



Universidade Federal do Rio de Janeiro
Escola Politécnica
Programa de Projeto de Estruturas

Pedro Paulo Sousa Barros

PROJETO DE UM *JUMPER* RÍGIDO *OFFSHORE*



Pedro Paulo Sousa Barros

PROJETO DE UM *JUMPER* RÍGIDO *OFFSHORE*

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Projeto de Estruturas da Escola Politécnica, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Projetos de Estruturas.

Examinada por:

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Prof. Sergio Hampshire de Carvalho Santos, D.Sc.

Profa. Maria Cascão Ferreira de Almeida, D.Sc.

Thiago Angelo Gonçalves Lacerda, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

OUTUBRO DE 2014



Barros, Pedro

Projeto de um *Jumper* Rígido *Offshore* / Pedro Barros – 2014.

V, 261 p.: il.; 29,7 cm.

Dissertação (Mestrado em Projeto de Estruturas) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Programa de Projeto de Estruturas, Rio de Janeiro, 2014.

Orientador: Gilberto Bruno Ellwanger

Referências Bibliográficas: p. 186-195.

1. *Jumper*. 2. *Offshore*, 3. Fadiga. I. Barros, Pedro. II. Ellwanger, Gilberto. III. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Programa de Projeto em Estruturas. IV. Título.

*“Dedico este trabalho aos meus pais,
que me ajudaram em tudo que lhes foi possível
ao longo de suas vidas e me deram acesso ao
mais precioso dos tesouros: o conhecimento.”*

AGRADECIMENTOS

A Deus, nosso Senhor, o maior Amor.

Ao professor Gilberto, pela amizade, ensinamentos, companheirismo e compreensão por todo o decorrer dos cursos de Mestrado, Pós-Graduação e Graduação.

À minha querida família. Em especial, aos meus pais Adalton e Solange, pela criação que me deram, pelos ensinamentos, pelo amor, pelo esforço de toda uma vida de trabalho em prol da educação e bem estar dos filhos, orientando-me na busca do sucesso e da felicidade sem nunca esquecer a humildade e as dificuldades que serão encontradas neste longo caminho. Ao meu irmão amigo e querido Luiz Ricardo, pela ajuda, amizade e pelo amor.

Agradeço a todos os familiares que me ajudaram nessa caminhada, a minha avó Heleany, pelas suas orações, e a todos os outros pelo carinho e preocupação.

À minha futura esposa, Viviane, amor e amiga, que esteve ao meu lado todo tempo, compreendendo minhas angústias e me ajudando a superar todos os desafios. À sua família, muito obrigado pela paciência e compreensão.

Aos amigos e grandes profissionais da empresa SAIPEM, em especial aos amigos Victor e Felipe Bandeira, Pedro Costa, Jaqueline Martins, Barbara Azevedo, Luigi Foschi e Jonylson Amarante, pela ajuda no trabalho e pela amizade.

Aos amigos que contribuíram de forma direta ou indireta na elaboração deste trabalho.

A todo o Corpo Docente do PPE/UFRJ, pelas aulas e por toda informação que, com certeza, servirão por toda minha vida profissional. Em especial ao professor Sergio Hampshire pelo carinho, amizade e conselhos.

Resumo da Dissertação de Mestrado apresentada à Escola Politécnica/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Projeto de Estrutura (M. Sc.).

PROJETO DE UM *JUMPER* RÍGIDO

Pedro Paulo Sousa Barros

Outubro/2014

Orientador: Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Programa: Projeto de Estruturas

O presente trabalho visa apresentar uma metodologia de avaliação e cálculo de um *jumper* rígido *offshore*, apresentado por meio de um projeto, onde é levado em consideração as referências normativas dos principais órgãos técnicos especializados. Este projeto aborda os parâmetros e condições pertinentes à sua verificação, além de validar a crescente consciência de que os *jumpers* rígidos submarinos são de fato suscetíveis às Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV).

O *jumper* é uma estrutura de interligação submarina cuja principal função é de ser um conector de transporte de fluidos entre dois componentes de produção submarinos, quaisquer que sejam eles (PLEM, PLET, *Manifold*, Árvores de Natal, *Risers*, etc.), que está exposta às correntes oceânicas, sendo susceptível à ocorrência das VIV.

O estudo das vibrações induzidas por vórtices vem adquirindo um papel muito importante na exploração e produção das reservas de petróleo e gás *offshore*. Isto acontece devido ao aumento das profundidades de exploração, aumento da lâmina d'água e das forças de correntes geradas pelo meio ambiente.

Abstract of Dissertation presented to POLI/UFRJ for partial fulfillment of the requirements for the degree of Master in Design of Structures (M. Sc.).

RIGID OFFSHORE JUMPER DESIGN

Pedro Paulo Sousa Barros

September/2014

Advisor: Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Department: Design of Structures

This work presents a methodology for evaluation and calculation of a rigid offshore jumper, presented through a project, considering the normative references of main specialized technician's bodies. This project will treat of the parameters and conditions relevant to check and to validate the growing awareness that subsea rigid jumpers are indeed susceptible to Vortex Induced Vibrations (VIV).

The jumper is a submarine interconnection structure whose main function is to be a connector for the transport of fluids between two subsea production components, such as PLEM, PLET, Manifold, Christmas Trees, Risers, etc., which is exposed to ocean currents, being susceptible to the occurrence of VIV.

The study of vortex induced vibration is acquiring an important role in the oil and gas industry. This happens due to the increase of exploration depths, increase of water depth and due to the forces generated by the environmental current.

SUMÁRIO

SUMÁRIO	7
NOMENCLATURA	26
GLOSSÁRIO	32
CAPÍTULO 1 INTRODUÇÃO	1
1.1. Contexto.....	1
1.2. Motivação.....	6
1.3. Objetivo e Escopo.....	8
1.4. Organização do Texto.....	10
CAPÍTULO 2 O JUMPER	11
2.1. Definições & Funções.....	11
2.2. Tipos de <i>Tie-in</i>	15
2.3. Configurações.....	17
2.4. Componentes.....	18
2.5. Conectores.....	19
2.6. Fabricação e Montagem.....	23
2.7. Soldagem do <i>jumper</i>	24
2.8. Composição Material dos Tubos.....	26
CAPÍTULO 3 CARREGAMENTOS	29
3.1. Introdução.....	29
3.2. Tolerâncias de Instalação.....	29
3.3. Tolerâncias de Fabricação (Metrologia).....	33
3.3.1. Metrologia com Sistema <i>Taut Wire</i>	34
3.3.2. Metrologia Utilizando Sistema Hidroacústico.....	36
3.3.3. Metrologia Utilizando Sensores Inerciais.....	38
3.3.4. Laser Scanner Submarino.....	40
3.3.5. Fotogrametria Submarina.....	40
3.4. Carregamentos Ambientais.....	42
3.4.1. Correntes Oceânicas.....	46
3.4.2. Ondas.....	49

