 ilustra diferentes níveis do fator R .

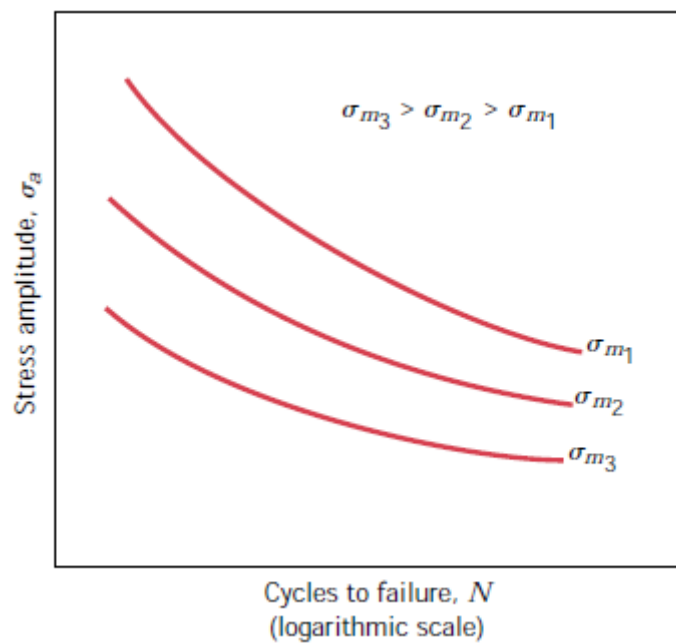


Figura 25 - Influência da tensão média a resposta da curva S-N (Callister, 2007)

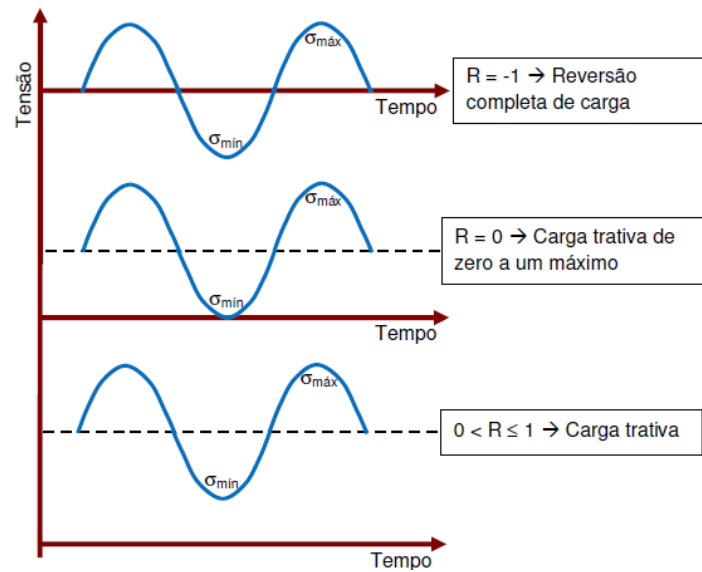


Figura 26 - Níveis de fator R diferente nos ciclos de carregamento (Donato, 2009)

Devido à natureza do espectro de cargas, o efeito de seu sequenciamento tem uma grande influência na vida útil à fadiga. Apesar disso, na prática, muitas vezes, a avaliação de fadiga não leva em consideração os efeitos causados pela sequência dos carregamentos.

O aumento da tensão média, para uma dada amplitude de tensão, diminui a vida útil de determinada estrutura. Algumas relações empíricas foram desenvolvidas para tentar quantificar o efeito da tensão média na vida à fadiga, entre elas podem-se citar os critérios de *Goodman*, *Gerber* e *Soderberg* (Hertzberg et al., 1996; Mischke, Shigley, & Budynas, 2005).

Estes critérios podem ser generalizados a partir da Equação 10, que calcula uma tensão alternada para uma tensão média nula que causa o mesmo dano que a tensão alternada para uma tensão média não nula.

$$\sigma_{a|\sigma_m=0} = \frac{\sigma_a}{\left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{S_m}\right)^s\right]^{\frac{1}{r}}} \quad \text{Equação 10}$$

Onde σ_a equivale à tensão alternada com tensão média não nula, σ_m é a tensão média no ciclo, S_m corresponde ao limite de escoamento considerando o critério de *Soderberg* e ao limite de ruptura considerando *Goodman* ou *Gerber*, S deve ser igual a 2 para o critério de *Gerber* e 1 para os demais., e r equivale à unidade nos três critérios.

Na prática, observa-se que o modelo de *Soderberg* é bastante conservativo e normalmente não é utilizado e os dados experimentais se situam entre os modelos de *Goodman* e *Gerber*.

3.3. Influência do acabamento superficial

A rugosidade superficial ocasiona concentradores de tensões microscópicos que reduzem a resistência à fadiga do material. Normalmente a fadiga ocorre na superfície do material e, na ausência de concentradores de tensões geométricos, a qualidade do acabamento superficial torna-se um fator importante no processo de iniciação de defeitos.

A relação entre o limite de fadiga de um corpo de prova com um determinado acabamento superficial conhecido e o limite de fadiga de um corpo de prova polido é denominada como fator de qualidade de acabamento. A Figura 27 a seguir representa o comportamento esperado do fator de qualidade em função do acabamento superficial do corpo de prova.

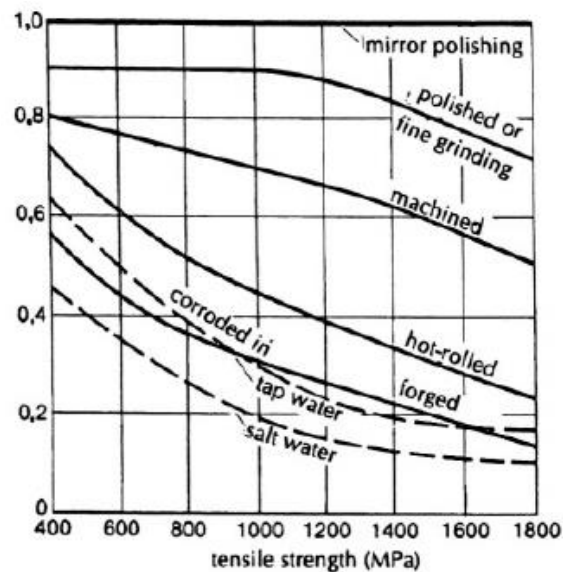


Figura 27 - Fator de acabamento superficial (Schijve, 2001)

A presença de processos corrosivos no material altera a vida útil à fadiga por alterar a qualidade do acabamento superficial. Em peças usinadas, as irregularidades superficiais decorrentes do processo de usinagem, reduzem a resistência à fadiga do material.

3.4. Efeito da tensão residual

As tensões residuais aparecem devido às dilatações térmicas ou mecânicas produzidas durante a soldagem ou conformação mecânica. Ressalta-se que elas surgem devido à restrição ao movimento que a peça possui, isto é, se uma placa for aquecida e depois deixada esfriar livremente sobre uma mesa, não surgirão tensões residuais. Porém ao contrário, se ela for aquecida e suas extremidades estiverem fixas por alguma razão, durante o resfriamento poderão surgir tensões residuais.

Durante a operação de equipamentos ou componentes mecânicos contendo juntas soldadas, as tensões residuais poderão ser da ordem do limite de escoamento do material. A existência de uma tensão residual numa peça soldada sujeita a carregamento cíclico irá modificar significativamente a tensão média a que a junta estará efetivamente submetida. Mesmo que um componente esteja sujeito a um carregamento cíclico compressivo, pode ocorrer a existência de cargas cíclicas trativas devido à tensão residual, trativas suficientemente elevadas.

O tratamento térmico pode melhorar a vida a fadiga e o limite de fadiga de juntas soldadas pela redução das tensões residuais trativas, porém este ganho só é efetivo para uma faixa de tensões baixa em que a flutuação das tensões atuantes ocorre abaixo do limite de escoamento. Métodos de endurecimento superficial também alteram o comportamento à fadiga do material pela formação de um campo residual compressivo. A nitretação, têmpera superficial e o jateamento com granalhas (*shot peening*) (Callister, 2007) são exemplos destes métodos.

3.5. Efeito do ambiente marinho e da proteção catódica

A corrosão causada pela água salgada tem um efeito deletério na vida em fadiga do aço. De uma forma geral, o mecanismo de corrosão associado a carregamentos cíclicos causa a formação e quebra sucessiva de óxidos, acelerando o fenômeno de fadiga e diminuindo a vida útil de componentes. Devido à possibilidade desta combinação de efeitos, torna-se essencial o correto dimensionamento de sistemas de proteção catódica em dutos rígidos submarinos. Estes devem ser suficientemente adequados para atuar no caso de falha dos mecanismos de proteção à corrosão por barreira, tais como revestimentos externos, por exemplo.

A Figura 28 apresenta curvas típicas dos números de ciclos até a falha de amostras de aço em função da tensão alternada aplicada

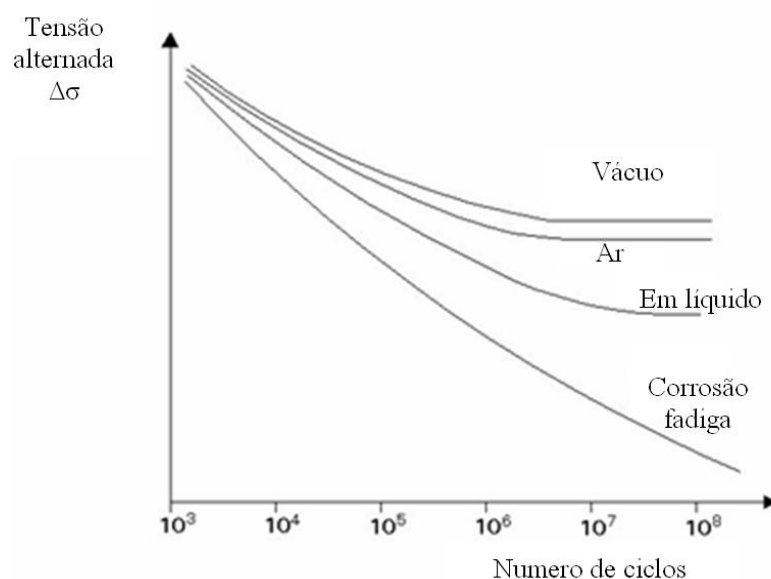


Figura 28 - Influência do ambiente agressivo na fadiga de aços carbono (Junior, 2011)

Um aspecto importante é a influência do oxigênio no meio e/ou a presença de contaminantes oriundos da produção de petróleo, tais como CO₂ e H₂S, por exemplo. A presença destes reduz drasticamente a resistência à fadiga, visto que influenciam diretamente no pH do meio que estão expostos, acelerando o processo corrosivo.

Outros aspectos importantes são a temperatura e concentração de sais. De um modo geral, pode-se chegar à conclusão de que a resistência à fadiga dos aços é maior no vácuo e no ar e vai diminuindo à medida que a concentração de sais na água CO₂ e H₂S aumentam (Bastian, Caminha, & Moraes, 1989). Esta afirmação é facilmente compreendida a partir das curvas de resistência à fadiga apresentada pelas referências *DNVGL RP 0005 e DNV RP C203* (Det Norske Veritas, 2010a, 2014).

3.6. Mecânica da fratura aplicada à fadiga

Sabe-se que a grande maioria das estruturas soldadas contém defeitos introduzidos durante a fabricação. Quando estas estão submetidas a carregamentos cíclicos, mesmo se defeitos significativos não estiverem presentes no início da utilização, trincas podem surgir em decorrência da variação de tensões.

A abordagem tradicional baseada nas curvas de *Wohler* apresenta dificuldades, pois o teste convencional não dá informação sobre as contribuições relativas à iniciação e à propagação das trincas na vida total em fadiga. Isto leva a dificuldades na compreensão do comportamento de estruturas com defeitos planares ou trincas, principalmente no que diz respeito ao efeito do seu tamanho.

Como resultado, testes para avaliação das características de propagação de trincas por fadiga são nos dias de hoje bastante difundidos. Desta forma, os conceitos da mecânica da fratura linear elástica são de grande utilidade na descrição e análise do comportamento em propagação de trincas de fadiga, uma vez que o crescimento de trincas por fadiga ocorre, na maioria dos casos, no regime elástico (tensões menores ao limite de escoamento do material), com pequenos tamanhos das zonas plásticas nas pontas das trincas.

Em 1938, *Westergaard* demonstrou equações que descrevem a distribuição de tensões na região à frente de uma trinca passante em uma chapa de grandes dimensões

carregadas em tração. Foi a partir delas que, em 1956, *Irwin* definiu o fator de intensidade de tensões, K , no âmbito da mecânica da fratura linear elástica (*Anderson*, 2004). Este parâmetro K_I corresponde a uma medida da intensidade do campo elástico nas proximidades da ponta da trinca (*Hippert Junior*, 2004).

Analogamente ao cálculo realizado na resistência dos materiais, na mecânica da fratura linear elástica procura-se comparar o fator de intensidade de tensões existente na ponta da trinca com a tenacidade à fratura do material no estado plano de deformação, obtido em ensaios de laboratório, o K_{IC} . Estas considerações são realizadas para cálculos de estruturas em condições de carregamentos estáticos. Entretanto, quando se trata de carregamentos dinâmicos, nota-se experimentalmente que a evolução das trincas de fadiga pode ser representada por uma curva relacionando o comprimento da trinca a em função do número de ciclos N . A Figura 29 apresenta esquematicamente três curvas de propagação para três diferentes níveis de variação de tensão. Percebe-se que para a curva denominada fratura 1 a propagação do defeito até o tamanho crítico a_1 ocorre mais rapidamente que as demais em virtude da maior variação de tensão atuante.

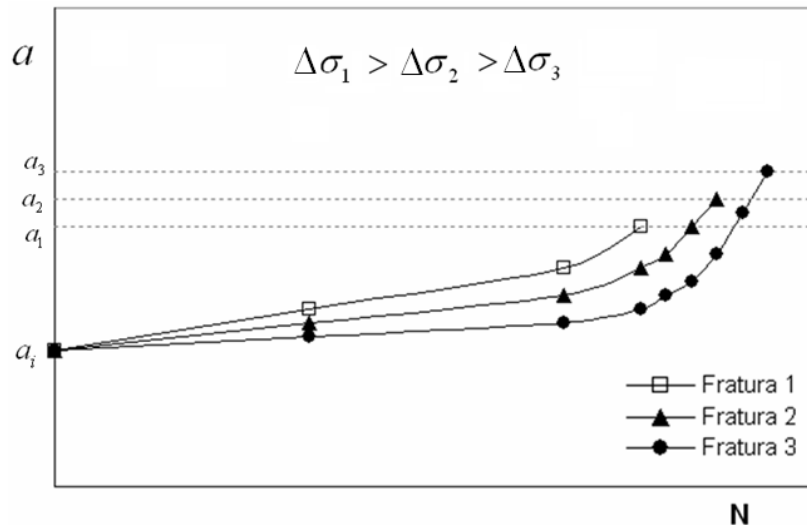


Figura 29 - Evolução da altura da trinca durante um carregamento cíclico.

A propagação da trinca é função do ΔK atuando na ponta da trinca quando submetida a carregamentos dinâmicos (*Paris & Erdogan*, 1963, *apud Anderson*, 2004). Logo, a taxa de propagação de trincas a partir de curvas a vs. N corresponde à derivada em cada ponto das curvas representadas na Figura 29 e é função do parâmetro ΔK .

Usualmente estas curvas são representadas por escalas logarítmicas, conforme Figura 26.

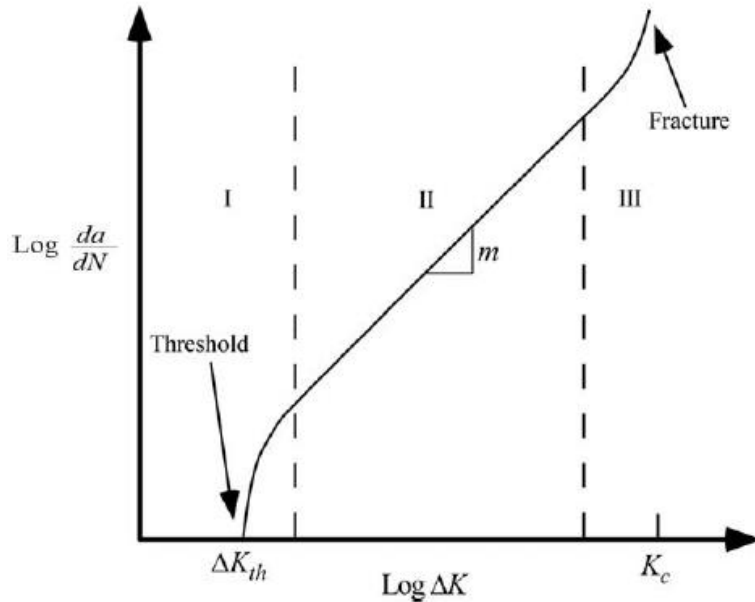


Figura 30 - Representação da relação entre a taxa de propagação da trinca de fadiga (Anderson, 2004)

Para valores de ΔK inferiores a um certo limiar (ΔK_{th}), a trinca não irá propagar. Este valor mínimo é obtido em ensaios de propagação de trincas e depende da relação entre as tensões mínima e máxima (R) no ciclo de carregamento aplicado, além de efeitos do meio.

A utilização de conceitos de mecânica da fratura para determinação de números de ciclos disponíveis para propagação de defeitos é uma filosofia diferente da estabelecida pelas curvas S-N do material, que são tradicionalmente parte de um projeto. Nestas curvas o número de ciclos admissível é o necessário, fixado uma determinada faixa de carregamento, para nuclear um defeito e aumentar suas dimensões até que se alcance o tamanho crítico. Nesta metodologia, o ponto inicial de avaliação é o defeito detectável pela inspeção do componente, não contemplando as fases iniciais de nucleação e crescimento sub-microscópico.

Logo, do ponto de vista prático, a região II do gráfico é a mais largamente utilizada nos cálculos de engenharia, apresentando uma relação linear entre $\log(da/dN)$ e $\log(\Delta K)$, que pode ser expressa pela Equação 11 conhecida como Lei de Paris:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad \text{Equação 11}$$

Onde da/dN é a taxa de propagação de trinca de fadiga, C e m são constantes que dependem da tensão média atuante e das condições ambientais e ΔK é a variação do fator de intensidade de tensões. A Lei de Paris é amplamente utilizada nas avaliações de propagação de trincas em estruturas em virtude de sua simplicidade matemática (*American Petroleum Institute, 2007; British Standards Institution, 2013*). A partir da integração desta lei é possível calcular o número de ciclos necessários para a evolução de um defeito entre um tamanho inicial e um tamanho final. Se o fator de forma Y é constante ou aproximadamente constante e $m \neq 2$ a Equação 12 pode ser utilizada utilizando-se um incremento no tamanho de defeito da ordem de 1% para cálculo do número de ciclos correspondentes (Donato & Junior, 2011).

$$N = \frac{1}{C(Y\Delta\sigma)^m \cdot \pi^{\frac{m}{2}} \cdot \left(1 - \frac{m}{2}\right)} \cdot \left[a_f^{\left(1 - \frac{m}{2}\right)} - a_i^{\left(1 - \frac{m}{2}\right)} \right] \quad \text{Equação 12}$$

Onde N é o número de ciclos necessários para propagação de um defeito de tamanho inicial, a_i , até um tamanho final, a_f , Y é o fator de forma para a geometria do problema e $\Delta\sigma$ corresponde a variação de tensões.

3.7. Cálculo da vida útil à fadiga no domínio do tempo

O carregamento e consequentemente as tensões atuantes no material possuem característica aleatória, ao contrário do admitido na maioria dos projetos convencionais,

onde a descrição do carregamento cíclico no componente possui um comportamento estimado de forma simplificada.

A determinação do dano acumulado à fadiga em estruturas que são submetidas a carregamentos aleatórios depende de uma contagem de ciclos e simplificação em valores discretos de variação de tensões.

Palmgren (1924) e posteriormente *Miner* (1945) (*Schijve*, 2001), propuseram uma regra linear de acúmulo de dano conhecida como regra de *Palmgren-Miner*. Esta é uma forma simplificada de obtenção da estimativa de dano acumulado a fadiga nos materiais, onde a contribuição de cada ciclo de variação de tensões se acumula com igual importância para o final da vida útil do material. Pela simplicidade, a regra de *Palmgren-Miner* é amplamente utilizada e muitas vezes é assumido um valor limite definido pela aplicação de um fator de segurança, mesmo com sua limitação linear e de não considerar efeitos combinados dos carregamentos. Esta regra estabelece que o dano total ou dano acumulado em fadiga é a soma algébrica do dano gerado por cada um dos intervalos de ciclos de carga, podendo ser representado pela Equação 13.

$$D_a = \sum_{i=1}^j \frac{n_i}{N_i} \leq \eta \quad \text{Equação 13}$$

Onde D_a é o dano acumulado e deve ser menor do que η . Este último corresponde a um fator de uso igual a uma parcela da unidade. O número de ciclos de tensões no bloco i -ésimo equivale à n_i , e o número de ciclos para a falha numa variação constante de tensões é N_i .

4. Evolução dos critérios normativos ao longo dos anos para cálculo de vida útil a fadiga em vãos livres

Ao longo dos últimos 20 anos diversas pesquisas têm sido conduzidas para melhor entendimento do fenômeno VIV. Algumas iniciativas e JIP foram conduzidas no sentido de fornecer subsídios para embasamento técnico de normas técnicas aplicáveis principalmente ao projeto de dutos rígidos submarinos.

Grandes empresas e institutos tais como *SAIPEM S.p.A*, *DNV*, *Statoil*, *PRCI*, *Danish Hydraulic Institute*, *Snamprogetti S.p.A*, conduziram projetos importantes e que se tornaram referência para normas internacionais da *API* e *DNV*. Dentre eles, cita-se o projeto *SVS* (*Tassini et al.*, 1989), o projeto *HSE* (*Executive*, 1993), o projeto *GUDESP* (*Tura, et al.*, 1994), além do projeto *MULTISPAN* (*Mork, et al.*, 1997), por exemplo.

A evolução destes trabalhos estabeleceu a metodologia hoje referenciada por alguns autores (*Fyrileiv et al.*) como estado da arte no projeto e avaliação de vãos livres. Esta metodologia é descrita pela prática recomendada *DNV-RP-F105 - Free Spanning Pipelines* (*Det Norske Veritas*, 2006), que será detalhada nos próximos capítulos.

A seguir é apresentado um breve histórico da evolução dos critérios para avaliação de vãos livres apresentados nas normas e práticas recomendadas da *API* e *DNV* para projeto e construção de dutos submarinos. Para um histórico sobre alguns dos projetos, *JIP* e iniciativas de estudo do fenômeno de VIV, as referências citadas ao longo deste trabalho (*Bruschi, Pettinelli, Pigliapoco, & Vitali*, 2013; *Executive*, 1993; *Mork et al.*, 1997; *Tassini et al.*, 1989; *Tura et al.*, 1994) podem ser consultadas.

4.1. Histórico API

Em 1993 o *American Petroleum Institute* começou a tratar de forma normativa a avaliação de vida à fadiga em vãos livres devido ao desprendimento de vórtices, ano no qual foi emitido o documento *API Recommended Practice 1111 2º Edition – Design, Construction, Operation and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines* (*American Petroleum Institute*, 1993). Nesta edição, a *API* indicava o uso de duas equações para verificar quando um vão livre poderia estar sujeito a “oscilações potencialmente destrutivas”. A primeira equação apresentava um cálculo da frequência de excitação dos vórtices e a segunda equação, a frequência natural do vão. É importante observar que a comparação direta das frequências indicaria apenas a situação de vibração *cross-flow*, visto que a força de excitação para vibrações *in-line* tem o dobro desta frequência. Além disso, na equação para frequência natural do vão não eram considerados os efeitos da força axial efetiva.

Na terceira edição deste mesmo documento, publicada em 1999 (*American Petroleum Institute*, 1999), foram repetidas as equações para frequência de excitação e frequências naturais da edição anterior. Após as equações, foi adicionada uma ressalva

que as frequências naturais eram afetadas pela tração e rigidez axial do duto, e que este efeito deveria ser considerado para a verificação dos vãos livres. A este comentário foi incluída uma referencia ao *Guideline No. 14* da DNV (*Det Norske Veritas*, 1998). Entretanto, observa-se que o comentário ressaltava apenas o possível efeito benéfico do aumento da frequência natural com a tração no duto.

A edição mais recente da RP 1111 foi publicada em 2009 (*American Petroleum Institute*, 2009). Nesta edição os critérios e fórmulas presentes nas edições anteriores foram removidos. No lugar destes, foi incluída a recomendação de avaliação de vãos livres conforme a *DNV RP-F105* (*Det Norske Veritas*, 2006).

4.2. Histórico DNV

Em 1976 a *Det Norske Veritas* abordou o tema de fadiga em vãos livres a partir do documento *Rules for the Design, Construction and Inspection of Submarine Pipelines and Pipelines Risers*. Nesta edição, a DNV apresentava uma equação para calcular a frequência de desprendimento de vórtices, em função da velocidade de corrente, e recomendava que as vibrações *In-line* e *Cross-flow* deveriam ser investigadas conforme Equação 14, entretanto, nenhuma orientação sobre o cálculo das amplitudes de vibração era apresentada.

$$0.7f_{IL/CF} < 2f_s < 1.3f_{IL/CF} \quad \text{Equação 14}$$

Onde $f_{IL/CF}$ representa as frequências naturais de vibração do duto nos modos *in-line* e *cross-flow* e f_s corresponde à frequência de desprendimento de vórtices.

Em 1981, o documento *Rules for Submarine Pipeline Systems* reescreveu os critérios para sincronização de vibrações *In-line* e *Cross-flow* utilizando como parâmetro a velocidade reduzida. Além disso, foram adicionadas equações e gráficos para o cálculo das máximas amplitudes de vibração em função de um parâmetro de amortecimento. Posteriormente, estas orientações foram transferidas para o documento *Classification Note 30.5 – Environmental Loads and Conditions* (*Det Norske Veritas*, 1991).

No ano de 1998, as recomendações da DNV para avaliação de vãos livres foram concentradas em um documento específico, o *Guideline N°. 14*. Este documento foi gerado a partir das contribuições do *JIP GUDESP* (Tura et al., 1994) e do projeto *MULTISPAN* (Mork et al., 1997), entre outros. Neste documento a forma de avaliação foi reestruturada e expandida, através da inclusão de curvas de resposta para vibrações *In-line* e *Cross-flow*, consideração de efeitos de proximidade do solo, critério para avaliar interação entre vãos adjacentes, formulação aproximada para estimativa de frequências naturais (considerando força axial efetiva, flecha e apoio no solo) e recomendações para obtenção de modos e frequências naturais de vibração através da modelagem de elementos finitos.

Em 2002, o *Guideline N°. 14* foi substituído pela prática recomendada *DNV-RP-F105* (Det Norske Veritas, 2002). Apesar de ambos os documentos terem uma estrutura similar, houve alterações nas curvas de amplitude de resposta, nos fatores de segurança e na resposta estrutural aproximada. Este documento foi revisado no ano de 2006, com o principal objetivo de incorporar orientações avaliação de vãos livres longos e sistemas de vãos interagindo, com vibração em mais de uma frequência natural. Além disso, foram feitas algumas alterações nos fatores de segurança, como resultado de uma nova calibração (Sigurdsson, Mørk, & Fyrileiv, 2006).

5. O documento DNV RP F105

A metodologia de cálculo de vida a fadiga em vãos livres segundo o documento *DNV RP F105 – Free Spanning Pipelines* foi desenvolvida a partir de modelos empíricos, cujos resultados fornecem relações que estimam a vida útil à fadiga do duto face ao fenômeno VIV. A resposta do sistema composto pelo duto rígido e condições ambientais depende de parâmetros estruturais e hidrodinâmicos, que, uma vez estimados, permitem entender o comportamento dinâmico dos vãos livres.

Conhecidas as frequências naturais, os modos de vibração e as condições ambientais ao qual o duto está exposto, é possível verificar a susceptibilidade da ocorrência ou não de vibrações induzidas pelo desprendimento de vórtices. Logo, para uma faixa de tensões calculada e um número de ciclos conhecido (metodologia *S-N*), estabelece-se a vida útil à fadiga dos vãos a partir da regra de acúmulo de danos de *Palmgren-Miner*.

Os principais parâmetros de entrada envolvidos na análise de vãos livres de dutos em operação estão listados na Tabela 1. O procedimento de análise de vãos livres é detalhado a seguir.

Tabela 1 - Parâmetros de entrada para cálculo de vida a fadiga em vãos livres

PARÂMETROS DE ENTRADA PARA CÁLCULO DE VIDA A FADIGA EM VÃOS LIVRES	
<i>DADOS DE INSPEÇÃO:</i>	
Comprimento dos vãos livres	
Altura do vão livre	
Tipo de solo	
<i>DADOS DE PROJETO / OPERAÇÃO:</i>	
Diâmetro interno do duto	
Espessura nominal do duto	
Sobre espessura de corrosão do duto	
Perfil de pressão de operação	
Perfil de temperatura de operação	
Perfil de LDA	
Perfil de tração residual de lançamento	
Espessura do concreto	
Espessura do revestimento	
<i>DADOS DE CONDIÇÕES AMBIENTAIS</i>	

Altura de referência
Rugosidade do fundo do mar
Tipo de solo
Velocidades de ondas/correntes e probabilidades de ocorrência
<i>PROPRIEDADES DOS FLUIDOS E MATERIAIS:</i>
Massa específica do aço
Coeficiente de Poisson do aço
Módulo de Young do aço
Coeficiente de dilatação térmica do aço
Massa específica do concreto
Fator de resistência do concreto
Constante de rigidez do concreto
Massa específica do revestimento
Massa específica do fluido interno
Massa específica da água

5.1. Cálculo de vida útil a fadiga

A metodologia presente no documento *DNV RP F105* consiste, num primeiro momento, no cálculo de vida a fadiga a partir da metodologia *S-N*. Ou seja, conhecidas as faixas de tensão atuantes em determinado período, determina-se o número de ciclos admissíveis de trechos em vãos livres, e, por conseguinte, sua vida útil. Numa abordagem mais avançada, indica a aplicação de leis de propagação de trincas, tal qual a metodologia *da/dN*, definida por *Paris* e estabelecida por conceitos de mecânica da fratura.

Considerando a metodologia *S-N*, a vida útil à fadiga deve ser calculada pela regra de acúmulo de danos de *Palmgren-Miner*, Equação 15. O número de ciclos admissíveis N é determinado pelas curvas *S-N* de projeto (faixa de tensões $\times$ número de ciclos admissíveis) da *DNV RP 0005 – Fatigue design of offshore steel structures*, as quais possuem duas inclinações. Estas curvas são expressas pelas seguintes expressões:

$$N = \begin{cases} \bar{a}_1 \cdot S'^{-m_1}, & S' > S_{sw} \\ \bar{a}_2 \cdot S'^{-m_2}, & S' \leq S_{sw} \end{cases} \quad \text{Equação 15}$$

Onde N representa o número de ciclos admissíveis, $a_{1,2}$ são as interseções com o eixo $\log N$ das curvas *S-N*, $m_{1,2}$ são os coeficientes angulares das curvas *S-N*, S' é a faixa de tensões, e S_{sw} equivale a tensão na intersecção entre as duas inclinações das curvas *S-N*. Uma vez que a vida é dada pelo inverso do dano acumulado ao qual o duto foi submetido, calcula-se a vida útil da estrutura considerando o somatório do dano imposto por todas as velocidades de ondas/correntes e suas respectivas probabilidades de ocorrência.

$$T_{life} = \frac{1}{\sum \left(\frac{f_v S_i^{m_{1,2}} P_i}{a_{1,2}} \right)} \quad \text{Equação 16}$$

Onde T_{life} é a vida à fadiga, f_v é a frequência natural de vibração e P_i é a probabilidade de ocorrência de onda/corrente para o ciclo de tensão.

De acordo com a referência da *DNV (Det Norske Veritas, 2014)*, a escolha da curva *S-N* a ser considerada na análise deve ser baseada no nível de desalinhamento permitido à época da instalação do duto, além da localização do ponto geométrico concentrador de tensões, denominado *hot spot*. A Tabela 2 indica as curvas a serem consideradas em função destes parâmetros, ao passo que a Tabela 3 indica os parâmetros que definem estas curvas *S-N*. Já a Figura 31 representa graficamente as curvas citadas considerando os efeitos de desalinhamento.

Tabela 2- Curvas S-N a serem consideradas nas análises de vãos livres de dutos em operação de acordo a Tabela 2-4 da DNV RP 0005

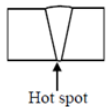
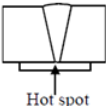
Solda	Geometria e hot spot	Requisitos de tolerância	Curva S-N
<i>Single side</i>		$\delta_m \leq \min(0.15t, 3mm)$	F1 ao ar
		$\delta_m > \min(0.15t, 3mm)$	F3 ao ar
<i>Single side on backing</i>		$\delta_m \leq \min(0.1t, 2mm)$	F ao ar
		$\delta_m > \min(0.1t, 2mm)$	F1 ao ar

Tabela 3 - Parâmetros das curvas S-N de acordo com a Tabela 2-1 DNV RP 0005

Curva S-N	$N \leq 10^7$ ciclos		$N > 10^7$ ciclos	
	m_1	$\log \bar{a}_1$	$\log \bar{a}_2$	$N \text{ shift}$
			$m_2 = 5.0$	
F ao ar	3	11.855	15.091	1E+07
F1 ao ar	3	11.699	14.832	1E+07
F3 ao ar	3	11.546	14.576	1E+07

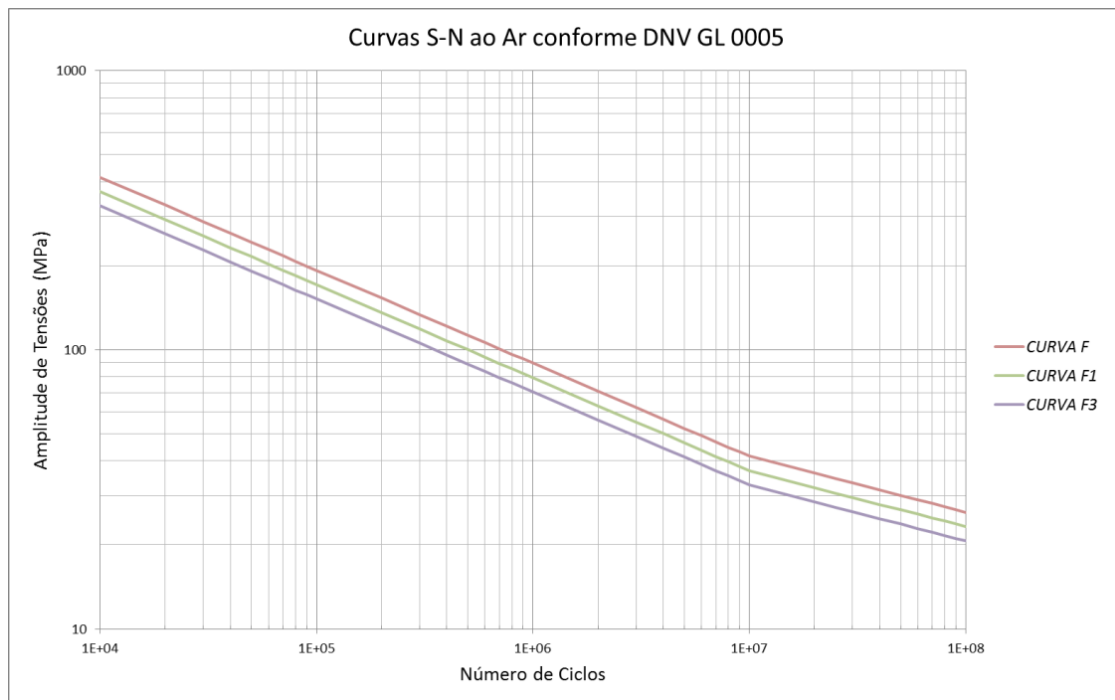


Figura 31- Curvas S-N a serem consideradas nas análises de vãos livres de dutos em operação de acordo com a DNV

Ressalta-se que as curvas apresentadas nos documentos da *DNV* são as curvas médias dos ensaios de fadiga menos dois desvios padrões, isto é, uma probabilidade de sobrevivência de 97,6%.

Nota-se pela Equação 16 que a vida à fadiga do vão é dependente da faixa de tensões (S_i), condições de mar e respectivas probabilidades de ocorrência (P_i), além da frequência natural do vão livre (f_v). A probabilidade de ocorrência das condições ambientais é um parâmetro de entrada definido pela especificação técnica de dados meteoceanográficos do campo onde o duto está instalado. Já a faixa de tensões e frequências naturais podem ser calculadas analítica ou numericamente. As etapas para determinação destes parâmetros são descritas a seguir.

5.2. Cálculo da faixa de tensões

A faixa de tensões aos quais o vão livre estará submetido, em casos de vibração, deve ser estimada com o auxílio dos modelos de resposta desenvolvidos empiricamente e documentados pela *DNV* em 2006, tanto para os modos *In-Line*, quanto para os modos *Cross-Flow* de vibração.

Estes modelos relacionam a amplitude de tensões normalizada para um diâmetro unitário com a velocidade reduzida, para posterior cálculo da faixa de tensões. A Figura 32 e a Figura 33 a seguir demonstram de forma generalizada os princípios dos modelos de resposta na direção *In-Line* e *Cross-Flow*, respectivamente. Equações específicas para geração destes modelos em diferentes condições são descritas pela *DNV RP F105*.

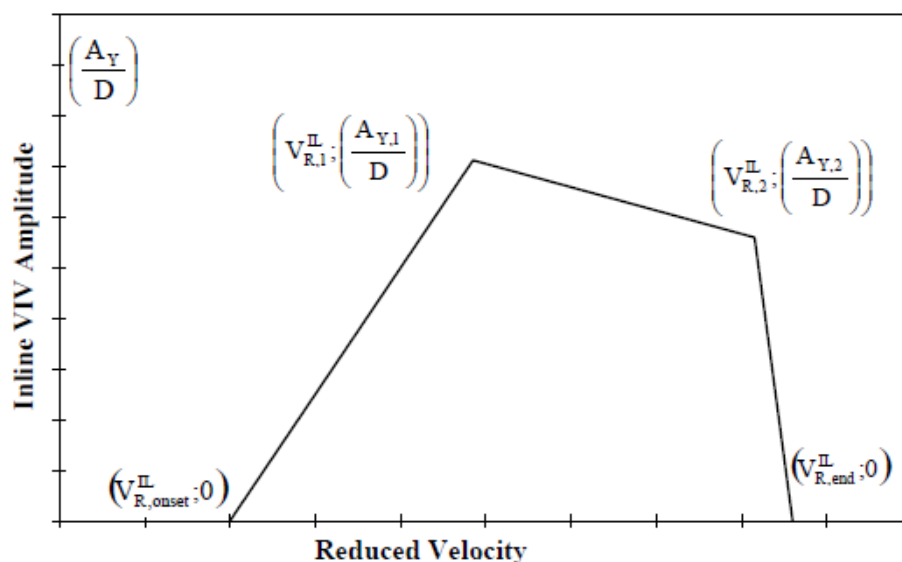


Figura 32 - Reprodução da figura 4-2 da DNV-RP-F105 – Princípios de geração do modelo de resposta na direção *In-Line*

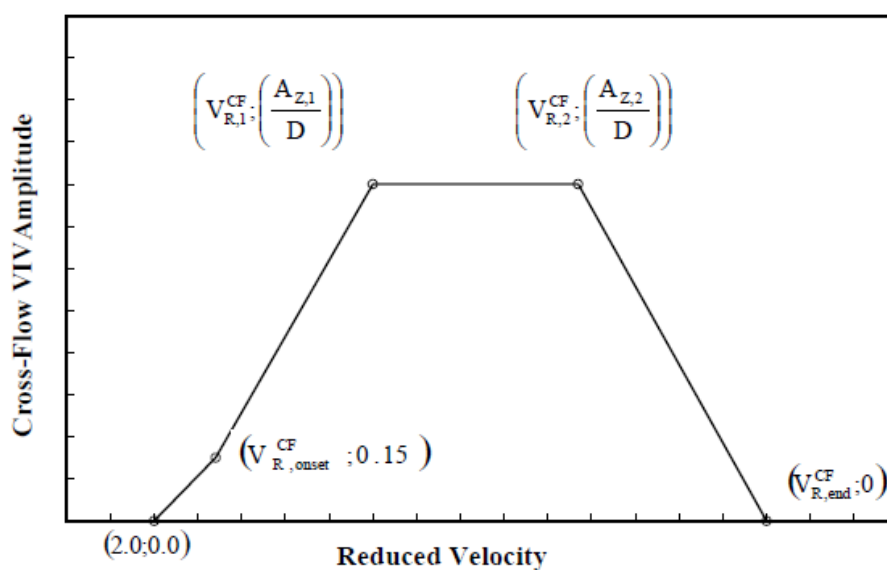


Figura 33 - Reprodução da figura 4-5 da DNV-RP-F105 – Princípios de geração do modelo de resposta na direção *Cross-Flow*

Onde A_y/D e A_z/D correspondem às máximas amplitudes de resposta do VIV normalizadas para um diâmetro nos modos *In-Line* e *Cross-Flow*, respectivamente, V_r corresponde à velocidade reduzida.

Este cálculo referente a faixa de tensões, além de parâmetros estruturais e hidrodinâmicos, também é função das condições de contorno as quais o trecho em vão livre está submetido. Tais condições são diferentes caso o comportamento estático e dinâmico do vão em análise seja afetado pela presença de vãos adjacentes. Se afetado, considera-se que há interação entre os vãos. Caso contrário, o vão livre é tratado como isolado. Desta forma, a primeira etapa para obtenção da faixa de tensões consiste na verificação sobre o comportamento isolado ou interação entre vãos.

A Figura 34 pode ser utilizada para classificação de vãos livres, onde cada curva representa um tipo de solo. Caso o ponto definido pelo par ordenado (L_a/L , L_{sh}/L) se localize abaixo da curva, o vão se comporta como isolado. Caso contrário, há a interação entre os vãos.

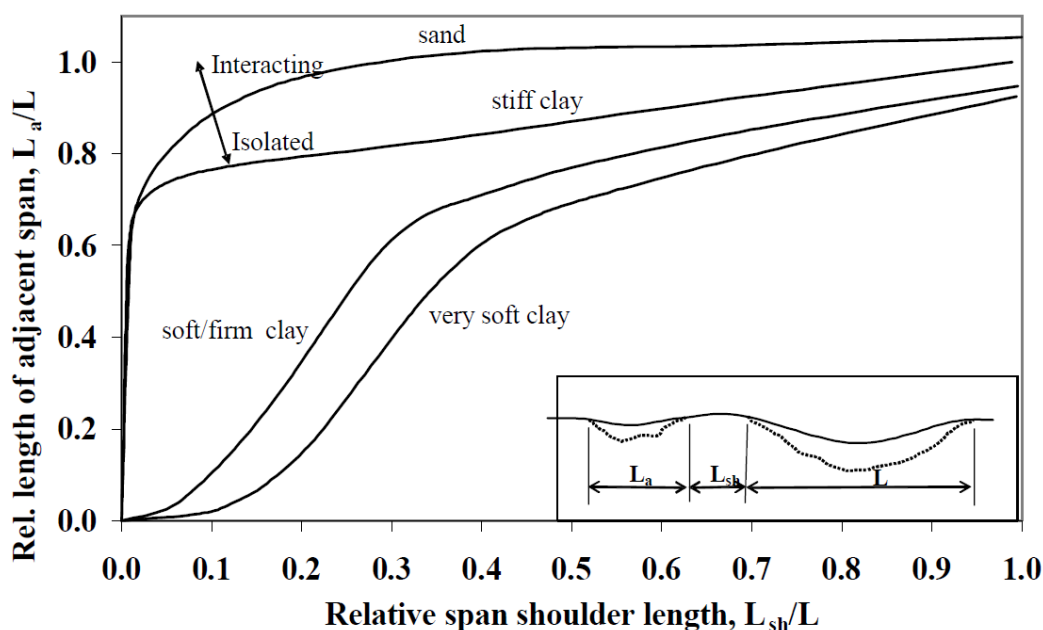


Figura 34 - Reprodução da figura 1-2 da DNV-RP-F105 – Classificação de vãos livres

Onde L é o comprimento do vão livre, L_a é o comprimento do vão adjacente e L_{sh} é o comprimento do ombro de solo.

Assim, estabelecem-se as seguintes condições de contorno:

- Vãos isolados: bi-engastados corrigidos por um comprimento de vão equivalente (*free span on seabed*);
- Vãos interagindo: bi-apoiados (*pinned-pinned*).