3.5. Expansão Térmica.....	53
3.6. Afundamento.....	54
CAPÍTULO 4 FORÇA AXIAL EFETIVA	55
4.1. Introdução	55
4.2. Conceito da Força Axial Efetiva.....	57
4.3. Força Axial Efetiva Máxima em Dutos Submarinos	69
CAPÍTULO 5 AVALIAÇÃO DA FADIGA DEVIDO ÀS VIV	71
5.1. Geral.....	71
5.2. Vibração Induzida por Vórtices – Explicação conceitual.....	72
5.2.1. Introdução.....	72
5.2.2. Fenômeno do VIV	72
5.2.3. Camada Limite	77
5.2.4. Formação de Vórtices.....	78
5.2.5. Frequência de <i>Strouhal</i> ou de <i>Shedding</i>	79
5.2.6. <i>Lock-in</i>	80
5.2.7. <i>Parâmetros Adimensionais Importantes</i>	81
5.3. Modelos de Avaliação da Fadiga.....	84
5.3.1. Regimes de Escoamento.....	86
5.3.2. Vibrações <i>In-Line</i>	88
5.3.3. Vibrações <i>Cross-Flow</i>	92
5.3.4. Capacidade de Fadiga – Cálculo da vida útil	96
CAPÍTULO 6 CRITÉRIOS DE PROJETO	111
6.1. Introdução	111
6.2. Principais normas de projeto.....	111
6.3. Verificação Estrutural	113
6.4. Verificação da Fadiga	116
6.4.1. Fadiga – Ciclos de utilização.....	116
6.4.2. Fadiga - VIV.....	117
CAPÍTULO 7 ESTUDO DE CASO	122
7.1. Introdução	122
7.2. Escopo do Estudo.....	124
7.3. Definições Gerais.....	126
7.3.1. Dados dos Materiais	126

7.3.2. Dados dos Revestimentos Anticorrosivos	127
7.3.3. Dados dos Anodos.....	128
7.3.4. Dados dos Conectores	128
7.3.5. Dados de Processo.....	129
7.3.6. Dados Ambientais	130
7.3.7. Dados Geotécnicos.....	132
7.3.8. Dados da Expansão	132
7.3.9. Dados das Estruturas Submarinas	133
7.4. Layout Submarino.....	135
7.5. Geometria.....	136
7.6. Modelo Computacional.....	137
7.6.1. Sistemas de Coordenadas	138
7.6.2. Materiais.....	140
7.7. Carregamentos	142
7.7.1. Fase Temporária/ <i>As-landed</i>	142
7.7.2. Operação.....	144
7.7.3. Combinações de Carga.....	147
7.8. Resultados da Análise Estrutural	151
7.9. Análise de Fadiga.....	156
7.9.1. Fadiga de Operação	156
7.9.2. Fadiga VIV	160
7.10. Análise de Fadiga Complementar	170
7.10.1. Introdução.....	170
7.10.2. Estudo de Caso	171
CAPÍTULO 8 CONCLUSÕES E SUGESTÕES	181
8.1. Síntese	181
8.2. Conclusões	182
8.3. Sugestões para Trabalhos Futuros	183
CAPÍTULO 9 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	186
ANEXO A RESULTADO DAS ANÁLISES EM ANSYS	195
ANEXO B INPUTS E OUTPUTS FATFREE	228
B.1.1. Condição <i>As-Landed</i>	228
B.1.2. Operating Condition	231

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1-1 – Estimativa da produção de petróleo no Brasil (FOLHA, 2012).....	1
Figura 1-2 – Esquemático de um campo do pré-sal – equipamentos (FOLHA, 2012).....	2
Figura 1-3 – Reservas do Pré-sal (FOLHA, 2012).....	3
Figura 1-4 – Desenvolvimento de um campo – <i>Jumper</i> em Detalhe (GENESIS O&G, 2013). 5	
Figura 1-5 – Esquema de campo Submarino – Importância do sistema dutoviário (SUPRIMENTOS, 2013).	6
Figura 1-6 – <i>Jumper</i> rígido.....	8
Figura 2-1 – <i>Jumper</i> rígido após instalação.	11
Figura 2-2 – <i>Jumper</i> rígido em fase de fabricação (Foto do Autor).	12
Figura 2-3 – <i>Jumper</i> rígido com <i>Strakes</i> no canteiro (Foto do Autor).....	12
Figura 2-4 – SLOR layout – Otimização do FSHR (2HOFFSHORE, 2013).	13
Figura 2-5 – FSHR layout (2HOFFSHORE, 2013).	13
Figura 2-6 – <i>Spool</i> (Elaborada pelo autor).	14
Figura 2-7 – <i>Jumper</i> Horizontal (WORLDOIL, 2013).	14
Figura 2-8 – <i>Jumper</i> Vertical (WORLDOIL, 2013).	15
Figura 2-9 – Conexão de <i>Spool</i> assistida por mergulhador (UNDERWATER, 2011).	15
Figura 2-10 – ROV (TURMA DO PETRÓLEO, 2010).	16
Figura 2-11 – <i>Jumper</i> Flexível (Elaborada pelo autor).	17

Figura 2-12 – Configurações de <i>Jumper</i> 2D Rígidos (BAY, 2010).....	17
Figura 2-13 – Tubos de aço (RUKKI, 2013).	18
Figura 2-14 – Variação da espessura em curvas (Elaborada pelo autor).	19
Figura 2-15 – Conector Horizontal para <i>spools</i> (BAY, 2010).	21
Figura 2-16 – Conectores verticais do tipo <i>Collet</i> (BAY, 2010).	21
Figura 2-17 – Conector acoplado ao PLET auxiliado pelo ROV (BAY, 2010).	22
Figura 2-18 – Conectores horizontais com ligações flangeadas aparafusadas (BAY, 2010). .	22
Figura 2-19 – Processo de soldagem dos tubos no canteiro (Cortesia SAIPEM).....	24
Figura 2-20 – Conectores.	25
Figura 2-21 – Revestimento 3LPP (BREDERO, 2013).....	26
Figura 3-1 – Exemplo de uma rota completa (Cortesia SAIPEM).	30
Figura 3-2 – “Layout” submarino e configurações.	31
Figura 3-3 – Layout submarino com as configurações apontadas.	32
Figura 3-4 – Esquema ilustrativo de uma metrologia submarina (Cortesia SAIPEM).....	34
Figura 3-5 – Sistema <i>taut wire</i> de metrologia – <i>Jig Plate</i> (Cortesia Saipem).....	35
Figura 3-6 – Registro da distância (em pés) e ângulo vertical (Equipamento PMT da Oceaneering).	35
Figura 3-7 – <i>Smart Wire</i> (Cortesia SAIPEM).	36
Figura 3-8 – Sistema hidroacústico (Cortesia SAIPEM).	37

Figura 3-9 – Esquema de uma combinação de <i>Transponders</i> (Cortesia SAIPEM).....	37
Figura 3-10 – <i>Transponders</i> (Cortesia SAIPEM).	38
Figura 3-11 – Ilustração da metrologia com sensores inerciais (Cortesia SAIPEM).....	39
Figura 3-12 – Uso de sensor inercial acoplado ao ROV e sistema hidroacústico (Cortesia SAIPEM).....	39
Figura 3-13 – Teste da empresa CDL com protótipo de laser scanner submarino (Cortesia SAIPEM).....	40
Figura 3-14 – Processo de obtenção das fotos (Cortesia SAIPEM).....	41
Figura 3-15 – Forças atuantes em dutos submarinos.	43
Figura 3-16 – Cargas ambientais atuantes em um duto submarino.....	45
Figura 3-17 – Correntes oceânicas mundiais (VOLPINI, 2011).....	46
Figura 3-18 – Perfil de velocidade de corrente típico (VOLPINI, 2011).	46
Figura 3-19 – Esquema de aplicação da corrente no duto (VOLPINI, 2011).....	47
Figura 3-20 – Modelo de iteração k_h de equação transcendental.....	51
Figura 3-21 – Fator de redução devido ao espriamento e direcionalidade da onda.	53
Figura 3-22 – Afundamento das Estruturas (Elaborado pelo autor).	54
Figura 4-1 – Experimento de flambagem lateral (PALMER e BALDRY, 1974).....	56
Figura 4-2 – Princípio de Arquimedes (SPARKS, 2007).	57
Figura 4-3 – Sistema físico equivalente – pressão externa (FYRILEIV e COLLBERG) 2005).	58

Figura 4-4 – Sistema físico equivalente – pressão interna (FYRILEIV e COLLBERG, 2005).	59
Figura 4-5 – Modelo de viga com pré-tração (Elaborada pelo autor).	61
Figura 4-6 – Comportamento de viga.	62
Figura 4-7 – Comportamento de cabo.	63
Figura 4-8 – Viga submersa submetida à pressão externa (Elaborada pelo autor).	64
Figura 4-9 – Viga submersa com pressão externa (Elaborada pelo autor).	65
Figura 4-10 – Seção transversal retangular adotada para simplificação do cálculo (Elaborada pelo autor).	66
Figura 4-11 – Pressão externa atuando em viga de seção transversal retangular (Elaborada pelo autor).	66
Figura 5-1 – Esteira de vórtices sobre um cilindro circular (AVELEDA, 2003).	73
Figura 5-2 – Camada limite (SANTOS, 2005).	73
Figura 5-3 – Fenômeno de desprendimento de vórtices (UALBERTA, 2012).	74
Figura 5-4 – Relação entre o número de Reynolds e a formação da esteira de vórtices (SUMER, 2006).	75
Figura 5-5 – Relação entre o número de Reynolds e o número de Strouhal (BLEVINS, 1994).	76
Figura 5-6 – escoamento em torno de um cilindro (LOPES, 2006).	78
Figura 5-7 – Par de vórtices estacionários (LOPES, 2006).	78
Figura 5-8 – Esteira de <i>von Karman</i> (FRANCISS, 1999).	79

Figura 5-9 – Diversos padrões da esteira de <i>von Karman</i> obtidas por simulações numéricas (BANDEIRA, V., 2012).....	80
Figura 5-10 – Região de <i>lock-in</i> (BLEVINS, 1994).	81
Figura 5-11 – Regimes de escoamento (LOPES, 2006).....	88
Figura 5-12 – Curvas de amplitude de resposta devido às VIV em função da velocidade reduzida e do parâmetro de estabilidade (DNV-RP-F105, 2006).	89
Figura 5-13 – Modelo para construção da curva de resposta (DNV-RP-F105, 2006).....	90
Figura 5-14 – Funções de redução com relação à intensidade de turbulência e ângulo de ataque do escoamento (DNV-RP-F105, 2006).	92
Figura 5-15 – Modelo básico de resposta CF (DNV-RP-F105, 2006).....	93
Figura 5-16 – Princípio de geração da resposta CF (DNV-RP-F105, 2006).	94
Figura 5-17 – Coeficiente de massa adicionada modificada $C_{a,CF-RES}$ em função da velocidade reduzida (DNV-RP-F105, 2006).	98
Figura 5-18 – Comportamento Multimodal na direção <i>in-line</i> (DNV-RP-F105, 2007).	99
Figura 5-19 – Comportamento Multimodal na direção <i>cross-flow</i> (LIMA, 2007).	100
Figura 5-20 – Cenário de múltiplos vãos com resposta multimodal (DNV-RP-F105, 2006).	102
Figura 6-1 – <i>Hoop Stress</i> (STRUCTURAL ANALYSIS WEEBLY).	113
Figura 6-2 – <i>Longitudinal Stress</i> (STRUCTURAL ANALYSIS WEEBLY).....	114
Figura 6-3 – SIF (ASME-B31.8).....	115
Figura 6-4 – Hexágono de falhas (STRUCTURAL ANALYSIS WEEBLY).	115

Figura 6-5 – Fatores de segurança (ASME-B31.8).....	116
Figura 6-6 – Curvas S-N (DNV-RP-F105).	120
Figura 7-1 – Arranjo Submarino hipotético.	122
Figura 7-2 – Esquema do <i>Jumper</i> do Estudo.	123
Figura 7-3 – Configurações do <i>Jumper</i>	125
Figura 7-4 – Influência do carregamento de onda e corrente.....	130
Figura 7-5 – Layout <i>Jumper</i> - Nominal.	135
Figura 7-6 – Layout <i>Jumper</i> - Near-Near.....	135
Figura 7-7 – Layout <i>Jumper</i> - Far-Far.	136
Figura 7-8 – Geometria do <i>Jumper</i> de estudo.	136
Figura 7-9 – Modelo Computacional em AUTOPIPE – Configuração Nominal.	138
Figura 7-10 – Modelo Computacional em AUTOPIPE – Configuração Near-Near.	139
Figura 7-11 – Modelo Computacional em AUTOPIPE – Configuração Far-Far.	139
Figura 7-12 – Materiais do Modelo.....	140
Figura 7-13 – Carregamentos aplicados no modelo.....	146
Figura 7-14 – Tensões de von Mises - fase de Operação - configuração Near-Near.....	151
Figura 7-15 – Tensões de von Mises - fase de Operação - configuração Nominal.....	152
Figura 7-16 – Tensões de von Mises - fase de Operação - configuração Far-Far.....	152