As premissas acerca da interação ou não entre vãos são computadas no cálculo analítico através do uso de constantes nas equações que regem o comportamento dinâmico do sistema, cujos valores serão demonstrados adiante. Outra alternativa mais precisa e por conseguinte mais indicada, seria o desenvolvimento de uma análise pelo método dos elementos finitos, onde a resposta do sistema no que diz respeito ou não à interação entre vãos seria obtida diretamente do modelo numérico.

A seguir são apresentados os procedimentos para cálculo da faixa de tensões nos modos *In-Line* e *Cross-Flow*, uma vez estabelecida a interação ou não entre vãos.

5.2.1. Faixa de tensões no modo *In-Line*

O cálculo da faixa de tensões no modo *In-Line* deve ser efetuado a partir da expressão abaixo:

$$S_{IL} = 2 \cdot A_{IL} \cdot (A_y/D) \cdot \psi_{\alpha,IL} \cdot \gamma_s \quad \text{Equação 17}$$

Onde S_{IL} corresponde à faixa de tensões no modo *In-Line*, A_{IL} representa a amplitude de tensões unitária no modo *In-Line*, A_y/D é a máxima amplitude de resposta do VIV no modo *In-Line* normalizada para um diâmetro, $\psi_{\alpha,IL}$ é um fator de correção da razão de correntes e γ_s é o fator de segurança a ser multiplicado na faixa de tensões ($\gamma_s=1.3$).

A amplitude de tensões, A_{IL} , se obtida analiticamente, deve ser calculada conforme equações abaixo:

$$A_{IL} = C_4 (1 + CSF) \cdot \frac{D \cdot (D_s - t) \cdot E}{L_{eff}^2} \quad \text{Equação 18}$$

Onde C_4 corresponde ao coeficiente que depende da condição de contorno, sendo igual a 4.93 para vãos isolados e $14.1(L/L_{eff})^2$ para vãos interagindo; CSF é o fator de rigidez do concreto, D equivale ao diâmetro externo do duto incluindo revestimentos, D_s é o diâmetro externo do aço, t representa a espessura do aço, E é o módulo de elasticidade e L_{eff} é comprimento efetivo do vão livre obtido pela Figura 35.

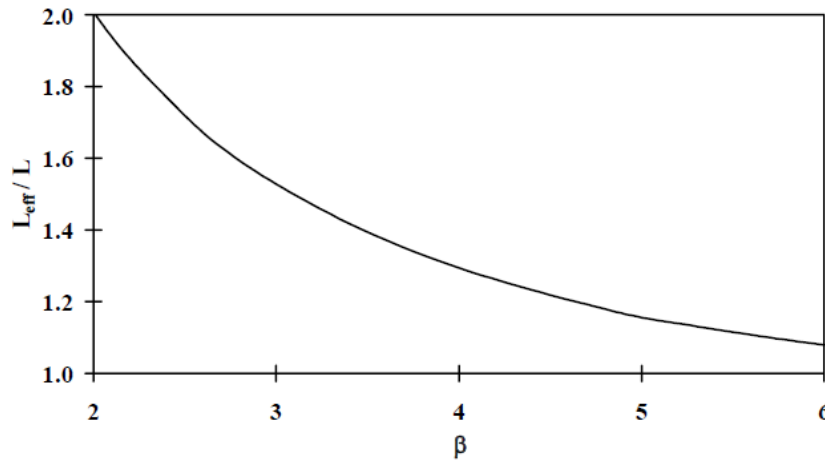


Figura 35 - Reprodução da Figura 6-4 da DNV-RP-F105- Comprimento efetivo do vão em função de β

$$CSF = k_c \cdot \left(\frac{EI_{conc}}{EI_{steel}} \right)^{0,75} \quad \text{Equação 19}$$

Onde k_c é uma constante empírica para rigidez do concreto, sendo igual a 0,33 para revestimentos de asfaltos e 0,25 para revestimentos PP/PE, L é o comprimento do vão livre, EI_{conc} corresponde à rigidez a flexão do concreto e EI_{steel} representa a rigidez à flexão do aço.

$$\beta = \log_{10} \left(\frac{K.L^4}{(1 + CSF).EI_{steel}} \right) \quad \text{Equação 20}$$

Onde β é um parâmetro de rigidez relativa do sol e K corresponde à rigidez estática horizontal do solo. O termo $\Psi_{\alpha,IL}$ se refere a uma função de redução para contabilizar a redução nas vibrações *In-Line* em condições dominadas por ondas:

$$\psi_{\alpha,IL} = \begin{cases} 0 & \text{para } \alpha < 0.5 \\ \frac{\alpha - 0.5}{0.3} & \text{para } 0.5 < \alpha < 0.8 \\ 1 & \text{para } \alpha > 0.8 \end{cases} \quad \text{Equação 21}$$

$$\alpha = \frac{U_c}{U_c + U_w} \quad \text{Equação 22}$$

Onde α corresponde a razão de correntes, U_c representa a velocidade de corrente normal ao duto e U_w é a velocidade de onda corrigida normal ao duto.

Já o termo A_y/D , como descrito anteriormente, deve ser obtido através dos modelos de resposta. Este termo é dependente da velocidade reduzida, V_R , do parâmetro adimensional K_{sd} , além do ângulo de incidência de fluxo no duto, e deve ser obtido com auxílio da Figura 36:

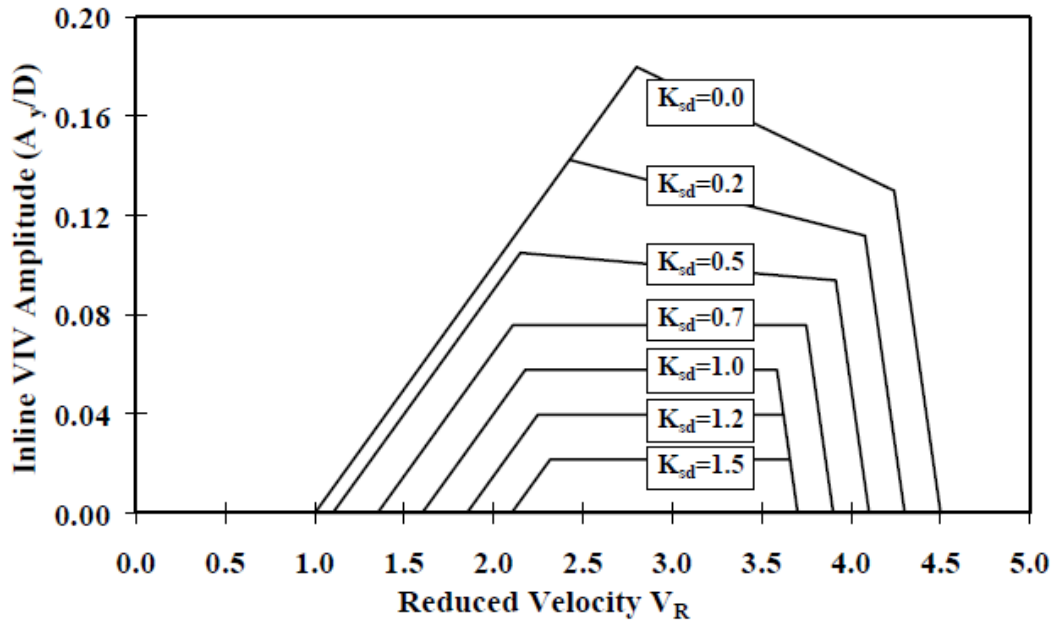


Figura 36 - Reprodução da figura 4-1 da DNV-RP-F105- Modelo de resposta na direção In-Line

A velocidade reduzida pode ser entendida como um range de velocidades nos quais o VIV pode ocorrer. As equações que governam o modelo de resposta *In-Line* são descritas a seguir. A velocidade reduzida obedece a seguinte relação:

$$V_R = \frac{U_c + U_w}{f_n \cdot D} \quad \text{Equação 23}$$

Onde V_R corresponde velocidade reduzida, U_c representa a velocidade de corrente normal ao duto, U_w é a velocidade de onda corrigida normal ao duto, f_n é a frequência natural para dado modo de vibração e D é o diâmetro externo incluindo revestimentos. Os dados ambientais U_c e U_w correspondem a dados normalmente apresentados em especificações técnicas de dados meteoceanográficos do campo onde o duto está instalado. Já a frequência natural, f_n , pode ser calculada analítica ou numericamente, e seu cálculo será detalhado adiante.

O parâmetro hidrodinâmico de estabilidade, K_{sd} , é um dos principais parâmetros que governa os movimentos do vão, depende da geometria e massa do duto, além de propriedades de amortecimento estrutural e amortecimento do solo.

$$K_{sd} = \frac{K_s}{\gamma_k} \quad \text{Equação 24}$$

Onde K_{sd} é o parâmetro de estabilidade com fator de segurança, K_s corresponde ao parâmetro de estabilidade sem fator de segurança, γ_k é o fator de segurança para o fator de estabilidade, sendo igual a 1,00 para classe de segurança baixa, igual a 1,15 para classe de segurança normal e igual a 1,30 para classe de segurança alta.

$$K_s = \frac{4 \cdot \pi \cdot m_e \zeta_T}{\rho_{H2O} \cdot D^2} \quad \text{Equação 25}$$

O parâmetro m_e é a massa efetiva por unidade de comprimento, ζ_T é o amortecimento total, ζ_{str} corresponde ao amortecimento estrutural sendo igual a 0,5% para dutos sem concreto e de 1-2% para dutos com concreto. ζ_{soil} é o amortecimento do solo de acordo com a Tabela 4 e Tabela 5, ρ_{H2O} é a massa específica da água do mar, e D é o diâmetro externo incluindo revestimentos.

$$m_e = m_{str} + m_c + m_a \quad \text{Equação 26}$$

Onde m_{str} é a massa estrutural incluindo revestimentos, m_c é a massa do fluído interno e m_a é a massa adicionada, definida como:

$$m_a = C_a \cdot \frac{\pi}{4} \cdot D^2 \cdot \rho_{H2O} \quad \text{Equação 27}$$

Onde C_a corresponde ao coeficiente relativo à massa adicionada.

$$C_a = \begin{cases} 0.68 + \frac{1.6}{(1 + 5(e/D))} & \text{para } e/D < 0.8 \\ 1 & \text{para } e/D \geq 0.8 \end{cases} \quad \text{Equação 28}$$

Onde e é a distância do fundo do solo ao duto (gap), correspondente ao valor médio do terço central do vão, conforme Figura 37.

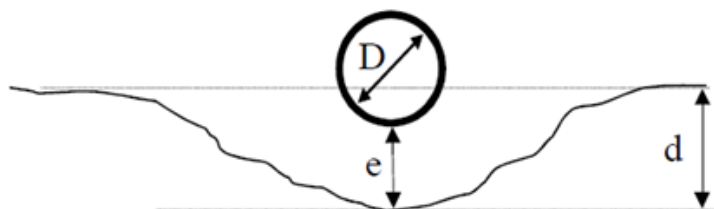


Figura 37 – Reprodução da Figura 4-6 da DNV-RP-F105- Definição do "Gap" máximo

A Tabela 4 e a Tabela 5 reproduzem os dados das tabelas 7-3 e 7-4 da DNV-RP-F105, que estabelecem o amortecimento do solo em função da razão de aspecto do duto (L/D) de solos argilosos e arenosos, respectivamente.

Tabela 4 – Reprodução da tabela 7-3 da DNV-RP-F105- Amortecimento para solos do tipo clay

Table 7-3 Modal soil damping ratios (in %) for sand						
Sand type	Horizontal (in-line) direction L/D			Vertical (cross-flow) direction L/D		
	< 40	100	> 160	< 40	100	> 160
Loose	3.0	2.0	1.0	2.0	1.4	0.8
Medium	1.5	1.5	1.5	1.2	1.0	0.8
Dense	1.5	1.5	1.5	1.2	1.0	0.8

Tabela 5 – Reprodução da tabela 7-4 da DNV-RP-F105- Amortecimento para solos do tipo sand

Table 7-4 Modal soil damping ratios (in %) for clay						
Clay type	Horizontal (in-line) direction L/D			Vertical (cross-flow) direction L/D		
	< 40	100	> 160	< 40	100	> 160
Very soft - Soft	4.0	2.0	1.0	3.0	2.0	1.0
Firm – Stiff	2.0	1.4	0.8	1.2	1.0	0.8
Very stiff - Hard	1.4	1.0	0.6	0.7	0.6	0.5

5.2.2. Faixa de tensões no modo Cross-Flow

O cálculo da faixa de tensões no modo *Cross-Flow* deve ser efetuado a partir da expressão abaixo:

$$S_{CF}=2 \cdot A_{CF} \cdot (A_z/D) \cdot R_k \cdot \gamma_s \quad \text{Equação 29}$$

Onde S_{CF} corresponde à faixa de tensões no modo *Cross-Flow*, A_{CF} representa a amplitude de tensões unitária neste modo, A_z/D é a máxima amplitude de resposta do VIV no modo *Cross-Flow* normalizada para um diâmetro, R_k é um fator de redução devido ao amortecimento e γ_s é o fator de segurança a ser multiplicado na faixa de tensões ($\gamma_s = 1,3$).

O fator de redução devido ao amortecimento é relacionado de acordo com a equação abaixo:

$$R_k = \begin{cases} 1 - 0.15K_{sd} & \text{para } K_{sd} \leq 4 \\ 3.2K_{sd}^{-1.5} & \text{para } K_{sd} > 4 \end{cases} \quad \begin{matrix} \text{Equação} \\ 30 \end{matrix}$$

A amplitude de tensões, A_{CF} , se calculada analiticamente, deve ser obtida segundo expressões (19) a (24), porém com a rigidez estática vertical K (Equação 20). Já o termo A_z/D é dependente de uma série de parâmetros, dentre eles, a velocidade reduzida, V_R , o número de *Keulegan-Carpenter*, KC , a razão de velocidades de correntes, α , entre outros, e deve ser obtido com auxílio do modelo de resposta representado pela Figura 38:

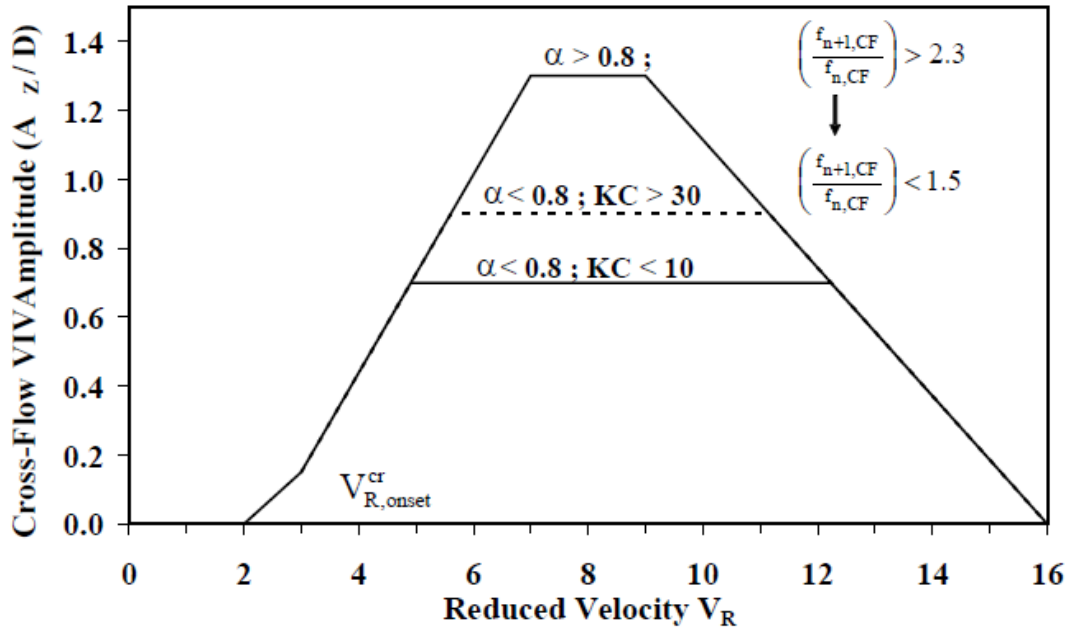


Figura 38 - Reprodução da Figura 4-4 da DNV-RP-F105 - Modelo de resposta na direção Cross-Flow

As equações que governam o modelo de resposta *Cross-Flow* são descritas a seguir.

$$KC = \frac{U_w}{f_w \cdot D} \quad \text{Equação 31}$$

Onde KC é o número de *Keulegan-Carpenter*, U_w é a velocidade de onda corrigida conforme item 3.4 da *DNV-RP-F105*, f_w é a frequência de ondas, D é o diâmetro externo do duto incluindo revestimentos, U_c é a velocidade de corrente normal ao duto.

5.3. Cálculo das frequências naturais

A faixa de tensões dos modos *In-Line* e *Cross-Flow*, obtido a partir dos modelos de resposta em conjunto com a Equação 17 e Equação 29, dependem fortemente das frequências naturais dos trechos em vãos livres. Isto porque, quanto mais próximas as frequências de desprendimentos de vórtices estiverem das frequências naturais dos vãos, mais próxima da ressonância estará o sistema e, conseqüentemente, maior será a deflexão do duto. A determinação das frequências naturais pode ser realizada por formulações analíticas ou análises numéricas pelo método dos elementos finitos.

A prática recomendada DNV-RP-F105 apresenta equações para determinação analítica destas frequências. Entretanto, o uso destas equações é restrito a limites de validade, que serão detalhados adiante. Nos casos em que estes limites de validade não sejam respeitados, a formulação analítica não pode ser aplicada, e diretrizes mínimas para realização de análises numéricas devem ser seguidas, no intuito de direcionar o cálculo a partir do método dos elementos finitos.

5.3.1. Cálculo analítico das frequências naturais

A frequência natural do vão livre depende, além de outros parâmetros estruturais e geométricos, das condições de contorno as quais o trecho do vão livre está submetido. Estas, por sua vez, dependem da interação ou não entre os vãos, como já descrito neste documento. Desta forma, conhecidas as condições de contorno, os carregamentos externos, bem como parâmetros estruturais e geométricos, a primeira frequência natural pode ser calculada de acordo com a equação a seguir:

$$f_1 = C_1 \sqrt{1.CSF} \sqrt{\frac{EI_{steel}}{m_e L_{eff}^4} \cdot \left(1 + \frac{S_{eff}}{P_{cr}} + C_3 \left(\frac{\delta}{D} \right)^2 \right)} \quad \text{Equação 32}$$

Onde C_1 e C_3 são coeficientes que dependem da condição de contorno. Para vãos isolados $C_1=1,7$ / $C_3=0,8$; para vãos interagindo $C_1=3,56$ / $C_3=0,4$. O parâmetro CSF corresponde ao fator de rigidez do concreto, EI_{steel} é a rigidez a flexão do vão, m_e corresponde à massa efetiva por unidade de comprimento, L_{eff} é o comprimento efetivo do vão livre, S_{eff} é a carga axial efetiva, P_{cr} corresponde à carga crítica de *buckling*, δ é a deflexão estática e D é o diâmetro externo incluindo os revestimentos.

Esta relação é aplicável somente se os seguintes limites de validade forem respeitados:

$$\frac{L}{D} < 140 \quad \text{Equação 33}$$

$$\frac{S_{eff}}{P_{cr}} > -0,5 \quad \text{Equação 34}$$

$$\frac{\delta}{D} < 2,5 \quad \text{Equação 35}$$

Os limites impostos pelas equações acima indicam que a formulação analítica é válida se o duto comporta-se de acordo com a teoria de *Euler-Bernoulli* de vigas, trabalha sob pequenos deslocamentos e que a instabilidade à compressão (flambagem) não influencia na resposta do sistema.

Caso estes critérios não sejam satisfeitos, uma análise baseada no método de elementos finitos deve ser executada para determinação das frequências naturais do sistema, como será apresentado adiante. A seguir são apresentadas as equações para determinação dos parâmetros δ , S_{eff} e P_{cr} necessários para verificação dos critérios citados acima.

Cálculo de P_{cr}

$$P_{cr} = (1 + CSF) \cdot C_2 \cdot \pi^2 \cdot EI_{steel} / L_{eff}^2 \quad \text{Equação 36}$$

Onde C_2 é o coeficiente que depende da condição de contorno. Para vãos interagindo $C_2=1$, para vãos isolados $C_2=4$, CSF corresponde ao fator de rigidez do concreto, EI_{steel} é a rigidez a flexão do vão e L_{eff} é o comprimento efetivo do vão livre.

Cálculo de S_{eff}

$$S_{eff} = H_{eff} - \Delta p_i A_i (1 - 2\nu) - A_s E \Delta T \alpha_e \quad \text{Equação 37}$$

Onde H_{eff} é a carga residual de lançamento, Δp_i é o diferencial de pressão interna de operação e pressão interna de lançamento, A_i é a área do círculo interna, ν é o coeficiente de *Poisson*, A_s é a área da seção transversal do aço, E é o módulo de elasticidade do aço, ΔT é o diferencial de temperatura de operação e temperatura de lançamento e α_e é o coeficiente de expansão térmica.

De acordo com a *DNV-RP-F105*, a Equação 37 é uma estimativa conservadora para cálculo da carga axial efetiva que atua no vão livre. Isto porque considerada o trecho em vão livre como completamente restrito, ou seja, sob compressão devido às reações impostas aos carregamentos de pressão e temperatura. Esta premissa conduz ao cálculo de frequências naturais mais baixas, próximas às frequências de excitação, e em consequência uma menor vida útil à fadiga. Para uma melhor estimativa da carga axial efetiva, deve-se proceder a uma análise detalhada pelo método dos elementos finitos., com uma adequada representação da interação duto-solo.

Cálculo de δ

$$\delta = C_6 \frac{q \cdot L_{eff}^4}{EI_{steel} (1 + CSF)} \frac{1}{\left(1 + \frac{S_{eff}}{P_{cr}}\right)} \quad \text{Equação 38}$$

Onde C_6 é o fator de rigidez do concreto dependente da condição de contorno sendo igual a 5/384 para vãos interagindo e 1/384 para vãos isolados, e q representa o carregamento estático vertical.

Uma vez atendidos os critérios descritos pela Equação 33, Equação 34 e Equação 35, e conhecidos os ranges de tensões nos modos *In-Line* e *Cross-Flow*, calcula-se a vida útil à fadiga do vão livre em análise pela metodologia S-N.

5.3.2. Cálculo numérico

A prática recomendada *DNV-RP-F105* prevê que análises numéricas pelo método dos elementos finitos devem ser conduzidas caso os limites de validade do cálculo analítico não sejam satisfeitos, ou ainda, quando se deseja obter resultados mais precisos. O objetivo desta análise é estabelecer valores de frequências naturais e amplitudes de tensões mais acuradas, obtendo um range de tensões mais refinado para cálculo da vida útil à fadiga pela metodologia S-N.

A faixa de tensões *In-Line* e *Cross-Flow*, S_{IL} e S_{CF} , respectivamente, continuam sendo definidos com auxílio dos modelos de resposta em conjunto com a Equação 17 e Equação 29. Entretanto, as frequências naturais extraídas do modelo numérico passam a ser utilizadas no cálculo das velocidades reduzidas, V_r , eixo das abcissa dos modelos de resposta, ao invés daquela que seria obtida analiticamente a partir da Equação 23.

O mesmo ocorre com as amplitudes de tensões A_{IL} e A_{CF} , que quando obtidas numericamente, substituem aquelas que seriam calculadas pela Equação 18. Desta forma, procede-se:

$$V'_R = \frac{U_c + U_w}{f'_n \cdot D} \quad \text{Equação 39}$$

Onde V'_R corresponde a velocidade reduzida obtida a partir de cálculos numéricos, U_c representa a velocidade de corrente normal ao duto, U_w é a velocidade de onda corrigida normal ao duto, f'_n é a frequência natural calculada numericamente para dado modo de vibração e D é o diâmetro externo incluindo revestimentos.

$$S'_{IL}=2. A'_{IL} (A_y/D) \cdot \psi_{\alpha,IL} \cdot \gamma_s \quad \text{Equação 40}$$

Onde S'_{IL} corresponde ao stress range calculado numericamente para o modo *In-Line*, A'_{IL} representa a amplitude de *tensões unitária calculada numericamente*, A_y/D é a *máxima amplitude de resposta do VIV no modo In-Line* normalizada para um diâmetro, $\psi_{\alpha,IL}$ é um fator de correção da razão de correntes e γ_s é o fator de segurança a ser multiplicado na faixa de tensões ($\gamma_s=1.3$)

$$S'_{CF}=2. A'_{CF} (A_z/D) \cdot R_k \cdot \gamma_s \quad \text{Equação 41}$$

Onde S'_{CF} corresponde à faixa de tensões calculada numericamente no modo *Cross-Flow*, A'_{CF} representa a amplitude de tensões unitária calculada numericamente, A_z/D é a máxima amplitude de resposta do VIV no modo *Cross-Flow* normalizada para um diâmetro, R_k é um fator de redução devido ao amortecimento e γ_s é o fator de segurança a ser multiplicado na faixa de tensões ($\gamma_s=1,3$).

A primeira etapa no processo de modelagem computacional de um fenômeno físico consiste na identificação dos fatores que influenciam de maneira relevante o problema. Isto implica na escolha adequada dos princípios físicos e das variáveis dependentes e independentes que descrevem o problema, resultando em um modelo matemático constituído por um conjunto de equações diferenciais (Ribeiro, 2004). Logo, a idealização do modelo numérico aplicado a análise de vãos livres deve considerar os seguintes aspectos:

- Geometria do trecho em avaliação obtida através de dados de projeto e dados de inspeção: seção transversal, configuração e dimensão do trecho de duto em vão livre;
- Propriedades mecânicas do material de fabricação do duto: módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, limite de escoamento/ruptura;
- Perfil de tração residual de lançamento;

- Perfil de pressão interna e pressão externa (lâmina d'água) de operação;
- Peso próprio da estrutura submersa: contribuição de revestimentos, fluido interno, efeitos de empuxo, massa adicionada;
- Condições de contorno adequadas (interação duto-solo / duto-suportes).

A prescrição dos carregamentos externos de pressão e temperatura, aliados a uma condição inicial muitas vezes tracionada proveniente da instalação de dutos submarinos, assim como a interação duto-solo bem representada pelas condições de contorno, leva a uma grande redução no conservadorismo que seria imposto pela Equação 37, que trataria o duto como completamente restrito/comprimido.

Para que a redução no conservadorismo seja possível, a análise deve ser realizada em duas etapas principais. A primeira delas consiste na análise estática para obtenção da condição deformada do trecho em vão livre, e em seguida, a análise dinâmica modal, para obtenção das frequências naturais e amplitudes de tensões (*Guo, Song, Ghalambor, & Chacko, 2005*).

A configuração estática de um vão livre isolado é ilustrada na Figura 39. Nela, nota-se o desenvolvimento de uma tensão circunferencial governada pelo delta de pressão, uma tensão longitudinal causada pela superposição dos efeitos de pressão, expansão térmica e deflexão do tubo, assim como a condição deformada da estrutura decorrente de seu peso próprio.

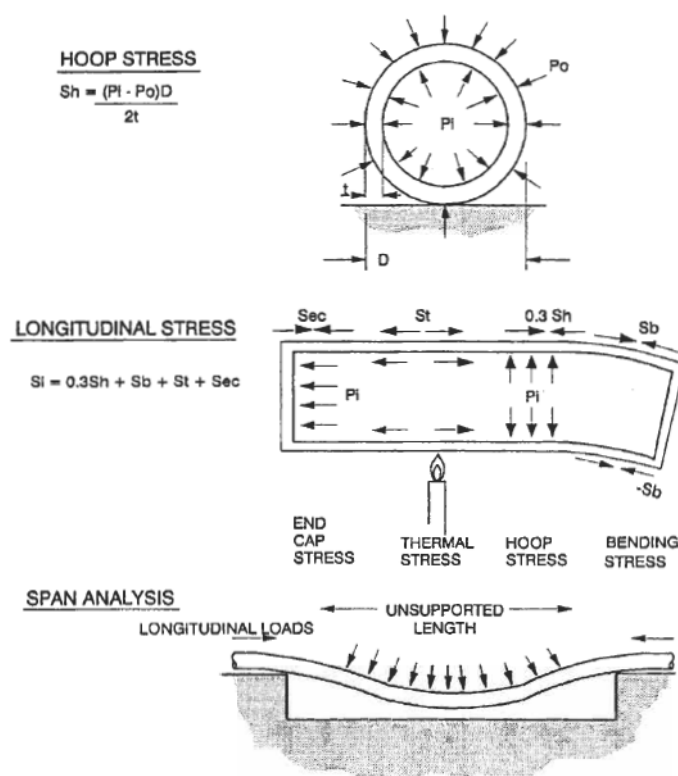


Figura 39 – Configuração estática de um vão livre isolado (Y. Bai, 2001)

Como as análises são baseadas em dados de inspeção, sabe-se de forma precisa a geometria do sistema a ser avaliado, tal como os comprimentos dos vãos, dos trechos em contato com o solo, bem como o enterramento ou não do duto. Desta forma, apesar das irregularidades presentes no leito marinho, é razoável modelar a geometria do duto como uma viga reta, obter sua condição deformada a já na análise estática, para então proceder a uma análise dinâmica modal (Sollund, Vedeld, Hellesland, & Fyrileiv, 2014), obtendo os autovalores e autovetores que representam as frequências naturais e os modos de vibração, respectivamente.

A Figura 40, por sua vez, representa a idealização de um modelo composto por dois vãos interagindo (c), separados por um ombro de solo, elaborada por Vedeld *et al.*. A interação duto-solo é representada por molas com rigidez equivalente nas direções ortogonais X, Y, Z (a), que devem ser representadas tanto na análise estática, quanto na análise dinâmica.

Como na análise estática predomina a deflexão vertical do duto, apenas as molas verticais e longitudinais ao duto podem ser representadas. Já na análise dinâmica, como

o duto tende a vibrar perpendicularmente à incidência de correntes, ou seja, nos planos XY e XZ (b), as molas devem atuar nas três direções ortogonais.

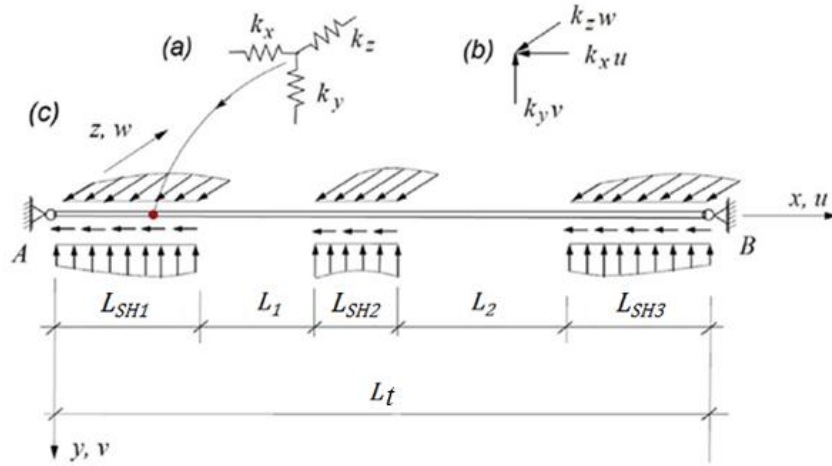


Figura 40 – Idealização do modelo físico de vãos livres (c); Representação do solo por molas equivalentes (a); Direção das reações do solo (b) (Sollund et al., 2014)

Onde L_T representa o comprimento total, $L_{1,2}$ equivalem ao comprimento dos vãos e $L_{SH1,2,3}$ correspondem ao comprimento dos ombros de solo.

Cabe ressaltar que esta idealização não se aplica a modelos onde não linearidades (excetuando-se as geométricas) sejam representativas, tais quais dutos operando em elevados gradientes térmicos, onde a interação não linear entre o duto e o solo, além de efeitos de plasticidade, possam ser relevantes.

Com relação ao material do duto, considera-se que o mesmo é linear elástico, homogêneo e isotrópico. Esta consideração se justifica pelo fato de que o método para extração dos modos e frequências naturais (autovalores e autovetores) apenas demonstrar efeitos lineares (Kristiansen & P R Tornes, 1998). Assim sendo, quaisquer não linearidades, como efeitos de plasticidade, grandes deformações e atrito são ignorados na análise modal, mesmo que sejam incluídos no modelo numérico.

A malha de elementos finitos deve ser discretizada com elementos que, em sua formulação, considere que a seção transversal do tubo permaneça circular e plana, que as pressões e temperaturas possam ser prescritas tanto na face interna quanto na face

externa do duto, e que os efeitos de rigidez axial causados pela pressão interna sejam contabilizados.

A seguir são descritas as etapas gerais a serem implementadas numa análise detalhada pelo método dos elementos finitos para avaliação de vãos livres de dutos rígidos em operação, a partir de dados de inspeção:

- 1) Aplicação da tração residual de lançamento numa viga inicialmente reta, se houver;
- 2) Modelagem da interação duto solo considerando molas de rigidez estática equivalente;
- 3) Aplicação do peso próprio e obtenção da flecha inicial;
- 4) Aplicação dos carregamentos externos de pressão e temperatura de operação, e obtenção da condição deformada;
- 5) Modelagem da interação duto solo considerando molas de rigidez dinâmica equivalente;
- 6) Análise dinâmica modal para extração das frequências naturais e amplitudes de tensões.

5.4. Interação duto-solo

A interação duto-solo é uma variável importante tanto no cálculo analítico quanto na análise numérica, influenciando diretamente na estimativa da amplitude de tensões unitária. No que diz respeito ao cálculo analítico, a rigidez equivalente K do solo é considerada para corrigir o comprimento do vão quando este está interagindo com vãos adjacentes, conforme demonstrado pela Equação 18 até a Equação 22.

Já no modelo numérico, é a representação do solo que definirá a influência ou não de vãos adjacentes nas frequências e modos de vibração, assim como a resposta do solo (condições de contorno) aos carregamentos externos de temperatura e pressão, ou seja, a carga axial efetiva ao qual o vão está submetido.

O entendimento do comportamento acerca da interação duto-solo começou a ser mais bem estabelecido na década de 90. Trabalhos importantes conduzidos pela *STATOIL* e *SINTEF* (R. L. P. Verley & Sotberg, 1994; R. Verley & Lund, 1995)

fundamentaram os conceitos hoje presentes nos documentos *DNV-RP-F105* e *DNV-RP-F109*. (Det Norske Veritas, 2006, 2010b).

Estas referências estabelecem diretrizes para modelagem do comportamento do solo, em termos de rigidez por unidade de comprimento, indicando que este deve ser aproximado por molas de rigidez equivalentes nas direções vertical, axial e lateral, em termos de rigidez por unidade de comprimento (N/m/m). A Figura 41 ilustra a representação do solo por molas de rigidez equivalentes nas três direções, sendo que os valores a serem utilizados dependem do nível de enterramento do duto.

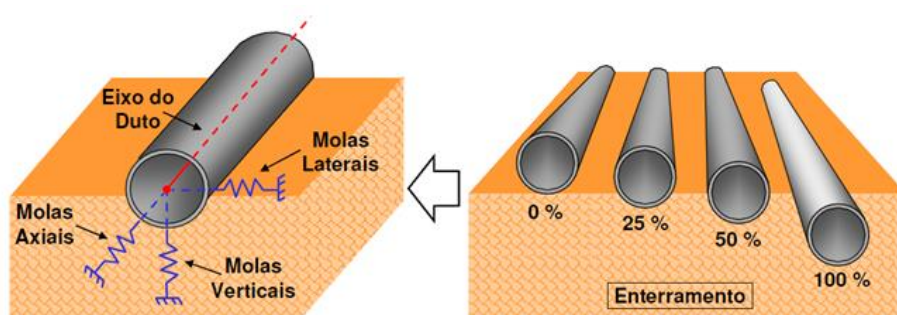


Figura 41 - Esquemático da interação duto-solo (PETROBRAS, 2014b)

Além da penetração do duto no solo, a rigidez equivalente dos solos depende também de parâmetros geotécnicos que variam em função do tipo de solo predominante, seja ele um solo coesivo (argiloso) ou não coesivo (arenoso). Na ausência de dados de ensaios, valores listados pela *DNV-RP-F105* podem ser considerados quando se deseja aproximar de forma analítica o comportamento do solo por molas de rigidez equivalentes. A Tabela 6 e a Tabela 7 listam valores típicos de alguns destes parâmetros em função do tipo de solo:

Tabela 6 - Reprodução da tabela 7-1 da DNV-RP-F105 – Parâmetros geotécnicos típicos para areais

Table 7-1 Typical geotechnical parameters for sand				
Soil type	φ_s	γ_{soil}' [kN/m ³]	ν	e_s
Loose	28 – 30°	8.5 – 11.0	0.35	0.7 – 0.9
Medium	30 – 36°	9.0 – 12.5	0.35	0.5 – 0.8
Dense	36 – 41°	10.0 – 13.5	0.35	0.4 – 0.6

Tabela 7 - Reprodução da tabela 7-2 da DNV-RP-F105 - Parâmetros geotécnicos típicos para argilas

Table 7-2 Typical geotechnical parameters for clay				
Soil type	s_u [kN/m ²]	γ_{soil}' [kN/m ³]	ν	e_s
Very soft	< 12.5	4 – 7	0.45	1.0 – 3.0
Soft	12.5 – 25	5 – 8	0.45	0.8 – 2.5
Firm	25 – 50	6 – 11	0.45	0.5 – 2.0
Stiff	50 – 100	7 – 12	0.45	0.4 – 1.7
Very stiff	100 – 200	10 – 13	0.45	0.3 – 0.9
Hard	> 200	10 – 13	0.45	0.3 – 0.9

Onde φ_s corresponde ao ângulo de fricção para solos arenosos, sendo em geral de valor nulo para solos argilosos, γ_{soil}' representa o peso submerso unitário do solo, ν é a razão de Poisson, e_s é equivale a razão de vazios e S_u é a razão de cisalhamento para solos argilosos, sendo um valor nulo para solos arenosos.

Outros parâmetros também são importantes, tal qual o *OCR* (*over consolidation ratio*) ou ainda I_p (índice de plasticidade para solos argilosos), entretanto, estes devem ser provenientes de dados de ensaios. Os capítulos a seguir detalham os procedimentos presentes nas diretrizes que modelam o comportamento estrutural da interação duto-solo.

5.4.1. Rigidez vertical

A forma mais direta de obter a resposta vertical do solo ao duto é através do uso da Tabela 8 e Tabela 9 fornecidas pela *DNV-RP-F105*. Nelas, são listados valores da rigidez vertical, $K_{V,S}$, a serem diretamente utilizados nas análises estáticas de dutos em solos arenosos e argilosos, respectivamente.

Tabela 8 - Reprodução da Tabela 7-5 da DNV-RP-F105 – Rigidez dinâmica e estática para interação duto e solo arenoso

Table 7-5 Dynamic stiffness factor and static stiffness for pipe-soil interaction in sand			
<i>Sand type</i>	C_V ($kN/m^{5/2}$)	C_L ($kN/m^{5/2}$)	$K_{V,S}$ ($kN/m/m$)
Loose	10500	9000	250
Medium	14500	12500	530
Dense	21000	18000	1350

Tabela 9 - Reprodução da Tabela 7-6 da DNV-RP-F105 – Rigidez dinâmica e estática para interação duto e solo argiloso

Table 7-6 Dynamic stiffness factor and static stiffness for pipe-soil interaction in clay with OCR = 1			
<i>Clay type</i>	C_V ($kN/m^{5/2}$)	C_L ($kN/m^{5/2}$)	$K_{V,S}$ ($kN/m/m$)
Very soft	600	500	50-100
Soft	1400	1200	160-260
Firm	3000	2600	500-800
Stiff	4500	3900	1000-1600
Very stiff	11000	9500	2000-3000
Hard	12000	10500	2600-4200

Com relação às análises dinâmicas, o uso destas tabelas em conjunto com a Equação 42 permite estimar a rigidez vertical do solo.

$$K_v = \frac{C_v}{1 - \nu} \left(\frac{2}{3} \frac{\rho_s}{\rho} + \frac{1}{3} \right) \sqrt{D} \quad \text{Equação 42}$$

Onde K_v corresponde a rigidez vertical dinâmica por unidade de comprimento, C_v define o coeficiente conforme Tabela 8 para areias ou Tabela 9 para argilas, ν é o coeficiente de Poisson apresentado nestas mesmas tabelas, ρ_s/ρ equivale à razão entre a massa específica do duto (sem massa adicionada) e a massa específica deslocada e D é o diâmetro externo do duto incluindo revestimentos.

Para análises mais precisas, deve-se relacionar a rigidez do solo com parâmetros geotécnicos, provenientes de ensaios ou dados típicos da literatura, e com o nível de enterramento do duto no leito marinho. Desta forma, a rigidez vertical estática do solo, $K_{v,s}$, pode ser calculada pela seguinte relação:

$$K_{v,s} = \frac{R_v}{v_1} \quad \text{Equação 43}$$

Onde $K_{v,s}$ corresponde a rigidez vertical estática por unidade de comprimento, R_v define a reação vertical do solo por unidade de comprimento e v_1 é a penetração do duto no solo.

A penetração do duto no solo é ilustrada na Figura 42.

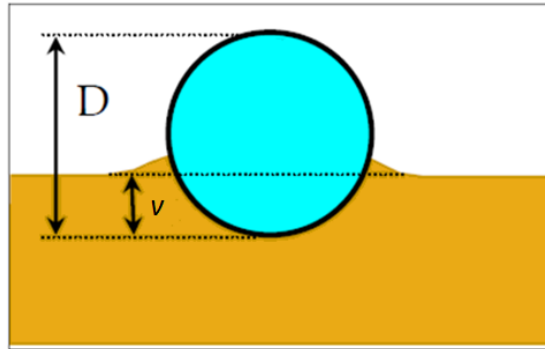


Figura 42 – Definição de penetração do duto no solo [68]

Uma vez que as análises de dutos em operação devem ser baseadas em registros de inspeção e a penetração do duto no solo é um dado conhecido, as seguintes expressões podem ser utilizadas para cálculo da reação vertical, R_v :

- Areia

$$R_v = \gamma_{soil} \cdot B (N_q v_{eff} + 0.5 N_\gamma B) \quad \text{Equação 44}$$

- Argila

$$R_v = N_c S_u B + A_p \gamma_{soil} \quad \text{Equação 45}$$

Onde γ_{soil} representa o peso submerso unitário do solo, B é a largura de contato para transferência de carregamento conforme Equação 46, N_q , N_c , N_γ são fatores adimensionais dependentes do ângulo de fricção, obtidos pela Figura 43, D é o diâmetro externo incluindo revestimentos, v_{eff} é a penetração efetiva sendo o maior valor entre 0 (zero) e $(v_1 - D/4)$, S_u corresponde ao parâmetro de cisalhamento e A_p é a área da seção transversal da parte do tubo penetrada.

$$B = \begin{cases} 2\sqrt{(D - v_1)v_1}, & \text{para } v_1 \leq 0.5D \\ D, & \text{para } v_1 > 0.5D \end{cases} \quad \text{Equação 46}$$

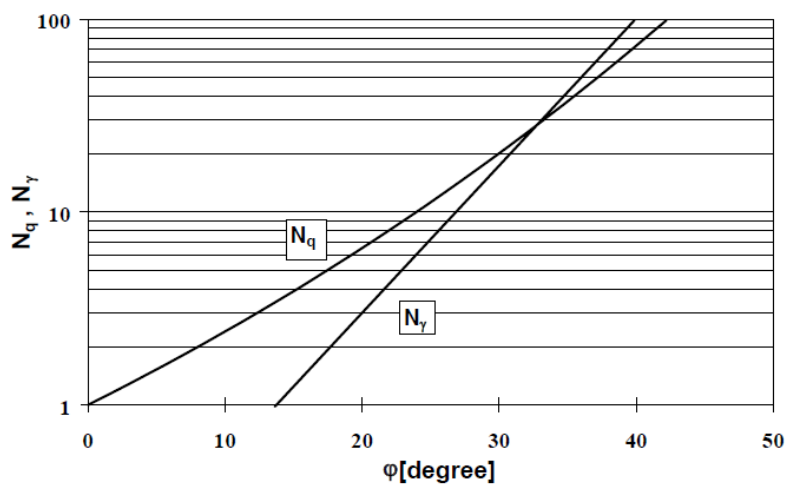


Figura 43 - Reprodução da Figura 7-1 da DNV-RP-F105 -fatores adimensionais N_c , N_q e N_γ em função do ângulo interno de fricção ϕ_s

Já a rigidez dinâmica vertical pode ser obtida pela Equação 47, uma vez conhecidos dados geotécnicos do solo.

$$K_V = \frac{0.88G}{1 - \nu} \quad \text{Equação 47}$$

Onde K_v representa a rigidez dinâmica vertical equivalente, G corresponde ao módulo de cisalhamento e ν é o coeficiente de Poisson.