Figura 7-17 – Tensões de von Mises - fase Temporária - configuração Near-Near.	153
Figura 7-18 – Tensões de von Mises - fase Temporária - configuração Nominal.	153
Figura 7-19 – Tensões de von Mises - fase Temporária - configuração Far-Far.	154
Figura 7-20 – Definição da Curva S-N.	157
Figura 7-21 – Modelo ANSYS em EF (Far-Far)	160
Figura 7-22 – Regiões da avaliação das tensões (Far-Far).....	161
Figura 7-23 – Detalhe da Malha de Elementos Finitos (Far-Far)	161
Figura 7-24 – Modelos incidência de Corrente In-Plane e Out-of-Plane.....	162
Figura 7-25 – Amplitudes VIV In-Line (Corrente IP).	172
Figura 7-26 – Amplitudes VIV Cross-Flow (Corrente IP).	172
Figura 7-27 – Amplitudes VIV – In-Line (Corrente OP).....	175
Figura 7-28 – Amplitudes VIV – Cross-Flow (Corrente OP).....	175
Figura A-1 – Modelos incidência de Corrente In-Plane e Out-of-Plane.....	195
Figura A-2 – Deformada associada - 1° modo de vibração - ($f_1=0.3559\text{Hz}$).....	196
Figura A-3 – Tensões de von Mises - 1° modo de vibração - ($f_1=0.3559\text{Hz}$).....	197
Figura A-4 – Tensões Principais - 1° modo de vibração - ($f_1=0.3559\text{Hz}$).....	197
Figura A-5 – Deformada associada - 2° modo de vibração - ($f_2=0.7886\text{Hz}$).....	198
Figura A-6 – Tensões de von Mises - 2° modo de vibração - ($f_2=0.7886\text{Hz}$).....	198

Figura A-7 – Tensões Principais - 2º modo de vibração – ($f_2=0.7886\text{Hz}$).	199
Figura A-8 – Deformada associada - 3º modo de vibração - ($f_3=0.892\text{Hz}$).	199
Figura A-9 – Tensões de von Mises - 3º modo de vibração - ($f_3=0.892\text{Hz}$).	200
Figura A-10 – Tensões Principais - 3º modo de vibração - ($f_3=0.892\text{Hz}$).	200
Figura A-11 – Deformada associada - 4º modo de vibração – ($f_4=0.9463\text{Hz}$).	201
Figura A-12 – Tensões de von Mises - 4º modo de vibração – ($f_4=0.9463\text{Hz}$).	201
Figura A-13 – Tensões Principais - 4º modo de vibração – ($f_4=0.9463\text{Hz}$).	202
Figura A-14 – Deformada associada - 5º modo de vibração - ($f_5=1.3702\text{ Hz}$).	202
Figura A-15 – Tensões de von Mises - 5º modo de vibração - ($f_5=1.3702\text{ Hz}$).	203
Figura A-16 – Tensões Principais - 5º modo de vibração - ($f_5=1.3702\text{ Hz}$).	203
Figura A-17 – Deformada associada - 6º modo de vibração - ($f_6=1.4348\text{Hz}$).	204
Figura A-18 – Tensões de von Mises - 6º modo de vibração - ($f_6=1.4348\text{Hz}$).	204
Figura A-19 – Tensões Principais - 6º modo de vibração - ($f_6=1.4348\text{Hz}$).	205
Figura A-20 – Deformada associada - 7º modo de vibração - ($f_7=1.6953\text{ Hz}$).	205
Figura A-21 – Tensões de von Mises - 7º modo de vibração - ($f_7=1.6953\text{ Hz}$).	206
Figura A-22 – Tensões Principais - 7º modo de vibração - ($f_7=1.6953\text{ Hz}$).	206
Figura A-23 – Deformada associada - 8º modo de vibração - ($f_8=2.1579\text{Hz}$).	207
Figura A-24 – Tensões de von Mises - 8º modo de vibração - ($f_8=2.1579\text{Hz}$).	207

Figura A-25 – Tensões Principais - 8º modo de vibração - ($f_8=2.1579\text{Hz}$).	208
Figura A-26 – Deformada associada - 9º modo de vibração - ($f_9=2.3039\text{ Hz}$).	208
Figura A-27 – Tensões de von Mises - 9º modo de vibração - ($f_9=2.3039\text{ Hz}$).	209
Figura A-28 – Tensões Principais - 9º modo de vibração - ($f_9=2.3039\text{ Hz}$).	209
Figura A-29 – Deformada associada - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.4955\text{Hz}$).	210
Figura A-30 – Tensões de von Mises - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.4955\text{Hz}$).	210
Figura A-31 – Tensões Principais - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.4955\text{Hz}$).	211
Figura A-32 – Modelos incidência de Corrente In-Plane e Out-of-Plane.	211
Figura A-33 – Deformada associada - 1º modo de vibração - ($f_1=0.3903\text{Hz}$).	213
Figura A-34 – Tensões de von Mises - 1º modo de vibração - ($f_1=0.3903\text{Hz}$).	213
Figura A-35 – Tensões Principais - 1º modo de vibração - ($f_1=0.3903\text{Hz}$).	214
Figura A-36 – Deformada associada - 2º modo de vibração - ($f_2=0.8544\text{Hz}$).	214
Figura A-37 – Tensões de von Mises - 2º modo de vibração - ($f_2=0.8544\text{Hz}$).	215
Figura A-38 – Tensões Principais - 2º modo de vibração - ($f_2=0.8544\text{Hz}$).	215
Figura A-39 – Deformada associada - 3º modo de vibração - ($f_3=0.9838\text{Hz}$).	216
Figura A-40 – Tensões de von Mises - 3º modo de vibração - ($f_3=0.9838\text{Hz}$).	216
Figura A-41 – Tensões Principais - 3º modo de vibração - ($f_3=0.9838\text{Hz}$).	217
Figura A-42 – Deformada associada - 4º modo de vibração - ($f_4=1.0305\text{Hz}$).	217