O cálculo do módulo de cisalhamento G deve ser realizado com auxílio da Equação 48 até a Equação 50, combinadas com a Figura 44 e Figura 45, representadas a seguir:

$$G_{max} = 625 \cdot \frac{OCR^{k_s}}{0.3 + 0.7e_s^2} \sqrt{\sigma_a' \sigma_s} \quad \text{Equação 48}$$

$$\frac{G_{max}}{S_u} = \frac{300}{I_p} \quad \text{Equação 49}$$

$$\sigma_s = \frac{1}{2} (1 + K_0) B \gamma'_{soil} + \frac{q'}{3B} \left(1 + \frac{L}{2L_{SH}'} \right) \quad \text{Equação 50}$$

Onde k_s é o coeficiente a ser retirado da Figura 45, e_s representa a razão de vazios, σ_a é a pressão atmosférica (100kPa), σ_s corresponde a tensão média efetiva do solo, K_0 é o coeficiente de empuxo no repouso, normalmente igual a 0.5, B é a largura de contato para transferência de carregamento, γ'_{soil} é o peso do solo submerso, q' corresponde ao peso do duto enterrado por unidade de comprimento de tubo, L é o comprimento do vão livre e L_{sh}' é o comprimento em 1 (hum) ombro de solo (para transferência da metade do peso do vão livre).

A Equação 48 é de uso geral, entretanto, para solos argilosos, pode-se utilizar de forma direta a Equação 49.

Na Figura 44, a curva referente ao índice de plasticidade (I_p) igual a zero deve ser aplicada a solos arenosos, ao passo que aquelas com I_p maior que zero são aplicáveis a solos argilosos.

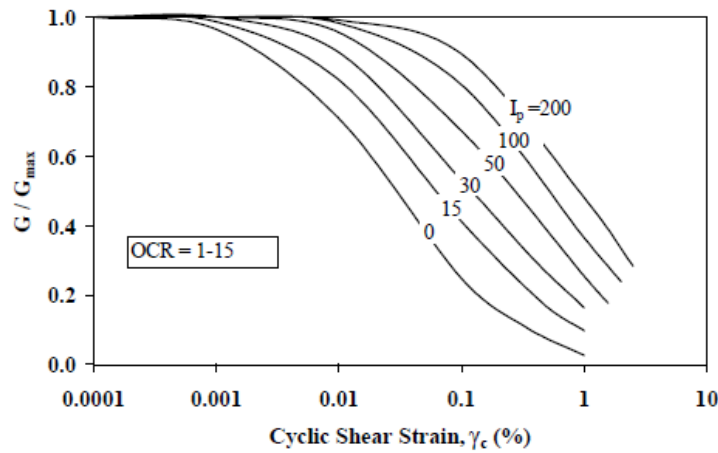


Figura 44 - Reprodução da Figura D-2 da referência [12] – Relação entre G/G_{max} e amplitude de deformações cíclicas γ_s para diferentes índices de plasticidade I_p

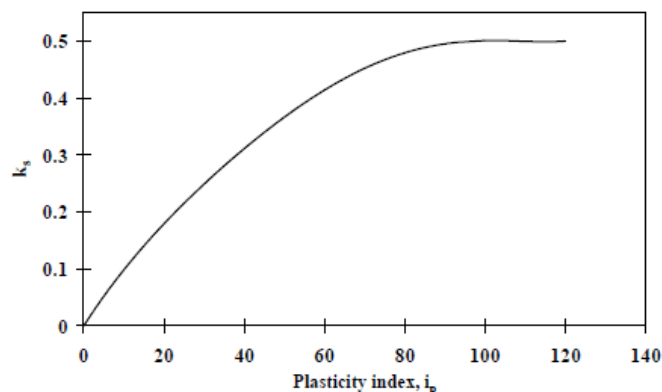


Figura 45 – Reprodução da Figura D-1 da referência [12] – k_s em função do índice de plasticidade I_p

5.4.2. Rigidez axial e lateral

A correta representação da rigidez axial e lateral do solo é crucial na simulação de dutos no fundo do mar. A rigidez do solo restringe movimentos da tubulação, o que é benéfico do ponto de vista da estabilidade lateral, entretanto, ela também pode criar condições necessárias para a ocorrência de *buckling*.

Tanto na direção axial quanto lateral o solo oferece uma reação linear ao deslocamento da tubulação até um ponto de pico, definido como “*breakout*”. A partir deste ponto a resistência do solo tende diminuir a um valor constante independente do deslocamento. A Figura 46 a seguir, a título de exemplificação, demonstra um comparativo da interação duto-solo na direção lateral, durante e depois do ponto de pico de resistência.

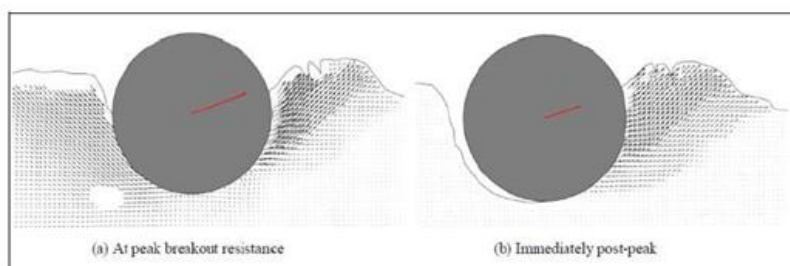


Figura 46 – Comportamento e interação duto-solo durante e depois do ponto de pico de resistência (Thomaz, Carneiro, Ellwanger, Nascimento, & Pereira, 2014)

Na direção axial, o solo tende a gerar uma tensão compressiva no duto, que é função da área de contato duto e o fundo do mar, além de parâmetros de resistência do solo. Nesta direção, a resistência é basicamente governada pela fricção do solo.

Já a resistência lateral tende a ter um comportamento bilinear antes de perder resistência. Isto porque, ao se mover lateralmente, o duto tende a penetrar mais no solo, aumentando sua resistência ao deslocamento. Nesta direção, a resistência é governada por duas parcelas: a força de fricção de *Coulomb* e a resistência passiva do solo, sendo que a resistência total deve ser determinada pela influência de ambas.

A Figura 47 ilustra a resistência do solo ao deslocamento do duto nas direções axial e lateral.

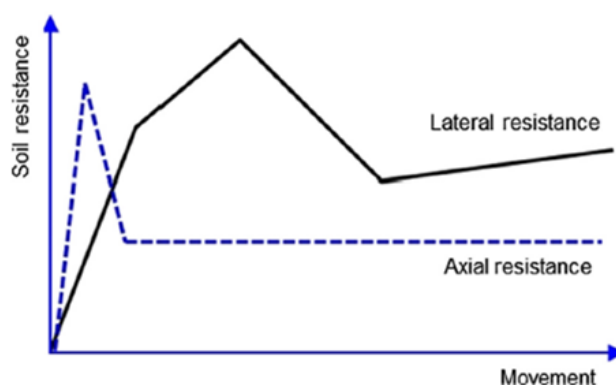


Figura 47 – Resistência axial-lateral do solo ao movimento do duto (Q. Bai & Bai, 2014b)

O comportamento axial do solo ainda não é completamente entendido (Thomaz et al., 2014), uma vez que a reação deste ao deslocamento pode variar dependendo de diversos fatores, entre eles solos o fato do solo está encharcado ou não, por exemplo. Alguns autores (*Cathie et al., apud Q. Bai & Bai, 2014b*) relacionam este comportamento com a penetração do duto, e a resistência axial do solo por unidade de comprimento, pode ser definida com o uso das seguintes equações:

- Solos Argilosos

$$F_{axial} = \alpha' \cdot S_u \cdot A' \quad \text{Equação 51}$$

$$\alpha' = 0.608 - 0.123S_u - \frac{0.274}{S_u^2 + 1} + \frac{0.695}{S_u^3 + 1} \quad \text{Equação 52}$$

$$A' = 2R_1 \cdot \arccos \left[1 - \left(\frac{v_1}{R_1} \right) \right] \quad \text{Equação 53}$$

Onde F_{axial} é a resistência axial por unidade de comprimento, α representa o fator de adesão, S_u é o parâmetro de cisalhamento em ksf , A equivale a área de contato por unidade de comprimento ao longo do comprimento do duto e R_1 equivale ao raio externo do duto.

- Solos Arenosos

$$F_{axial} = \mu \cdot W' \quad \text{Equação 54}$$

$$\mu = f_r \cdot \mu_a \quad \text{Equação 55}$$

$$\mu_a = \tan \phi \quad \text{Equação 56}$$

$$f_r = \frac{2 \sin \theta}{\theta + \sin \theta \cos \theta} \quad \text{Equação 57}$$

$$\theta = \cos^{-1} \left(1 - \frac{2v_1}{D} \right) \quad \text{Equação 58}$$

Onde μ é o coeficiente global de fricção, μ_a é o coeficiente de fricção, W' é o peso do duto submerso, ϕ é o ângulo de fricção do solo e f_r é um fator de correção.

Sabe-se, todavia, que a rigidez lateral após o ponto de “breakout” é muitas vezes superior a rigidez axial. Logo, é razoável e conservador considerar a rigidez axial igual a rigidez na direção lateral. A rigidez lateral, por sua vez, pode ser descrita por duas parcelas, apresentando um comportamento bilinear em função do incremento da penetração e consequente aumento da resistência do solo, como já exposto anteriormente. A primeira parcela é função do atrito lateral e do peso próprio submerso, ao passo que a segunda, conhecida por resistência passiva, depende da penetração do solo causada pelo histórico de carregamentos aplicados ao duto, e consiste em quatro regiões distintas, conforme descrito na Figura 48 a seguir:

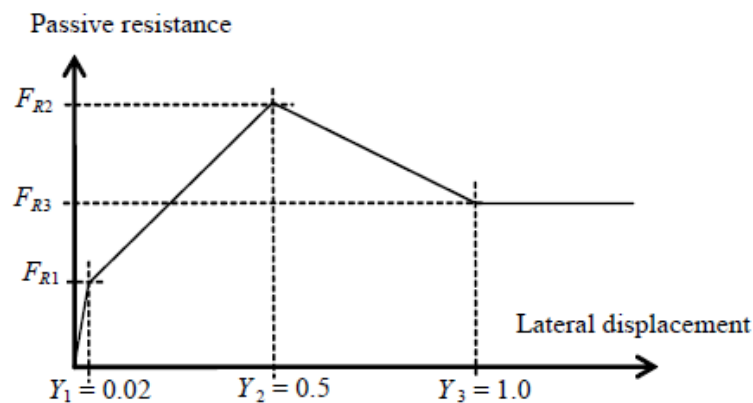


Figura 48 - Reprodução da Figura 3-9 da referência DNV-RP-F109-Resistência passiva

- Região elástica onde os deslocamentos laterais são menores que 2% do diâmetro do duto;

- Região de máxima resistência cujos deslocamentos podem alcançar até metade do diâmetro do duto. Nesta fase a interação duto-solo causa variações no enterramento e consequentemente na resistência passiva do solo;
- Região de “breakout” onde a resistência e enterramento decrescem;
- Região na qual o deslocamento tipicamente excede o diâmetro do duto, e a resistência passiva e enterramento podem ser considerados constantes.

Assim sendo, o modelo bilinear pode ser aplicado para solos e argilas como a seguir:

$$F_L = \begin{cases} k_1 \cdot y & \text{para } F_L < \mu_L F_v \\ \mu_L \cdot F_v + k_2 \cdot \left(y - \frac{\mu_L F_v}{k_1} \right) & \text{para } \mu_L F_v \leq F_L < F_{L,max} \end{cases} \quad \text{Equação 59}$$

Onde y corresponde ao deslocamento lateral no ombro de solo, F_L equivale a resistência lateral total do solo a um deslocamento y por unidade de comprimento, $F_{L,max}$ representa a máxima resistência lateral por unidade de comprimento, F_v é a força de contato vertical no ombro de solo por unidade de comprimento, μ_L é o coeficiente de fricção lateral sendo igual a 0.6 para areias e 0.2 para argilas, k_1 é a rigidez equivalente até a mobilização da fricção total, sendo igual à rigidez lateral dinâmica e k_2 é a rigidez equivalente para deformações além da mobilização de toda a fricção. O valor de K_2 depende da penetração vertical v_1 no ombro de solo. Para apoios em solos arenosos estes valores são dados na Tabela 10.

Tabela 10 - Reprodução da Figura 7-7 da DNV-RP-F105 - Rigidez equivalente K_2 para apoios em solos arenosos

Table 7-7 Equivalent stiffness, k_2, for span supports on sand	
v/D	k_2 (kN/m/m)
0.00	0
0.25	19
0.35	28
0.50	44
1.00	105

Tratando-se de solos argilosos, K_2 deve ser calculado pela expressão a seguir:

$$k_2 = 8.26.S_u.\left(\frac{S_u}{D.\gamma_{soil}}\right)^{-0.4}.\left(\frac{v_1}{D}\right)^{1.3} \quad \text{Equação 60}$$

Onde S_u é o parâmetro de cisalhamento, D é o diâmetro externo incluindo revestimentos, γ_{soil} equivale ao peso do solo submerso e v_1 representa a penetração vertical.

A máxima resistência lateral por unidade de comprimento deve ser calculada pela Equação 61 para solos arenosos, e Equação 62 para solos argilosos.

$$F_{L,max} = \mu_L F_v + 5.\gamma_{soil}.D^2\left(\frac{v_1}{D}\right)^{1.25} \quad \text{Equação 61}$$

$$F_{L,max} = \mu_L F_v + 4.13.D.S_u\left(\frac{S_u}{D.\gamma_{soil}}\right)^{-0.4}.\left(\frac{v_1}{D}\right)^{1.3} \quad \text{Equação 62}$$

Com relação à rigidez nas análises dinâmicas, a forma mais direta é o uso da Equação 63 em conjunto com a Tabela 8 e Tabela 9 apresentadas anteriormente.

$$K_L = C_L(1 + v)\left(\frac{2}{3}\frac{\rho_s}{\rho} + \frac{1}{3}\right)\sqrt{D} \quad \text{Equação 63}$$

Onde K_L representa a rigidez lateral dinâmica, C_L é o coeficiente dado pela Tabela 8 para areias e Tabela 9 para argilas, v é o coeficiente de Poisson, ρ_s/ρ é a razão entre a massa específica do duto (sem massa adicionada) e água deslocada e D é o diâmetro externo incluindo revestimentos.

Para análises mais precisas, deve-se relacionar a rigidez do solo com parâmetros geotécnicos. O cálculo é realizado da mesma forma da rigidez dinâmica vertical, entretanto a Equação 47 é substituída pela Equação 64.

$$K_L = 0.76G(1 + \nu)$$

Equação 64

Onde K_L representa a rigidez lateral dinâmica, G é o módulo de cisalhamento e ν é o coeficiente de Poisson.

Outra alternativa para representação da interação duto solo é modelar o solo com coeficientes de atrito equivalentes, ao invés de representá-lo por molas. Este tipo de simulação requer a modelagem do solo com propriedades de atrito ortotrópicos, ou seja, coeficientes de atrito diferentes nas direções axial e lateral.

IV. Metodologia

O trabalho a ser desenvolvido será pautado numa abordagem essencialmente numérica com aplicação prática de engenharia sustentada em normas e recomendações práticas internacionais (*American Petroleum Institute*, 2007; *British Standards Institution*, 2013; *Det Norske Veritas*, 2002, 2006, 2010a, 2014).

Para que os objetivos da tese descritos no Capítulo II sejam alcançados, optou-se pela realização de estudos de casos com finalidades específicas, a saber:

1. Estudo de caso I: Cálculo Analítico versus Cálculo Numérico

O estudo de caso I consistiu na comparação e discussão dos resultados envolvidos no cálculo da vida útil à fadiga de vãos livres por metodologias distintas, uma analítica, outra numérica. O intuito deste estudo foi o de atender aos seguintes propósitos:

- Demonstrar vantagens do cálculo numérico em relação à formulação analítica;
- Discutir a aplicabilidade das diferentes metodologias nas fases de projeto e operação;
- Demonstrar a aplicabilidade de estudos de mecânica da fratura em análises de vãos livres, sobretudo no que diz respeito à estudos de extensão de vida útil.

A Figura 49 representa através de um fluxograma as etapas envolvidas no estudo. Para que a comparação de resultados fosse viável, estabeleceu-se como cenário um vão livre isolado cuja resposta atendesse aos limites de aplicação da formulação analítica da prática recomendada *DNV-RP-F105*. Em seguida, dois caminhos distintos foram seguidos, sendo um puramente analítico, outro fundamentado em cálculos numéricos. Ao final, foram obtidos histograma de tensões que levaram a diferentes resultados, possibilitando as comparações e discussões da abordagem analítica e numérica, seja pela metodologia *S-N*, seja pela metodologia *da/dN*.

Para realização do cálculo analítico, os procedimentos da *DNV* foram implementados em linguagem de programação *VBA (Visual Basic Applications)* (*Microsoft*, 2013) com interface via programa *Excel*. Assim, mediante informações de dados de geometria, projeto, operação e inspeção do trecho em vão livre, a planilha calcula analiticamente a amplitude de tensões e frequências naturais nos modos *In-Line*

e *Cross-Flow*, e, posteriormente, estabelece histogramas de tensões base para cálculos de vida útil à fadiga pela metodologia *S-N*, assim como para cálculos de propagação de trinca por critérios de mecânica da fratura.

Já os cálculos numéricos relacionados ao comportamento estrutural estático e dinâmico do vão livre foram desenvolvidos com auxílio do software *Ansys Mechanical 16.0* (ANSYS, 2015) em sua versão clássica, ou seja, a partir do método dos elementos finitos e em linguagem de programação *APDL* (*Ansys Parametric Design Language*). A descrição detalhada do modelo numérico consta no ANEXO I - Cálculo Numérico pelo Método dos Elementos Finitos. Logo, para o mesmo cenário de vão livre considerado no cálculo analítico obtém-se inicialmente a amplitude de tensões e frequências naturais nos modos *In-Line* e *Cross-Flow* através da macro *APDL*. Estes resultados iniciais retornam como dados de entrada na planilha em *Excel*, a qual estabelece os histogramas de tensões, possibilitando a comparação dos resultados obtidos pelas diferentes vias de cálculo propostas.

A Tabela 11 lista os dados de inspeção, instalação, projeto e operação do vão livre considerado neste estudo de caso, ao passo que a Tabela 12 lista as propriedades físicas e mecânicas do fluido/materiais de fabricação, os dados ambientais e geotécnicos, além dos fatores de segurança considerados. As condições ambientais consideradas são apresentadas na Tabela 13.

A descrição detalhada do cálculo por critérios de mecânica da fratura consta no ANEXO III - Cálculos por critérios de mecânica da fratura.

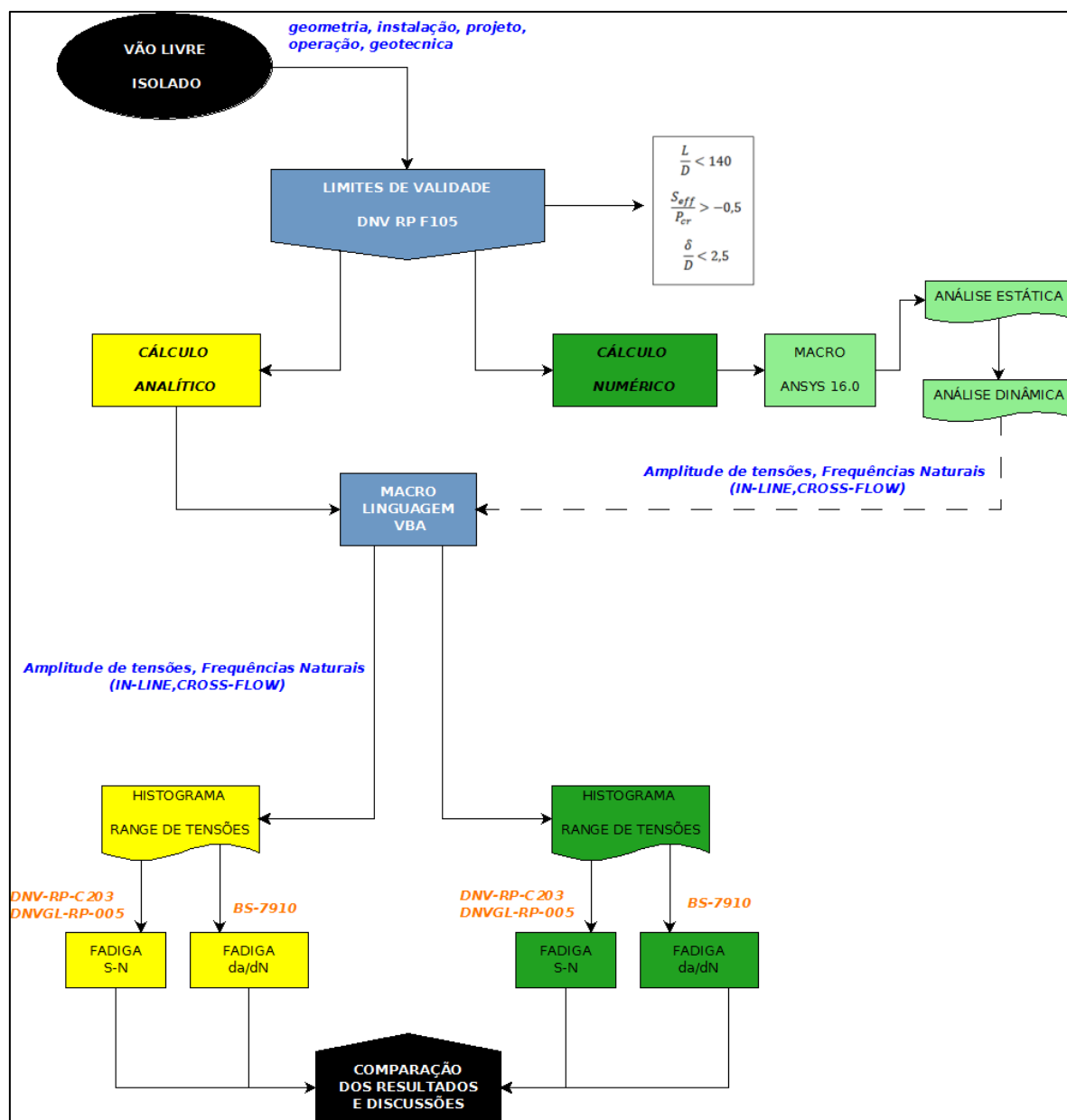


Figura 49 - Fluxograma representativo do Estudo de Caso I

Tabela 11 - Dados de inspeção, instalação, projeto e operação do vão livre estudo de caso

Dados de Inspeção	
Comprimento do vão (m)	35
Comprimento dos ombros de solo (m)	15
Gap (m)	1,5
Dados de Instalação e Projeto	
Espessura (mm)	0,0111
Tração Residual de Lançamento (kN)	209
LDA (m)	100
Diâmetro do aço (m)	0,4062
Espessura do concreto (m)	0,0381
Espessura do revestimento (m)	0,0032
Diâmetro externo (m)	0,489
Tipo de revestimento	PP/PE
Resistência do concreto (MPa)	40
Temperatura de instalação (°C)	19,51
Pressão de instalação (MPa)	0
Dados de Operação	
Temperatura interna (°C)	27
Pressão interna (MPa)	2,2

Tabela 12 - Propriedades físicas e mecânicas, dados ambientais e geotécnicos, fatores de segurança do vão livre estudo de caso

Propriedades Físicas e Mecânicas	
Curva de Fadiga S-N	F1 ao Ar
Módulo de elasticidade (MPa)	207000
Coeficiente de Poisson	0,3
Massa específica do aço (kg/m ³)	7850
Massa específica do concreto (kg/m ³)	2240
Massa específica do revestimento (kg/m ³)	1280
Massa específica do fluido (kg/m ³)	915,9
Massa específica da água (kg/m ³)	1000
Coeficiente de dilatação térmica (1/°C)	0,0000117
Dados Ambientais e Geotécnicos	
Tipo de Corrente	Tipo E
Orientação do duto (°)	142
Tipo de Solo	Loose Sand
Outros	
Fatores de segurança	Normal
Classe de segurança	Very Well Defined

Tabela 13- Dados Meteoceanográficos considerados no Estudo de Caso I

Vel. (m/s)	N 0	NE 45	E 90	SE 135	S 180	SW 225	W 270	NW 315	omni
0,10	1754	1349	957	1041	1104	1008	829	1451	9493
0,20	1831	1174	1279	1826	1405	818	681	925	9939
0,30	817	528	831	2109	990	604	701	519	7099
0,40	379	316	411	1381	602	258	534	409	4290
0,50	224	420	261	871	445	36	516	469	3242
0,60	206	260	351	396	363	8	277	320	2181
0,70	155	131	350	164	182	0	36	101	1119
0,80	31	17	209	50	82	0	2	14	405
0,90	5	3	86	16	14	0	0	3	127
1,00	4	0	44	2	0	0	0	0	50
1,10	0	0	21	34	0	0	0	0	55
1,20	0	0	18	41	0	0	0	0	59
1,30	0	0	25	41	0	0	0	0	66
1,40	0	0	1	1	0	0	0	0	2
Freq	5406	4198	4844	7973	5187	2732	3576	4211	38127
%	14,2	11,0	12,7	20,9	13,6	7,2	9,4	11,0	100
Zr (m)	7,0								

2. Estudo de caso II: Planejamento e Experimentos (DOE)

O estudo de caso II consistiu em uma análise estatística sustentada em cálculos puramente numéricos, cujos resultados fossem aplicáveis a uma avaliação dos fatores que influenciam a vida útil à fadiga de vãos livres de dutos rígidos submarinos.

O intuito deste estudo foi o de atender aos seguintes propósitos:

- Demonstrar estatisticamente a importância da correta seleção de dados de entrada para cálculo de vida útil à fadiga de vãos livres;
- Demonstrar estatisticamente que a utilização de dados excessivamente conservadores exerce grande influência na avaliação de integridade de vãos livres.

A Figura 50 representa, através de um fluxograma, as etapas envolvidas no estudo. A análise estatística foi estabelecida a partir de um plano de experimento fatorial completo, considerando a avaliação de 9 fatores em 2 níveis com réplica única, totalizando 512 corridas. Dentre outros, os 9 fatores de interesse foram selecionadas por serem aquelas que exercem maior influência nos resultados, segundo experiência prévia neste tipo de avaliação. Já a premissa de realização de réplica única por corrida se justifica mediante a ausência de dispersão entre resultados numéricos (modelagem computacional), considerando igualdade entre os dados de entrada, ao passo que o nível dos fatores foi definido considerando duas diferentes condutas de avaliação, sendo uma delas conservadora e a outra mais precisa.

Para cada uma das 512 corridas realizou-se o cálculo numérico pelo método dos elementos finitos conforme descrito no ANEXO I - Cálculo Numérico pelo Método dos Elementos Finitos, definindo as frequências naturais e amplitude de tensões nos modos *In-Line* e *Cross-Flow*. Posteriormente, realizou-se, com suporte de macro em linguagem VBA implementada no *Excel*, o cálculo da vida útil à fadiga pela metodologia S-N para cada corrida, sendo a vida útil em cada direção a variável de resposta do plano de experimentos estudado. Por fim, desenvolveu-se o estudo estatístico de planejamento de experimentos (*DOE – Design of Experiments*) para cada direção (*In-Line* e *Cross-Flow*) com auxílio do *software Statistica 9.0* (StatSoft, 2015), possibilitando calcular e hierarquizar os efeitos principais e de interação dos fatores de entrada nas variáveis de saída, vida útil à fadiga *In-Line* e vida útil à fadiga *Cross-Flow*. A descrição detalhada do plano de experimento consta no ANEXO II – Planejamento fatorial de experimentos.

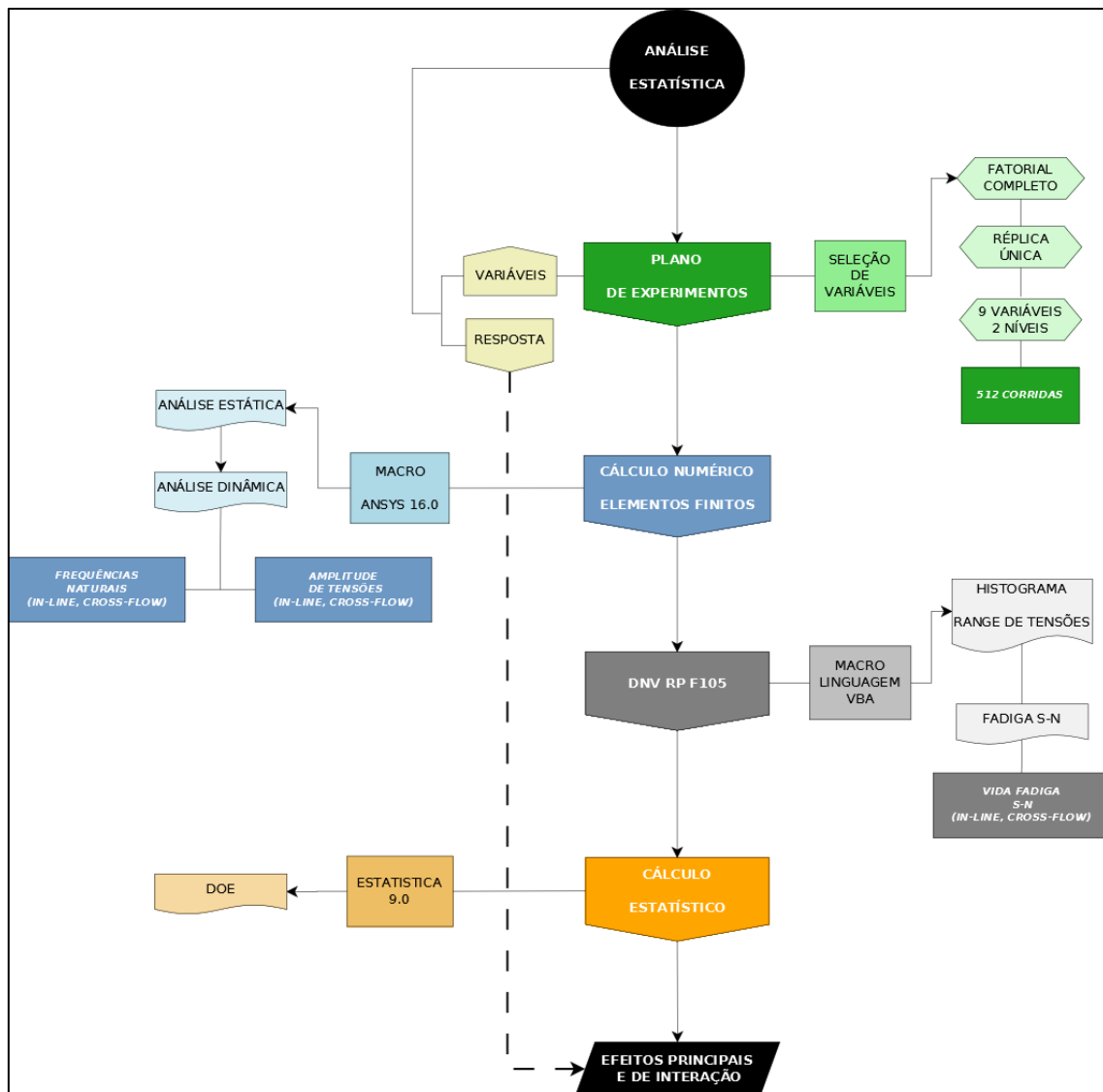


Figura 50 - Fluxograma representativo do Estudo de Caso II

V. Resultados e Discussão

1. Estudo de caso I: Cálculo Analítico versus Cálculo Numérico

A Figura 51 compara a vida útil à fadiga S-N do vão livre em estudo obtida por cálculos analíticos e por métodos numéricos, nas direções *In-Line* e *Cross-Flow*. Nota-se inicialmente que, independente da metodologia, a vida à fadiga das soldas circunferenciais é limitada pela vibração na direção *In-Line*, conforme os 10 e 33 anos previstos por cálculos analíticos e cálculos numéricos, respectivamente. Na direção *Cross-Flow* estes valores são mais elevados.

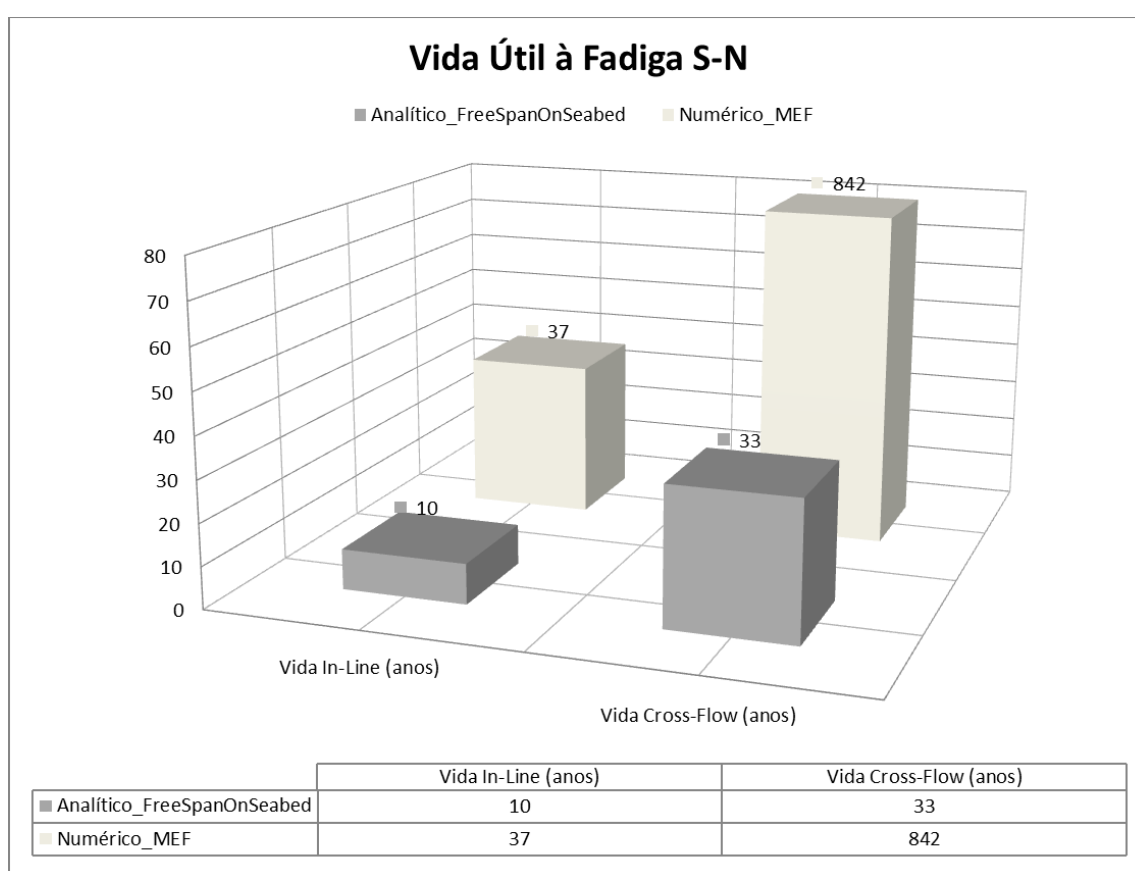


Figura 51 - Vida Útil à Fadiga: Cálculo Analítico x Cálculo Numérico

Decorrente destes resultados, os resultados parciais da análise foram tratados e uma discussão para entendimento deste comportamento é descrito a seguir.

A Figura 52 sobrepõe os modelos de resposta preditos por cálculos conforme a recomendação prática *DNV RP F105* na direção do fluxo de corrente e na direção

perpendicular ao mesmo. A partir do gráfico, é possível notar que apenas velocidades reduzidas adimensionais compreendidas numa faixa entre 2 e 16 excitariam a vibração do duto na direção *Cross-Flow*, ao passo que faixas entre 1,5 e 4 excitariam vibrações na direção *In-Line*. Logo, dada a menor vida útil prevista pela direção *In-Line*, é intuitivo concluir que as velocidades reduzidas incidentes no vão são mais baixas quando comparadas àquelas que seriam necessárias para excitar o vão livre perpendicularmente à direção de incidência do fluido. Isto leva a um entendimento de que a vida deste vão livre seria governada pela direção *Cross-Flow* apenas em casos de frequências naturais muito baixas, ou velocidades de correntes muito elevadas, visto que ambos os parâmetros maximizariam as velocidades reduzidas adimensionais (Equação 23).

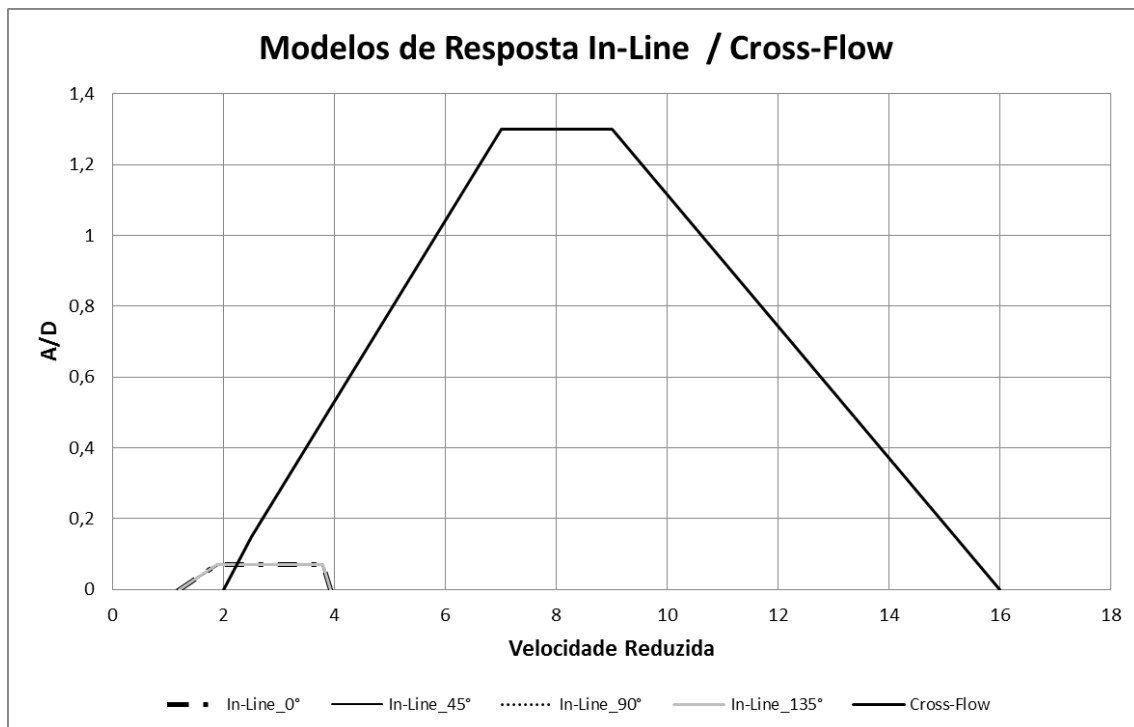


Figura 52 - Modelos de Resposta *In-Line* e *Cross-Flow*

Esta observação é ratificada pela Figura 53 e Figura 54, que plotam sobre os modelos de resposta *In-Line* e *Cross-Flow*, respectivamente, o par ordenado (Velocidade Reduzida, Amplitude de Tensões) para cada velocidade de corrente em diferentes direções de incidência do fluido. A partir destas figuras é possível notar que a densidade de pontos sobre as curvas, ou seja, aqueles que geram tensões cíclicas, é

muito maior no modelo de resposta *In-line* quando comparado ao modelo de resposta *Cross-Flow*. Consequentemente, maior o dano na primeira direção.

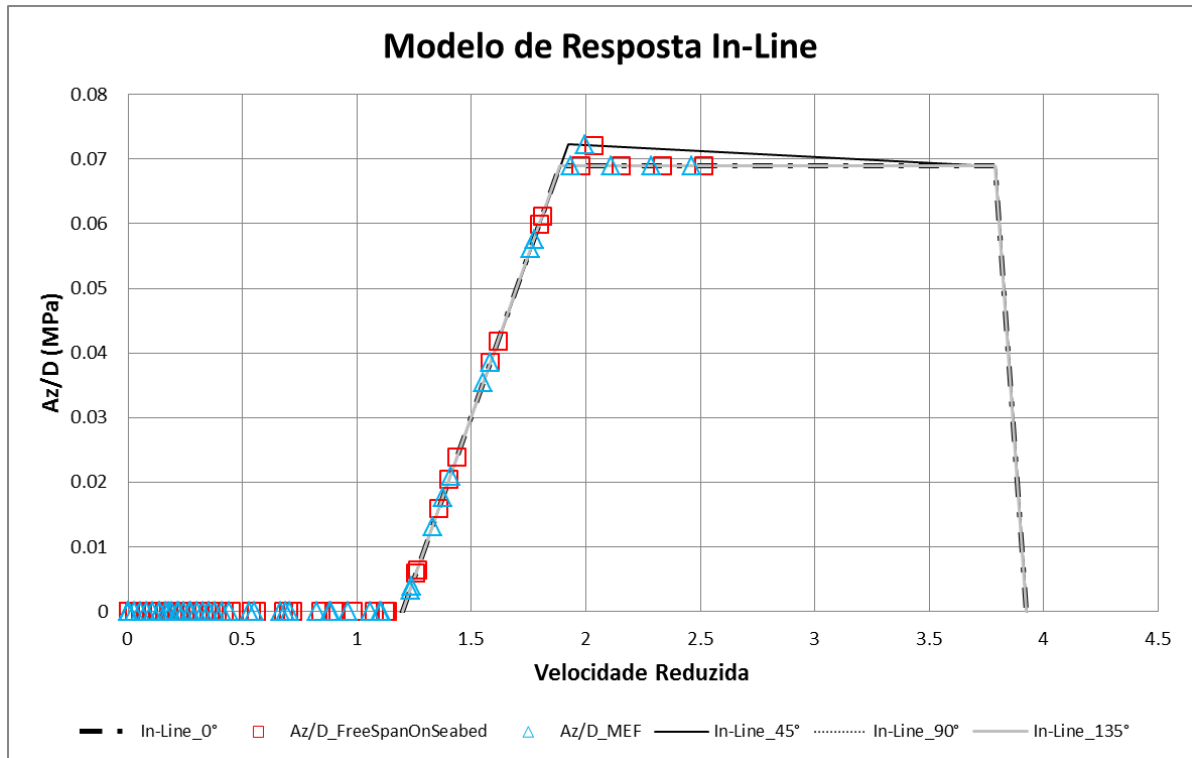


Figura 53 - Amplitude de Tensões Normalizada x Velocidade Reduzida (Modelo de Resposta In-Line)

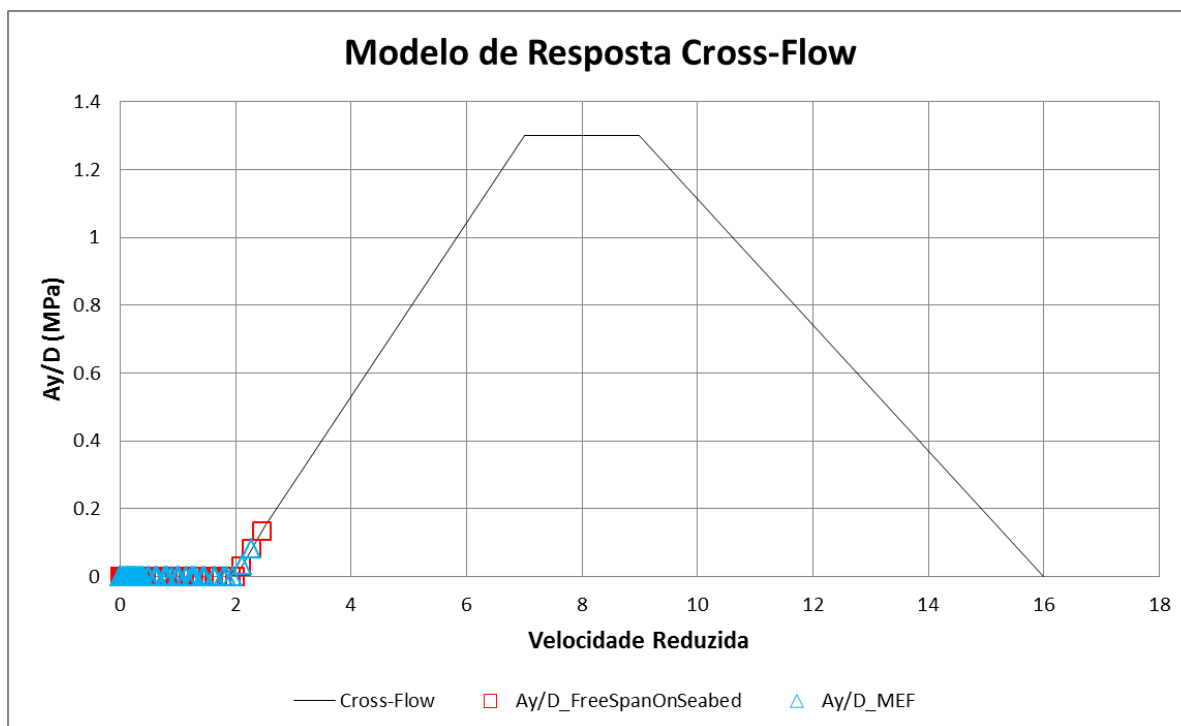


Figura 54 - Amplitude de Tensões Normalizada x Velocidade Reduzida (Modelo de Resposta Cross-Flow)

Estas mesmas figuras permitem introduzir uma comparação entre os cálculos analíticos e numéricos, justificando suas diferenças. Como demonstrado, os resultados analíticos indicam que a vida útil das soldas circunferenciais está limitada pela vibração na direção *In-Line*. Um aspecto importante deste dado é que os 10 anos previstos analiticamente para nucleação, propagação e falha seriam menores que os 20 anos normalmente previstos nos projetos estruturais de dutos rígidos submarinos. Caso a análise de integridade fosse reduzida a esta abordagem, uma ação mitigadora seria necessária, tal qual, por exemplo, uma intervenção de calçamento. Este tipo de intervenção elevaria o custo do projeto caso os cálculos fossem realizados nesta etapa, ou oneraria os custos operacionais caso o vão fosse detectado e analisado posteriormente com o duto já em operação.

Por outro lado, caso a avaliação de integridade fosse sustentada por cálculos numéricos, neste caso, pelo método dos elementos finitos, a vida útil do duto calculada passaria a ser de 37 anos, garantindo a operacionalidade do duto pelos anos previstos por projeto, assim como permitiria ainda que o operador considerasse a extensão de sua vida útil, sem a necessidade de intervenções custosas de calçamento.

Esta diferença entre a vida útil calculada pelas diferentes metodologias é esperada, principalmente pelo fato do cálculo numérico prever frequências naturais mais altas e amplitudes de tensões mais baixas quando comparadas ao cálculo analítico. A Figura 55 e Figura 56 ilustram estas diferenças.

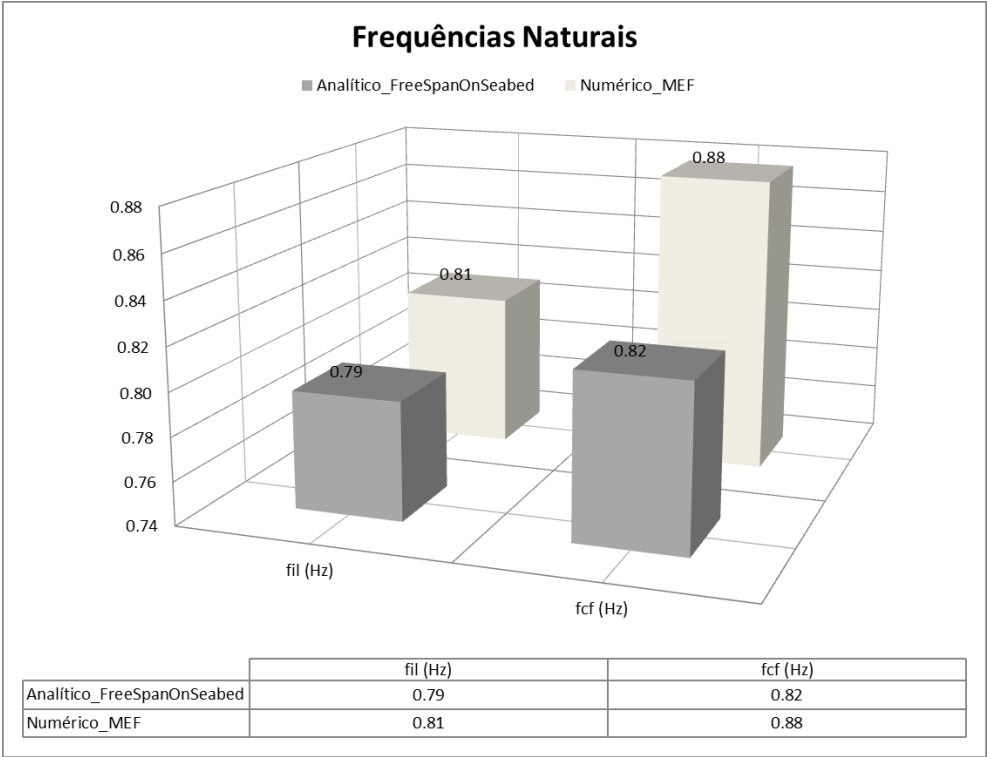


Figura 55 - Frequências Naturais: Cálculo Analítico x Cálculo Numérico

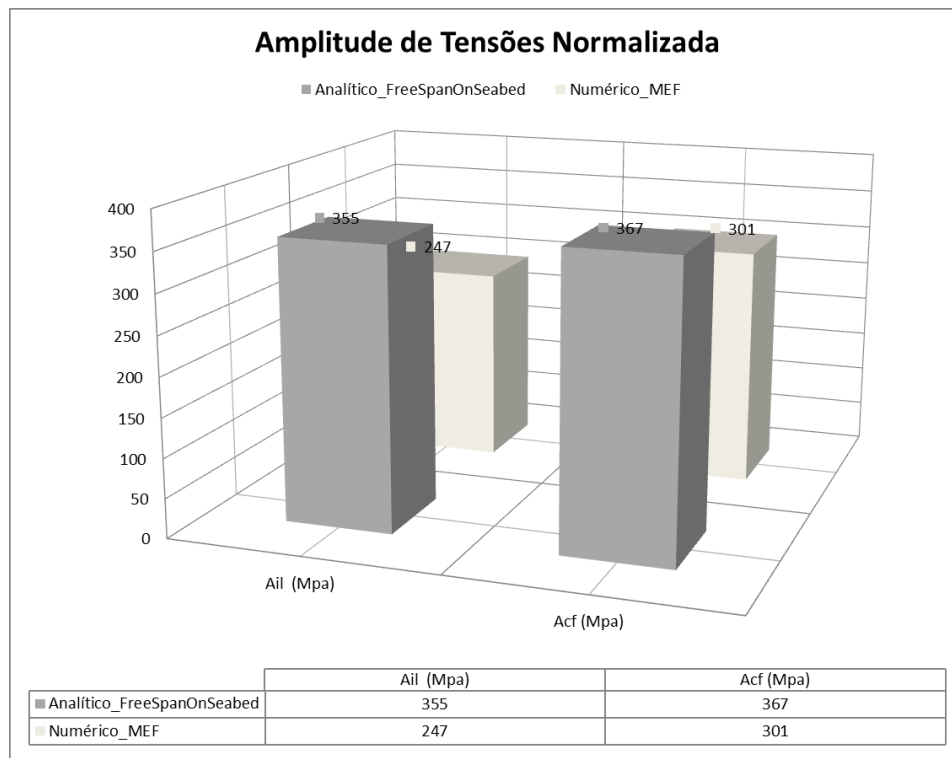


Figura 56 - Amplitude de Tensões Normalizada: Cálculo Analítico x Cálculo Numérico

Na revisão bibliográfica desta dissertação, foi demonstrado que a frequência natural de um vão livre que atenda aos limites de utilização da *DNV RP F105* é aproximada por um comportamento estrutural de viga. Logo, além do comprimento o trecho em vão livre, outra variável que exerce grande influência na dinâmica do sistema é a carga axial efetiva estática (*Seff*) ao qual o trecho está submetido (Equação 32).

Em geral, um duto rígido submarino é lançado sob um carregamento de tração em uma de suas extremidades, de forma que esta tração seja suficientemente elevada para sustentar o peso próprio do trecho compreendido entre o leito marinho e a embarcação de lançamento. Ao final desta etapa, o duto tende a retornar elasticamente para sua condição de menor energia, ou seja, seu comprimento inicial. Entretanto, o atrito axial entre o solo e o duto impõe uma força contrária ao seu retorno elástico, mantendo no duto uma tração residual de lançamento. Quando em operação, o duto é carregado por pressão interna e temperatura. Nesta etapa, o duto tende a expandir longitudinalmente, e a interação duto-solo causa uma resistência a esta expansão, gerando uma compressão axial ao duto. Este efeito de compressão pode ser maior ou menor, e é governado pela resistência do solo, dada por coeficientes de atrito,

propriedades geotécnicas e grau de enterramento. O balanço entre a carga trativa residual de lançamento e as cargas compressivas decorrentes dos carregamentos de operação é o que determina a carga axial efetiva (*Seff*) ao qual o trecho está submetido.

No intuito de prever de forma conservadora a carga axial efetiva atuante no duto, a *DNV* sugere considerar que a interação duto-solo restringe completamente a expansão térmica do duto (Equação 37). Ou seja, que a reação compressiva imposta pelo solo aos efeitos de expansão térmica é a mais alta possível em qualquer configuração de vão livre, o que muitas vezes não ocorre na prática. Esta consideração explica os valores mais baixos de frequências naturais obtidos analiticamente, indicando num primeiro momento uma tendência à ressonância, que pode ser mais bem avaliada numericamente a partir de uma melhor estimativa da carga axial efetiva (*Seff*).

A Figura 57 ilustra graficamente a carga axial efetiva (*Seff*) do vão de interesse obtida por cálculos analíticos e numéricos. Nota-se que após um estado inicial trativo decorrente da tração residual de lançamento, a premissa analítica de duto completamente restrito leva a valores extremamente compressivos e constantes ao longo do vão livre quando o mesmo é carregado em operação. Por outro lado, sabe-se que fisicamente dificilmente a interação duto-solo é suficientemente resistente para restringir a expansão térmica do duto. Este fenômeno pode ser visto a partir dos resultados obtidos numericamente, que demonstram especificamente para este vão livre que o balanço entre a carga trativa de lançamento e a carga compressiva de operação, ou seja, a carga axial efetiva (*Seff*), gera valores muito menos críticos que os calculados analiticamente. Neste caso, o equilíbrio de forças gera cargas ainda trativas. Consequentemente, maiores as frequências naturais de vibração previstas.

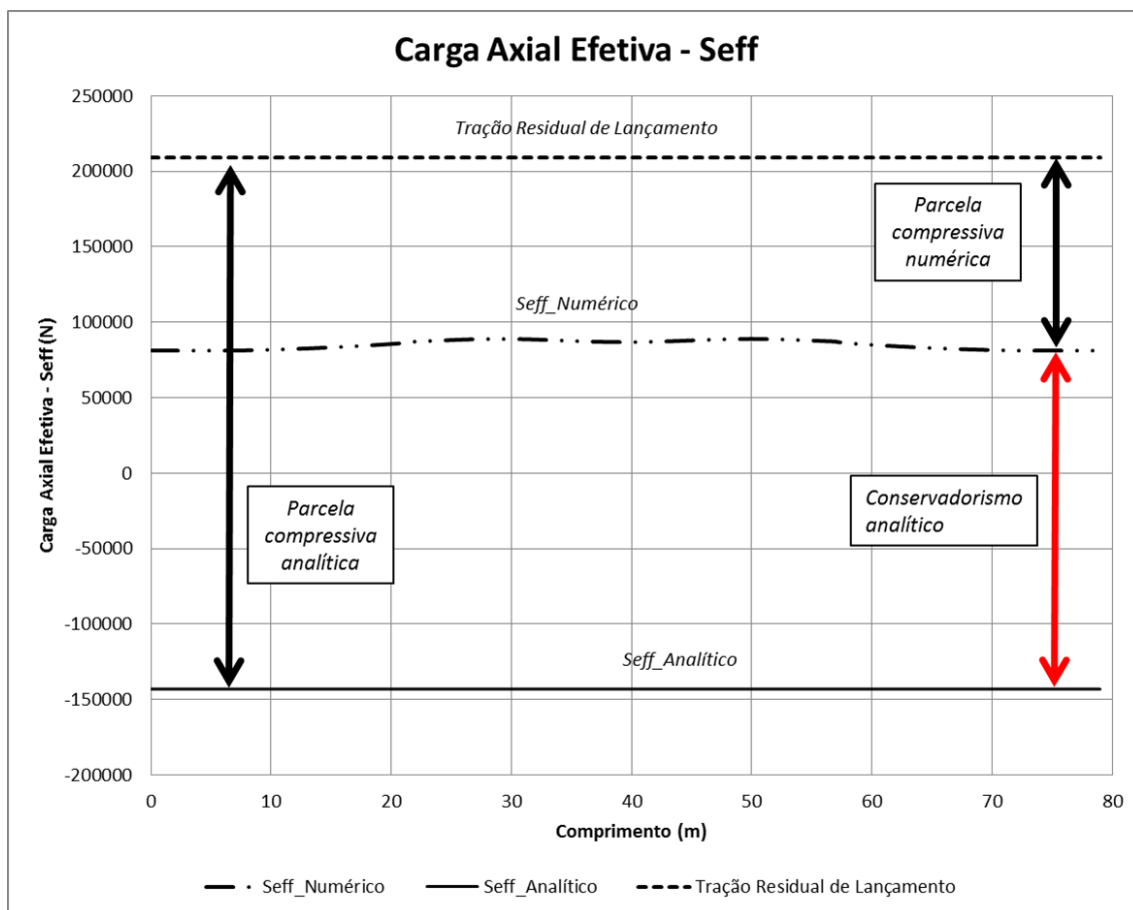


Figura 57 - Evolução da Carga Axial Efetiva

Outro ponto a ser mencionado é que ao contrário do cálculo analítico, que prevê uma carga axial efetiva constante ao longo do trecho em vão livre, o cálculo numérico prevê uma variação desta carga ao longo do perfil do vão, conforme demonstrado na Figura 58. No trecho de interesse, explicitado na figura como “Vão livre”, é possível notar que o solo age como uma base elástica, comprimindo mais o trecho de duto na região central, e absorvendo parte desta energia nas regiões de apoio definidas como “Ombros de Solo”. Este fenômeno permite inferir que mesmo um duto com comportamento mais próximo a completamente restrito, tal qual trechos enterrados e de alta resistência, dificilmente apresentará valores de carga axial efetiva tão compressivos quanto aos previstos pelo cálculo analítico. Enquanto este último considera um perfil constante, o cálculo numérico prevê variações ao longo do comprimento, que globalmente diferencia a resposta dinâmica do vão livre pelas diferentes metodologias de cálculo. Outro ponto a ser ressaltado é que a Equação 37 prevê temperaturas constantes ao longo da espessura, ao passo que no cálculo numérico a temperatura varia

linearmente da temperatura de operação até a temperatura ambiente, ocasionando uma menor expansão térmica.

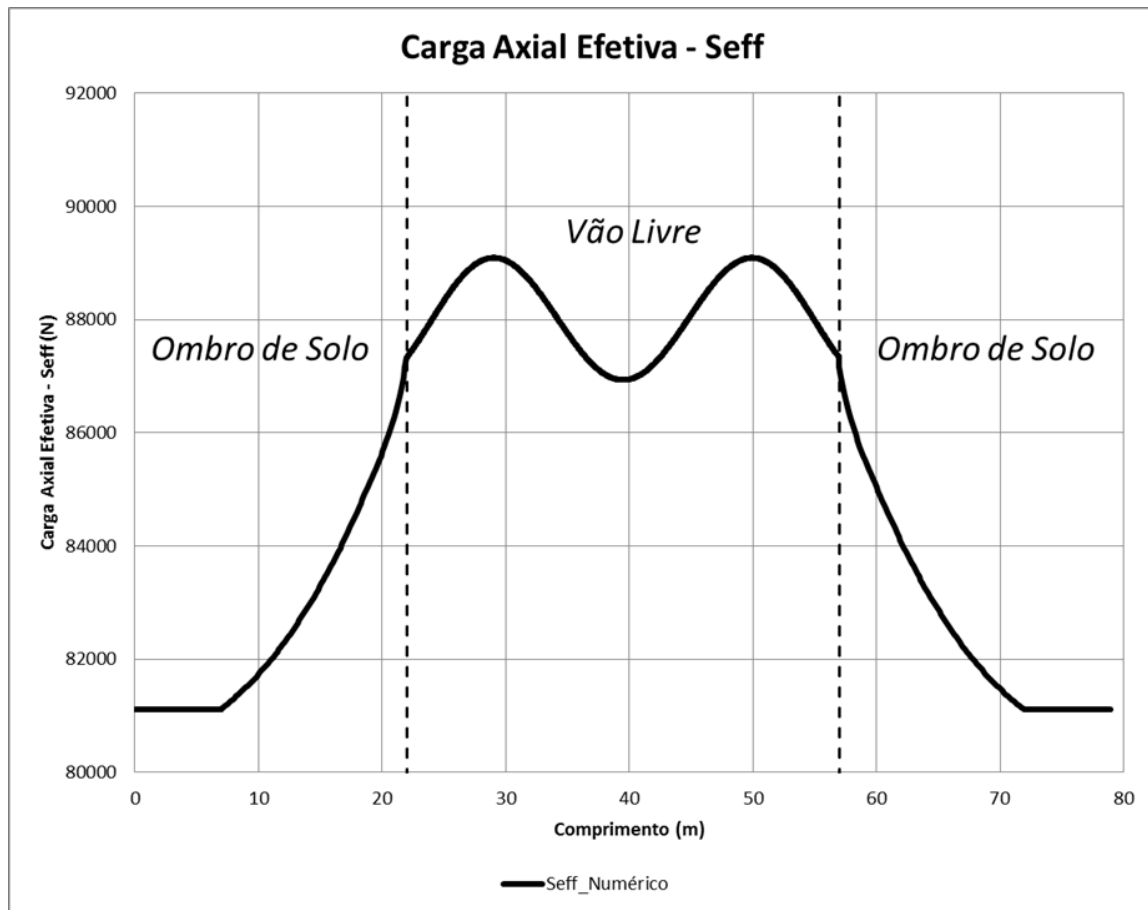


Figura 58 - Perfil da Carga Axial Efetiva ao Longo do Vão Livre

Uma vez entendida a origem da diferença entre as frequências naturais, pode-se demonstrar o impacto deste parâmetro na vida útil à fadiga calculada. Como apresentado pela *DNV* (Equação 23), as frequências naturais são inversamente proporcionais às velocidades reduzidas, e, quanto maiores, mais afastam o comportamento dinâmico do duto de uma resposta em ressonância.

Consequentemente, o mesmo comportamento se reflete nos histogramas de tensões calculados, conforme apresentado na Figura 59 e na Figura 60, sendo estes os dados mais representativos para entendimento das diferenças nas vidas úteis calculadas por formulações analíticas e por métodos numéricos. De forma geral, as maiores frequências naturais obtidas numericamente induzem a maiores números de ciclos

(Equação 16), potencializando o dano, dada que esta grandeza é normalmente expressa em ciclos por segundo (Hz). Entretanto, este incremento no número de ciclos é menos relevante que as maiores faixas de tensões obtidas analiticamente. Estas mesmas figuras permitem visualizar claramente que o dano imposto na direção *In-Line* é muito menor que o imposto na direção *Cross-Flow*.

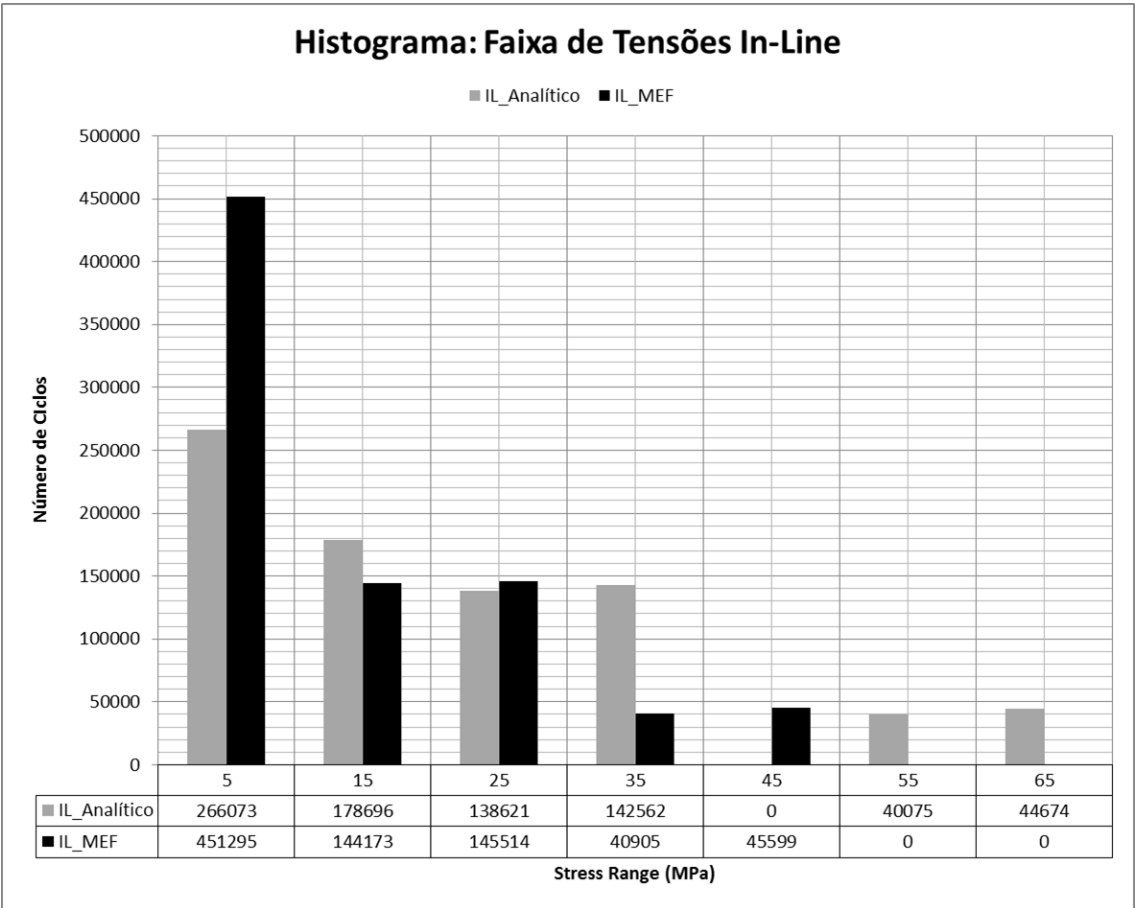


Figura 59 - Histograma da Faixa de Tensões no Modo In-Line

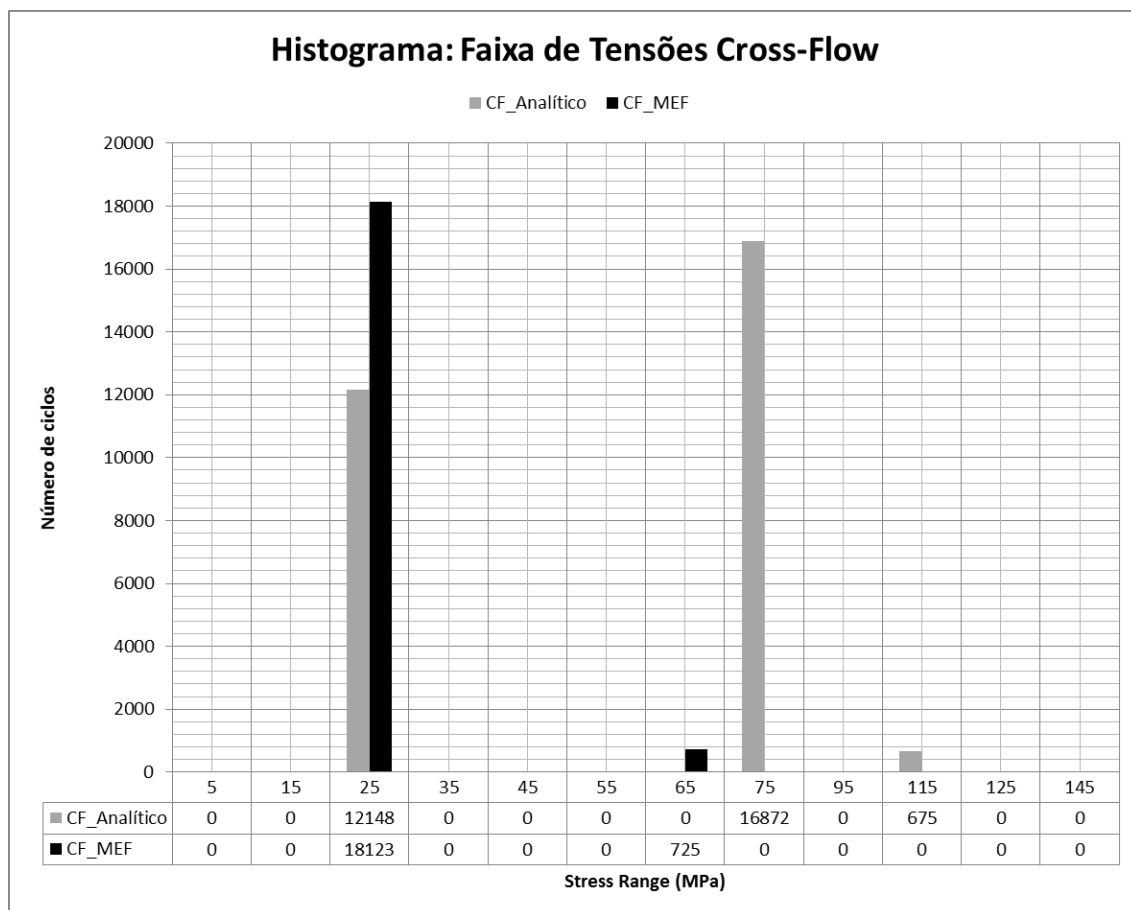


Figura 60 - Histograma da Faixa de Tensões no Modo Cross-Flow

O conjunto de dados apresentados até então permite ratificar que diferentes frequências naturais levam a diferentes conjuntos de velocidades reduzidas, que por sua vez induzem diferentes amplitudes de tensões, e, por conseguinte, diferentes histogramas de faixa de tensões. Ao final, diferentes danos à fadiga acumulados e então vidas à fadiga distintas, considerando cálculos analíticos e cálculos numéricos.

Até então, foi demonstrado a razão das vibrações *In-Line* serem aquelas que limitam a vida útil do vão livre, os motivos que levam a diferenças de resultados no cálculo das frequências naturais de vibração, assim como o impacto deste parâmetro na obtenção dos histogramas de tensões, que são base para cálculos de vida útil à fadiga.

A partir daqui, será discutido sob um ponto de vista crítico de engenharia a representatividade destes dados para auxílio a tomadas de decisão no dia a dia da indústria de óleo e gás. Neste quesito, é fundamental um entendimento mais detalhado acerca do cálculo das amplitudes de tensões.

Os resultados apresentados até o momento foram baseados considerando a máxima amplitude de tensão que pode vir a ser obtida num trecho em vão livre, seja pelo cálculo analítico, que prevê amplitudes de tensões constantes ao longo do trecho, seja pelo cálculo numérico. Cabe ressaltar, entretanto, que fisicamente há um perfil de tensões atuantes ao longo de qualquer componente em vibração.

A partir da Figura 61, que representa o perfil de deslocamentos dos primeiros e segundos modos de vibrar obtidos numericamente, será demonstrado este entendimento. Nota-se que o primeiro modo de vibrar nas duas direções é formado por meia onda, ao passo que o segundo modo é formado por comprimento de ondas completos. Logo, pode-se prever que haverá também perfis de tensões axiais no trecho em vão livre, variando de valores nulos nos nós de vibração até valores de tensões máximas nos trechos de maior inflexão. Como o movimento é oscilatório, o trecho em vibração será submetido a um perfil de amplitudes de tensões.

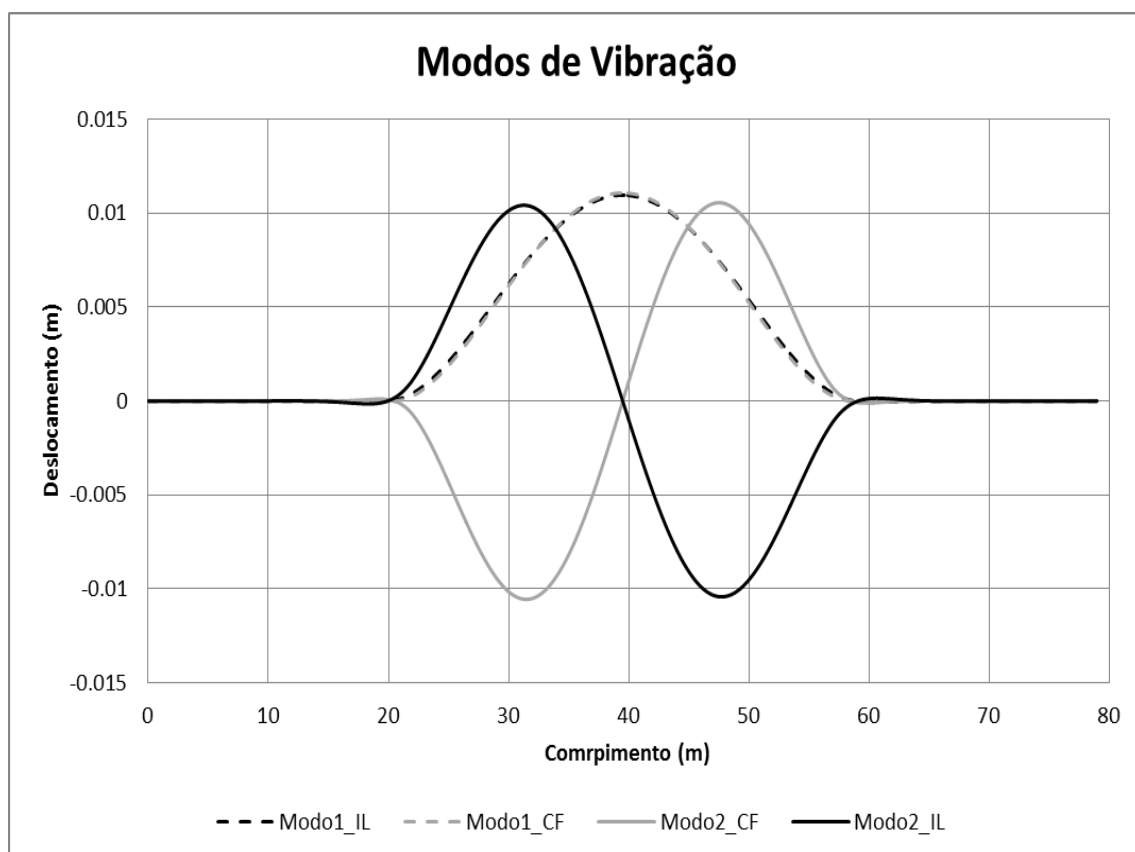


Figura 61 - Modos de Vibração: Cálculo Numérico nas Direções In-Line e Cross-Flow

Este comportamento pode ser claramente visualizado na Figura 62, Figura 63, Figura 64 e Figura 65, que ilustram o perfil de amplitude de tensões em cada um dos modos de vibrar. Nestas mesmas figuras, é possível comparar a máxima e constante amplitude de tensões calculada analiticamente com a máxima amplitude de tensões obtida numericamente.

Nos 4 modos de vibrar aqui estudados as amplitudes de tensões analíticas são superiores a máxima prevista por cálculos numéricos, como já demonstrado anteriormente. A explicação para este comportamento é que, para que seja possível equacionar analiticamente este parâmetro, as condições de contorno dadas pelos ombros de solo são atribuídas a partir do uso de constantes pré-calibradas (Equação 18). Estas condições de contorno sempre consideram uma viga ou engastada (*fixed-fixed*), ou pinada (*pinned-pinned*). No cálculo numérico, por sua vez, a condição de contorno se dará pela rigidez do solo representado como uma base elástica, e em geral será dada por um comportamento de meio termo entre uma viga engastada ou uma viga pinada.

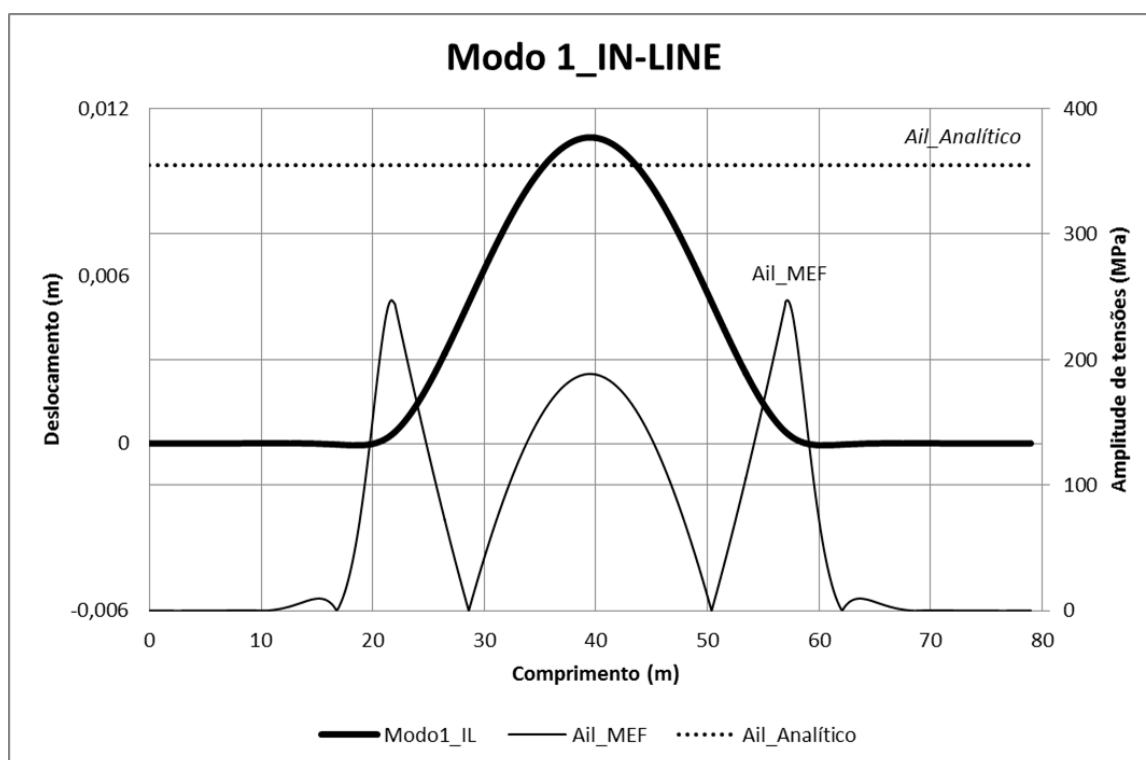


Figura 62 - Perfis de Deslocamentos e Amplitude de Tensões Unitária no 1º Modo de Vibração: Direção In-Line

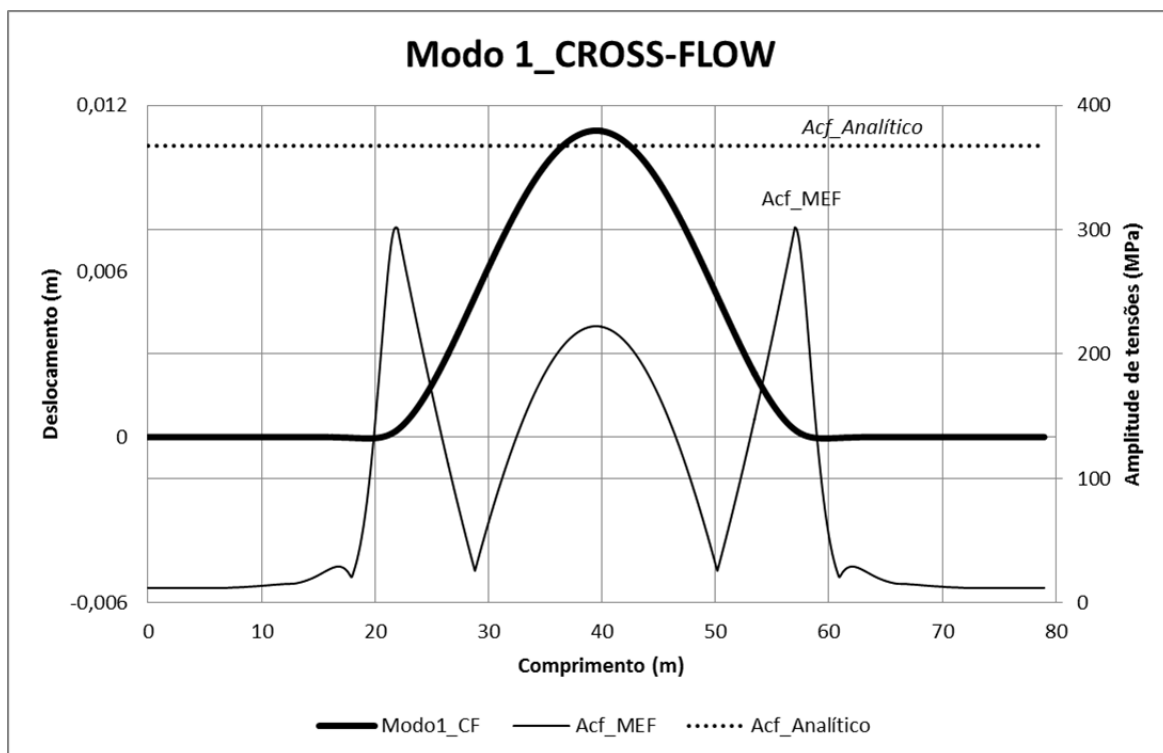


Figura 63 - Perfis de Deslocamentos e Amplitude de Tensões Unitária no 1º Modo de Vibração: Direção Cross-Flow

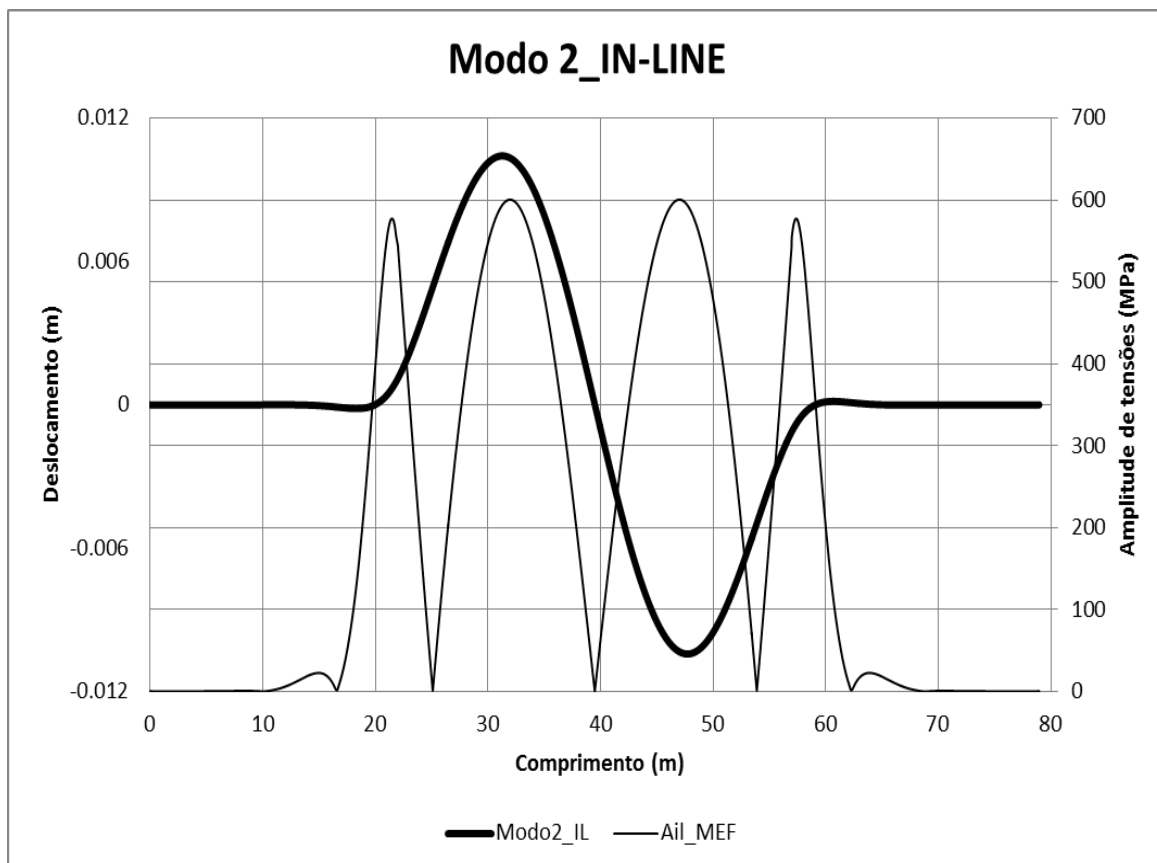


Figura 64 - Perfis de Deslocamentos e Amplitude de Tensões Unitária no 2º Modo de Vibração: Direção In-Line

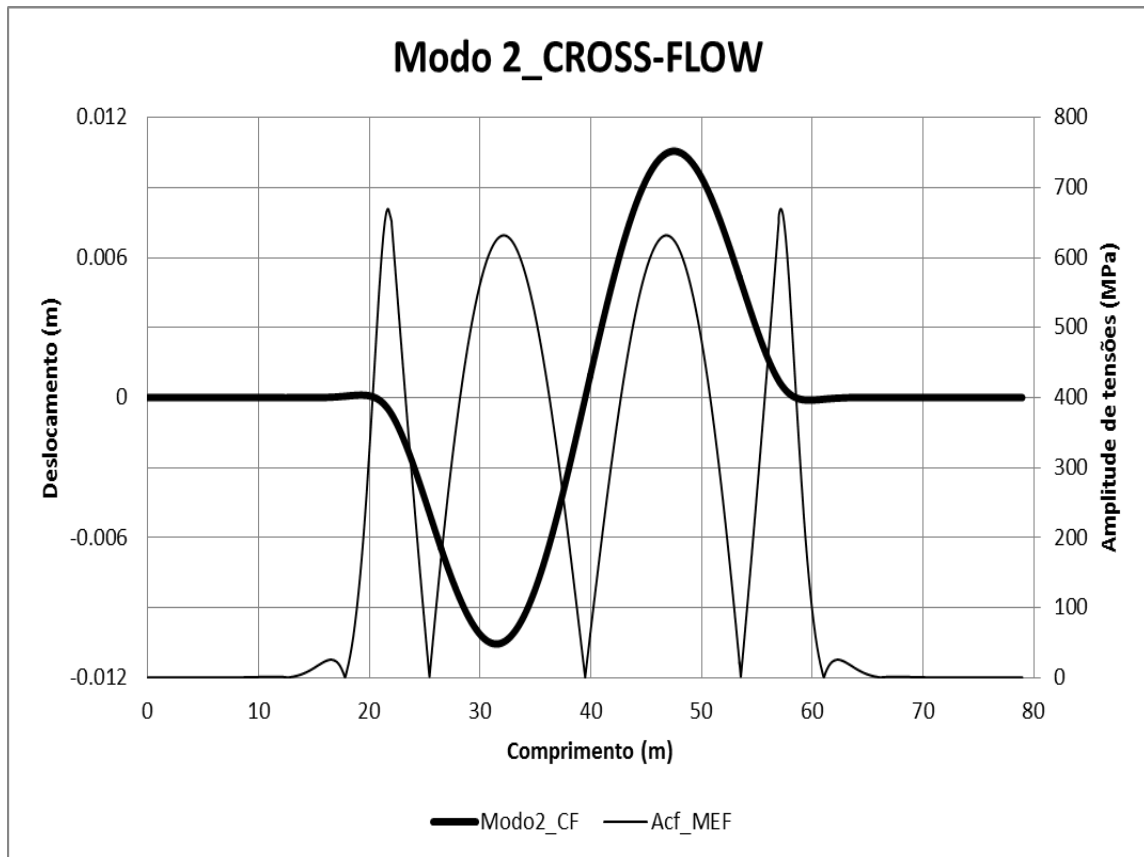


Figura 65 - Perfis de Deslocamentos e Amplitude de Tensões Unitária no 2º Modo de Vibração: Direção Cross-Flow

Este nível de detalhamento que pode ser obtido apenas numericamente demonstra mais claramente que existem pontos críticos sujeitos a amplitude de tensões máximas. Porém, além destes pontos representarem regiões localizadas a o longo do vão, estes são menos críticos que os previstos analiticamente. Ou seja, o refinamento dos resultados parciais obtidos leva ao questionamento se a utilização da máxima amplitude de tensões obtida analiticamente, e dada como constante ao longo do trecho em vão livre, representa a melhor aproximação para análises de integridade levando em consideração custos associados ao projeto e operação de vãos livres de dutos rígidos submarinos.

Para responder este questionamento foram calculados numericamente o perfil de vida útil à fadiga S-N, baseadas no perfil de amplitude de tensões do primeiro modo de

vibração nas direções *In-Line* e *Cross-Flow*. Estes perfis são apresentados na Figura 66 e Figura 67, juntamente com a vida útil obtida analiticamente.