Figura A-43 – Tensões de von Mises - 4º modo de vibração - ($f_4=1.0305\text{Hz}$).....	218
Figura A-44 – Tensões Principais - 4º modo de vibração - ($f_4=1.0305\text{Hz}$).	218
Figura A-45 – Deformada associada - 5º modo de vibração - ($f_5=1.4911\text{Hz}$).	219
Figura A-46 – Tensões de von Mises - 5º modo de vibração - ($f_5=1.4911\text{Hz}$).....	219
Figura A-47 – Tensões Principais - 5º modo de vibração - ($f_5=1.4911\text{Hz}$).	220
Figura A-48 – Deformada associada - 6º modo de vibração - ($f_6=1.581\text{Hz}$).	220
Figura A-49 – Tensões de von Mises - 6º modo de vibração - ($f_6=1.581\text{Hz}$).....	221
Figura A-50 – Tensões Principais - 6º modo de vibração - ($f_6=1.581\text{Hz}$).	221
Figura A-51 – Deformada associada - 7º modo de vibração - ($f_7=1.8255\text{Hz}$).	222
Figura A-52 – Tensões de von Mises - 7º modo de vibração - ($f_7=1.8255\text{Hz}$).....	222
Figura A-53 – Tensões Principais - 7º modo de vibração - ($f_7=1.8255\text{Hz}$).	223
Figura A-54 – Deformada associada - 8º modo de vibração - ($f_8=2.3747\text{Hz}$).	223
Figura A-55 – Tensões de von Mises - 8º modo de vibração - ($f_8=2.3747\text{Hz}$).....	224
Figura A-56 – Tensões Principais - 8º modo de vibração - ($f_8=2.3747\text{Hz}$).	224
Figura A-57 – Deformada associada - 9º modo de vibração - ($f_9=2.5111\text{ Hz}$).	225
Figura A-58 – Tensões de von Mises - 9º modo de vibração - ($f_9=2.5111\text{ Hz}$).....	225
Figura A-59 – Tensões Principais - 9º modo de vibração - ($f_9=2.5111\text{ Hz}$).	226
Figura A-60 – Deformada associada - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.8045\text{Hz}$).....	226

Figura A-61 – Tensões de von Mises - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.8045\text{Hz}$)..... 227

Figura A-62 – Tensões Principais - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.8045\text{Hz}$)..... 227

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3-1 – Tolerâncias de Metrologia e Fabricação.	33
Tabela 3-2 – Rugosidade do solo do leito marinho.	48
Tabela 5-1 – Características do escoamento (DNV-RP-F105, 2006).	87
Tabela 5-2 – Comportamento multimodal aproximado (DNV-RP-F105, 2006).	102
Tabela 5-3 – Tabela-exemplo de renumeração dos modos em uma posição x_i	106
Tabela 5-4 – Valores do fator α_j para os modos de vibração ativos	108
Tabela 6-1 – Especificação das curvas de fadiga.	120
Tabela 7-1 – Dados dos tubos para os trechos retos e curvos.	127
Tabela 7-2 – Propriedades do Material.	127
Tabela 7-3 – Detalhes do Anodo.	128
Tabela 7-4 – Detalhes do Conector.	128
Tabela 7-5 – Dados de Processo.	129
Tabela 7-6 – Ciclos de Operação.	129
Tabela 7-7 – Distribuição das velocidades e direções para corrente de fundo.	131
Tabela 7-8 – Velocidades de Corrente Omnidirecionais.	131
Tabela 7-9 – Expansão Térmica.	132

Tabela 7-10 – Elevações.	133
Tabela 7-11 – Afundamento das Estruturas.	133
Tabela 7-12 – Tolerâncias de Instalação do PLET.	134
Tabela 7-13 – Tolerâncias de Instalação do PLEM.	134
Tabela 7-14 – Tolerâncias de Fabricação e Metrologia.	134
Tabela 7-15 – Geometria.	136
Tabela 7-16 – Dados das seções.	140
Tabela 7-17 – Dados das seções - continuidade.	141
Tabela 7-18 – Corrente + Pressão + Temperatura.	143
Tabela 7-19 – Expansão + Tolerância Metrologia/Fabricação + Afundamento	143
Tabela 7-20 – Corrente + Pressão + Temperatura.	145
Tabela 7-21 – Expansão + Tolerância Metrologia/Fabricação + Afundamento	145
Tabela 7-22 – Deslocamentos Aplicados	146
<i>Tabela 7-23 – Combinações de Carregamento para As-landed e Operação</i>	<i>150</i>
Tabela 7-24 – Tensões máximas para Instalação e Operação	155
Tabela 7-25 – Máximas para Instalação e Operação.	155
Tabela 7-26 – Classificação das Soldas em Tubos (DNV-RP-C203).	157
Tabela 7-27 – Especificação das curvas de Fadiga Adotadas.	158

Tabela 7-28 – Fatores de Concentração de tensões Finais.....	158
Tabela 7-29 – Ciclos de Dano para a Fase de Operação - Curva F1 (air).....	159
Tabela 7-30 – Ciclos de Dano para a Fase de Operação – Curva D (seawater).....	159
Tabela 7-31 – Modos e Amplitudes – Operação - OP	162
Tabela 7-32 – Modos e Amplitudes – Operação – IP	163
Tabela 7-33 – Modos e Amplitudes – As-landed - OP	163
Tabela 7-34 – Modos e Amplitudes – As-landed – IP	163
Tabela 7-35 – Critério de Seleção VIV – <i>As-landed</i> - <i>OP</i>	164
Tabela 7-36 – Critério de Seleção VIV – <i>As-landed</i> - <i>IP</i>	165
Tabela 7-37 – Critério de Seleção VIV – Operação - <i>OP</i>	165
Tabela 7-38 – Critério de Seleção VIV – Operação - <i>IP</i>	165
Tabela 7-39 – Capacidade de Vida a Fadiga devida às VIV (<i>Far-Far</i>)	166
Tabela 7-40 – Avaliação da Fadiga devida as VIV - <i>As-landed</i>	167
Tabela 7-41 – Avaliação da Fadiga devida as VIV - Operação	167
Tabela 7-42 – Avaliação da Fadiga Total – Operação	168
Tabela 7-43 – Avaliação da Fadiga Total – <i>As-Landed</i>	168
Tabela 7-44 – Distribuição dos eventos de curta duração – 10anos.	171
Tabela 7-45 – Distribuição dos eventos de Curta Duração – 100anos.....	171

Tabela 7-46 – Dano Combinado – Corrente de 1ano - In-Line - IP.....	173
Tabela 7-47 – Dano Combinado – Corrente de 10 anos - In-Line - IP.....	173
Tabela 7-48 – Dano Combinado – Corrente de 100 anos - In-Line - IP.....	173
Tabela 7-49 – Dano Combinado – Corrente de 1 ano - Cross-Flow - <i>IP</i>	174
Tabela 7-50 – Dano Combinado – Corrente de 10 anos - Cross-Flow - <i>IP</i>	174
Tabela 7-51 – Dano Combinado – Corrente de 100 anos - Cross-Flow - <i>IP</i>	174
Tabela 7-52 – Dano Combinado – Corrente de 1 ano - In-Line - <i>OP</i>	176
Tabela 7-53 – Dano Combinado – Corrente de 10 anos - In-Line - <i>OP</i>	176
Tabela 7-54 – Dano Combinado – Corrente de 100 anos - In-Line - <i>OP</i>	176
Tabela 7-55 – Dano Combinado – Corrente de 1 ano - Cross-Flow - <i>OP</i>	177
Tabela 7-56 – Dano Combinado – Corrente de 10 anos - Cross-Flow - <i>OP</i>	177
Tabela 7-57 – Dano Combinado – Corrente de 100 anos - Cross-Flow - <i>OP</i>	177
Tabela 7-58 – Dano Final para os Eventos Extremos.	179
Tabela A-1 – Amplitudes de Tensão Normalizadas - Resultados ANSYS – AL/ <i>OP</i>	195
Tabela A-2 – Amplitudes de Tensão Normalizadas - Resultados ANSYS – AL/ <i>IP</i>	196
Tabela A-3 – Amplitudes de Tensão Normalizadas - Resultados ANSYS – <i>OP/OP</i>	212
Tabela A-4 – Amplitudes de Tensão Normalizadas - Resultados ANSYS – <i>OP/IP</i>	212
Tabela B-5 - Histograma de Corrente utilizado no FATFREE.....	228

Tabela B-6 - Dados de entrada Multimodal – As-landed – OP	228
Tabela B-7 - Dados de entrada Multimodal – As-landed – IP.	229
Tabela B-8 - Resultados FATFREE - As-landed OP (Curve D (Seawater)).	229
Tabela B-9 – Resultados FATFREE - As-landed OP (Curve F1 (Seawater)).	230
Tabela B-10 – Resultados FATFREE - As-landed IP (Curve D (Seawater)).	230
Tabela B-11 – Resultados FATFREE - As-landed IP (Curve F1 (Seawater)).	231
Tabela B-12 – Dados de entrada Multimodal – Operação – OP.	231
Tabela B-13 – Dados de entrada Multimodal – Operação – IP.	231
Tabela B-14 – Resultados FATFREE - Operação OP (Curve D (Seawater)).	232
Tabela B-15 – Resultados FATFREE - Operação OP (Curve F1 (air)).	232
Tabela B-16 – Resultados FATFREE - Operação IP (Curve D (Seawater)).	233
Tabela B-17 – Resultados FATFREE - Operação IP (Curve F1 (air)).	233

NOMENCLATURA

A_Y	Amplitude de vibração <i>in-line</i>
A_Z	Amplitude de vibração <i>cross-flow</i>
\bar{a}	Constante característica de resistência à fadiga
B	Largura de contato duto-solo para transferência de carga
C_{1-6}	Coefficientes de condição de contorno
C_a	Coefficiente de massa adicionada
$C_{a,CF-RES}$	Coefficiente de massa adicionada modificada
C_D	Coefficiente de arrasto
C_L	Coefficiente para a rigidez lateral dinâmica do solo
C_V	Coefficiente para a rigidez vertical dinâmica do solo
CF	<i>Cross-Flow</i> (Movimento na direção transversal à incidência da corrente)
CSF	Fator de contribuição do concreto à rigidez flexional
D_{FAT}	Dano devido à fadiga determinística
D_s	Diâmetro de aço
$D.P._{CF}$	Desvio padrão das amplitudes de vibração <i>cross-flow</i>
e	Distância entre a geratriz inferior do duto e o leito marinho
E	Módulo de elasticidade do duto
F	Fator de correção que leva em conta o aumento da resistência não drenada em função do afundamento
F_{axial}	Força na direção axial
f_{cyc}	Frequência utilizada para a contagem de ciclos de tensão à fadiga, no caso de respostas multimodais
f_{shed}	Frequência de desprendimento de vórtices
f_u	Tensão de ruptura
f_v	Frequência de vibração do vão
f_w	Frequência da onda

f_x	Frequência de ocorrência da força de arrasto
f_y	Tensão de escoamento
G	Módulo cisalhante do solo
H	Tração residual de lançamento
H_s	Altura significativa de onda
$I_{aço}$	Momento de inércia do duto
I_c	Parâmetro de intensidade de corrente
I_{conc}	Momento de inércia da espessura de concreto
I_{conc}	Momento de inércia da seção de concreto
IL	<i>In-Line</i> (Movimento na direção de incidência da corrente)
k	Gradiente da resistência não drenada de acordo com o afundamento
k_c	Constante empírica do concreto
K_L	Parâmetro de rigidez lateral do solo
K_s	Parâmetro de estabilidade
K_{sd}	Parâmetro de estabilidade de projeto
K_V	Parâmetro de rigidez vertical do solo
$K_{v,s}$	Rigidez estática do solo
KC	Número de Keulegan-Carpenter
L	Comprimento do vão livre que não se encontra em contato com o solo
L_a	Comprimento do vão livre adjacente
l_e	Comprimento elástico
L_{eff}	Comprimento efetivo do vão
L_{sh}	Comprimento da ombreira
m	Expoente de fadiga
m_{ad}'	Massa adicionada modificada
m_e	Massa efetiva
$M_{ESTÁTICO}$	Momento estático devido a carregamentos distribuídos
M	Momento fletor no tubo
M_p	Momento plástico da seção