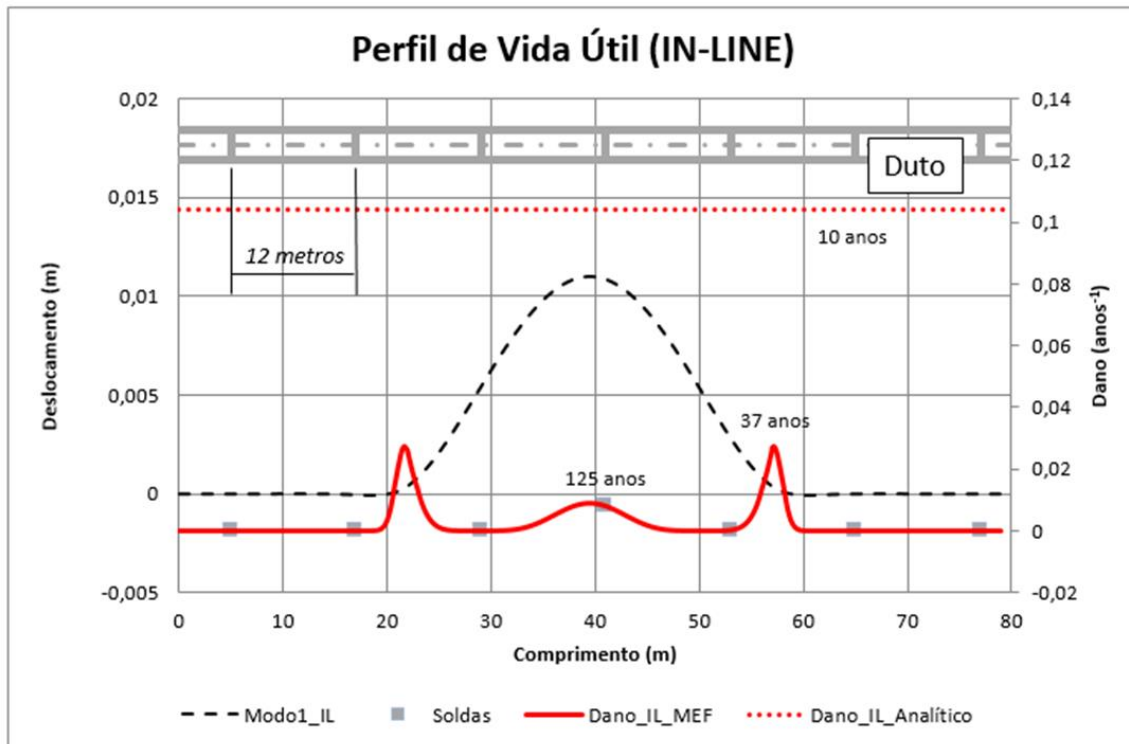


Figura 66 - Perfil de Dado/Vida Útil à Fadiga no 1º Modo de Vibração: Direção In-Line

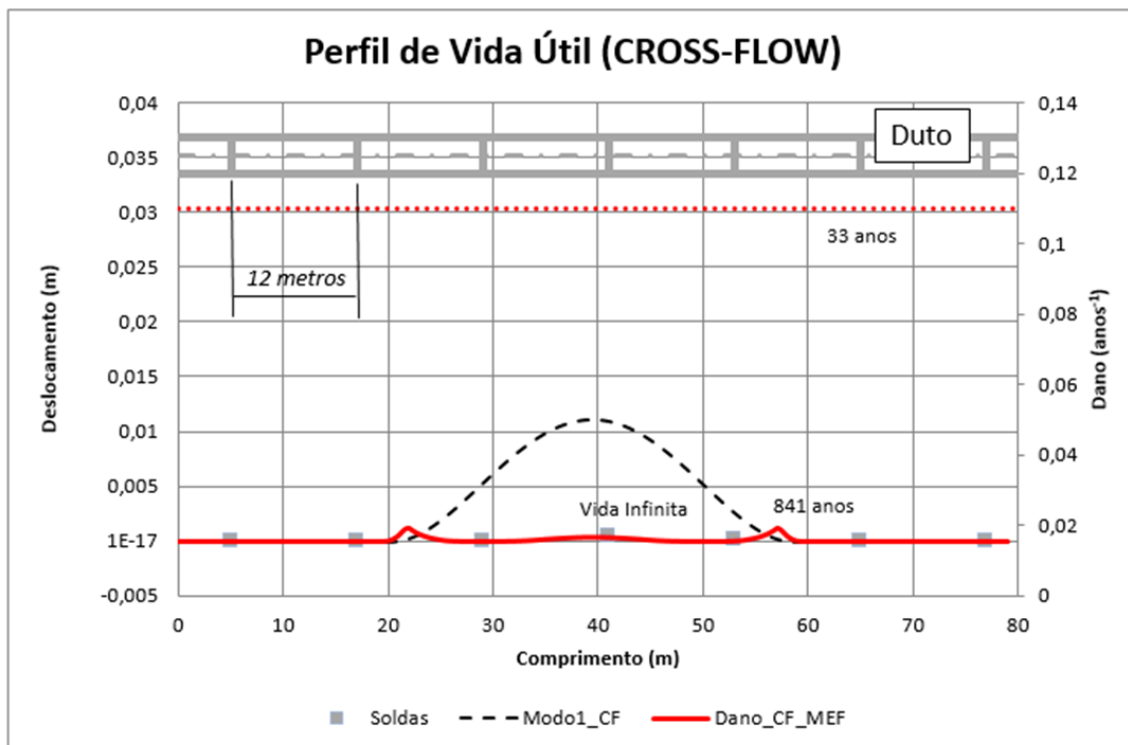


Figura 67 - Perfil de Dado/Vida Útil à Fadiga no 2º Modo de Vibração: Direção Cross-Flow

Nota-se, a princípio, uma distribuição de vida útil em concordância com a distribuição de amplitude de tensões, sendo as menores vidas localizadas na região de maiores tensões.

Sabe-se, entretanto, que o cálculo de vida útil à fadiga previsto pela *DNV* é obtido a partir de curvas de fadiga levantadas para componentes soldados. Sabe-se ainda, que o duto é formado por tubos de 12 metros de comprimento unidos a partir de soldas circunferenciais. Neste cenário, a análise mais precisa que se poderia obter para cálculo da vida útil à fadiga do vão livre seria relacionar a posição das soldas com o perfil de vida. A título de exemplificação, esta solução foi dada pelas figuras a seguir considerando um posicionamento aleatório de soldas a cada 12 metros ao longo do trecho em vão livre analisado.

A interpretação dos resultados obtidos na direção *In-Line* (Figura 66) permite o seguinte entendimento: o cálculo analítico prevê uma vida útil de 10 anos para todo o trecho em vão livre. O cálculo numérico por sua vez, indica que a menor vida útil deste mesmo vão livre ocorre nos ombros de solo do vão, e que esta é equivalente a 37 anos. Considerando a disposição das soldas a cada 12 metros, e que estas são o ponto fraco do

sistema, nota-se que a solda mais solicitada se localiza no centro do vão livre e possui uma vida de 125, sendo esta a vida que melhor representa a vida útil do vão livre analisado.

O mesmo tratamento pode ser dado na direção *Cross-Flow*. Neste caso, uma vida inicial de 33 anos representa um cenário conservador quando comparado à vida infinita predita pelo cálculo numérico.

O conjunto de resultados apresentados até este momento demonstra certa vantagem quanto ao uso do cálculo numérico em relação ao analítico para avaliações de vãos livres de dutos rígidos submarinos. Cabe ressaltar que as limitações analíticas são devidas às simplificações necessárias para padronização e equacionamento de uma abordagem que possibilite uma análise rápida e simplificada. Assim, o cálculo analítico deve representar um primeiro nível de avaliação, que pode ou não ser suficiente para aceitação ou modificação dos trechos em vãos livres.

Os cálculos de vida útil à fadiga até então realizados foram conduzidos segundo metodologia S-N. Tal método considera o tempo até a falha incluindo a nucleação, propagação e fratura de soldas circunferenciais e é bastante usual durante as etapas envolvidas no projeto mecânico de estruturas submarinas. Uma vez que a vida calculada seja maior que a vida de projeto, não há necessidade de ações mitigadoras para correção de os trechos avaliados. Entretanto, caso haja a necessidade de extensão de vida útil de projeto, é fundamental que o complemento da avaliação através da metodologia da/dN . A partir desta, é possível desenvolver um estudo capaz de estimar o tempo de propagação total de uma descontinuidade de fabricação localizada internamente ao cordão de solda, tal qual por exemplo, uma falta de fusão, até que a mesma se tornasse superficial, e posteriormente, passante.

Logo, uma vez desconhecido o tamanho inicial da descontinuidade pré-existente, procedeu-se a um estudo de sensibilidade aproximando-se descontinuidades do tipo falta de fusão por trincas internas de altura inicial $2a$ variando de 1 a 3mm, comprimento $2c = 50\text{mm}$, e ligamento $p = 3\text{mm}$.

A Figura 68 e Figura 69 apresentam o tempo de propagação de descontinuidades internas que vieram a se tornar superficiais pelo lado da raiz da solda (superfície interna), ao passo que a Figura 70 e Figura 71 se referem às descontinuidades que

vieram a se tornar superficiais pelo lado do “cap” da solda (superfície externa). Ambos os cenários foram calculados pelos histogramas de tensões analíticos e numéricos.

Como esperado, dado o conservadorismo do histograma de tensões analítico perante o histograma de tensões numérico, este último é aquele que prevê menores taxas de propagação, prevendo maiores tempos para que a trinca se torne crítica, ou seja, passante.

Especificamente para este estudo de caso, considerando uma vida útil de projeto em torno de 20 anos, é possível concluir que, dentro das premissas de cálculo adotadas, a vida útil do vão livre poderia vir a ser estendida por mais 28 anos, no caso da existência de descontinuidades planares de altura $2a$ não superiores a 1mm.

Cabe ressaltar que os cálculos foram realizados com a maior amplitude de tensões atuantes, e que os resultados poderiam ser ainda mais refinados, conforme discussão apresentada anteriormente.

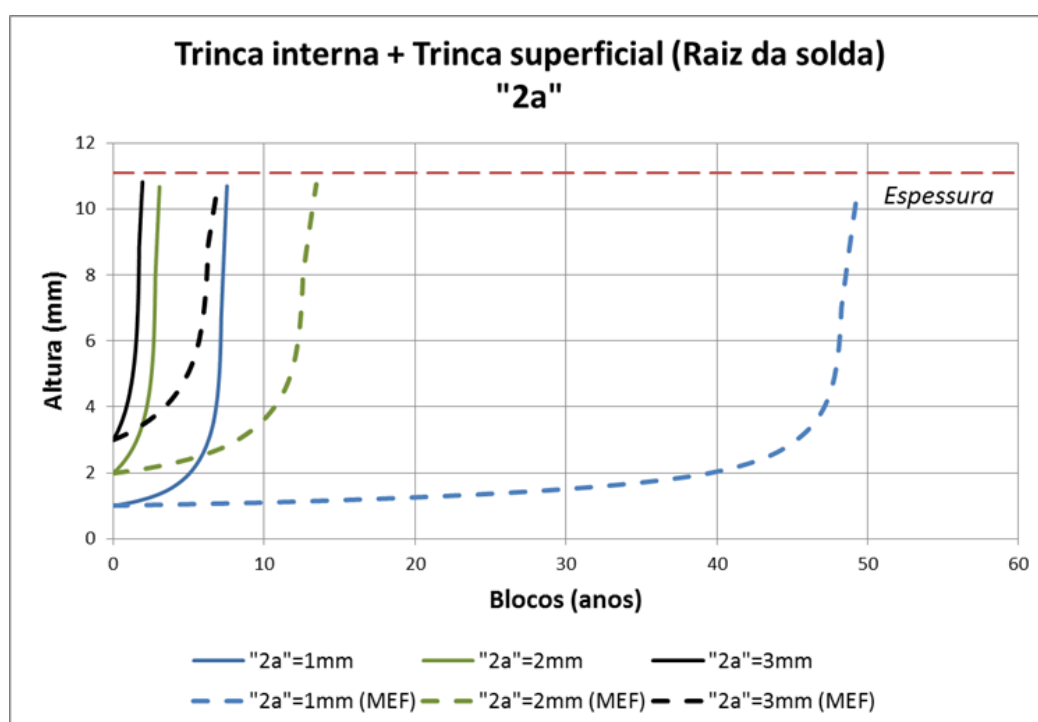


Figura 68 - Taxa de propagação de trinca interna que se tornou superficial na raiz da solda (altura x tempo)

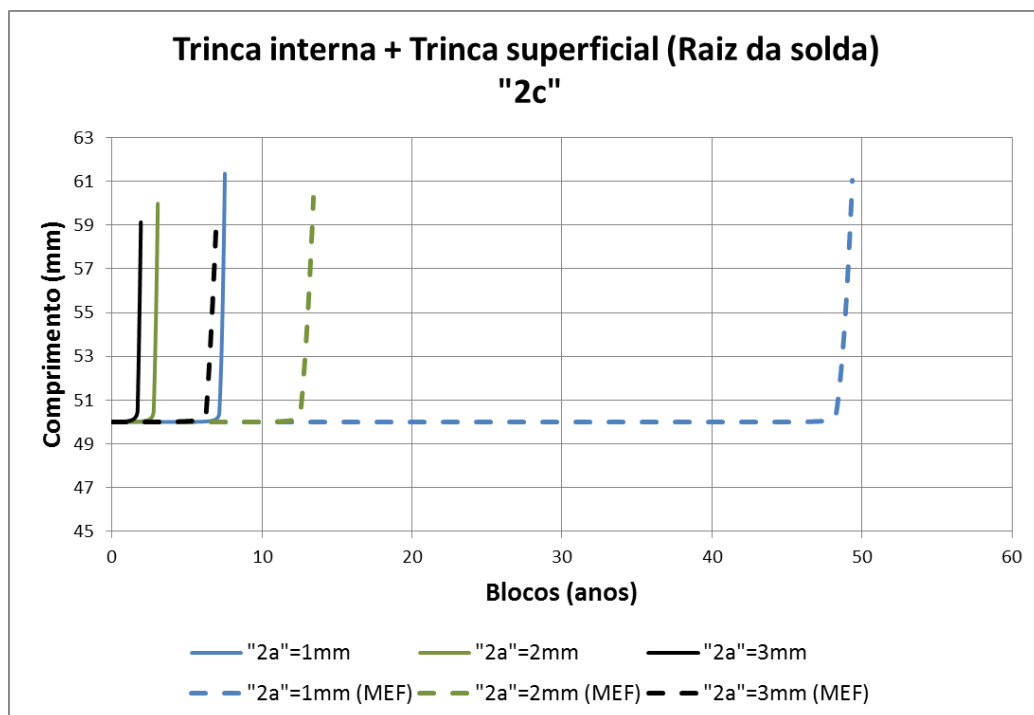


Figura 69 - Taxa de propagação de trinca interna que se tornou superficial na raiz da solda (comprimento x tempo)

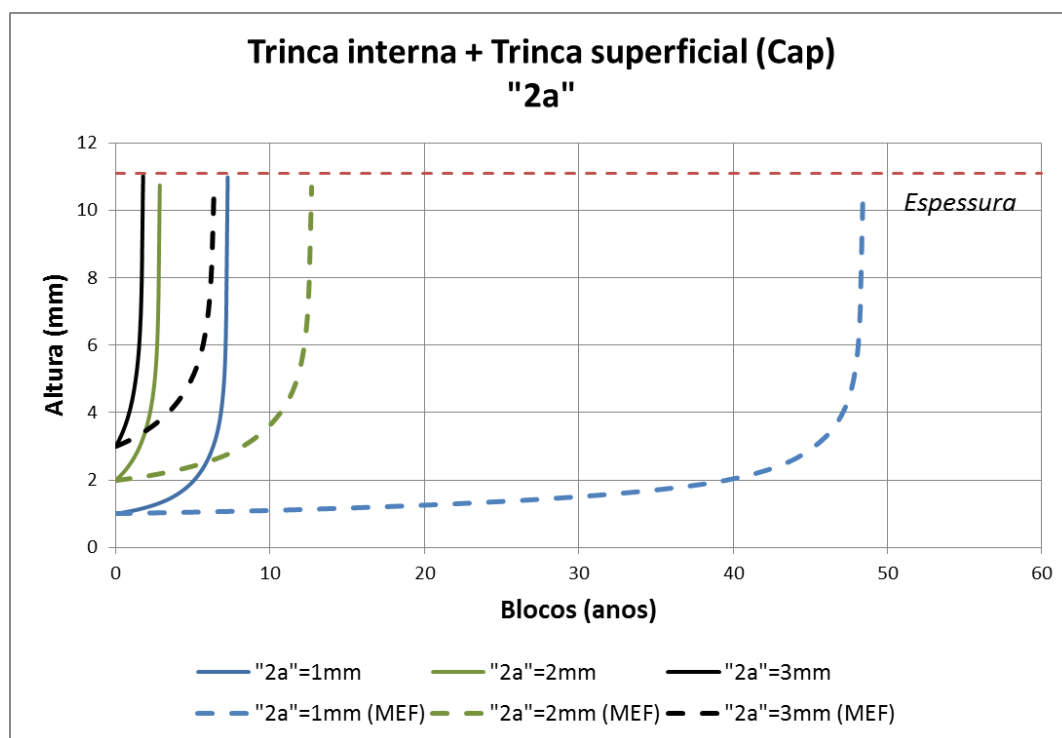


Figura 70 - Taxa de propagação de trinca interna que se tornou superficial no "cap" da solda (altura x tempo)

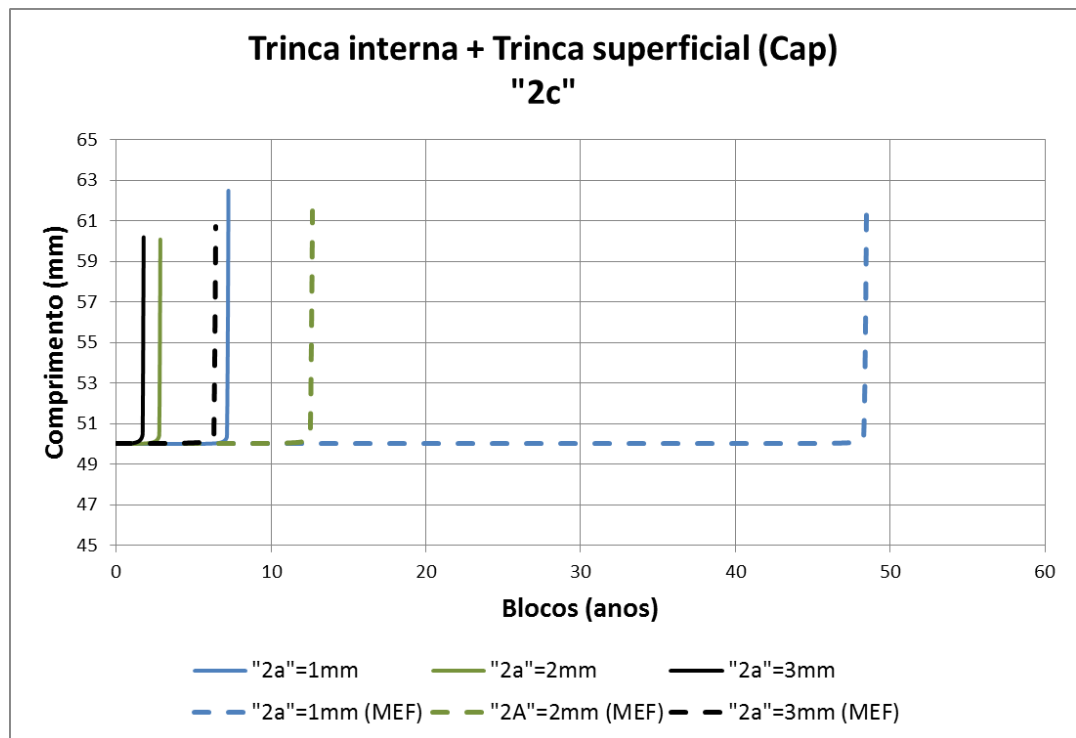


Figura 71 - Taxa de propagação de trinca interna que se tornou superficial no “cap” da solda (comprimento x tempo)

2. Estudo de caso II: DOE – Planejamento e Experimentos

A seguir, são apresentados e discutidos os resultados dos DOE estabelecidos para estudos de vida útil à fadiga nas direções *In-Line* e *Cross-Flow* de vibração.

Conforme apresentado no ANEXO II – Planejamento fatorial de experimentos, antes que uma análise estatística seja realizada, alguns aspectos referentes ao conjunto de dados devem ser verificados.

A Figura 72 e a Figura 73 representam as normalidades dos resíduos referentes a vida útil à fadiga nas direções *In-Line* e *Cross-Flow*, respectivamente, considerando a amostragem ensaiada descrita na Tabela 18 do ANEXO II. É possível notar boas distribuições dos resíduos em torno das curvas representativas dos valores esperados para normalidade dos dados. Ou seja, pode-se afirmar estatisticamente que os resíduos de ambas as variáveis de resposta (vida à fadiga *In-Line*, vida à fadiga *Cross-Flow*) seguem uma distribuição normal, ou estão, pelo menos, próximo de fazê-lo.

Esta conclusão é ratificada pela Figura 74 e Figura 75, as quais representam o histograma de resíduos em cada direção. Cabe ressaltar que esta verificação foi realizada apenas graficamente visto que o estudo de DOE utilizando o software *Statistica 9.0* (StatSoft, 2015) não possibilitou a realização de outros testes estatísticos, tais como *Shapiro-Wilks* ou *Lilliefors*.

A Figura 76 e Figura 77, indicam através das distribuições dos resíduos em torno das variáveis dependentes (preditas), que não há diferença estatística entre as variâncias (homoscedasticidade). Este fato se justifica mediante os resíduos se apresentarem dispersos de forma homogênea, isto é, sem tendências notáveis ao longo do eixo da variável dependente. Analogamente à verificação da normalidade dos resíduos, a homoscedasticidade foi verificada mediante dados gráficos, visto que o estudo DOE não possibilita a realização de outros testes estatísticos, tais como *Cochran-Barlett* ou *Levene's*, por exemplo.

Uma vez verificada a normalidade dos resíduos e homogeneidade das variâncias, são apresentadas análises resumidas dos efeitos significativos das variáveis de entrada na vida útil à fadiga, a partir de diagramas de Pareto. As Figura 78 e Figura 79 apresentam os resultados obtidos, normalizados pelo efeito do fator de entrada de maior relevância (comprimento).

Tais análises são ditas resumidas por apresentarem de forma ranqueada apenas os efeitos principais e de interação de segunda ordem. Os efeitos de terceira ordem foram filtrados para que os resultados de maior importância, ou seja, os efeitos principais fossem visualmente apresentáveis. Efeitos de mais alta ordem não foram calculados por limitações do *software*, mediante planos fatoriais completos com elevados números de fatores de entrada. As análises completas, entretanto, são apresentadas no ANEXO IV.

A partir destes DOE, obtêm-se as seguintes conclusões estatísticas:

- Há uma excelente adequação dos modelos de regressão, sendo estas, portanto, análises estatisticamente representativas dos problemas em estudo, dados elevados coeficientes de determinação. Neste estudo, R^2 igual a 0.89 no *DOE In-Line* e R^2 igual a 1 no *DOE Cross-Flow*, conforme ANEXO IV;
- No *DOE In-Line*, a hipótese nula de que os fatores de entrada não influenciam na resposta não é rejeitada apenas para “Tração Residual de Lançamento”, “Curva de Fadiga” e “Gap”. Ou seja, pode-se afirmar para $\alpha=0,05\%$ (nível de significância) que estas variáveis, considerando os níveis adotados para os fatores de entrada nesse trabalho, não influenciam na vida útil à fadiga na direção *In-Line* ($p>0.05$), conforme ANEXO IV. Cabe ressaltar que os valores de p obtidos para “Tração Residual de Lançamento” e “Gap” foram próximos a 0,05. Assim, estes resultados devem ser avaliados com cautela. Os efeitos principais no *DOE In-Line*, por ordem de relevância, são: comprimento, corrente, tipo de solo, pressão interna, espessura, temperatura;
- No *DOE Cross-Flow*, a hipótese nula de que os fatores de entrada não influenciam na resposta é rejeitada para todas as variáveis. Ou seja, pode-se afirmar com $\alpha=0,05\%$ que todas as variáveis influenciam na vida útil à fadiga na direção *Cross-Flow*, ($p<0,05$), conforme ANEXO IV. Os efeitos principais no *DOE Cross-Flow*, por ordem de relevância, são: comprimento, corrente, pressão interna, curva de fadiga, espessura, temperatura, tração residual de lançamento, e tipo de solo;
- Há interação das variáveis na resposta (em até 3 níveis), sendo alguns efeitos de interação mais relevantes que alguns dos efeitos principais. Este fato ratifica que não é relevante estudar apenas um parâmetro, mas também a interação entre eles. Efeitos de mais alta ordem não puderam ser calculados pelo software;

- Logo, é demonstrado estatisticamente a importância da correta seleção de dados de entrada para cálculo de vida útil à fadiga de vãos livres. Logo, a utilização combinada de dados excessivamente conservadores pode exercer grande influência na avaliação de integridade de vãos livres;
- Cabe ressaltar que os resultados são válidos e representativos considerando os limites máximos e mínimos estabelecidos neste estudo. Nesta instância, duas abordagens a serem seguidas: uma análise com dados de entrada conservadores, outra com dados de entrada mais refinados, ambas com valores pré-determinados para uma demonstração via estudo de caso;
- Para uma melhor interpretação dos efeitos de cada variável foram gerados gráficos de tendência, os quais são apresentados na Figura 80, Figura 81 e Figura 82. Estes gráficos devem ser interpretados da seguinte forma: para uma variação entre o valor mínimo e máximo de um determinado parâmetro, a vida útil à fadiga *In-Line* ou *Cross-Flow* aumenta/diminui em média X anos. Os desvios padrões indicados nos gráficos foram calculados a partir dos resíduos, em decorrência da análise ter sido realizada com réplica única, por serem os dados decorrentes de modelagem computacional. Assim, conclui-se:
 - Maiores comprimentos de trechos em vãos livres diminuem a vida útil à fadiga. Neste estudo, variar o comprimento do vão de 24 metros para 98 metros diminui a vida útil à fadiga em média 3,2E13 anos na direção *In-Line*. Na direção *Cross-Flow* a vida diminui em média 99949 anos;
 - Considerar o maior “gap” (7 metros) em detrimento do “gap” médio do terço central (5 metros) do trecho em vão livre pode não ser relevante na vida útil à fadiga na direção *In-Line* ($p \sim 0,05$). Na direção *Cross-Flow* a vida diminui em média 12,4 anos;
 - Considerar a temperatura de projeto (73°C) em detrimento da temperatura de operação (37°) diminui a vida útil à fadiga em média 5,48E12 anos na direção *In-Line*. Na direção *Cross-Flow* a vida aumenta em média 18,2 anos;
 - Considerar um solo de areia densa em detrimento de um solo de areias soltas diminui a vida útil à fadiga em média 1,32E13 anos na direção *In-Line*. Na *Cross-Flow* a vida diminui em média 7,7 anos;

- Considerar a espessura nominal (11,1mm) em detrimento da espessura corroída (8,1mm) aumenta a vida útil à fadiga em média 7E12 anos na direção *In-Line*. Na direção *Cross-Flow* a vida aumenta em média 25,5 anos;
- Considerar condições ambientais mais adversas (tipo E) em detrimento de condições menos adversas (tipo B), diminui a vida útil à fadiga em média 3,2E13 anos na direção *In-Line*. Na direção *Cross-Flow* a vida diminui em média 50,5 anos;
- Considerar a pressão interna de projeto (135 bar) em detrimento da pressão de operação (22 bar) aumenta a vida útil à fadiga em média 1E13 anos na direção *In-Line*. Na direção *Cross-Flow* a vida aumenta em média 44,1 anos;
- Desprezar a tração residual de lançamento em detrimento considerar um valor de 209kN pode não ser relevante na direção *In-Line* ($p \sim 0,05$). Na direção *Cross-Flow* a vida diminui em média 8,5 anos;
- Considerar uma curva de fadiga mais severa (F3 com proteção catódica) em detrimento da curva recomendada (F1 ao ar) não é relevante na direção *In-Line*. Na direção *Cross-Flow* a vida diminui em média 25,8 anos.
- Em geral, as respostas estatísticas estão de acordo com o comportamento físico esperado para variação entre valores máximos e mínimos de cada variável. Importante ressaltar que os resultados na direção *Cross-Flow* tenderam a apresentar vida útil muito elevada (tendendo ao infinito) em relação à vida de projeto de equipamentos (20 anos), tanto em valores máximos e mínimos, com exceção do parâmetro “comprimento”.

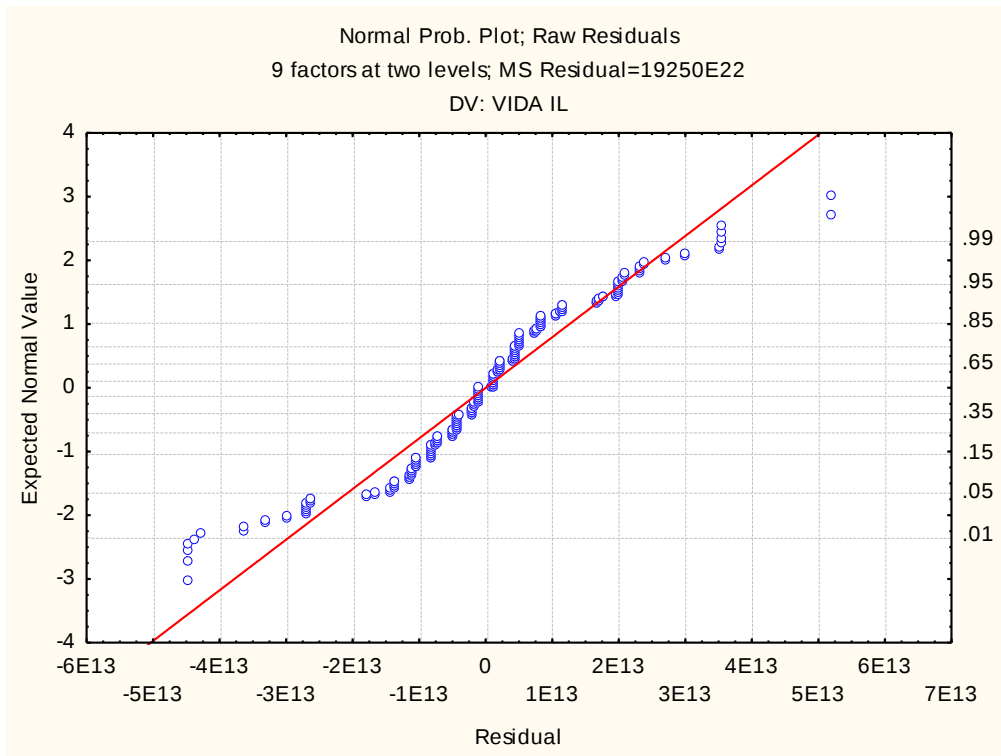


Figura 72 - Normalidade dos resíduos (DOE In-Line)

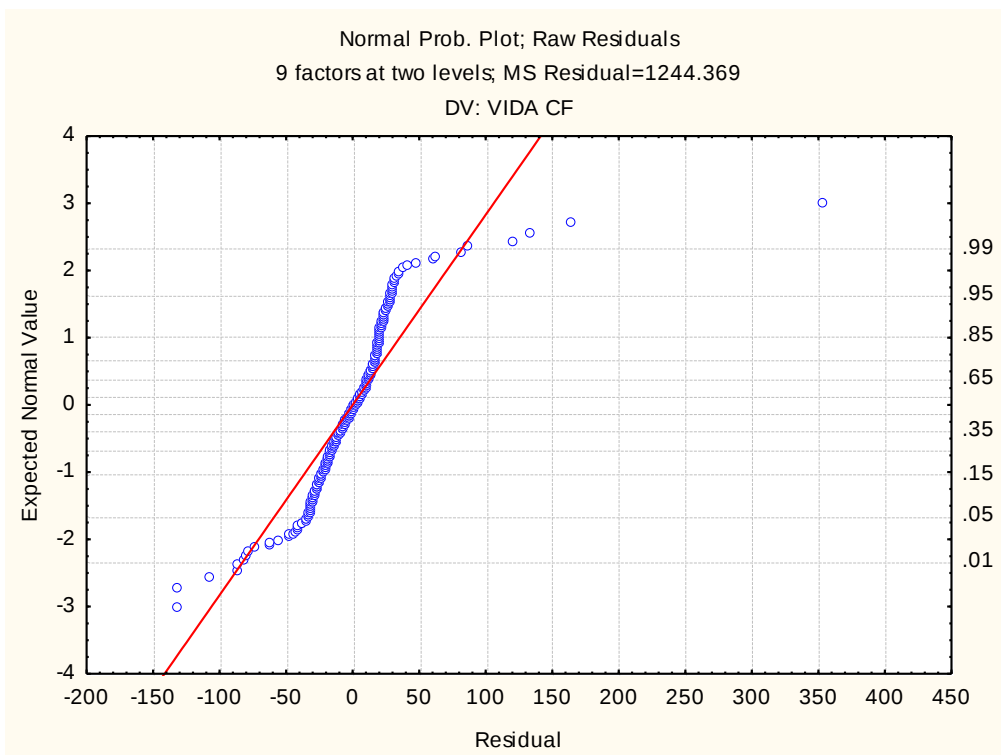


Figura 73 - Normalidade dos resíduos (DOE Cross-Flow)

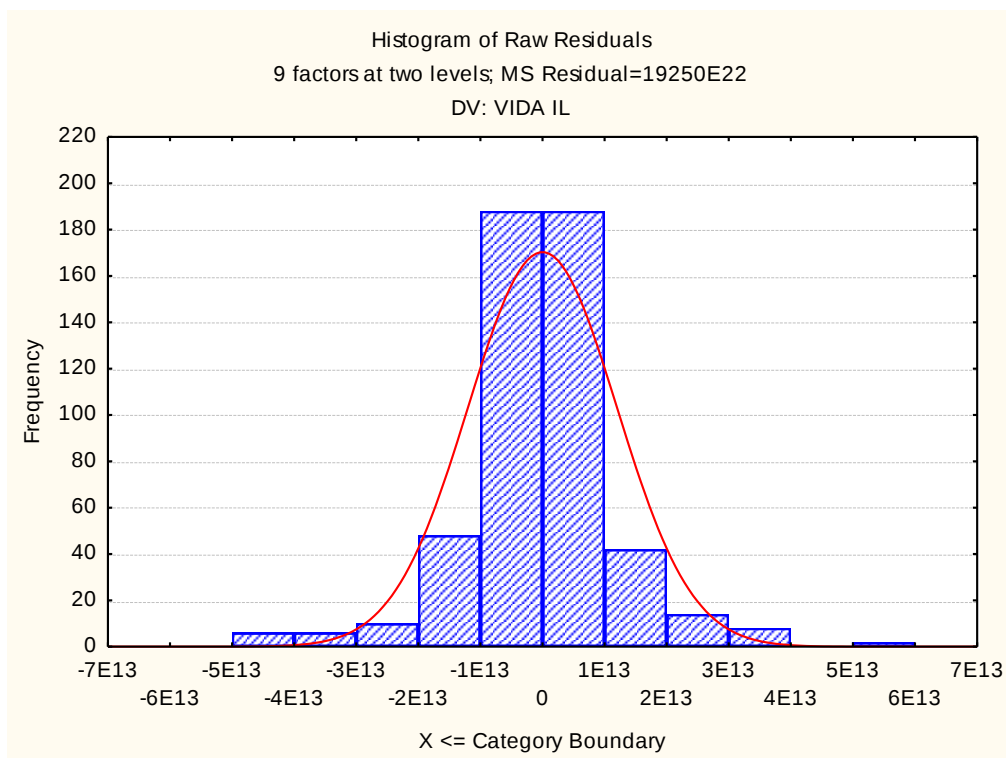


Figura 74 - Histograma dos resíduos (DOE In-Line)

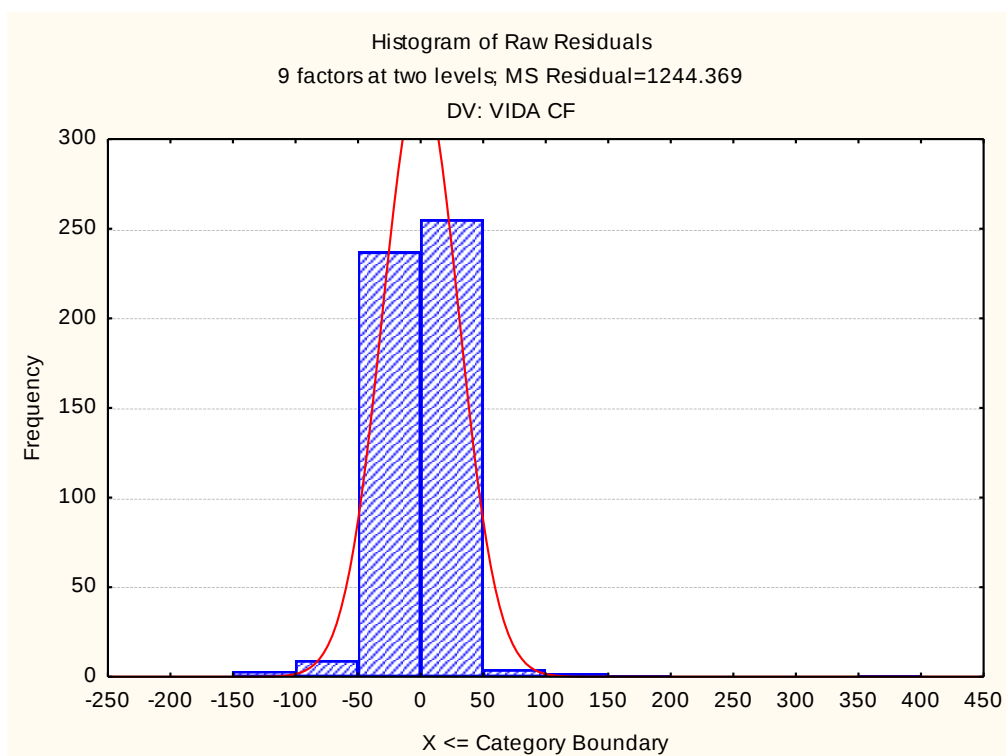


Figura 75 - Histograma dos resíduos (DOE Cross-Flow)

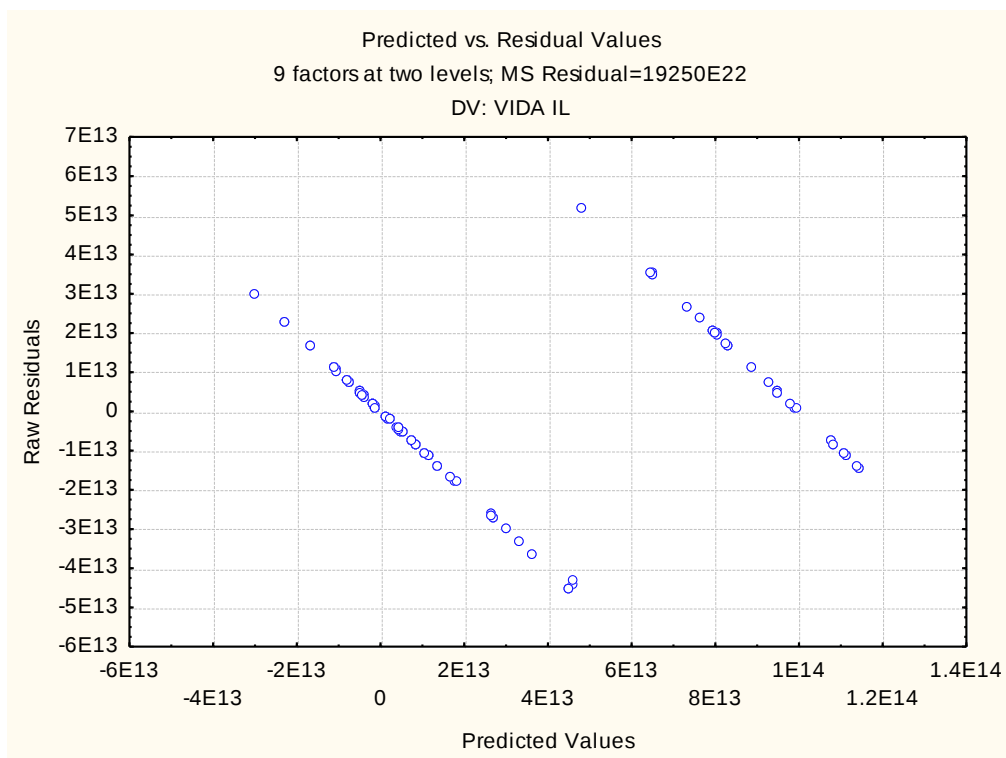


Figura 76 - Distribuição dos resíduos em torno dos valores preditos (DOE In-Line)

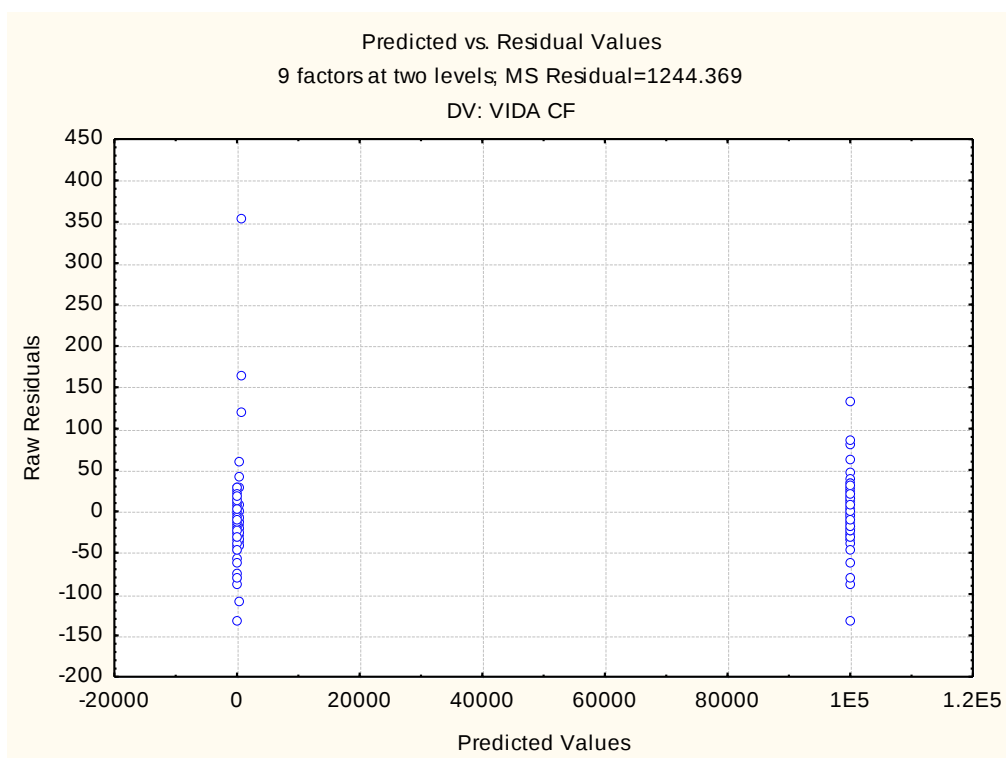


Figura 77 - Distribuição dos resíduos em torno dos valores preditos (DOE Cross-Flow)