M_{sd}	Momento de projeto
n	Número de ciclos de tensão para um determinado bloco de tensões
N	Número de ciclos até a ocorrência de falha para um determinado bloco de tensões; Força axial por comprimento circunferencial
N_c	Fator de capacidade de carga
N_q	Fator de capacidade de carga
N_{real}	Tração real no duto
N_{sw}	Número de ciclos no ponto onde ocorre a mudança de inclinação da curva de fadiga bi-linear (<i>cut-off</i>)
N_γ	Fator de capacidade de carga
OD	Diâmetro nominal do tubo
P	Probabilidade de um determinado evento
p_b	Pressão de ruptura da seção
p_c	Pressão de colapso característico
P_{cr}	Carga crítica de Euler
p_e	Pressão externa
p_i	Pressão interna
p_{min}	Pressão interna mínima que pode ser mantida no duto
q	Carga de deflexão por unidade de comprimento
Q	Esforço cortante no tubo
r	Raio da casca cilíndrica
Re	Número de Reynolds
R_{I0}	Fator de redução devido à turbulência e à direção do escoamento incidente
R_k	Fator de redução devido ao amortecimento
S	Variação de tensões
S_{eff}	Força axial efetiva
S_p	Força axial efetiva plástica da seção
S_{sd}	Força axial efetiva de projeto
S_{sw}	Variação de tensão no ponto onde ocorre a mudança de inclinação da curva de fadiga bi-linear (<i>cut-off</i>)

St	Número de Strouhal
T	Temperatura
t	Espessura da casca cilíndrica
T_{exp}	Tempo de exposição do duto (vida útil de projeto)
T_{life}	Capacidade de vida à fadiga
T_p	Período de pico da onda
t	Espessura da casca cilíndrica
t_s	Espessura de aço
T_{yr}	Tempo relativo ao número de ciclos de tensão
U	Velocidade do escoamento
U_c	Velocidade incidente de corrente
U_c^*	Velocidade média do escoamento durante um período de amostragem de 10 ou 30 minutos
U_i	Velocidade do fluido interno
U_w	Velocidade da partícula de fluido da onda
v	Afundamento do duto
v_{eff}	Afundamento efetivo do duto
V_R	Velocidade reduzida
V_{Rd}	Velocidade reduzida de projeto
W	Módulo de resistência à flexão
WT	Espessura de parede do tubo

GREGO

$\bar{\alpha}$	Razão de velocidades de correntes extremas
α_c	Parâmetro de tensão de fluxo
α_p	Fator de pressão utilizado no critério de carregamento combinado
β	Parâmetro relativo à rigidez do solo
γ_{CF}	Fator de segurança para o critério de seleção (<i>Screening</i>) <i>cross-flow</i>
γ_f	Fator de segurança relacionado à frequência natural
γ_{IL}	Fator de segurança para o critério de seleção (<i>Screening</i>) <i>in-line</i>
γ_k	Fator de segurança relacionado ao amortecimento
γ_m	Fator de resistência do material
$\gamma_{on,CF}$	Fator de segurança sobre o valor de início da velocidade reduzida <i>cross-flow</i>
$\gamma_{on,IL}$	Fator de segurança sobre o valor de início da velocidade reduzida <i>in-line</i>
γ_S	Fator de segurança na amplitude de tensão
γ_{SC}	Fator de resistência da classe de segurança
γ'_{Solo}	Peso submerso do solo
δ	Deflexão do duto
δ_m	Desalinhamento
Δ	Variação
ζ	Decremento logarítmico
η	Fator de segurança em função da classe de segurança do duto
θ	Ângulo de ataque da onda
θ_{rel}	Ângulo relativo entre o fluxo e a direção do duto
ν	Viscosidade cinemática do fluido; Coeficiente de Poisson;
ξ_T	Amortecimento total (estrutural + hidrodinâmico + solo)
ρ	Massa específica do volume de água deslocado
ρ_s	Massa específica do aço
ρ_i	Massa específica do fluido interno

σ_{axial}	Tensão na direção axial
σ_c	Desvio padrão das flutuações de velocidade do escoamento
σ_{circ}	Tensão na direção circunferencial
σ_{din}	Tensão dinâmica
σ_E	Tensão devido a carregamentos ambientais
σ_{est}	Tensão estática
$\sigma_{FM,max}$	Tensão máxima devido a carregamentos diretos de onda
σ_{long}	Tensão na direção longitudinal
σ_{VM}	Tensão de von Mises
τ	Tensão cisalhante no duto
ν	Coefficiente de Poisson do solo
ϕ	Modo de vibração (deformada modal)
φ	Ângulo de fase entre a vibração do duto e a força de sustentação
$\Psi_{proxi,onset}$	Fator de redução para o coeficiente de massa adicionada devido à existência de trincheira
$\Psi_{trench,onset}$	Fator de redução para o coeficiente de massa adicionada devido à proximidade com o solo
$\Psi_{\alpha,IL}$	Fator de correção para o início das VIV devido ao efeito de onda
ω_s	Frequência angular de desprendimento de vórtices
ω_n	Frequência angular natural
ω_v	Frequência angular de vibração

GLOSSÁRIO

CF	<i>Cross-Flow</i> (escoamento na direção transversal)
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i> (Dinâmica de Fluidos Computacional)
DNV	Det Norske Veritas
FLS	<i>Fatigue Limit State</i> (Estado Limite de Fadiga)
FPSO	<i>Floating, Production, Storage and Offloading</i> , navios usados na exploração de óleo e gás.
<i>Gap</i>	Máxima distância entre a geratriz inferior do duto e o solo
<i>Groutbag</i>	Sacos de cimento geralmente utilizados para apoio do duto quando em situações de vãos livres
IL	<i>In-Line</i> (direção paralela ao escoamento)
LRFD	<i>Load and Resistance Factors Design</i>
MEG	Monoetileno Glicol
OD	<i>Outside Diameter</i>
OS	<i>Offshore Standard</i> (Norma <i>Offshore</i>)
P&D	Pesquisa e Desenvolvimento
PIG	<i>Pipeline Inspection Gauge</i>
PLET	<i>Pipeline End Termination</i>
PLEM	<i>Pipeline End Manifold</i>
RP	<i>Recommended Practices</i> (Práticas Recomendadas)
ROV	<i>Remotely operated underwater vehicle</i>
SCF	<i>Stress Concentration Factor</i> (Fator de concentração de tensões)
<i>Shedding</i>	Denominação da frequência em que os vórtices iniciam o processo de desprendimento do duto
ULS	<i>Ultimate Limit State</i> (Estado Limite Último)
UC	<i>Unity Check</i>
VIV	<i>Vortex Induced Vibrations</i> (Vibrações induzidas por Vórtices)

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1. Contexto

Um presente a todo vapor e um futuro promissor. A indústria do petróleo no Brasil em 2006 estabeleceu um marco: o país tornou-se “auto-suficiente” em petróleo, apesar de ainda depender da importação de alguns de seus derivados por questões relativas ao tipo de petróleo predominante em suas bacias sedimentares. Com esta conquista, o Brasil tornou-se menos vulnerável ao mercado externo, e melhor protegido contra as crises.