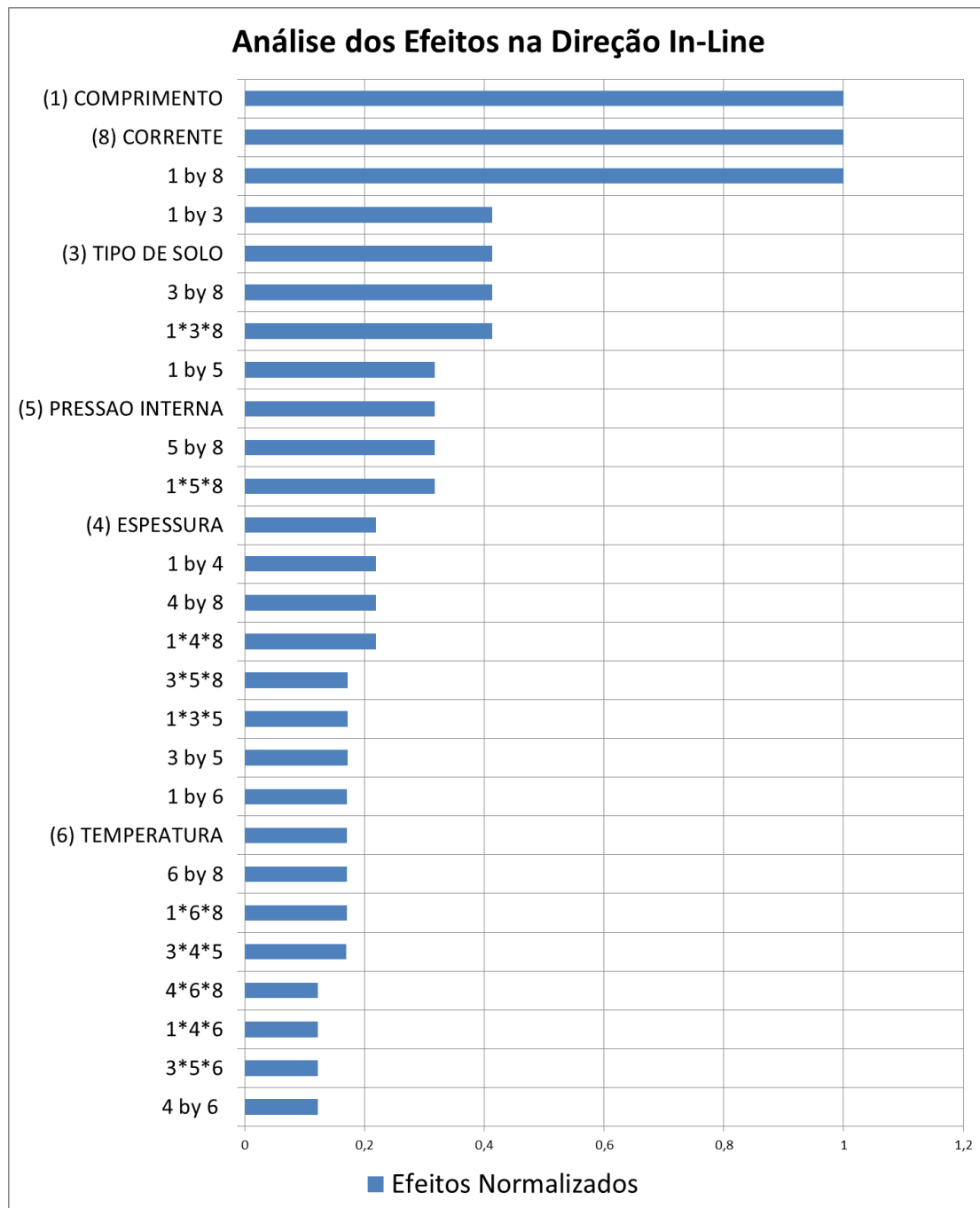


Figura 78 - Análise dos efeitos na direção In-Line

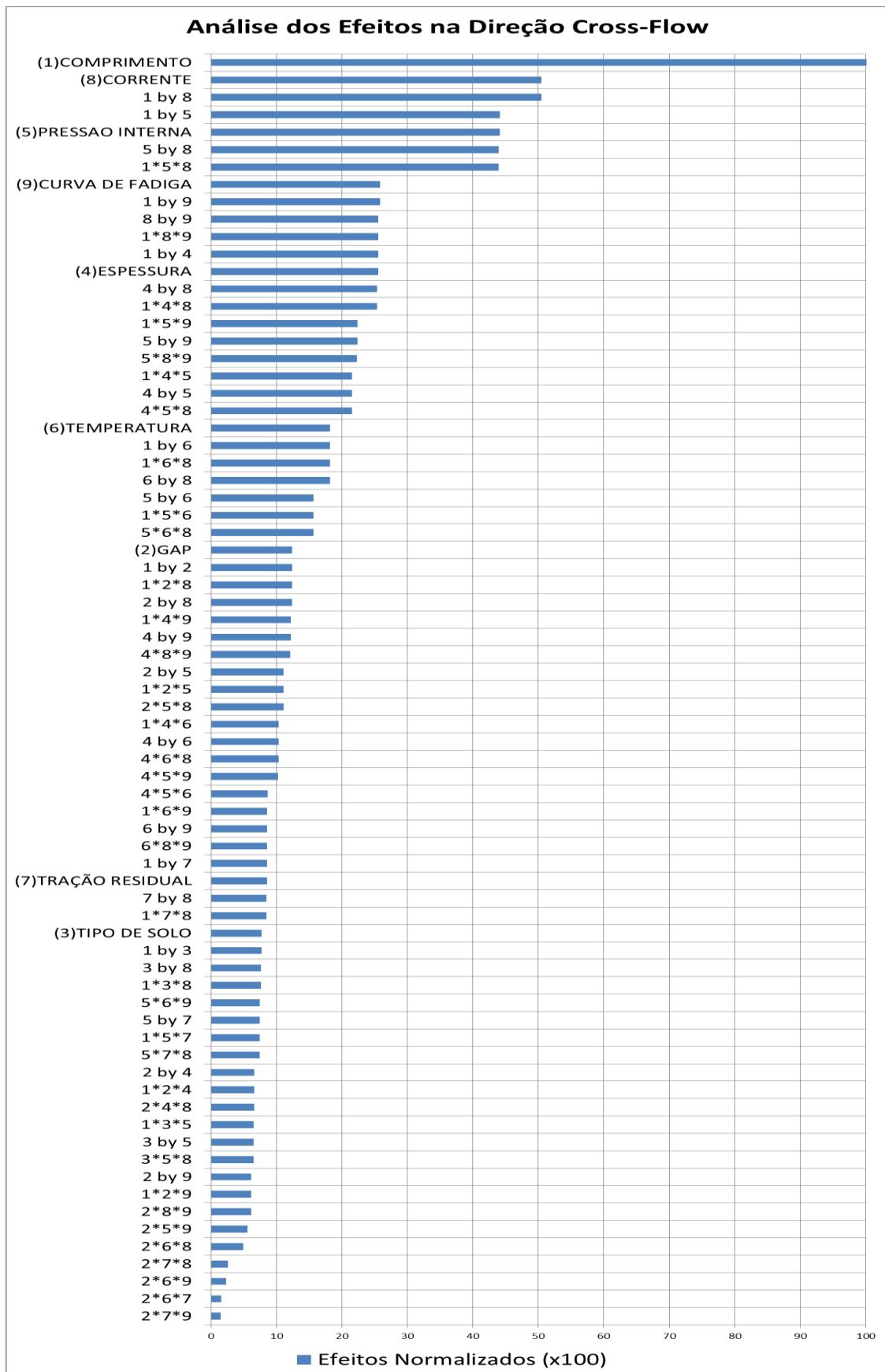
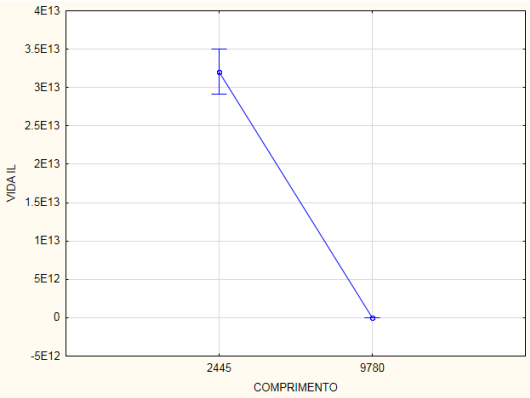
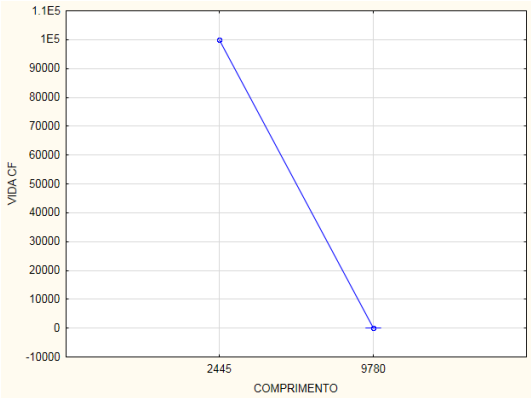


Figura 79 - Análise dos efeitos na direção Cross-Flow

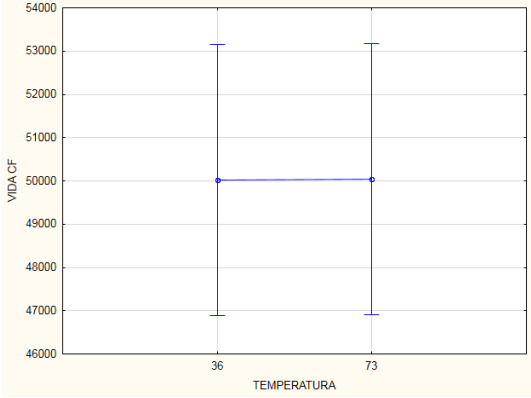
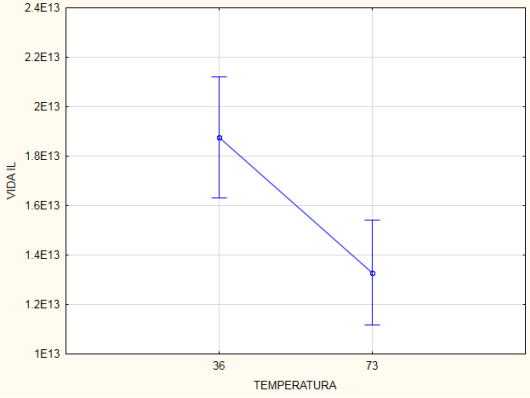
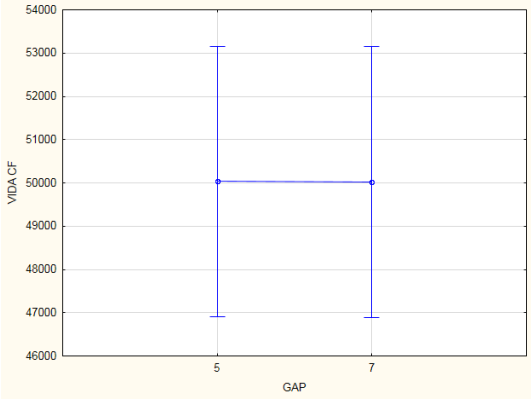
IN-LINE



CROSS-FLOW



NÃO RELEVANTE



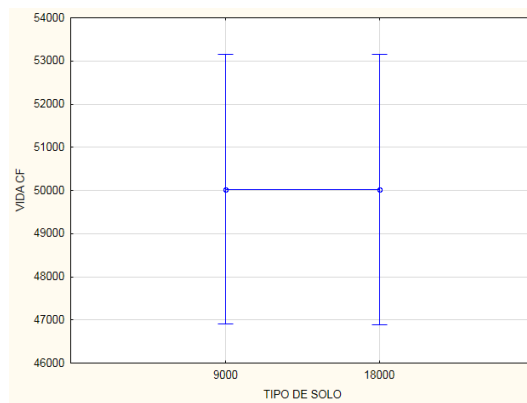
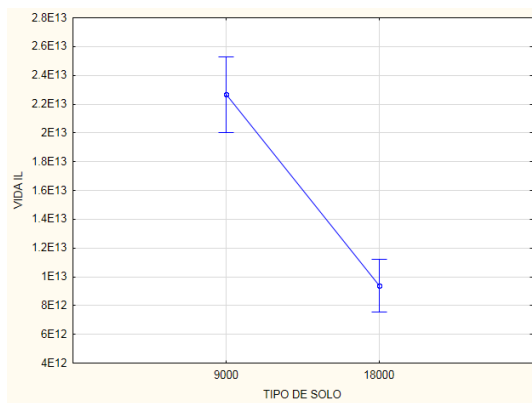
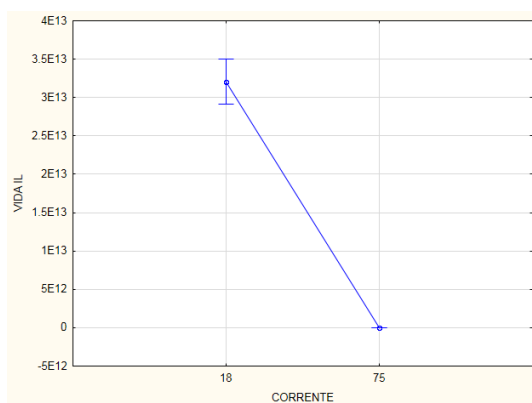
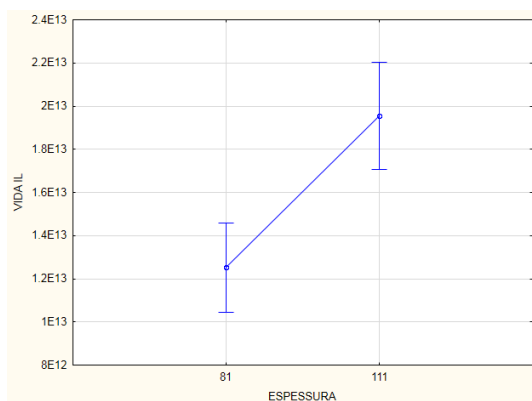
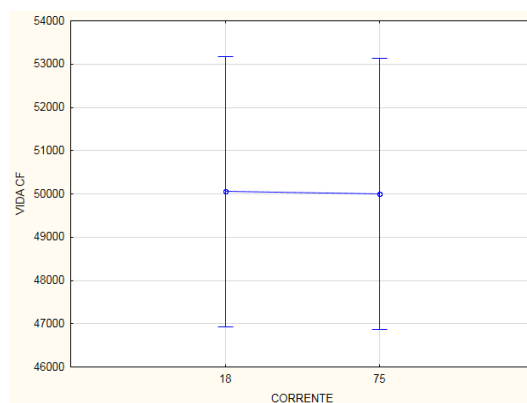
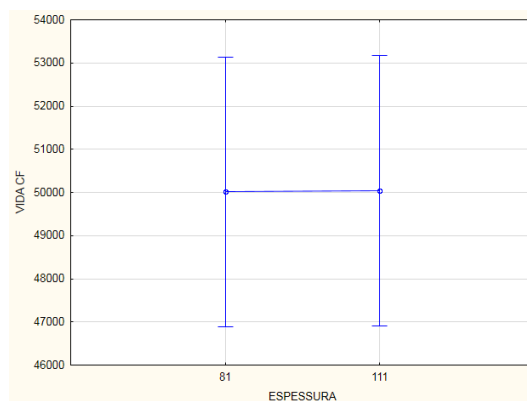


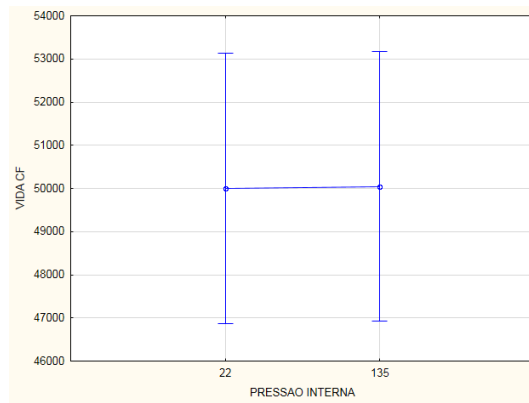
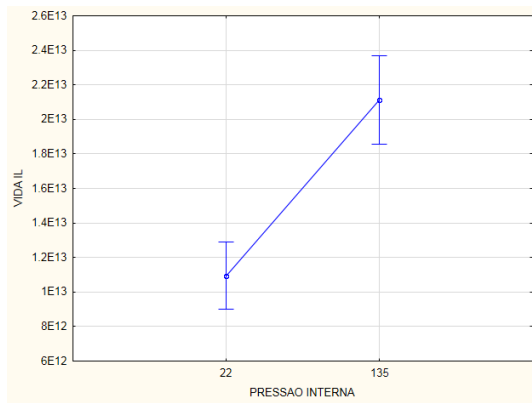
Figura 80 - Comparativo de tendência do comportamento das variáveis nas direções In-Line e Cross-Flow (Comprimento, Gap, Temperatura, Tipo de Solo)

IN-LINE



CROSS-FLOW





NÃO RELEVANTE

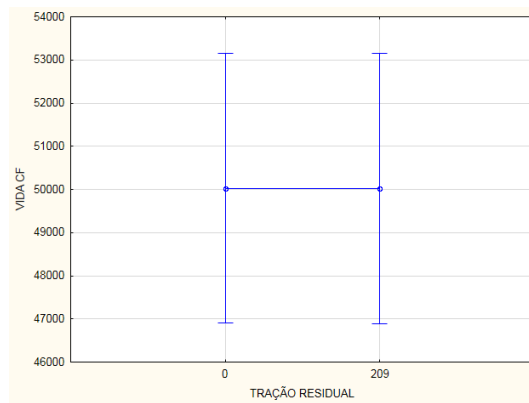


Figura 81 - Comparativo de tendência do comportamento das variáveis nas direções In-Line e Cross-Flow (Espessura, Corrente, Pressão Interna, Tração Residual)

IN-LINE

CROSS-FLOW

NÃO RELEVANTE

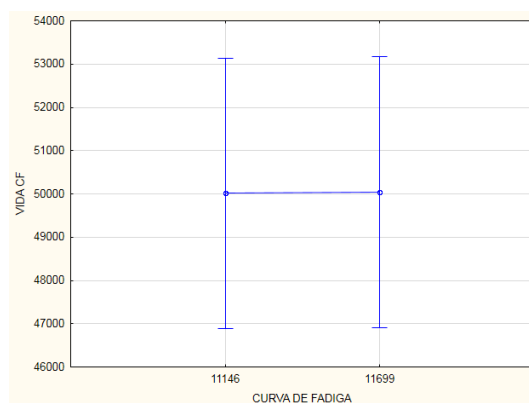


Figura 82 - Comparativo de tendência do comportamento das variáveis nas direções In-Line e Cross-Flow (Curva de Fadiga)

VI. Conclusões

Esta dissertação de mestrado se propôs, a partir de estudos de casos, apresentar uma análise crítica acerca das metodologias usualmente empregadas para cálculo de vida útil à fadiga de vãos livres de dutos rígidos submarinos, ponderando ainda sobre a influência das variáveis que governam os resultados.

Face à complexidade em torno do VIV, fenômeno este regido por diferentes físicas, foram apresentados os modelos de resposta empíricos propostos pela *DNV*, que, em linhas gerais, relacionam ao hidrodinâmica do fenômeno com o comportamento estrutural do sistema, e são utilizados globalmente na indústria de óleo e gás.

Cada vão livre apresentará um modelo de resposta particular em cada direção, *In-Line* e *Cross-Flow*, e o sucesso da utilização destes está, entre outros, ligado ao conhecimento de duas grandezas importantes. A primeira delas, a frequência natural dos principais modos de vibrar do sistema, ou seja, aquela que quando excitada pode levar o duto à ressonância. A segunda, a amplitude de tensões associada a cada modo. Assim, estes parâmetros podem ser calculados por formulações analíticas ou por cálculos numéricos.

Ficou evidenciado no estudo de caso I que os cálculos analíticos se tornam interessantes para avaliações de projeto, dado que esta abordagem é predominantemente conservadora. Ou ainda, em avaliações de dutos com solos regulares, situação na qual a formação de trechos em vãos livres é minimizada. Por outro lado, quando o custo associado às intervenções de calçamento se torna importante, ou ainda, em cenários de extensão de vida de dutos já em operação, torna-se evidente que a condução de cálculos numéricos representa a metodologia mais apropriada. A abrangência do método dos elementos finitos permite, além de uma melhor representação da interação duto-solo, um tratamento dos resultados parciais com um grau de refinamento tal que as soldas de união sejam efetivamente avaliadas, em detrimento a uma aproximação analítica com uma série de limitações. Como consequência, os cálculos numéricos geram histogramas de tensões mais refinados, que são essenciais para avaliações consistentes por critérios de mecânica da fratura, devendo estes serem aqueles que efetivamente sustentarão decisões quanto à eventuais intervenções para correções de trechos em vãos livres.

O estudo de caso II, por sua vez, corroborou com o que foi demonstrado ainda na revisão bibliográfica, ou seja, que a avaliação de integridade de vãos livres depende

fortemente dos dados de entrada, visto que os resultados de vida útil à fadiga devido ao fenômeno *VIV* sofrem influência de inúmeras variáveis. A partir deste estudo, que tratou estatisticamente resultados obtidos pelo método dos elementos finitos, foi possível ranquear os efeitos principais, demonstrar que há interação destes parâmetros e correlaciona-los com resultados de vida útil à fadiga.

Espera-se que, o conjunto de resultados apresentados neste trabalho possa subsidiar a comunidade de engenharia submarina com informações relevantes para um melhor entendimento acerca dos parâmetros que influenciam avaliações de vãos livres, bem como auxiliar em tomadas de decisão no que tange ao projeto e continuidade operacional de dutos rígidos submarinos, trechos *flowline*.

Por fim, recomenda-se que haja ponderação quanto à utilização de excesso de conservadorismo nas análises e que, se necessário, haja um refinamento do estudo antes da emissão de parecer final quanto à continuidade operacional e/ou recomendações técnicas de calçamento, seja na etapa de projeto, seja ao longo de sua vida útil.

ANEXO I - Cálculo Numérico pelo Método dos Elementos Finitos

1. Modelo Numérico

Visando atender aos requisitos das normas *DNV* no que diz à modelagem numérica de vãos livres pelo método dos elementos finitos, desenvolveu-se um modelo totalmente parametrizado, capaz de representar diferentes configurações de vãos livres, sejam eles isolados ou interagindo com vãos adjacentes.

De forma sucinta, o modelo de elementos finitos elaborado é capaz de, mediante preenchimento dos dados de entrada que caracterizam o problema físico, gerar de forma automatizada arquivos com os resultados das frequências naturais, seus respectivos modos de vibração e amplitudes de tensões. Fornece ainda o perfil de carga axial efetiva ao longo do(s) vão(os) em análise. De posse destes resultados, é possível executar o cálculo de vida útil a fadiga.

Os cálculos numéricos relacionados ao comportamento estrutural estático e dinâmico de vãos livres foram desenvolvidos com auxílio do *software Ansys Mechanical 15.0* (ANSYS, 2015) em sua versão clássica, a partir do método dos elementos finitos.

As análises consistem inicialmente numa primeira etapa estática, para simular as condições de assentamento do duto no solo devido ao processo de instalação e início de produção, onde atuam carregamentos de pressão interna e temperatura. Esta primeira etapa visa determinar configuração de equilíbrio do duto, assim como o estado de tensões iniciais decorrentes das condições de processo. Em uma segunda etapa, procede-se a uma análise dinâmica modal para obtenção das frequências naturais e os modos de vibração, definindo o comportamento dinâmico do trecho avaliado.

O pré e pós-processamento do modelo numérico foram desenvolvidos de forma parametrizada através da linguagem de programação *APDL (Ansys Parametric Design Language)*, permitindo cálculos para diferentes configurações de vãos livres mediante informações apenas dos dados de entrada, assim como automaticamente escrevendo os resultados de interesse em arquivos extensão .dat para posteriores geração de gráficos.

Resumidamente, os diversos passos da análise foram organizados da seguinte forma:

- Pré-processamento:

- i. Leitura dos parâmetros de entrada;
 - ii. Geração da geometria do problema;
 - iii. Definição dos materiais e suas propriedades mecânicas;
 - iv. Definição dos elementos a serem utilizados;
 - v. Geração de malha de elementos finitos;
- Aplicação das condições de contorno:
 - i. Interação duto-solo através do uso de elementos de molas com rigidez equivalente;
- Aplicação dos carregamentos:
 - i. Análise estática:
 - 1. Tração residual de lançamento;
 - 2. Delta de pressão interna e pressão externa;
 - 3. Gradiente térmico;
 - 4. Peso próprio do duto submerso e seu fluido interno.
 - ii. Análise dinâmica:
 - 1. Aplicação de um estado de tensões inicial (condição deformada da análise estática);
- Pós-processamento
 - i. Análise estática
 - 1. Listagem de resultados representativos do perfil de carga axial efetiva ao longo do duto em sua condição operacional;
 - 2. Listagem de resultados representativos do perfil de deslocamentos verticais (deflexão) ao longo do duto (condição de equilíbrio);
 - ii. Análise dinâmica
 - 1. Listagem dos modos e frequências naturais de vibração;

2. Listagem das amplitudes de tensões normalizadas para um diâmetro unitário.

2. Pré-Processamento

2.1. Geometria e Sistema de Coordenadas

A geração da geometria do modelo numérico foi programada para ser estabelecida a partir do sistema global de coordenadas cartesiano. O plano de trabalho é o XY, sendo o eixo Z normal a este plano. Como os trechos em vãos livres e ombros de solo são modelados como vigas, suas geometrias são sempre estabelecidas como linhas na direção X.

A seção transversal do duto é calculada e associada automaticamente pelas macros mediante dados de construção informados previamente pelo usuário.

No intuito de excluírem-se quaisquer efeitos numéricos indesejáveis provenientes de condições de contorno (detalhadas adiante), foram modelados trechos sempre maiores que aquele de interesse.

2.2. Malha de elementos finitos

Após a modelagem da geometria, a macro executa sua discretização, obtendo-se a malha de elementos finitos. As linhas que representam o duto são discretizadas com o elemento *PIPE288* (*Ansys*) de primeira ordem, ou seja, com funções de interpolação linear. Estes elementos possuem 2 nós com 6 graus de liberdade cada, correspondentes às translações (UX, UY, UZ) e rotações (ROTX, ROTY, ROTZ) nas três direções, além de no mínimo 32 pontos de integração ao longo da circunferência.

A formulação deste elemento finito é baseada na teoria de vigas de *Thimoshenko*, e contabiliza em sua matriz de rigidez efeitos de não linearidades geométricas, bem como contabiliza os efeitos de rigidez axial devido ao delta de pressão aplicado. Assim sendo, é possível prescrever os carregamentos de pressão interna e pressão externa, temperatura interna e temperatura externa, além da massa adicionada para análises dinâmicas. Baseado nestes fatores, o elemento é adequado para análises de estruturas esbeltas, tubulações de paredes finas, além de estruturas cilíndricas moderadamente espessas, representando bem o problema físico relacionado a análises

de vãos livres de dutos rígidos. A Figura 83 ilustra o elemento *PIPE288* do software *Ansys*.

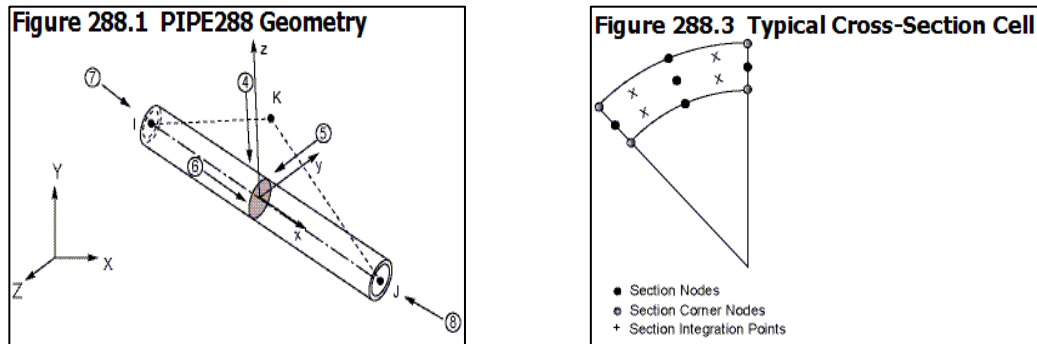


Figura 83 – Elemento *PIPE288*: Reprodução da Figura 288.1 do *Ansys Help Viewer*

As regiões do trecho do duto em contato com o solo são representadas com a geração de elementos de mola unidimensionais, através do elemento *COMBIN14*. Este elemento é uniaxial e trabalha tanto em tração quanto compressão. É formado por 2 nós possuindo até 3 graus de liberdade cada, correspondentes às translações UX , UY e UZ . A partir da prescrição de constantes reais, é possível estabelecer valores lineares de rigidez por unidade de comprimento destes elementos de mola. A Figura 84 ilustra o elemento *COMBIN14* do software *Ansys*.

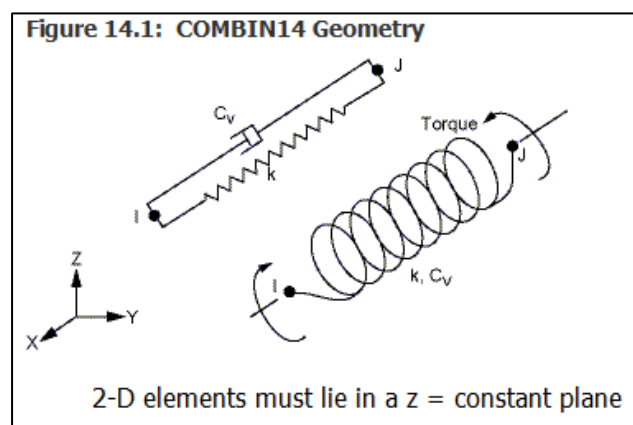


Figura 84 - Elemento *COMBIN14*: Reprodução da Figura 14.1 do *Ansys Help Viewer*

Para garantia da convergência nos resultados, a geometria foi discretizada com elementos de $0,2D$ e $0,01D$ de comprimento em regiões em vãos livres e ombros de solo, respectivamente.

2.3. Material

Com relação ao material do duto, considera-se que o mesmo é linear elástico, homogêneo e isotrópico. Desta forma, prescreve-se seu Módulo de Elasticidade e Coeficiente de Poisson para definição da matriz constitutiva de cada elemento. Prescreve-se ainda a massa específica de cada componente, assim como o coeficiente de expansão térmica do aço, para contabilização de seu peso próprio e deslocamentos decorrentes da dilatação térmica, respectivamente.

Tabela 14 - Propriedades do material do duto

Módulo de elasticidade do aço [MPa]	207000
Coeficiente de Poisson do aço	0,3
Densidade do aço [kg/m^3]	7850
Coeficiente de expansão térmica do aço ($\text{mm/mm}^\circ\text{C}$)	$1,17\text{E-}5$

Na análise estática, é realizada a correção da densidade do aço, obtendo-se uma densidade equivalente que considera densidade dos revestimentos externos, se existirem, a densidade do fluido interno, assim como efeitos de empuxo.

Já na análise dinâmica, esta densidade é corrigida considerando-se também os efeitos de massa adicionada.

2.4. Análise Estática

A análise estática foi estabelecida mediante aplicação de 3 casos de passos de carregamentos (*Load Steps*), a saber:

- LOAD STEP 1: aplicação da tensão residual de lançamento

Nesta etapa são restritos os graus de liberdade do nó de uma das extremidades da linha que representa o duto. No nó da outra extremidade, aplica-se um deslocamento compatível com a tração residual atuante no trecho do duto avaliado. Para que a tração residual seja uniforme ao longo do trecho modelado, desativam-se neste *Load Step* os elementos de mola, de forma que os mesmos não influenciem no valor do carregamento a ser aplicado.

- LOAD STEP 2: ativação do peso próprio

Nesta etapa os elementos de mola na direção vertical são reativados. A aceleração da gravidade atua e o duto deflete apoiando-se nos ombros de solo, em decorrência do carregamento de peso próprio atuante na condição submersa;

- LOAD STEP 3: aplicação dos carregamentos externos

Os elementos de mola são ativados nas três direções ortogonais segundo o sistema de coordenadas global. Esta configuração representa a interação duto-solo. Neste *Load Step* são prescritos os carregamentos de pressão interna, pressão externa, temperatura interna e temperatura externa. Nesta etapa, obtém-se a condição deformada da estrutura na condição de operação, situação na qual se deseja avaliar o comportamento dinâmico do sistema.

2.5. Análise Dinâmica

Na análise dinâmica, gera-se uma geometria idêntica àquela desenvolvida na análise estática, porém a rigidez de mola na direção vertical é atualizada para valores aplicáveis à análises dinâmicas, em conformidade com as recomendações da *DNV RP F105*. Em seguida, a geometria do sistema e seu estado de tensões/deformações são atualizados com os deslocamentos nodais e estados de tensões/deformações resultantes da análise estática prévia.

A partir deste estado de tensões/deformações iniciais, procede-se à análise modal, extraíndo-se os autovalores e autovetores do sistema estrutural em modelagem, que representam as frequências naturais e modos de vibração, respectivamente.

2.6. Condições de contorno

Em ambas as análises, estática e dinâmica, todos os graus de liberdade dos nós das extremidades da linha que representa o duto são restritos. Reforça-se a necessidade da modelagem de trechos adjacentes aos vãos de interesse, visando eliminar quaisquer interferências que possam surgir devido às condições de contorno aplicadas.

Os elementos de mola que representam a interação duto-solo também têm seus graus de liberdade restritos em um de seus nós, de forma que os efeitos de mola sejam efetivamente pronunciados.

2.7. Pós Processamento

Visando otimizar a análise dos resultados, o modelo numérico gera arquivos de saída conforme descrito a seguir:

- Análise Estática: os resultados de carga axial efetiva em cada nó são armazenados em matrizes e dispostos em arquivo extensão .dat, gerando dados para plotagem gráfica do perfil destes parâmetros ao longo do trecho de duto avaliado.

A geração destes arquivos permite ao usuário proceder a avaliação estrutural do sistema na sua condição de equilíbrio, bem como entender o comportamento mais próximo à tração ou compressão do sistema.

- Análise Dinâmica: os resultados de deslocamentos nodais e amplitudes de tensões unitária em cada nó são armazenados em matrizes e dispostos em arquivo extensão .dat, gerando dados para plotagem gráfica do perfil destes parâmetros ao longo do trecho de duto avaliado.

A geração destes arquivos permite ao usuário plotar os modos de vibração, assim como avaliar a amplitude de tensões unitária atuante em qualquer ponto do trecho modelado.

3. Abrangência e Limites de Validade

O modelo numérico aqui descrito visa sobrepor limitações intrínsecas do cálculo analítico proposto pela *DNV RP F105*, aproximando mais a resposta dinâmica estrutural do problema físico.

Como trata de dutos já em operação, o principal foco da modelagem proposta visa estabelecer o comportamento dinâmico estrutural, a partir de registros de inspeção. Assim, a análise estática prévia propõe e se limita a melhor representar a rigidez do sistema, assim como qualitativamente indicar, no equilíbrio, sua resposta global à tração ou compressão. Ou seja, modelos numéricos mais complexos devem ser utilizados para representação de dutos operando a elevados gradientes térmicos, nos quais efeitos de não linearidades de material (modelos de plasticidade) e interação não linear entre o duto e o solo sejam relevantes.

O principal ganho da análise numérica se manifesta na modelagem da interação duto-solo e suas consequências. Assim, a resposta do sistema na condição de equilíbrio decorrente da prescrição dos carregamentos externos de pressão (Δ) e distribuição de temperaturas (ao longo da espessura) leva a uma grande redução no conservadorismo que seria imposto pela premissa de duto completamente restrito. Como consequência, prevê maiores frequências naturais de vibração, defasadas das frequências de desprendimento de vórtices, majorando a vida útil dos trechos em vãos livres.

Ressalta-se que este é um procedimento proposto para análises de dutos em operação, cujas características são baseadas em dados de inspeção. Análises de projeto devem seguir as premissas tradicionais de avaliação.

ANEXO II – Planejamento fatorial de experimentos

Muitos estudos experimentais são realizados sem planejamento estatístico, o que ocasiona muito trabalho e poucas respostas conclusivas para o pesquisador. O estudo estatístico possibilita ao pesquisador organizar o experimento de forma a minimizar a quantidade de experimentos e maximizar a qualidade das respostas obtidas.

Como primeiro passo a ser tomado, o pesquisador deve determinar quais são as variáveis (fatores) a serem controladas. Um segundo passo é definir claramente qual é o objetivo que se quer alcançar com o experimento, pois dependendo de cada objetivo se terá um planejamento diferente para cada experimento.

No caso deste trabalho, o planejamento de experimentos será executado como uma ferramenta de tratamento dos dados obtidos. Assim, será possível analisar, a princípio, a influência de dados de entrada nas variações de vida útil à fadiga calculada para o vão livre a partir do processamento dos resultados, segundo a metodologia descrita a seguir.

Para que uma análise estatística seja consistente, com subsequente avaliação da relação entre as variáveis de entrada e a resposta do sistema, inicialmente algumas premissas referentes ao conjunto de dados deverão ser atendidas:

(a) Normalidade dos resíduos: A normalidade dos resíduos dos resultados da amostragem ensaiada deve ser verificada. Para tanto, o gráfico de normalidade dos resíduos, em que estes são distribuídos em torno da curva representativa dos valores esperados para a normalidade dos dados, pode ser utilizado. Quanto mais próximos estiverem os pontos da curva normal, maior é a probabilidade de que os resíduos apresentem distribuição normal de probabilidade.

De forma que a análise não se baseie somente na verificação subjetiva de distribuição adequada dos valores de resíduos em torno da curva de normalidade, pode-se também analisar o histograma dos resíduos. Por fim, outros testes podem ainda ser utilizados para verificação de normalidade dos resíduos de um conjunto de dados, tais quais *Shapiro-Wilks*, *Lilliefors* e *Kolmogorv-Smirnov* (Montgomery, D.C. & Runger, G. C., 1994) para $\alpha=0,05$. Assim, a hipótese nula (H_0) de que não há diferença estatística entre a normalidade dos resíduos não será rejeitada para um valor de $p>0,05$. Atualmente, o teste mais adotado, por ser mais potente e pelo fato de poder ser utilizado

em amostras tão grandes quanto 2000 ou tão pequenas quanto 3, é o teste de *Shapiro-Wilks* (da Silva, 2010).

(b) Homoscedasticidade (igualdade de variâncias): Para a análise da homoscedasticidade, deve-se analisar o gráfico que apresenta a distribuição dos resíduos em torno dos valores da variável dependente (chamados valores preditos), ou seja, aqueles preditos pelo modelo matemático adotado. Neste momento, espera-se que os resíduos apresentem-se dispersos de forma homogênea, sem tendências notáveis ao longo do eixo dos valores preditos.

Da mesma forma que no teste anterior, para que a inferência estatística não se baseie somente na verificação visual subjetiva de distribuição de dados, outras verificações podem ser realizadas, tais como os teste de *Cochran-Bartlett* e *Levene's* (Montgomery, D.C. & Runger, G. C., 1994), para $\alpha=0,05$. Assim, a hipótese nula (H_0) de que não há diferença estatística entre as variâncias não será rejeitada para um valor de $p>0,05$.

O projeto de experimentos baseia-se em um planejamento fatorial que requer a execução de experimentos para todas as possíveis combinações de variáveis em seus respectivos níveis (Montgomery, D.C. & Runger, G. C., 1994; Neto, B., B., 1996). Entende-se por nível de uma variável um valor a ela atribuído. Os valores atribuídos aos níveis de uma variável/fator não necessariamente precisam ser valores numéricos. No caso de vãos livres, por exemplo, duas curvas de fadiga diferentes podem representar dois níveis de uma variável. Entretanto, planejamentos mais sofisticados muitas vezes, por limitações do *software*, restringem sua aplicação a matrizes em que os níveis das variáveis são representados apenas por valores numéricos. A seguir, para efeitos didáticos, será apresentada a metodologia de um planejamento fatorial em que cada fator pode apresentar dois níveis, tal como descrito anteriormente. Planejamentos fatoriais de ordens superiores ou contendo números diferenciados de níveis são obtidos a partir da extrapolação dos conceitos aqui apresentados.

O planejamento fatorial 2^2 constitui uma ferramenta adequada quando as informações relacionadas a um dado sistema de interesse são escassas. Este planejamento permite analisar dois fatores que teoricamente afetam os resultados finais. Cada um destes fatores deve adquirir dois níveis: superior (+1) e inferior (-1). Os

diferentes níveis dos diferentes fatores são cruzados em ensaios práticos e os resultados obtidos permitem direcionar qual é a combinação dos níveis dos fatores analisados capaz de gerar resultados mais interessantes. O número de experimentos necessários para que todos os níveis de todos os fatores analisados se cruzem será o número de níveis adotado para cada fator elevado ao número de fatores selecionados para análise. Como neste exemplo analisamos dois fatores a dois níveis cada, temos $2^2 = 4$ experimentos/combinações.

Quando se analisam fatores dentro de um planejamento experimental tem-se por objetivo verificar se os fatores selecionados influenciam as respostas esperadas e, em caso afirmativo, como isto se dá. O efeito isolado de um fator sobre as respostas obtidas é chamado de efeito principal do fator. Entretanto, em alguns ensaios pode-se perceber que a variação de um fator estará relacionada muitas vezes com a variação dos demais. Neste caso, as propriedades finais obtidas (respostas) decorrem da ação combinada dos fatores de entrada, e não seriam obtidas a partir de uma ação isolada de cada um deles. Desta forma, os fatores devem ser analisados em conjunto e não isoladamente. Quando este fenômeno ocorre, verificamos a existência de um efeito de interação entre os diversos fatores analisados que determinarão as propriedades finais do produto.

Observando a Tabela 15, pode-se, a partir dos dados e sinais ali contidos, representativos da forma geral do projeto proposto, calcular o efeito principal de um dado fator A, que é, por definição, a média do efeito, sobre a variável de resposta, da variação deste fator em cada um dos dois níveis do outro fator analisado (B), no caso de um planejamento 2 x 2. O cálculo do efeito principal para o fator B é feito de forma análoga.

Tabela 15- Fatores e Ensaios - Planejamento 2x2

Código do Ensaio	Resultado do Ensaio	Fator A	Fator B	Interação AB
1	y1	-1	-1	+1
2	y2	+1	-1	-1

3	y ₃	-1	+1	-1
4	y ₄	+1	+1	+1

As colunas 1 e 2 codificam, respectivamente, o experimento realizado e seu respectivo resultado, correspondente à média dos corpos de prova ensaiados. Os valores y_i 's podem ser qualquer variável de saída sob análise, neste trabalho elas serão vida útil à fadiga S-N. As colunas 3 e 4 apresentam os níveis que foram utilizados em cada um dos ensaios. É possível perceber que, do ensaio 1 ao 4, todas as combinações possíveis de níveis dos fatores 1 e 2 são feitas.

Para uma análise onde são feitas n replicatas, definem-se os efeitos principais A e B dos fatores em análise (Fator A e Fator B) da seguinte forma:

$$A = \frac{1}{2n} [y_2 + y_4 - y_3 - y_1] \quad \text{Equação 65}$$

$$B = \frac{1}{2n} [y_3 + y_4 - y_2 - y_1] \quad \text{Equação 66}$$

O efeito de interação pode ser definido como:

$$AB = \frac{1}{2n} [y_4 + y_1 - y_2 - y_3] \quad \text{Equação 67}$$

A título de complemento, vale ressaltar que os termos entre colchetes nas equações anteriores são denominados contrastes. A Soma dos Quadrados (SS) do fator A (SS_A), do Fator B (SS_B), da Interação AB (SS_{AB}), do Total (SS_T) e do Erro (SS_E) podem ser definidos pela Equação 68 a Equação 72, nesta ordem:

$$SS_A = \frac{1}{4n} [y_2 + y_4 - y_3 - y_1]^2 \quad \text{Equação 68}$$

$$SS_B = \frac{1}{4n} [y_3 + y_4 - y_2 - y_1]^2 \quad \text{Equação 69}$$

$$SS_{AB} = \frac{1}{4n} [y_4 + y_1 - y_2 - y_3]^2 \quad \text{Equação 70}$$

$$SS_T = \sum_1^{4\text{ensaios}} \left(\sum_1^n \text{replicata}^2 \right) - \frac{\left[\sum_1^{4\text{ensaios}} \left(\sum_1^n \text{replicata} \right) \right]^2}{4n} \quad \text{Equação 71}$$

$$SS_E = SS_T - SS_A - SS_B - SS_{AB} \quad \text{Equação 72}$$

Por fim, o Quadrado Médio (MS) pode ser definido como a razão entre a Soma dos Quadrados (SS) e o grau de liberdade de cada um dos termos analisados. Os graus de liberdade bem como os demais elementos equacionados anteriormente são organizados na Tabela 16 a seguir.

Tabela 16 - Análise de Variância para Planejamento Fatorial 2x2

Análise	Soma dos Quadrados (SS)	Graus de Liberdade	Quadrados Médios (MS)
Fator A	SS _A	1	MS _A
Fator B	SS _B	1	MS _B
Interação AB	SS _{AB}	1	MS _{AB}
Erro *	SS _E	4*(n-1)	MS _E

Total *	SS_T	$4n-1$	
---------	--------	--------	--

* n = número de replicatas em cada ensaio

Aplicando os conceitos descritos até aqui, estabeleceu-se uma análise estatística a partir de um plano de experimento fatorial completo, considerando a avaliação de 9 fatores em 2 níveis e réplica única, totalizando 512 corridas, com $\alpha=0,05$.

Dentre outras, os 9 fatores de interesse foram selecionadas por serem aquelas que exercem maior influência nos resultados segundo experiência prévia do autor neste tipo de avaliação.

Já a premissa de realização de réplica única por corrida se justifica mediante a ausência de dispersão entre resultados numéricos (modelagem computacional) considerando igualdade entre os dados de entrada. O nível das variáveis foi definido considerando 2 diferentes condutas de avaliação, sendo uma delas conservadora e a outra mais precisa.

Para cada uma das 512 corridas, realizou-se o cálculo numérico pelo método dos elementos finitos conforme descrito no ANEXO I - Cálculo Numérico pelo Método dos Elementos Finitos, definindo as frequências naturais e amplitude de tensões nos modos *In-Line* e *Cross-Flow*. Posteriormente, realizou-se, com suporte de macro em linguagem VBA implementada no *Excel*, o cálculo da vida útil à fadiga pela metodologia S-N para cada corrida, sendo a vida útil em cada direção a variável de resposta do plano de experimentos estudado.

Por fim, desenvolveu-se o estudo estatístico de planejamento de experimentos (*DOE – Design of Experiments*) para cada direção (*In-Line* e *Cross-Flow*) com auxílio do *software Statistica 9.0* (StatSoft, 2015), possibilitando calcular e hierarquizar os efeitos principais e de interação os fatores de entrada sobre as variáveis de saída, vida útil à fadiga *In-Line* e vida útil à fadiga *Cross-Flow*.

A Tabela 17 lista os fatores cujos efeitos principais e de interação foram objeto de estudo, considerando a resposta do vão livre em termos de vida útil à fadiga S-N, tanto na direção *In-Line*, quanto na direção *Cross-Flow*, enquanto a Tabela 18 lista o plano de experimentos propriamente dito.

O estudo foi idealizado para que, independentemente do tamanho, o vão livre não interagisse com vãos adjacentes, sendo isolado por ombros de solo de 15 metros. Logo, uma razão de aspecto $L/D=50$ (24 metros) foi estipulada em seu nível mínimo, buscando aproximar a resposta estrutural do vão a um comportamento de viga, maximizando sua frequência natural e, por conseguinte, sua vida à fadiga. No outro extremo, uma razão de aspecto $L/D=200$ (98 metros) foi estabelecida como nível máximo, minimizando sua vida útil dado comportamento aproximado de uma mola, ou seja, sem rigidez à flexão.

Com o cenário geométrico definido, os níveis das demais variáveis foram selecionados para hipoteticamente representar duas condutas de análise distintas para um mesmo analista, sendo uma delas mais conservadora e a outra mais realista.

Assim, na análise conservadora considerou-se: o “gap” máximo do vão (7 metros) ao invés do “gap” médio no terço central (5 metros), que deveria ser utilizado por definição; uma areia com rigidez axial de areias densas (18000 kN/m/m), ao invés de areias soltas (9000 kN/m/m); um duto com a sobre-espessura corroída (8,1mm), ao invés da espessura remanescente/nominal medida (11,1mm); uma pressão de projeto constante (135 bar), ao invés da pressão de operação real (22 bar); uma temperatura de projeto constante (73 °C) ao invés de uma temperatura de operação real (36 °C); uma tração residual de lançamento nula, ao invés de um valor estimado/calculado (209 kN); uma corrente do tipo E que representaria condições mais adversas (velocidade média=0,75 m/s), ao invés de uma corrente do tipo B, menos adversa (0,18 m/s); uma curva de fadiga mais severa (F3 com proteção catódica: $m=11,146$) ao invés da curva recomendada (F1 ao ar: $m=11,699$).

Com a resposta do sistema nas duas direções devidamente calculadas, o estudo estatístico via DOE permite calcular os efeitos principais e de interação das variáveis de entrada nas variáveis de saída, vida útil à fadiga *In-Line* e vida útil à fadiga Cross-Flow.

Tabela 17 - Fatores envolvidos na análise estatística do Estudo de Caso II

Fatores de Entrada		Níveis	
		Mínimo	Máximo
A	Comprimento	Comportamento de cabo (24m)	Comportamento de viga (98m)
B	Gap	Médio no terço central (5m)	Máximo no vão (7m)
C	Tipo de solo	“Loose sand” (9000 kN/m/m)	“Dense sand” (18000kN/m/m)
D	Espessura	Sobre-espessura corroída (8,1mm)	Espessura nominal (11,1mm)
E	Pressão interna	Operação (22 bar)	Projeto (135 bar)
F	Temperatura	Operação (36 °C)	Projeto (73 °C)
G	Tração residual de lançamento	Nula (0 kN)	Estimada (209 kN)
H	Tipo de corrente	B (0,18 m/s)	E (0,75 m/s)
I	Curva de fadiga	F3 c/ proteção catódica (11,146)	F1 ao ar (11,699)

*Onde L equivale ao comprimento e D ao diâmetro externo do duto

Tabela 18 - Plano de experimentos utilizado no Estudo de Caso II

CORRIDA		VARIÁVEIS							
S	A	B	C	D	E	F	G	H	I
1	24	5	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,146
2	98	5	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,146
3	24	7	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,146
4	98	7	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,146
5	24	5	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,146
6	98	5	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,146
7	24	7	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,146
8	98	7	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,146
9	24	5	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,146
10	98	5	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,146
11	24	7	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,146
12	98	7	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,146
13	24	5	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,146
14	98	5	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,146
15	24	7	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,146
16	98	7	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,146
17	24	5	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,146
18	98	5	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,146
19	24	7	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,146

20	98	7	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,146
21	24	5	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,146
22	98	5	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,146
23	24	7	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,146
24	98	7	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,146
25	24	5	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,146
26	98	5	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,146
27	24	7	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,146
28	98	7	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,146
29	24	5	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,146
30	98	5	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,146
31	24	7	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,146
32	98	7	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,146
33	24	5	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,146
34	98	5	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,146
35	24	7	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,146
36	98	7	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,146
37	24	5	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,146
38	98	5	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,146
39	24	7	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,146
40	98	7	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,146
41	24	5	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,146

42	98	5	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,146
43	24	7	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,146
44	98	7	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,146
45	24	5	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,146
46	98	5	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,146
47	24	7	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,146
48	98	7	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,146
49	24	5	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,146
50	98	5	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,146
51	24	7	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,146
52	98	7	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,146
53	24	5	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,146
54	98	5	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,146
55	24	7	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,146
56	98	7	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,146
57	24	5	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,146
58	98	5	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,146
59	24	7	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,146
60	98	7	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,146
61	24	5	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,146
62	98	5	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,146
63	24	7	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,146

64	98	7	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,146
65	24	5	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,146
66	98	5	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,146
67	24	7	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,146
68	98	7	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,146
69	24	5	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,146
70	98	5	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,146
71	24	7	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,146
72	98	7	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,146
73	24	5	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,146
74	98	5	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,146
75	24	7	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,146
76	98	7	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,146
77	24	5	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,146
78	98	5	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,146
79	24	7	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,146
80	98	7	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,146
81	24	5	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,146
82	98	5	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,146
83	24	7	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,146
84	98	7	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,146
85	24	5	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,146

86	98	5	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,146
87	24	7	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,146
88	98	7	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,146
89	24	5	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,146
90	98	5	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,146
91	24	7	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,146
92	98	7	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,146
93	24	5	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,146
94	98	5	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,146
95	24	7	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,146
96	98	7	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,146
97	24	5	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,146
98	98	5	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,146
99	24	7	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,146
100	98	7	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,146
101	24	5	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,146
102	98	5	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,146
103	24	7	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,146
104	98	7	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,146
105	24	5	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,146
106	98	5	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,146
107	24	7	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,146

108	98	7	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,146
109	24	5	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,146
110	98	5	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,146
111	24	7	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,146
112	98	7	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,146
113	24	5	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,146
114	98	5	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,146
115	24	7	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,146
116	98	7	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,146
117	24	5	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,146
118	98	5	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,146
119	24	7	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,146
120	98	7	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,146
121	24	5	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,146
122	98	5	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,146
123	24	7	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,146
124	98	7	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,146
125	24	5	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,146
126	98	5	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,146
127	24	7	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,146
128	98	7	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,146
129	24	5	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,146

130	98	5	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,146
131	24	7	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,146
132	98	7	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,146
133	24	5	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,146
134	98	5	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,146
135	24	7	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,146
136	98	7	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,146
137	24	5	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,146
138	98	5	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,146
139	24	7	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,146
140	98	7	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,146
141	24	5	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,146
142	98	5	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,146
143	24	7	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,146
144	98	7	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,146
145	24	5	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,146
146	98	5	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,146
147	24	7	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,146
148	98	7	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,146
149	24	5	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,146
150	98	5	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,146
151	24	7	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,146

152	98	7	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,146
153	24	5	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,146
154	98	5	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,146
155	24	7	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,146
156	98	7	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,146
157	24	5	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,146
158	98	5	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,146
159	24	7	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,146
160	98	7	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,146
161	24	5	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,146
162	98	5	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,146
163	24	7	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,146
164	98	7	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,146
165	24	5	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,146
166	98	5	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,146
167	24	7	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,146
168	98	7	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,146
169	24	5	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,146
170	98	5	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,146
171	24	7	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,146
172	98	7	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,146
173	24	5	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,146

174	98	5	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,146
175	24	7	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,146
176	98	7	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,146
177	24	5	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,146
178	98	5	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,146
179	24	7	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,146
180	98	7	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,146
181	24	5	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,146
182	98	5	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,146
183	24	7	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,146
184	98	7	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,146
185	24	5	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,146
186	98	5	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,146
187	24	7	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,146
188	98	7	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,146
189	24	5	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,146
190	98	5	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,146
191	24	7	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,146
192	98	7	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,146
193	24	5	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,146
194	98	5	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,146
195	24	7	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,146

196	98	7	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,146
197	24	5	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,146
198	98	5	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,146
199	24	7	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,146
200	98	7	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,146
201	24	5	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,146
202	98	5	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,146
203	24	7	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,146
204	98	7	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,146
205	24	5	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,146
206	98	5	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,146
207	24	7	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,146
208	98	7	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,146
209	24	5	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,146
210	98	5	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,146
211	24	7	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,146
212	98	7	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,146
213	24	5	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,146
214	98	5	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,146
215	24	7	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,146
216	98	7	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,146
217	24	5	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,146

218	98	5	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,146
219	24	7	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,146
220	98	7	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,146
221	24	5	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,146
222	98	5	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,146
223	24	7	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,146
224	98	7	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,146
225	24	5	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,146
226	98	5	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,146
227	24	7	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,146
228	98	7	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,146
229	24	5	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,146
230	98	5	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,146
231	24	7	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,146
232	98	7	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,146
233	24	5	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,146
234	98	5	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,146
235	24	7	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,146
236	98	7	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,146
237	24	5	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,146
238	98	5	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,146
239	24	7	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,146

240	98	7	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,146
241	24	5	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,146
242	98	5	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,146
243	24	7	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,146
244	98	7	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,146
245	24	5	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,146
246	98	5	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,146
247	24	7	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,146
248	98	7	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,146
249	24	5	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,146
250	98	5	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,146
251	24	7	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,146
252	98	7	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,146
253	24	5	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,146
254	98	5	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,146
255	24	7	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,146
256	98	7	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,146
257	24	5	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,699
258	98	5	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,699
259	24	7	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,699
260	98	7	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,699
261	24	5	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,699

262	98	5	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,699
263	24	7	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,699
264	98	7	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,18	11,699
265	24	5	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,699
266	98	5	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,699
267	24	7	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,699
268	98	7	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,699
269	24	5	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,699
270	98	5	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,699
271	24	7	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,699
272	98	7	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,18	11,699
273	24	5	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,699
274	98	5	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,699
275	24	7	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,699
276	98	7	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,699
277	24	5	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,699
278	98	5	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,699
279	24	7	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,699
280	98	7	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,18	11,699
281	24	5	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,699
282	98	5	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,699
283	24	7	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,699

284	98	7	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,699
285	24	5	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,699
286	98	5	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,699
287	24	7	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,699
288	98	7	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,18	11,699
289	24	5	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,699
290	98	5	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,699
291	24	7	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,699
292	98	7	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,699
293	24	5	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,699
294	98	5	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,699
295	24	7	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,699
296	98	7	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,18	11,699
297	24	5	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,699
298	98	5	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,699
299	24	7	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,699
300	98	7	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,699
301	24	5	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,699
302	98	5	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,699
303	24	7	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,699
304	98	7	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,18	11,699
305	24	5	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,699

306	98	5	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,699
307	24	7	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,699
308	98	7	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,699
309	24	5	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,699
310	98	5	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,699
311	24	7	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,699
312	98	7	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,18	11,699
313	24	5	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,699
314	98	5	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,699
315	24	7	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,699
316	98	7	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,699
317	24	5	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,699
318	98	5	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,699
319	24	7	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,699
320	98	7	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,18	11,699
321	24	5	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,699
322	98	5	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,699
323	24	7	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,699
324	98	7	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,699
325	24	5	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,699
326	98	5	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,699
327	24	7	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,699

328	98	7	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,18	11,699
329	24	5	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,699
330	98	5	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,699
331	24	7	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,699
332	98	7	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,699
333	24	5	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,699
334	98	5	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,699
335	24	7	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,699
336	98	7	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,18	11,699
337	24	5	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,699
338	98	5	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,699
339	24	7	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,699
340	98	7	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,699
341	24	5	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,699
342	98	5	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,699
343	24	7	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,699
344	98	7	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,18	11,699
345	24	5	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,699
346	98	5	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,699
347	24	7	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,699
348	98	7	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,699
349	24	5	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,699

350	98	5	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,699
351	24	7	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,699
352	98	7	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,18	11,699
353	24	5	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,699
354	98	5	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,699
355	24	7	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,699
356	98	7	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,699
357	24	5	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,699
358	98	5	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,699
359	24	7	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,699
360	98	7	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,18	11,699
361	24	5	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,699
362	98	5	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,699
363	24	7	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,699
364	98	7	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,699
365	24	5	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,699
366	98	5	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,699
367	24	7	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,699
368	98	7	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,18	11,699
369	24	5	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,699
370	98	5	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,699
371	24	7	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,699

372	98	7	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,699
373	24	5	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,699
374	98	5	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,699
375	24	7	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,699
376	98	7	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,18	11,699
377	24	5	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,699
378	98	5	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,699
379	24	7	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,699
380	98	7	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,699
381	24	5	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,699
382	98	5	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,699
383	24	7	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,699
384	98	7	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,18	11,699
385	24	5	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,699
386	98	5	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,699
387	24	7	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,699
388	98	7	9000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,699
389	24	5	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,699
390	98	5	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,699
391	24	7	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,699
392	98	7	18000000	0,0081	2200000	36	0	0,75	11,699
393	24	5	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,699

394	98	5	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,699
395	24	7	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,699
396	98	7	9000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,699
397	24	5	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,699
398	98	5	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,699
399	24	7	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,699
400	98	7	18000000	0,0111	2200000	36	0	0,75	11,699
401	24	5	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,699
402	98	5	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,699
403	24	7	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,699
404	98	7	9000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,699
405	24	5	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,699
406	98	5	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,699
407	24	7	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,699
408	98	7	18000000	0,0081	13500000	36	0	0,75	11,699
409	24	5	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,699
410	98	5	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,699
411	24	7	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,699
412	98	7	9000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,699
413	24	5	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,699
414	98	5	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,699
415	24	7	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,699

416	98	7	18000000	0,0111	13500000	36	0	0,75	11,699
417	24	5	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,699
418	98	5	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,699
419	24	7	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,699
420	98	7	9000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,699
421	24	5	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,699
422	98	5	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,699
423	24	7	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,699
424	98	7	18000000	0,0081	2200000	73	0	0,75	11,699
425	24	5	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,699
426	98	5	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,699
427	24	7	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,699
428	98	7	9000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,699
429	24	5	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,699
430	98	5	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,699
431	24	7	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,699
432	98	7	18000000	0,0111	2200000	73	0	0,75	11,699
433	24	5	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,699
434	98	5	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,699
435	24	7	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,699
436	98	7	9000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,699
437	24	5	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,699

438	98	5	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,699
439	24	7	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,699
440	98	7	18000000	0,0081	13500000	73	0	0,75	11,699
441	24	5	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,699
442	98	5	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,699
443	24	7	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,699
444	98	7	9000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,699
445	24	5	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,699
446	98	5	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,699
447	24	7	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,699
448	98	7	18000000	0,0111	13500000	73	0	0,75	11,699
449	24	5	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,699
450	98	5	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,699
451	24	7	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,699
452	98	7	9000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,699
453	24	5	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,699
454	98	5	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,699
455	24	7	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,699
456	98	7	18000000	0,0081	2200000	36	209000	0,75	11,699
457	24	5	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,699
458	98	5	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,699
459	24	7	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,699

460	98	7	9000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,699
461	24	5	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,699
462	98	5	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,699
463	24	7	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,699
464	98	7	18000000	0,0111	2200000	36	209000	0,75	11,699
465	24	5	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,699
466	98	5	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,699
467	24	7	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,699
468	98	7	9000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,699
469	24	5	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,699
470	98	5	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,699
471	24	7	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,699
472	98	7	18000000	0,0081	13500000	36	209000	0,75	11,699
473	24	5	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,699
474	98	5	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,699
475	24	7	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,699
476	98	7	9000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,699
477	24	5	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,699
478	98	5	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,699
479	24	7	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,699
480	98	7	18000000	0,0111	13500000	36	209000	0,75	11,699
481	24	5	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,699

482	98	5	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,699
483	24	7	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,699
484	98	7	9000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,699
485	24	5	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,699
486	98	5	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,699
487	24	7	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,699
488	98	7	18000000	0,0081	2200000	73	209000	0,75	11,699
489	24	5	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,699
490	98	5	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,699
491	24	7	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,699
492	98	7	9000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,699
493	24	5	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,699
494	98	5	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,699
495	24	7	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,699
496	98	7	18000000	0,0111	2200000	73	209000	0,75	11,699
497	24	5	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,699
498	98	5	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,699
499	24	7	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,699
500	98	7	9000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,699
501	24	5	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,699
502	98	5	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,699
503	24	7	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,699

504	98	7	18000000	0,0081	13500000	73	209000	0,75	11,699
505	24	5	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,699
506	98	5	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,699
507	24	7	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,699
508	98	7	9000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,699
509	24	5	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,699
510	98	5	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,699
511	24	7	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,699
512	98	7	18000000	0,0111	13500000	73	209000	0,75	11,699

ANEXO III - Cálculos por critérios de mecânica da fratura

A presença de carregamentos cíclicos mesmo com tensões geradas abaixo do escoamento do material pode ser suficiente para a nucleação de trincas em pontos de concentração de tensões e sua posterior propagação.

Sabe-se ainda, que o crescimento subcrítico de uma trinca sob influência de aplicações repetidas de tensão ocorre muitas vezes sob tensões inferiores às necessárias para provocar a fratura do componente sob carga monotonicamente crescente.

Assim, a abordagem baseada em critérios de mecânica da fratura consiste em considerar descontinuidades pré-existentes nas soldas circunferenciais trecho em vão livre mais crítico do duto. Como a inspeção para dimensionamento de descontinuidades é muitas vezes inviável após a instalação de dutos rígidos submarinos, algumas premissas devem ser adotadas para definição destes parâmetros iniciais.

Antigamente, os critérios de soldagem normalmente aplicados no projeto de dutos rígidos estavam vinculados à norma *API 1104 Ed. 1983: Standard for Welding Pipelines and Related Facilities (American Petroleum Institute, 1983)*, cuja última atualização ocorreu no ano de 2013 (*American Petroleum Institute, 2013*). Atualmente, esta norma não é mais utilizada para a construção e instalação de dutos submarinos no Brasil, que adota a norma *DNV-OS-F101: Submarine Pipeline Systems (Det Norske Veritas, 2013)*.

Na edição de 1983 da norma de soldagem *API1104* o método de inspeção especificado era o ensaio radiográfico, que não dimensiona a altura das descontinuidades, sendo estas laudadas pelo seu tipo e comprimento. Sabe-se, entretanto, que a altura da descontinuidade é importante para realização de cálculos de mecânica da fratura e da execução de um *ECA (Engineering Critical Assessment)*.

Cabe ressaltar que não houveram mudanças significativas nos critérios de aceitação de descontinuidades por radiografia entre as revisões de 1983 e 2013 da norma *API 1104*, e os mesmos são equivalentes aos atualmente praticados pela norma *DNV-OS-F101*. Os critérios da DNV são apresentados na Tabela 19, que reproduz a Tabela D-5 da norma e apresenta os critérios de aceitação de testes radiográficos.

Tabela 19 - Reprodução da Tabela D-5 na norma DNV-OS-F101: Critérios de aceitação de testes radiográficos

Table D-5 Acceptance criteria for radiographic testing of welds		
<i>Type of defect</i>	<i>Acceptance criteria 1) 2) 3) 10) 11)</i>	
	<i>Individual discontinuities</i>	<i>Maximum accumulated size of in any 300 mm weld length for each type of discontinuity</i>
Porosity ^{1) 2)} Scattered Cluster ⁵⁾ Wormhole Hollow bead Isolated ⁶⁾ On-line ⁷⁾	Diameter: < t/4, but max. 3 mm Individual pore: < 2 mm, cluster diameter max. 12 mm Length: t/2, but max. 12 mm, Width: t/10, but max. 3 mm Length: t, but max. 25 mm, Width: max. 1.5 mm Diameter: < t/4, max 3 mm Diameter: < 2 mm group length: 2t, but max. 50 mm	See Note 4 One cluster or total length < 12 mm 2 wormholes or total length < 12 mm Length 2 t, but max. 50 mm - Length 2 t, but max. 50 mm
Slag ^{1) 2) 3) 8)} Isolated Single lines Parallel lines	Width < 3 mm Width: max 1.5 Individual width: max 1.5	Length 12 mm, but max. 4 off separated by min 50 mm Length 2 t, but max. 50 mm Length 2 t, but max. 25 mm
Inclusions Tungsten Copper, wire	Diameter < 0.5 t, but max. 3 mm Not permitted	Max 2 off separated by min 50 mm -
Lack of penetration ^{1) 2) 3) 8)} Root Embedded ⁹⁾	Not permitted for welds in duplex stainless steel, CRAs and clad/lined steel Length: t, but max. 25 mm Length: 2t, but max. 50 mm	- Length t, but max. 25 mm Length 2 t, but max. 50 mm
Lack of fusion ^{1) 2) 3) 8)} Surface Embedded	Not permitted for welds in duplex stainless steel, CRAs and clad/lined steel Length: t, but max. 25 mm Length: 2 t, but max. 50 mm	- Length t, but max. 25 mm Length 2 t, but max. 50 mm
Cracks	Not permitted	-
Shrinkage cavities and crater pipes	Not permitted	-
Table D-5 Acceptance criteria for radiographic testing of welds (Continued)		
<i>Type of defect</i>	<i>Acceptance criteria 1) 2) 3) 10) 11)</i>	
	<i>Individual discontinuities</i>	<i>Maximum accumulated size of in any 300 mm weld length for each type of discontinuity</i>
Root concavity	Length: 2t, but max. 50 mm	Length: 2 t, but max. 50 mm
Root undercut Excess penetration Burn through	See Table D-6	See Table D-4
Total accumulation of discontinuities (excluding porosity)		
— Maximum accumulation of discontinuities in any 300 mm weld length 3 t, max 100 mm. — Maximum accumulation of discontinuities: 12% of total weld length. — Any accumulation of discontinuities in any cross sections of weld that may constitute a leak path or may reduce the effective weld thickness with more than t/3 is not acceptable.		
Notes:		
1) Refer to the additional requirements in B903 for welding methods that produce welding passes exceeding 0.25 t. 2) Volumetric imperfections separated by less than the length of the smallest defect or defect group shall be considered as one imperfection. 3) Elongated imperfection situated in a line and separated by less than the length of the shortest defect shall be considered as one imperfection. 4) For single layer welds: 1.5% of projected area, for multi layer welds with t < 15 mm 2% of projected area, for multi layer welds with t ≥ 15 mm 3% of projected area. 5) Maximum 10% porosity in cluster area. 6) "Isolated" pores are separated by more than 5 times the diameter of the largest pore. 7) Pores are "In a line" if not "Isolated" and if 4 or more pores are touched by a line drawn through the outer pores and parallel to the weld. "On-line" pores shall be checked by ultrasonic testing. If ultrasonic testing indicates a continuous defect, the criteria for lack of fusion defect shall apply. 8) Detectable imperfections are not permitted in any intersection of welds. 9) Applicable to double sided welding where the root is within the middle t/3 only. 10) Acceptance criteria of Table D-4 shall also be satisfied. 11) Systematic imperfections that are distributed at regular distances over the length of the weld are not permitted even if the size of any single imperfection meets the requirements above.		

Como as referências não aceitam a presença de trincas de qualquer dimensão, as descontinuidades mais críticas passíveis de ocorrência na fabricação, ou seja, aquelas com características planares, seriam falta de fusão (descontinuidade interna) ou mordedura (descontinuidade superficial), com no máximo 50mm e 25mm de comprimento, respectivamente.

Apesar do exame radiográfico não detectar a altura das descontinuidades, a norma DNV-OS-F101 ressalta em seu parágrafo B903 do Apêndice D que o critério de aceitação da Tabela D-5 assume que as soldas foram realizadas em múltiplos passes e a altura do defeito não irá exceder $0,25t$, ou a altura de um passe de soldagem, normalmente igual a 3mm. O parágrafo B903 é reproduzido a seguir:

“B903 - The acceptance criteria given in Table D-5 assume that multi-pass welds are used and that the height of defects will not exceed $0.25 t$ or the height of a welding pass. The height of the welding pass shall be assumed not to be more than 3 mm. If welding methods resulting in higher welding passes are used (SAW, “one-shot”, welding etc.), flaw indications equal or larger than the length limits given in the tables shall be height determined with ultrasonic testing. If the height exceeds $0.2 t$, the defect is not acceptable unless proven to meet the acceptance criteria for ultrasonic testing in Table D-6.”

Logo, como premissa de avaliação será considerado que foram atendidos os limites estabelecidos pelo item B903 da DNV-OS-F101, e que eventuais descontinuidades do tipo planar interna (falta de fusão) não ultrapasse as dimensões $a=3\text{mm}$, $2c=50\text{mm}$, $p=3\text{mm}$, assim como as superficiais (mordedura) não ultrapassem $2a=1\text{mm}$, $2c=25\text{mm}$.

A Figura 85 e Figura 86 ilustram uma idealização para dimensionamento dos tipos de descontinuidades internas (embebidas) e superficiais, respectivamente.

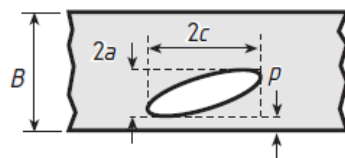


Figura 85 - Descontinuidades Internas (Embedded Flaws)

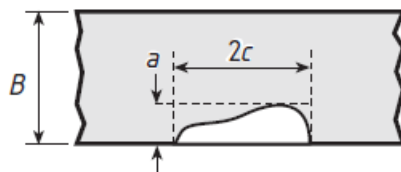


Figura 86 - Descontinuidades Superficiais (Surface Flaws)

Inicialmente, as descontinuidades devem ser avaliadas monotonicamente na condição de máximo carregamento de operação para avaliação acerca da estabilidade ou instabilidade estática de descontinuidades classificadas como planares, conforme diagrama *FAD* (*Failure Analysis Diagram*) em sua Opção 2 de avaliação, da referência *BS7910* (*British Standards Institution, 2013*). Este diagrama delimita uma área segura para operação do equipamento na presença de descontinuidades planares (trincas) e leva em consideração o nível de tensões atuantes, geometria do equipamento e propriedades dos materiais. A aplicação de conceitos de mecânica da fratura neste tipo de análise leva a um ponto de trabalho, seguro para operação quando localizado dentro do diagrama. Do contrário, a presença da descontinuidade não é segura para continuidade operacional. A *Figura 88 - Reprodução da Figura A.1 da BS7910* Figura 87 apresenta este diagrama.

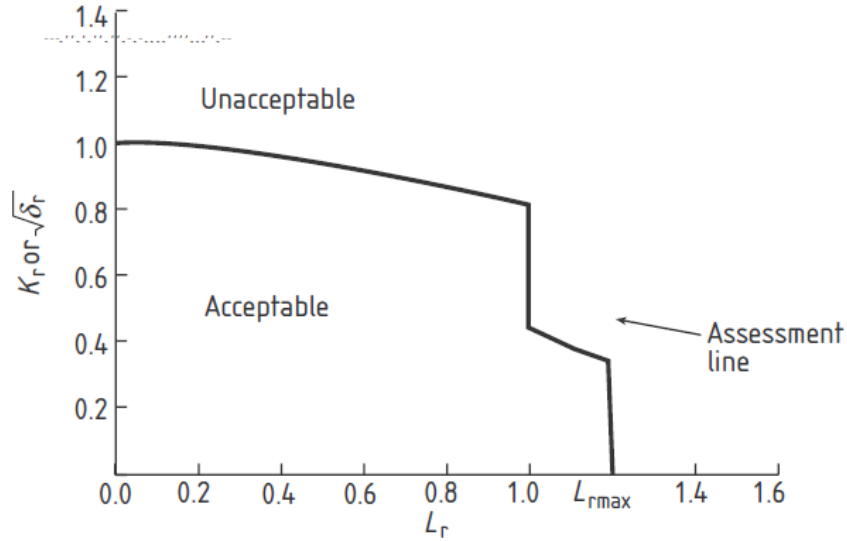


Figura 87 - Reprodução da Fig. 11 da norma BS7910:2005

O ponto de trabalho é definido pelo par ordenado (K_r, L_r) , onde K_r descreve a relação entre a força motriz para abertura de trinca e a tenacidade à fratura do material, enquanto L_r define a relação entre o campo de tensões na ponta da trinca e a tensão de colapso do material. Para determinação de ambos estes parâmetros é necessário conhecer o estado de tensões atuantes no componente, considerando um comportamento linear elástico do material.

Com relação ao parâmetro σ_{ref} , que compõe L_r no eixo da abscissa, este representa o estado de tensões primárias aplicadas através de uma tensão de referência, corrigido em virtude de fatores geométricos. A Equação 73 a Equação 75 apresentam as formulações propostas pela BS7910 para cálculo da tensão de referência para descontinuidades embebidas (*Embedded Flaws*) e superficiais (*Surface Flaws*).

- **DESCONTINUIDADES INTERNAS (*Embedded Flaws*)**

$$\sigma_{ref} = \frac{P_b + 3P_m\alpha'' + \{(P_b + 3P_m\alpha'')^2 + 9P_m^2[(1 - \alpha'')^2 + 4(p\alpha''/B)]\}^{0.5}}{3[(1 - \alpha'')^2 + 4(p\alpha''/B)]} \quad \text{Equação 73}$$

$$\alpha'' = \frac{2a/B}{1 + B/c} \quad \text{para} \quad W \geq 2(c + B) \quad \text{Equação 74}$$

$$\alpha'' = (2a/B)(2c/W) \quad \text{para} \quad W < 2(c + B) \quad \text{Equação 75}$$

- **DESCONTINUIDADES SUPERFICIAIS (Surface Flaws)**

$$\sigma_{ref} = \frac{P_m[\pi(1 - a/B) + 2(a/B)\sin(c/r_i)]}{(1 - a/B)[\pi - (c/r_i)(a/B)]} + \frac{2P_b}{3(1 - \alpha'')^2} \quad \text{Equação 76}$$

$$\alpha'' = \frac{a/B}{[1 + B/c]} \quad \text{para} \quad \pi r_i \geq c + B \quad \text{Equação 77}$$

$$\alpha'' = (a/B)(c/\pi r_i) \quad \text{para} \quad \pi r_i < c + B \quad \text{Equação 78}$$

Onde P_b representa a tensão de flexão, P_m a tensão de membrana, α'' é uma função de a , c , B , W para cálculo da tensão de referência, p é o ligamento, B equivale à espessura, a é a altura da descontinuidade para descontinuidades superficiais ou meia altura para descontinuidades embebidas, c representa metade do comprimento, W é a largura e r_i corresponde ao raio interno.

Com o valor de σ_{ref} determinado, obtém-se o valor de Lr .

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{ys}}$$

Equação 79

Onde σ_{ys} corresponde ao limite de escoamento na temperatura de avaliação.

Em relação ao eixo das ordenadas, a força motriz para abertura da trinca (K_I) é uma função das tensões primárias e secundárias atuantes na região da descontinuidade, e as soluções descritas pela *BS7910* para determinação destes parâmetros variam de acordo com a configuração do defeito planar e com a geometria da região a ser avaliada.

A Equação 80 a Equação 83 descreve de forma geral o cálculo do fator intensificador de tensões K_I , que deve ser o maior valor calculado entre as pontas da trinca a 90 e 180°, correspondentes a frente de trinca mais profunda na espessura, e frentes de trinca na superfície, respectivamente.

$$K_I = (Y\sigma)\sqrt{\pi a}$$

Equação 80

$$Y\sigma = (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s$$

Equação 81

$$(Y\sigma)_p = Mf_w\{k_{tm}M_{km}M_mP_m + k_{tb}M_{kb}M_b[P_b + (k_m - 1)P_m]\}$$

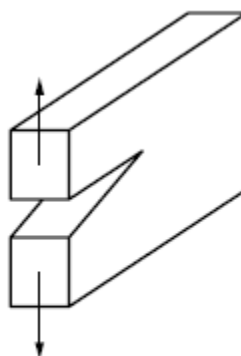
Equação 82

$$(Y\sigma)_s = M_mQ_m + M_bQ_b$$

Equação 83

Onde K_I é o fator intensificador de tensões no modo I de abertura de trincas (Figura 88), Y equivale a uma correção do fator intensificador de tensões, σ representa a tensão orientada perpendicularmente ao plano da descontinuidade, $(Y\sigma)_p$ corresponde a contribuição das

tensões primárias, $(Y\sigma)_s$ corresponde a contribuição das tensões secundárias, M é o fator de *bulging*, f_w equivale a um fator de correção geométrico, k_{tm} representa o concentrador de tensões de membrana, k_{tb} representa o concentrador de tensões de flexão, M_m e M_b são fatores de amplificação do intensificador de tensões (dependente da configuração da descontinuidade), M_{km} e M_{kb} são fatores de amplificação do intensificador de tensões para descontinuidades localizadas no pé da solda (=1 quando não localizado no pé da solda), k_m é um fator de amplificação de tensões devido a desalinhamento (=1 na ausência de desalinhamento), Q_m corresponde a tensão secundária de membrana (aproximado a 20% do limite de escoamento) e Q_b corresponde a tensão secundária de flexão (considerado igual a zero na ausência de tensões secundárias).



a) Mode I tension

Figura 88 - Reprodução da Figura A.1 da BS7910

A particularidade do cálculo do fator intensificador de tensões (K_I) de cada configuração de descontinuidade é dada pelos fatores de correção (f_w) e de amplificações de tensões (M , M_m , M_b).

No caso de descontinuidades embebidas e superficiais em tubulações o item M.6: *Stress intensity factor solutions for curved shells under internal pressure* da BS7910:2013 pode ser utilizado para cálculo de K_I .

A Equação 84 até a Equação 86 reproduzem as formulações para cálculo do fator f_w , ao passo que a Figura 89 até a Figura 93 apresentam curvas ajustadas para obtenção dos fatores M_m e M_b .

- **DESCONTINUIDADES EMBEBIDAS (*Embedded Flaws*)**

$$f_w = \left\{ \sec \left[\left(\frac{\pi c}{W} \right) \left(\frac{a}{B} \right)^{0,5} \right] \right\}^{0,5}, \text{ sendo igual a 1 se } a/2c = 0$$

Equação 84

- **DESCONTINUIDADES SUPERFICIAIS (*Surface Flaws*)**

$$f_w = \left\{ \sec \left[\left(\frac{\pi c}{W} \right) \left(\frac{2a}{B'} \right)^{0,5} \right] \right\}^{0,5}$$

Equação 85

$$B' = 2a + 2p$$

Equação 86

Notas:

Equações de f_w válidas até $2c/W=0,8$;

$M=1$

Figure M.5 Stress intensity magnification factor M_m for surface flaws in tension

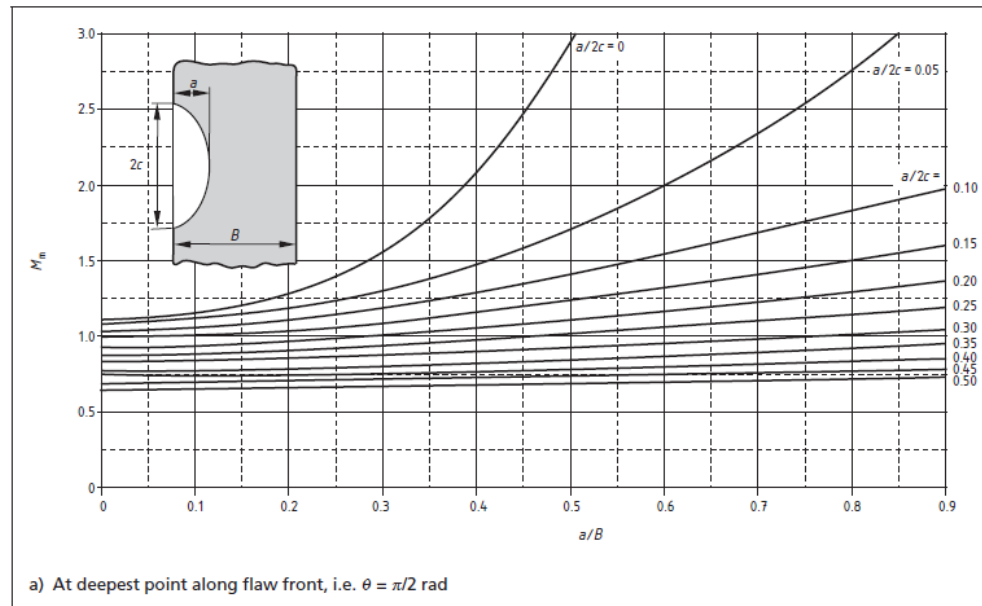


Figura 89 – Reprodução da Figura M.5 da referência [6]: Cálculo de M_m para descontinuidades superficiais

Figure M.5 Stress intensity magnification factor M_m for surface flaws in tension (continued)

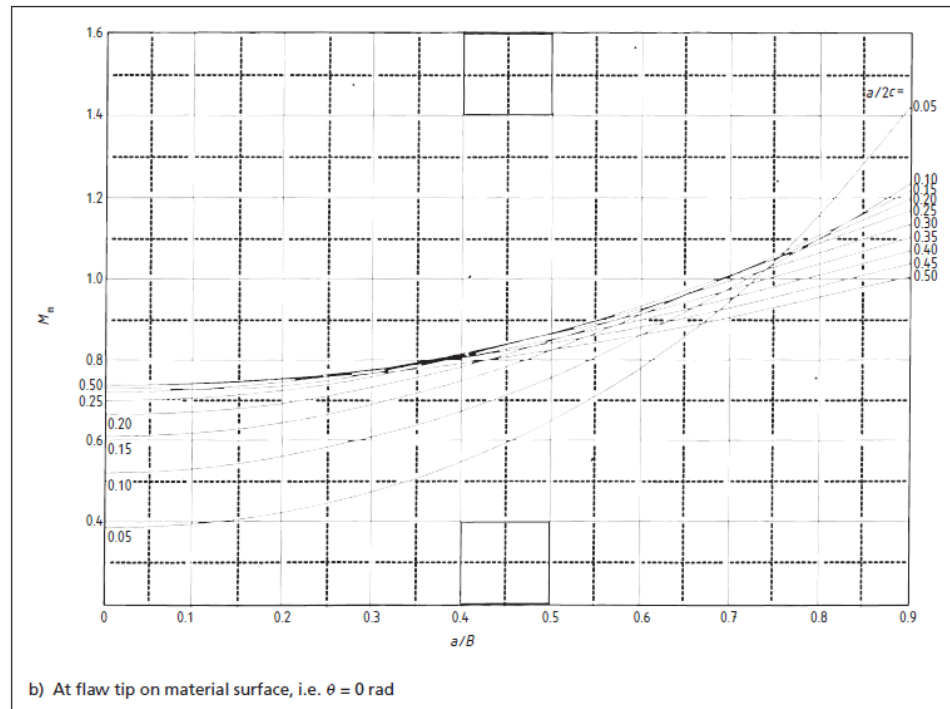


Figura 90 - Reprodução da Figura M.5 da referência [6]: Cálculo de M_m para descontinuidades superficiais (continuação)

Figure M.6 Stress intensity magnification factor M_b for surface flaws in bending

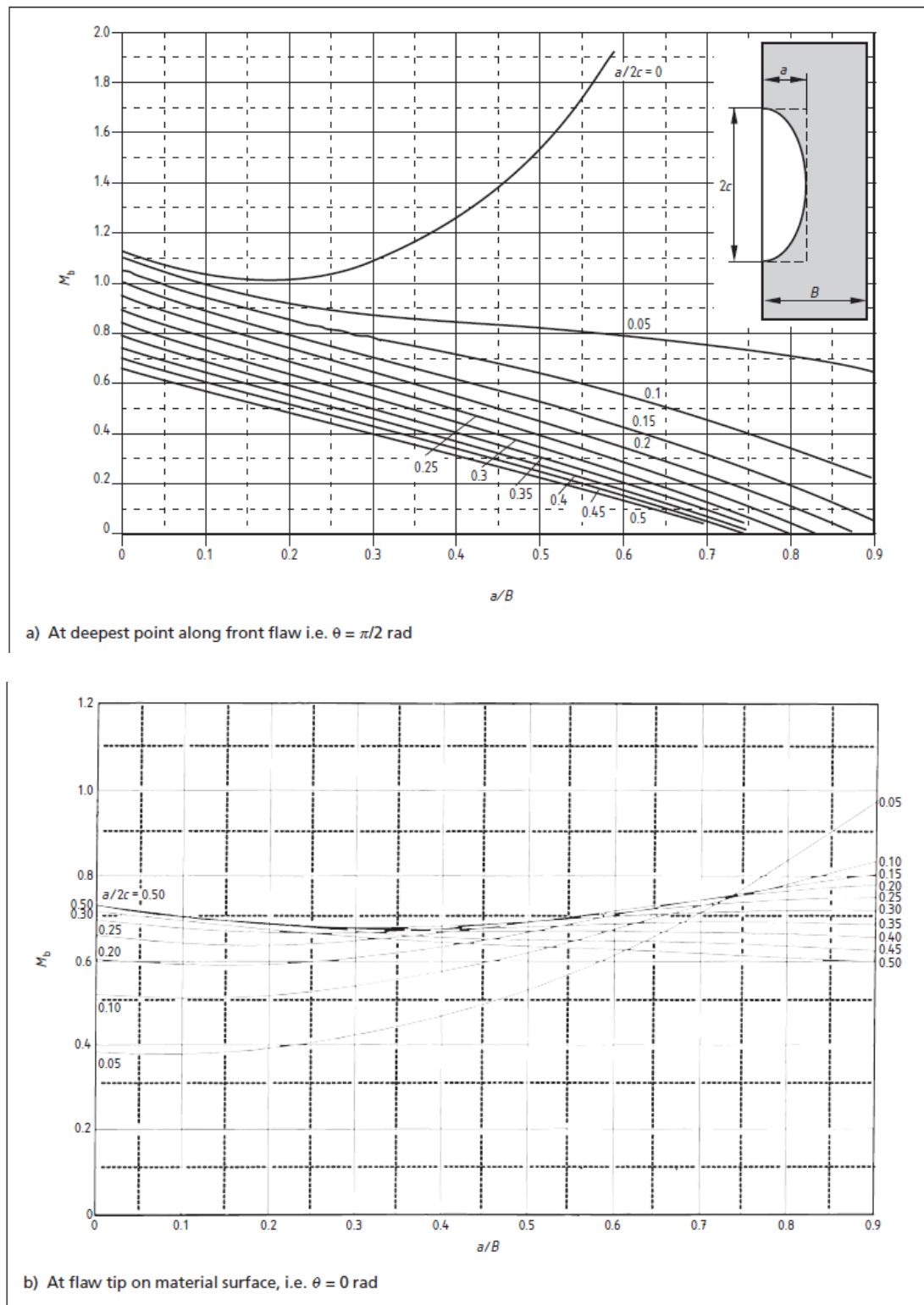


Figura 91 - Reprodução da Figura M.6 da referência [6]: Cálculo de M_b para descontinuidades superficiais

Figure M.9 Stress intensity magnification factor M_m for embedded flaws in tension (at point nearest material surface)

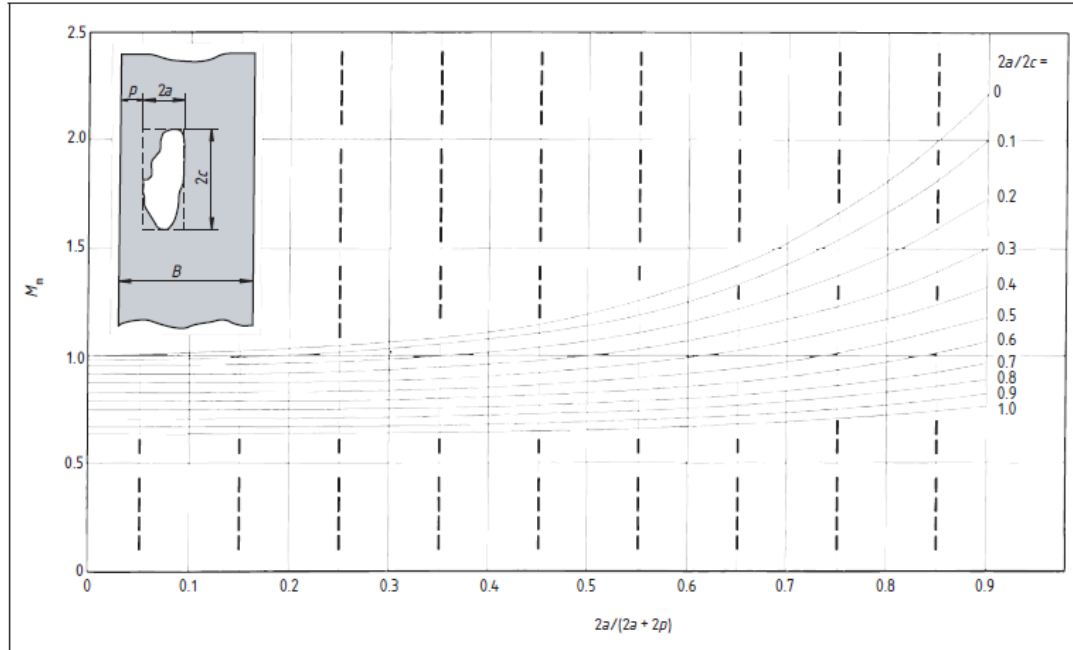


Figura 92 - Reprodução da Figura M.9 da referência [6]: Cálculo de M_m para descontinuidades embebidas

Figure M.10 Stress intensity magnification factor M_b for embedded flaws in bending

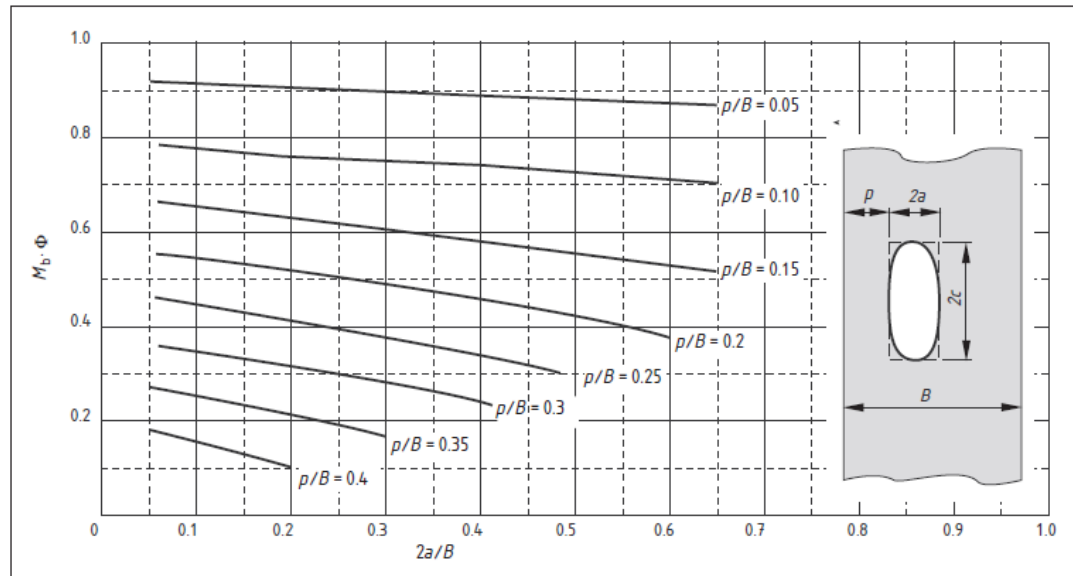


Figura 93 - Reprodução da Figura M.9 da referência [6]: Cálculo de M_b para descontinuidades embebidas

Já a tenacidade à fratura (K_{IC}), ou seja, a resistência à propagação da trinca é uma propriedade do material, e, para dutos submarinos, os resultados são conhecidos a partir de conversões baseadas em ensaios de mecânica da fratura (*CTOD – Crack Tip Opening Displacement*). O item J.2.1 do documento BS7910:2013 apresenta equações para conversão de valores obtidos em ensaios *CTOD*, conforme descrito abaixo:

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{m\sigma_Y\delta_{mat}E}{1-\nu^2}} \quad \text{Equação 87}$$

$$m = 1,517 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_u} \right)^{-0,3188} \quad \text{para } 0,3 < \sigma_Y/\sigma_u < 0,98 \quad \text{Equação 88}$$

Onde E é o módulo de elasticidade, σ_Y representa a tensão de escoamento, σ_u corresponde a tensão limite de resistência, ν equivale ao coeficiente de Poisson e δ_{mat} é o *CTOD*.

Com a tenacidade à fratura K_{IC} estabelecida, é possível então obter K_r , e a descontinuidade será estável para um carregamento monotônico caso o par ordenado (L_r , K_r) seja localizado abaixo da curva apresentada na Figura 87.

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC}} \quad \text{Equação 89}$$

A descontinuidade será estável para um carregamento monotônico caso o par ordenado (L_r , K_r) seja localizado abaixo da curva apresentada na Figura 87. Logo, variando os valores das dimensões da descontinuidade é possível estabelecer o seu tamanho crítico de acordo com os limites estabelecidos pelo diagrama FAD.

Para carregamentos cíclicos, a partir da integração da Lei de *Paris* (Lei de propagação de defeitos) pode-se calcular o número de ciclos necessários para a evolução de um defeito entre sua altura inicial (a_{inicial}) e sua altura final (a_{final}).

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^m \quad \text{Equação 90}$$

Onde da/dN é a taxa de propagação de defeitos, A e m são constantes do material e meio e o ΔK corresponde a variação do fator de intensidade de tensões em modo I aplicado na ponta da trinca.

Com o número de ciclos necessários para evolução do defeito até seu tamanho crítico, bem como do número de ciclos previstos para operação do equipamento sob avaliação, é possível determinar sua vida útil à fadiga pelos critérios de mecânica da fratura. Ou seja, o número de ciclos total deverá compreender aqueles necessários para uma trinca interna se tornar superficial somados àqueles necessários para que esta trinca superficial se torne passante.

Assim, o cálculo de propagação de trincas por mecânica da fratura deverá considerar as curvas apresentadas pela BS7910 para aços expostos ao ar ou ambientes marinhos, correspondentes à curva média mais dois desvios padrões. Trincas internas que se tornem superficiais na raiz deverão considerar curvas ao ar. Trincas internas que se tornem superficiais no “cap” deverão inicialmente considerar curvas ao ar. Após tornarem-se superficiais, os cálculos deverão considerar curvas a ambientes marinhos com proteção catódica -850mV. Os valores das constantes da curva são apresentados na Tabela 20 e Tabela 21 reproduzida do documento BS7910.

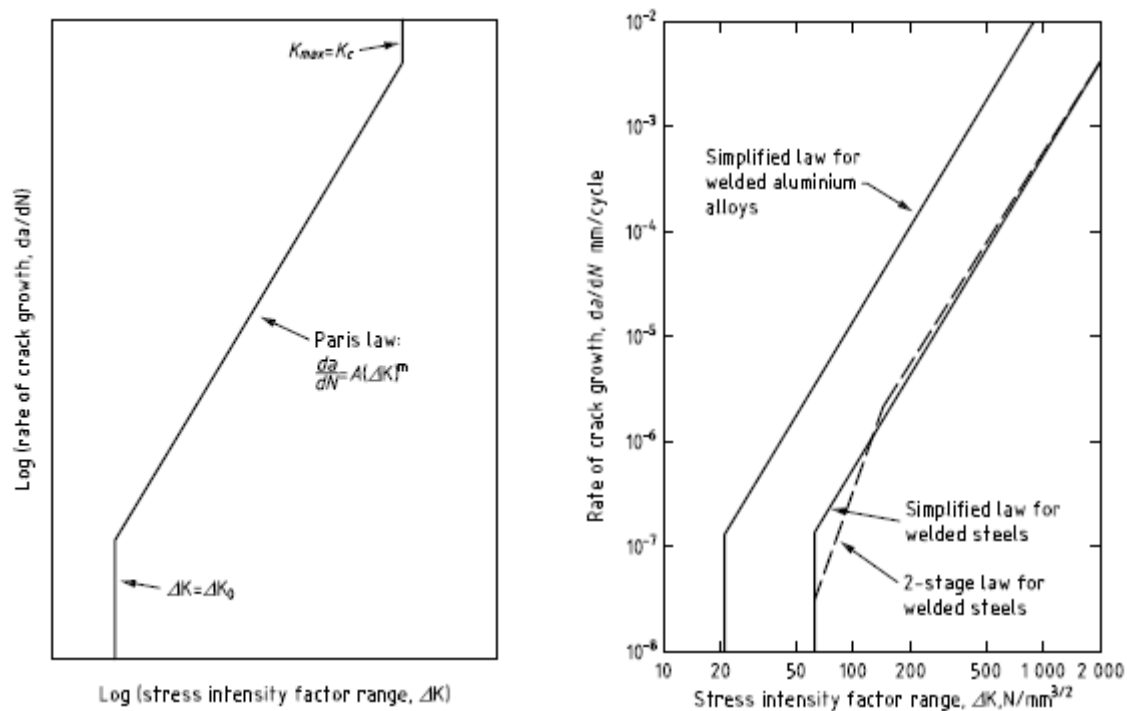


Figura 94 - Curvas da/dN de propagação de trincas. À esquerda: idealização da lei e Paris; à direita: curvas simplificadas recomendadas pela norma BS-7910

Tabela 20 – Valores das constantes para curvas da/dN ao ar segundo BS-7910

Table 10 Recommended fatigue crack growth laws for steels in air^{A)}

R	Stage A				Stage B				Stage A/Stage B transition point $\Delta K \text{ N/mm}^{3/2}$	
	Mean curve		Mean + 2SD		Mean curve		Mean + 2SD		Mean curve	Mean + 2SD
	A ^{B)}	m	A ^{B)}	m	A ^{B)}	m	A ^{B)}	m		
<0.5	1.21×10^{-26}	8.16	4.37×10^{-26}	8.16	3.98×10^{-13}	2.88	6.77×10^{-13}	2.88	363	315
≥0.5	4.80×10^{-18}	5.10	2.10×10^{-17}	5.10	5.86×10^{-13}	2.88	1.29×10^{-12}	2.88	196	144

A) Mean + 2SD for $R \geq 0.5$ values recommended for assessing welded joints.

B) For da/dN in mm/cycle and ΔK in $\text{N/mm}^{3/2}$.

Tabela 21 - Valores das constantes para curvas da/dN para ambientes marinhos segundo BS-7910

Table 11 Recommended fatigue crack growth laws for steels in a marine environments^{A)}

R	Stage A				Stage B				Stage A/Stage B transition point ΔK , N/mm ^{3/2}	
	Mean curve		Mean + 2SD		Mean curve		Mean + 2SD		Mean curve	Mean + 2SD 2SD
	A ^{B)}	m	A ^{B)}	m	A ^{B)}	m	A ^{B)}	m		
Steel freely corroding in a marine environment										
<0.5	3.0 × 10 ⁻¹⁴	3.42	8.55 × 10 ⁻¹⁴	3.42	1.27 × 10 ⁻⁷	1.30	1.93 × 10 ⁻⁷	1.30	1336	993
≥0.5	5.37 × 10 ⁻¹⁴	3.42	1.72 × 10 ⁻¹³	3.42	5.67 × 10 ⁻⁷	1.11	7.48 × 10 ⁻⁷	1.11	1098	748
Steel in a marine environment with cathodic protection at –850 mV (Ag/AgCl)										
<0.5	1.21 × 10 ⁻²⁶	8.16	4.37 × 10 ⁻²⁶	8.16	5.16 × 10 ⁻¹²	2.67	1.32 × 10 ⁻¹¹	2.67	462	434
≥0.5	4.80 × 10 ⁻¹⁸	5.10	2.10 × 10 ⁻¹⁷	5.10	6.0 × 10 ⁻¹²	2.67	2.02 × 10 ⁻¹¹	2.67	323	290
Steel in a marine environment with cathodic protection at –1 100 mV (Ag/AgCl)										
<0.5	1.21 × 10 ⁻²⁶	8.16	4.37 × 10 ⁻²⁶	8.16	5.51 × 10 ⁻⁸	1.40	9.24 × 10 ⁻⁸	1.40	576	514
≥0.5	4.80 × 10 ⁻¹⁸	5.10	2.10 × 10 ⁻¹⁷	5.10	5.25 × 10 ⁻⁸	1.40	1.02 × 10 ⁻⁷	1.40	517	415

A) Mean + 2SD values for R ≥ 0.5 recommended for assessing welded joints.

B) For da/dN in mm/cycle and ΔK in N/mm^{3/2}.

A avaliação por critérios de mecânica da fratura foi realizada com auxílio do software CrackWise v5.0 (The Welding Institute, 2015). A Tabela 22 apresenta um resumo dos dados considerados na avaliação.

Tabela 22 – Dados para avaliação por critérios de mecânica da fratura

Dados para avaliação de fratura	
GEOMETRIA	
Tipos de descontinuidades	Trinca interna circunferencial
Dimensões da descontinuidade	Altura: 1 a 3 mm Comprimento: 50mm Ligamento: 3mm
Espessura	11,1mm
Raio externo	203,2 mm
ESTADO DE TENSÕES ESTÁTICAS	
Tensão primárias de membrana	6 MPa
Tensão primárias de flexão	0 MPa
Tratamento térmico	Não aliviada termicamente (“as-welded”)
PROPRIEDADES DE MATERIAL	
Módulo de elasticidade (MPa)	207000
Coeficiente de Poisson	0,3
Limite de escoamento (MPa)	415
Limite de resistência (MPa)	520
Tenacidade à fratura – CTOD (mm)	0,15
CURVAS DE FADIGA	

Curva de Propagação – BS7910	ao ar (trincas internas, trincas na raiz) ambientes marinhos c/ prot. catódica (no “cap”)
OUTROS	
Desalinhamento de solda	3mm

ANEXO IV - Resultados das análises dos efeitos segundo Estudo de Caso II

Tabela 23 - Análise completa dos efeitos na direção In-Line

Factor	Effect Estimates; Var.:VIDA IL; R-sqr=.8932; Adj:.85713 (STATISTICA_ALMIR; 9 factors at two levels; MS Residual=19250E22 DV: VIDA IL			
	Effect	Std.Err.	t(382)	p
Mean/Interc.	1.602572E+13	6.131681E+11	26.1359	0.000000
(1)COMPRIMENTO	-3.205144E+13	1.226336E+12	-26.1359	0.000000
(2)GAP	-2.325492E+12	1.226336E+12	-1.8963	0.058676
(3)TIPO DE SOLO	-1.326117E+13	1.226336E+12	-10.8136	0.000000
(4)ESPESSURA	7.011149E+12	1.226336E+12	5.7172	0.000000
(5)PRESSAO INTERNA	1.017625E+13	1.226336E+12	8.2981	0.000000
(6)TEMPERATURA	-5.486908E+12	1.226336E+12	-4.4742	0.000010
(7)TRAÇÃO RESIDUAL	2.325669E+12	1.226336E+12	1.8964	0.058657
(8)CORRENTE	-3.205144E+13	1.226336E+12	-26.1359	0.000000
(9)CURVA DE FADIGA	5.784064E+09	1.226336E+12	0.0047	0.996239
1 by 2	2.325492E+12	1.226336E+12	1.8963	0.058676
1 by 3	1.326117E+13	1.226336E+12	10.8136	0.000000
1 by 4	-7.011149E+12	1.226336E+12	-5.7172	0.000000
1 by 5	-1.017625E+13	1.226336E+12	-8.2981	0.000000
1 by 6	5.486908E+12	1.226336E+12	4.4742	0.000010
1 by 7	-2.325669E+12	1.226336E+12	-1.8964	0.058657
1 by 8	3.205144E+13	1.226336E+12	26.1359	0.000000
1 by 9	-5.784064E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996239
2 by 3	-7.630967E+11	1.226336E+12	-0.6223	0.534144
2 by 4	7.630635E+11	1.226336E+12	0.6222	0.534162
2 by 5	7.993315E+11	1.226336E+12	0.6518	0.514919
2 by 6	7.611766E+11	1.226336E+12	0.6207	0.535173
2 by 7	-8.012419E+11	1.226336E+12	-0.6534	0.513916
2 by 8	2.325492E+12	1.226336E+12	1.8963	0.058676
2 by 9	5.230620E+09	1.226336E+12	0.0043	0.996599
3 by 4	2.323755E+12	1.226336E+12	1.8949	0.058864
3 by 5	5.488851E+12	1.226336E+12	4.4758	0.000010
3 by 6	-7.995148E+11	1.226336E+12	-0.6520	0.514823
3 by 7	7.630642E+11	1.226336E+12	0.6222	0.534161
3 by 8	1.326117E+13	1.226336E+12	10.8136	0.000000
3 by 9	5.753542E+09	1.226336E+12	0.0047	0.996259
4 by 5	7.611667E+11	1.226336E+12	0.6207	0.535178
4 by 6	3.924320E+12	1.226336E+12	3.2000	0.001489
4 by 7	-7.630979E+11	1.226336E+12	-0.6223	0.534143
4 by 8	-7.011148E+12	1.226336E+12	-5.7172	0.000000
4 by 9	-5.758726E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996256
5 by 6	7.630734E+11	1.226336E+12	0.6222	0.534156
5 by 7	-7.995068E+11	1.226336E+12	-0.6519	0.514827
5 by 8	-1.017625E+13	1.226336E+12	-8.2981	0.000000
5 by 9	5.728274E+09	1.226336E+12	0.0047	0.996275
6 by 7	-7.611422E+11	1.226336E+12	-0.6207	0.535191
6 by 8	5.486908E+12	1.226336E+12	4.4742	0.000010
6 by 9	-5.202102E+09	1.226336E+12	-0.0042	0.996618
7 by 8	-2.325669E+12	1.226336E+12	-1.8964	0.058657
7 by 9	-5.179900E+09	1.226336E+12	-0.0042	0.996632

Factor	Effect Estimates; Var.:VIDA IL; R-sqr=.8932; Adj.:.85713 (STATISTICA_ALMIR, 9 factors at two levels; MS Residual=19250E22 DV: VIDA IL			
	Effect	Std.Err.	t(382)	p
8 by 9	-5.784027E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996239
1*2*3	7.630967E+11	1.226336E+12	0.6223	0.534144
1*2*4	-7.630635E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534162
1*2*5	-7.993315E+11	1.226336E+12	-0.6518	0.514919
1*2*6	-7.611766E+11	1.226336E+12	-0.6207	0.535173
1*2*7	8.012419E+11	1.226336E+12	0.6534	0.513916
1*2*8	-2.325492E+12	1.226336E+12	-1.8963	0.058676
1*2*9	-5.230620E+09	1.226336E+12	-0.0043	0.996599
1*3*4	-2.323755E+12	1.226336E+12	-1.8949	0.058864
1*3*5	-5.488851E+12	1.226336E+12	-4.4758	0.000010
1*3*6	7.995148E+11	1.226336E+12	0.6520	0.514823
1*3*7	-7.630642E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534161
1*3*8	-1.326117E+13	1.226336E+12	-10.8136	0.000000
1*3*9	-5.753542E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996259
1*4*5	-7.611667E+11	1.226336E+12	-0.6207	0.535178
1*4*6	-3.924320E+12	1.226336E+12	-3.2000	0.001489
1*4*7	7.630979E+11	1.226336E+12	0.6223	0.534143
1*4*8	7.011148E+12	1.226336E+12	5.7172	0.000000
1*4*9	5.758726E+09	1.226336E+12	0.0047	0.996256
1*5*6	-7.630734E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534156
1*5*7	7.995068E+11	1.226336E+12	0.6519	0.514827
1*5*8	1.017625E+13	1.226336E+12	8.2981	0.000000
1*5*9	-5.728274E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996275
1*6*7	7.611422E+11	1.226336E+12	0.6207	0.535191
1*6*8	-5.486908E+12	1.226336E+12	-4.4742	0.000010
1*6*9	5.202102E+09	1.226336E+12	0.0042	0.996618
1*7*8	2.325669E+12	1.226336E+12	1.8964	0.058657
1*7*9	5.179900E+09	1.226336E+12	0.0042	0.996632
1*8*9	5.784027E+09	1.226336E+12	0.0047	0.996239
2*3*4	-7.993315E+11	1.226336E+12	-0.6518	0.514919
2*3*5	-7.630635E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534162
2*3*6	2.323572E+12	1.226336E+12	1.8947	0.058884
2*3*7	7.611519E+11	1.226336E+12	0.6207	0.535186
2*3*8	7.630968E+11	1.226336E+12	0.6223	0.534144
2*3*9	5.200604E+09	1.226336E+12	0.0042	0.996619
2*4*5	7.630967E+11	1.226336E+12	0.6223	0.534144
2*4*6	8.012519E+11	1.226336E+12	0.6534	0.513911
2*4*7	-7.611705E+11	1.226336E+12	-0.6207	0.535176
2*4*8	-7.630636E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534162
2*4*9	-5.210124E+09	1.226336E+12	-0.0042	0.996612
2*5*6	7.611433E+11	1.226336E+12	0.6207	0.535191
2*5*7	2.323564E+12	1.226336E+12	1.8947	0.058884
2*5*8	-7.993316E+11	1.226336E+12	-0.6518	0.514919
2*5*9	5.180057E+09	1.226336E+12	0.0042	0.996632
2*6*7	-7.630696E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534158

Effect Estimates; Var.:VIDA IL; R-sqr=.8932; Adj.:.85713 (STATISTICA_ALMIR, 9 factors at two levels; MS Residual=19250E22 DV: VIDA IL				
Factor	Effect	Std.Err.	t(382)	p
2*6*8	-7.611765E+11	1.226336E+12	-0.6207	0.535173
2*6*9	-5.750708E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996261
2*7*8	8.012418E+11	1.226336E+12	0.6534	0.513916
2*7*9	-5.727348E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996276
2*8*9	-5.230647E+09	1.226336E+12	-0.0043	0.996599
3*4*5	5.448560E+12	1.226336E+12	4.4430	0.000012
3*4*6	-7.630734E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534156
3*4*7	7.995068E+11	1.226336E+12	0.6519	0.514827
3*4*8	-2.323755E+12	1.226336E+12	-1.8949	0.058864
3*4*9	-5.728278E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996275
3*5*6	-3.924320E+12	1.226336E+12	-3.2000	0.001489
3*5*7	7.630979E+11	1.226336E+12	0.6223	0.534143
3*5*8	-5.488852E+12	1.226336E+12	-4.4758	0.000010
3*5*9	5.758722E+09	1.226336E+12	0.0047	0.996256
3*6*7	-2.323747E+12	1.226336E+12	-1.8949	0.058865
3*6*8	7.995149E+11	1.226336E+12	0.6520	0.514823
3*6*9	-5.232552E+09	1.226336E+12	-0.0043	0.996598
3*7*8	-7.630643E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534161
3*7*9	-5.209933E+09	1.226336E+12	-0.0042	0.996613
3*8*9	-5.753579E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996259
4*5*6	7.995148E+11	1.226336E+12	0.6520	0.514823
4*5*7	-7.630642E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534161
4*5*8	-7.611665E+11	1.226336E+12	-0.6207	0.535178
4*5*9	-5.753539E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996259
4*6*7	-8.014289E+11	1.226336E+12	-0.6535	0.513818
4*6*8	-3.924320E+12	1.226336E+12	-3.2000	0.001489
4*6*9	5.176778E+09	1.226336E+12	0.0042	0.996634
4*7*8	7.630980E+11	1.226336E+12	0.6223	0.534143
4*7*9	5.200281E+09	1.226336E+12	0.0042	0.996619
4*8*9	5.758762E+09	1.226336E+12	0.0047	0.996256
5*6*7	-7.611759E+11	1.226336E+12	-0.6207	0.535173
5*6*8	-7.630735E+11	1.226336E+12	-0.6222	0.534156
5*6*9	-5.207293E+09	1.226336E+12	-0.0042	0.996614
5*7*8	7.995069E+11	1.226336E+12	0.6519	0.514827
5*7*9	-5.230265E+09	1.226336E+12	-0.0043	0.996599
5*8*9	-5.728237E+09	1.226336E+12	-0.0047	0.996276
6*7*8	7.611421E+11	1.226336E+12	0.6207	0.535191
6*7*9	5.760552E+09	1.226336E+12	0.0047	0.996255
6*8*9	5.202067E+09	1.226336E+12	0.0042	0.996618
7*8*9	5.179925E+09	1.226336E+12	0.0042	0.996632

Tabela 24 - Análise completa dos efeitos na direção Cross-Flow

Factor	Effect Estimates; Var.:VIDA CF; R-sqr=1.; Adj:1. (STATISTICA_ALMIR_REV1 (B2:SS513) in IN-LINE) 9 factors at two levels; MS Residual=1244.369 DV: VIDA CF			
	Effect	Std.Err.	t(382)	p
Mean/Interc.	50025.5	1.558976	32088.7	0.000000
(1)COMPRIMENTO	-99949.1	3.117953	-32056.0	0.000000
(2)GAP	-12.4	3.117953	-4.0	0.000081
(3)TIPO DE SOLO	-7.7	3.117953	-2.5	0.013825
(4)ESPESSURA	25.5	3.117953	8.2	0.000000
(5)PRESSAO INTERNA	44.1	3.117953	14.2	0.000000
(6)TEMPERATURA	18.2	3.117953	5.8	0.000000
(7)TRAÇÃO RESIDUAL	-8.5	3.117953	-2.7	0.006491
(8)CORRENTE	-50.5	3.117953	-16.2	0.000000
(9)CURVA DE FADIGA	25.8	3.117953	8.3	0.000000
1 by 2	-12.4	3.117953	-4.0	0.000081
1 by 3	-7.7	3.117953	-2.5	0.013825
1 by 4	25.5	3.117953	8.2	0.000000
1 by 5	44.1	3.117953	14.2	0.000000
1 by 6	18.2	3.117953	5.8	0.000000
1 by 7	-8.5	3.117953	-2.7	0.006491
1 by 8	-50.5	3.117953	-16.2	0.000000
1 by 9	25.8	3.117953	8.3	0.000000
2 by 3	2.0	3.117953	0.6	0.517457
2 by 4	-6.6	3.117953	-2.1	0.034800
2 by 5	-11.1	3.117953	-3.6	0.000425
2 by 6	-4.9	3.117953	-1.6	0.115465
2 by 7	2.6	3.117953	0.8	0.406284
2 by 8	12.4	3.117953	4.0	0.000085
2 by 9	-6.2	3.117953	-2.0	0.049007
3 by 4	-4.1	3.117953	-1.3	0.186336
3 by 5	-6.5	3.117953	-2.1	0.036940
3 by 6	-3.7	3.117953	-1.2	0.242351
3 by 7	1.6	3.117953	0.5	0.609327
3 by 8	7.6	3.117953	2.4	0.014827
3 by 9	-3.5	3.117953	-1.1	0.263148
4 by 5	21.6	3.117953	6.9	0.000000
4 by 6	10.3	3.117953	3.3	0.000997
4 by 7	-4.2	3.117953	-1.3	0.181755
4 by 8	-25.4	3.117953	-8.2	0.000000
4 by 9	12.2	3.117953	3.9	0.000111
5 by 6	15.7	3.117953	5.0	0.000001
5 by 7	-7.4	3.117953	-2.4	0.017593
5 by 8	-44.0	3.117953	-14.1	0.000000
5 by 9	22.4	3.117953	7.2	0.000000
6 by 7	-3.4	3.117953	-1.1	0.279579
6 by 8	-18.2	3.117953	-5.8	0.000000

6 by 9	8.6	3.117953	2.7	0.006363
7 by 8	8.5	3.117953	2.7	0.006573
7 by 9	-4.4	3.117953	-1.4	0.162836
8 by 9	-25.6	3.117953	-8.2	0.000000
1*2*3	2.0	3.117953	0.6	0.517457
1*2*4	-6.6	3.117953	-2.1	0.034800
1*2*5	-11.1	3.117953	-3.6	0.000425
1*2*6	-4.9	3.117953	-1.6	0.115465
1*2*7	2.6	3.117953	0.8	0.406284
1*2*8	12.4	3.117953	4.0	0.000085
1*2*9	-6.2	3.117953	-2.0	0.049007
1*3*4	-4.1	3.117953	-1.3	0.186336
1*3*5	-6.5	3.117953	-2.1	0.036940
1*3*6	-3.7	3.117953	-1.2	0.242351
1*3*7	1.6	3.117953	0.5	0.609327
1*3*8	7.6	3.117953	2.4	0.014827
1*3*9	-3.5	3.117953	-1.1	0.263148
1*4*5	21.6	3.117953	6.9	0.000000
1*4*6	10.3	3.117953	3.3	0.000997
1*4*7	-4.2	3.117953	-1.3	0.181755
1*4*8	-25.4	3.117953	-8.2	0.000000
1*4*9	12.2	3.117953	3.9	0.000111
1*5*6	15.7	3.117953	5.0	0.000001
1*5*7	-7.4	3.117953	-2.4	0.017593
1*5*8	-44.0	3.117953	-14.1	0.000000
1*5*9	22.4	3.117953	7.2	0.000000
1*6*7	-3.4	3.117953	-1.1	0.279579
1*6*8	-18.2	3.117953	-5.8	0.000000
1*6*9	8.6	3.117953	2.7	0.006363
1*7*8	8.5	3.117953	2.7	0.006573
1*7*9	-4.4	3.117953	-1.4	0.162836
1*8*9	-25.6	3.117953	-8.2	0.000000
2*3*4	1.2	3.117953	0.4	0.699308
2*3*5	1.8	3.117953	0.6	0.571186
2*3*6	1.0	3.117953	0.3	0.738535
2*3*7	-0.6	3.117953	-0.2	0.853424
2*3*8	-2.0	3.117953	-0.6	0.519070
2*3*9	1.0	3.117953	0.3	0.757377
2*4*5	-5.7	3.117953	-1.8	0.067302
2*4*6	-3.6	3.117953	-1.1	0.252302
2*4*7	1.8	3.117953	0.6	0.567412
2*4*8	6.6	3.117953	2.1	0.035173
2*4*9	-2.9	3.117953	-0.9	0.354119
2*5*6	-4.3	3.117953	-1.4	0.170544
2*5*7	2.3	3.117953	0.7	0.458899

2*5*8	11.1	3.117953	3.5	0.000434
2*5*9	-5.6	3.117953	-1.8	0.075656
2*6*7	1.5	3.117953	0.5	0.621710
2*6*8	4.9	3.117953	1.6	0.115780
2*6*9	-2.3	3.117953	-0.7	0.462257
2*7*8	-2.6	3.117953	-0.8	0.406581
2*7*9	1.5	3.117953	0.5	0.636416
2*8*9	6.1	3.117953	2.0	0.049909
3*4*5	-3.4	3.117953	-1.1	0.272317
3*4*6	-2.2	3.117953	-0.7	0.479631
3*4*7	0.8	3.117953	0.3	0.790777
3*4*8	4.1	3.117953	1.3	0.189067
3*4*9	-1.7	3.117953	-0.5	0.589886
3*5*6	-3.1	3.117953	-1.0	0.324096
3*5*7	1.3	3.117953	0.4	0.670204
3*5*8	6.5	3.117953	2.1	0.037638
3*5*9	-3.0	3.117953	-1.0	0.342024
3*6*7	0.8	3.117953	0.3	0.786109
3*6*8	3.6	3.117953	1.2	0.244018
3*6*9	-1.6	3.117953	-0.5	0.607002
3*7*8	-1.6	3.117953	-0.5	0.610599
3*7*9	0.8	3.117953	0.3	0.801170
3*8*9	3.4	3.117953	1.1	0.269242
4*5*6	8.6	3.117953	2.8	0.005920
4*5*7	-3.5	3.117953	-1.1	0.266298
4*5*8	-21.6	3.117953	-6.9	0.000000
4*5*9	10.3	3.117953	3.3	0.001057
4*6*7	-2.6	3.117953	-0.8	0.413667
4*6*8	-10.3	3.117953	-3.3	0.001013
4*6*9	4.0	3.117953	1.3	0.205932
4*7*8	4.2	3.117953	1.3	0.182147
4*7*9	-1.9	3.117953	-0.6	0.548329
4*8*9	-12.1	3.117953	-3.9	0.000122
5*6*7	-2.8	3.117953	-0.9	0.367233
5*6*8	-15.7	3.117953	-5.0	0.000001
5*6*9	7.5	3.117953	2.4	0.017148
5*7*8	7.4	3.117953	2.4	0.017650
5*7*9	-3.9	3.117953	-1.2	0.215706
5*8*9	-22.3	3.117953	-7.2	0.000000
6*7*8	3.4	3.117953	1.1	0.279669
6*7*9	-1.7	3.117953	-0.5	0.595653
6*8*9	-8.5	3.117953	-2.7	0.006476
7*8*9	4.4	3.117953	1.4	0.163552

VI. Referências Bibliográficas

- American Petroleum Institute. (1983). *API 1104 Standard for Welding Pipelines and Related Facilities*. American Petroleum Institute.
- American Petroleum Institute. (1993). *API RP 1111 Design, Construction, Operation, and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines* (2nd ed.). American Petroleum Institute.
- American Petroleum Institute. (1999). *API RP 1111 Design, Construction, Operation, and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines* (3rd ed.). American Petroleum Institute.
- American Petroleum Institute. (2007). *API 579-1/ASME FFS-1 Fitness for Service* (2nd ed.). American Petroleum Institute.
- American Petroleum Institute. (2009). *API RP 1111 Design, Construction, Operation, and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines* (4th ed.). American Petroleum Institute.
- American Petroleum Institute. (2011). *API 571 Damage Mechanisms Affecting Fixed Equipment in the Refining Industry*. American Petroleum Institute.
- American Petroleum Institute. (2013). *API 1104 Standard for Welding Pipelines and Related Facilities*. American Petroleum Institute.
- Anderson, T. L. (2004). *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications* (3 edition). Boca Raton, FL: CRC Press.
- ANSYS. (2015). Mechanical APDL. ANSYS, Inc. and ANSYS Europe.
- Araujo, E. (2014). *Análise de Fadiga*. Webinar.
- ASM International. (1990). *ASM handbook. Volume 11: Failure Analysis and Prevention* (10th editon, Vol. 11). Materials Park, Ohio: ASM International.
- ASM International (Ed.). (1996). *ASM Handbook, Volume 19: Fatigue and Fracture* (Vol. 19). ASM International.

- ASTM International. (n.d.). *ASTM E1823 Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing*. ASTM International.
- Avelada, A. dos A. (2003). *Utilização de Sistemas de Alto Desempenho no Processamento de Sinais na Análise de Problemas de Vibrações Induzidas por Desprendimento de Vórtices em Estruturas Offshore* (Doutorado). COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- Bai, Q., & Bai, Y. (2014a). Pipeline Spans and VIV Fatigue. In *Subsea Pipeline Design, Analysis, and Installation* (pp. 337–363). Elsevier. Retrieved from <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/B9780123868886000146>
- Bai, Q., & Bai, Y. (2014b). Soil and Pipe Interaction. In *Subsea Pipeline Design, Analysis, and Installation* (pp. 121–151). Elsevier. Retrieved from <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/B9780123868886000067>
- Bai, Y. (2001). *Pipelines And Risers* (Vol. 3). Elsevier Science, Ltd.
- Bastian, F. L., Caminha, H. M., & Moraes, M. (1989). *Mecânica da Fratura*. Apostila do Curso de Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Materiais COPPE/UFRJ.
- Blevins, R. D. (2001). *Flow Induced Vibration* (2nd ed.). Florida: Krieger Publishing Company.
- British Standards Institution. (2013). *BS 7910 Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*. London: British Standards Institution.
- Bruschi, R., Pettinelli, D., Pigliapoco, M., & Vitali, L. (2013). Free Spanning Pipelines- Three Decades of Design. Rio Pipeline Conference & Exposition.
- Callister, W. D. (2007). *Materials science and engineering: an introduction* (7th ed). New York: John Wiley & Sons.
- Committee on Wind Effects of the Committee on Dynamic Effects of Structural, Division of the American Society of Civil Engineers. (1987). *Wind Loading and Wind-Induced Structural Response*. American Society of Civil Engineers.
- da Silva, A. (2010). *Crítério de Falha para Juntas Coladas Submetidas a Carregamentos Complexos*. Universidade Federal Fluminense.

- Det Norske Veritas. (1976). *Rules of Design, Construction and Inspection of Submarine Pipelines and Pipelines Risers*. Det Norske Veritas.
- Det Norske Veritas. (1981). *DNV 1981 - Rules for Submarine Pipeline Systems*. Det Norske Veritas.
- Det Norske Veritas. (1991). *DNV Classification Note 30.5 Environmental Conditions and Environmental Loads*. Det Norske Veritas.
- Det Norske Veritas. (1998). *DNV Guidelines N° 14 - Free Spanning Pipelines*. Det Norske Veritas.
- Det Norske Veritas. (2002). *DNV-RP-F105 Free Spanning Pipelines*. Det Norske Veritas.
- Det Norske Veritas. (2006). *DNV-RP-F105 Free Spanning Pipelines*. Det Norske Veritas.
- Det Norske Veritas. (2010a). *DNV-RP-C203 Fatigue Design of Steel Structures*. Det Norske Veritas.
- Det Norske Veritas. (2010b). *DNV-RP-F109 On-Bottom Stability Design of Submarine Pipelines*. Det Norske Veritas.
- Det Norske Veritas. (2013). *DNV-OS-F101 Submarine Pipeline Systems*. Det Norske Veritas.
- Det Norske Veritas. (2014). *DNVGL-RP-0005 Fatigue Design of offshore steel structures*. Det Norske Veritas.
- Donato, G. V. P. (2009). *Comportamento de Estruturas Soldadas Submetidas a Carregamentos Dinâmicos*. Apostila do Curso de Especialização em Engenharia de Soldagem SENAI-RJ.
- Donato, G. V. P., & Junior, E. H. (2011). *Mecânica da Fratura*. Apostila do curso de Engenharia de Equipamentos da Universidade Petrobras.
- Energy Institute. (2008). *Guidelines for the Avoidance of Vibration Induced Fatigue Failure in Process Pipework* (2nd ed.). London: Energy Institute.
- Executive, H. and S. (1993). *Structural Analysis of Pipeline Spans*. London: HSE Books.

- Exponent Engineering and Scientific Consulting. (2010). Alexander Kielland. Retrieved February 1, 2015, from http://www.exponent.com/kielland_platform/
- Fox, R. W., McDonald, A. T., & Pritchard, P. J. (2004). *Introdução à Mecânica dos Fluidos* (6th ed.). Guanabara.
- Fyrileiv, O., Mofk, K., & Chezhian, M. (2005). Experiences using DNV-RP-F105 in assessment of free spanning pipelines. In *ASME 2005 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering* (pp. 571–578). American Society of Mechanical Engineers. Retrieved from <http://proceedings.asmedigitalcollection.asme.org/proceeding.aspx?articleid=1575817>
- Guo, B., Song, S., Ghalambor, A., & Chacko, J. (2005). *Offshore Pipelines - Chapter 5 - Pipeline Span*. Elsevier Science, Ltd.
- Hertzberg, R. W., Vinci, R. P., & Hertzberg, J. L. (1996). *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials* (4th ed.). Hoboken, NJ: Wiley.
- Hippert Junior, E. (2004). *Investigação Experimental do comportamento dúctil de aços API-X70 e aplicação de curvas de resistência J-Δa para a previsão de colapso em dutos* (Doutorado). USP, São Paulo.
- Junior, L. C. L. (2011). *Previsão do Comportamento à Fadiga de Soldas de Selagem de Risers Rígidos Tipo Liner* (Mestrado). COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- Kristiansen, & P R Ternes. (1998). *Structural Modelling of Multi-Span Configurations Subjected to Vortex Induced Vibrations*. (International Society of Offshore and Polar Engineers, Ed.). Golden, Colo.: The Society.
- Larsen, C. M., Koushan, K., & Passano, E. (2002). Frequency and time domain analysis of vortex induced vibrations for free span pipelines. In *ASME 2002 21st International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering* (pp. 103–111). American Society of Mechanical Engineers. Retrieved from <http://proceedings.asmedigitalcollection.asme.org/proceeding.aspx?articleid=1575841>
- Lee, Y.-L. (2005). Fatigue damage theories. *Fatigue Testing and Analysis*, 57.

- Lima, A. J. (2007). *Análise de Dutos Submarinos Sujeitos a Vibrações Induzidas por Vórtices* (Mestrado). COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- Manson, S. S. (2006). *Fatigue and durability of structural materials*. Materials Park, Ohio: ASM International.
- Marinha do Brasil. (2001). *Acidente com a plataforma P-36* (Relatório de Investigação).
- Microsoft. (2013). Visual Basic for Applications (VBA).
- Millar, P. M. (2014). *Asset Integrity Management Handbook*. Flying Doctor Production.
- Mischke, C. R., Shigley, J. E., & Budynas, R. G. (2005). *Shigley's Mechanical Engineering Design 8th* (8 edition). McGraw-Hill.
- Montgomery, D. C., & Runger, G. C. (1994). *Applied Statistics and Probability* (1st ed., Vol. Unico). USA: John Wiley & Sons Editor.
- Morais, J. M. de. (2013). *Petróleo em Águas Profundas, Uma história tecnológica da PETROBRAS na exploração e produção offshore*. Brasília: Ipea, Petrobras.
- Mork, K. J., Vitali, L., & Verley, R. (1997). The Multispan Project: Design Guideline for Free Spanning Pipelines (Vol. V, pp. 31–43). International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering.
- Naville, W., Magnabosco, R., & Neto, C. de M. (2010). Influência da Geometria de Corpos-de-Prova na Previsão de Vida em Fadiga de Baixo Ciclo de Chapas de Aço, Bifásicos. Rio de Janeiro, Brasil: 65º Congresso Internacional da ABM.
- Neto, B., B. (1996). *Planejamento e Otimização de Experimentos* (2nd ed., Vol. Único). Brasil: Unicamp.
- Paris, P., & Erdogan, F. (1963). A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. *Journal of Fluids Engineering*, 85(4), 528–533.
- PETROBRAS. (2014a). Documento interno. Petroleo Brasileiro S.A.
- PETROBRAS. (2014b). Documento interno. Petroleo Brasileiro S.A.
- Ribeiro, F. L. B. (2004). Introdução ao Método dos Elementos Finitos. Notas de Aula do Programa de Engenharia Civil COPPE/UFRJ.

- Sadegh, A. M., Young, W. C., & Budynas, R. G. (2012). *Roark's formulas for stress and strain* (8th ed). New York: McGraw-Hill.
- Schijve, J. (2001). *Fatigue of structures and materials*. Boston, MA: Kluwer Academic.
- Schlichting, H., & Gersten, K. (2000). *Boundary-Layer Theory*. Springer Science & Business Media.
- Sigurdsson, G., Mørk, K., & Fyrileiv, O. (2006). Calibration of Safety Factors for DNV-RP-F105 Free Spanning Pipelines. Hamburg, Germany: 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering.
- Sollund, H. A., Vedeld, K., Hellesland, J., & Fyrileiv, O. (2014). Dynamic response of multi-span offshore pipelines. *Marine Structures*, 39, 174–197.
- StatSoft. (2015). Statistica 9.0.
- Tassini, P. A., Lolli, A., Scolari, G., Mattiello, D., Bruschi, R., & others. (1989). The submarine vortex shedding project: Background, overview, and future fall-out on pipeline design. In *Proceedings from the 21th Offshore Technology Conference*. Retrieved from <https://www.onepetro.org/download/conference-paper/OTC-6157-MS?id=conference-paper%2FOTC-6157-MS>
- The Welding Institute. (2015). CrackWise. The Welding Institute, TWI.
- Thomaz, T. (2011). *Utilização do Método dos Elementos Finitos na Análise da Interação Solo-Duto em Instalações Offshore* (Graduação). UFRJ/Escola Politécnica/Curso de Engenharia Civil, Rio de Janeiro.
- Thomaz, T., Carneiro, D., Ellwanger, G., Nascimento, L., & Pereira, S. (2014). Application of 2D Finite Element Analysis on Subsea Pipe-Soil Interaction Assessment. In *ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering* (pp. V06BT04A060–V06BT04A060). American Society of Mechanical Engineers. Retrieved from <http://proceedings.asmedigitalcollection.asme.org/proceeding.aspx?articleid=19119>

- Tura, F., Dumitrescu, A., Bryndum, M. B., & Smeed P F. (1994). Guidelines for Free Spanning Pipelines: The Gudesp Project (Vol. V, pp. 247–256). International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering.
- Vedeld, K., Sollund, H., & Hellesland, J. (2013). Free vibrations of free spanning offshore pipelines. *Engineering Structures*, 56, 68–82.
<http://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.04.013>
- Verley, R. L. P., & Sotberg, T. (1994). A Soil Resistance Model for Pipelines Placed on Sandy Soils. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 116(3), 145–153. <http://doi.org/10.1115/1.2920143>
- Verley, R., & Lund, K. M. (1995). A Soil Resistance Model for Pipelines Placed on a Clay Soils. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 225–232.
- Wöhler, A. (1970). *Über die Festigkeitsversuche mit Eisen and Stahl* (Vol. 20). Zeitschrift für Bauwesen.
- Wright, I. (2011). Ageing and Life Extension. ABB Engineering Services.