Esse marco da auto-suficiência não foi duradouro uma vez que o consumo avançou muito nos anos seguintes e acabou ultrapassando a produção. A projeção da própria Petrobras é que a partir de 2020 a estimativa de produção seja de 4.2 Mbdp (milhões de barris por dia), apresentado na Figura 1-1. Na previsão da estatal, em 2020, ela terá uma capacidade de refino de 3.6 milhões de barris/dia e um consumo da ordem de 3.4 milhões de barris diários (O GLOBO, 2013). Esses dados demonstram um grande crescimento da produção e do refino que se concretizará com a construção de novas unidades de exploração, descobrimentos e exploração de novos campos (pré-sal) e no aumento do número de refinarias.

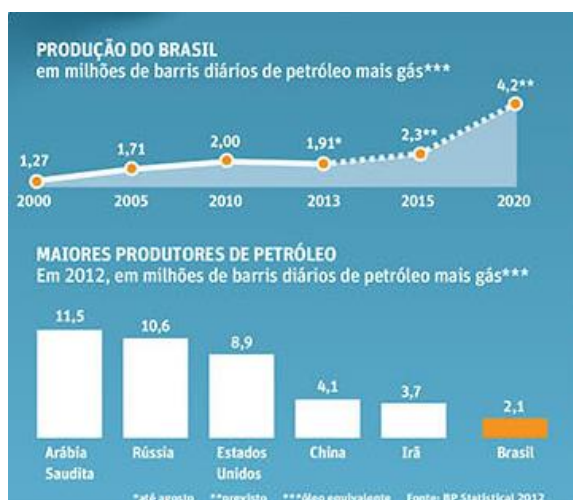


Figura 1-1 – Estimativa da produção de petróleo no Brasil (FOLHA, 2012).

Dentre as reservas responsáveis por este crescente aumento da produção nacional, ganham destaque as reservas do pré-sal brasileiro, apresentado na Figura 1-2. Graças ao seu potencial, as reservas brasileiras têm marcado um momento importante para a indústria do petróleo no Brasil e sua relação com o mundo. O leilão do campo de Libra, realizado em 2013, mostrou a grande certeza e o grande potencial de exploração de óleo e gás nos campos do pré-sal.

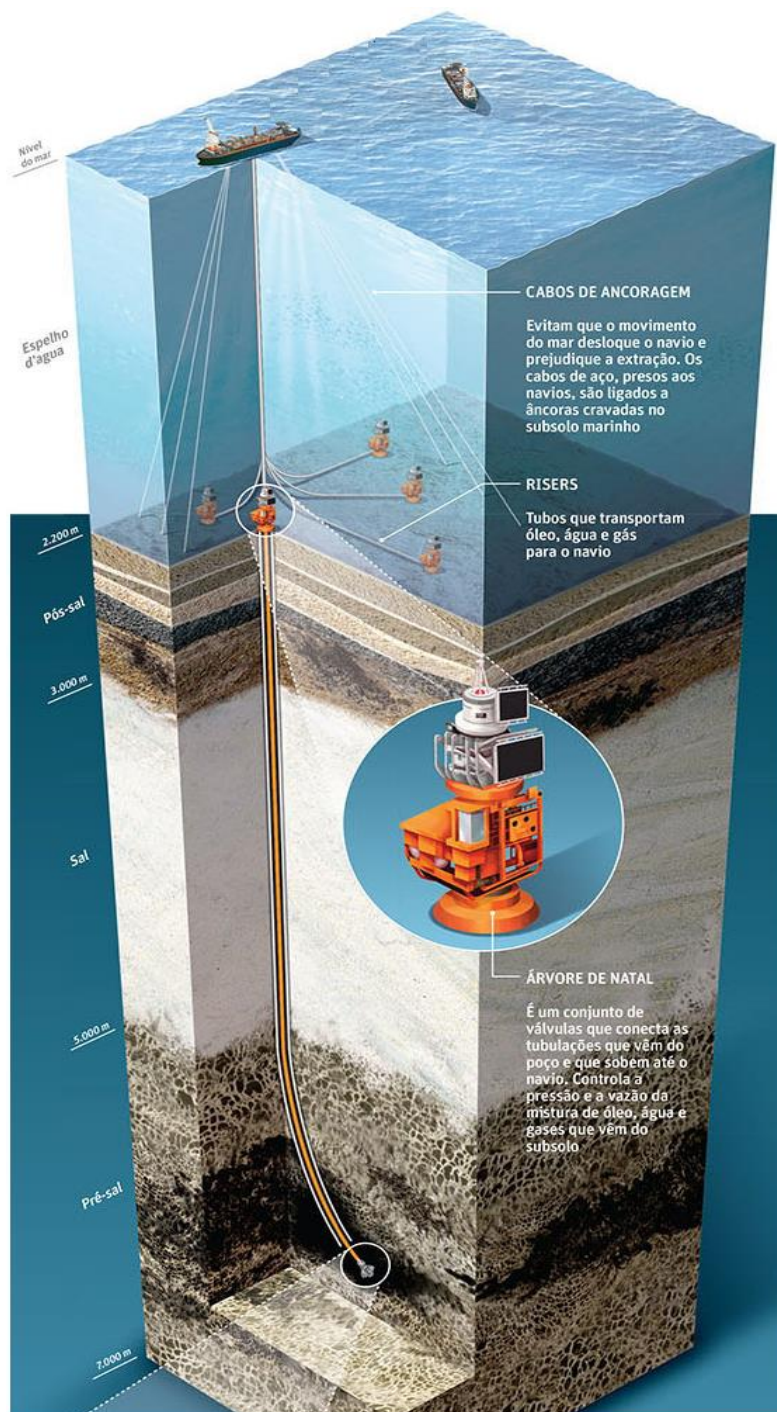


Figura 1-2 – Esquemático de um campo do pré-sal – equipamentos (FOLHA, 2012)

A necessidade de atender a demanda do petróleo motiva cada vez mais sua busca nessas regiões com diferentes características. Em condições limite se mencionam prospecções em alto mar, nas quais o leito marinho se encontra de 2.000 m a 3.000 m abaixo do nível do mar. Os reservatórios localizam-se (Figura 1-3), cada vez mais, em maiores profundidades (LEFFLER, 2012), podendo atingir 7000 m abaixo do nível do mar.

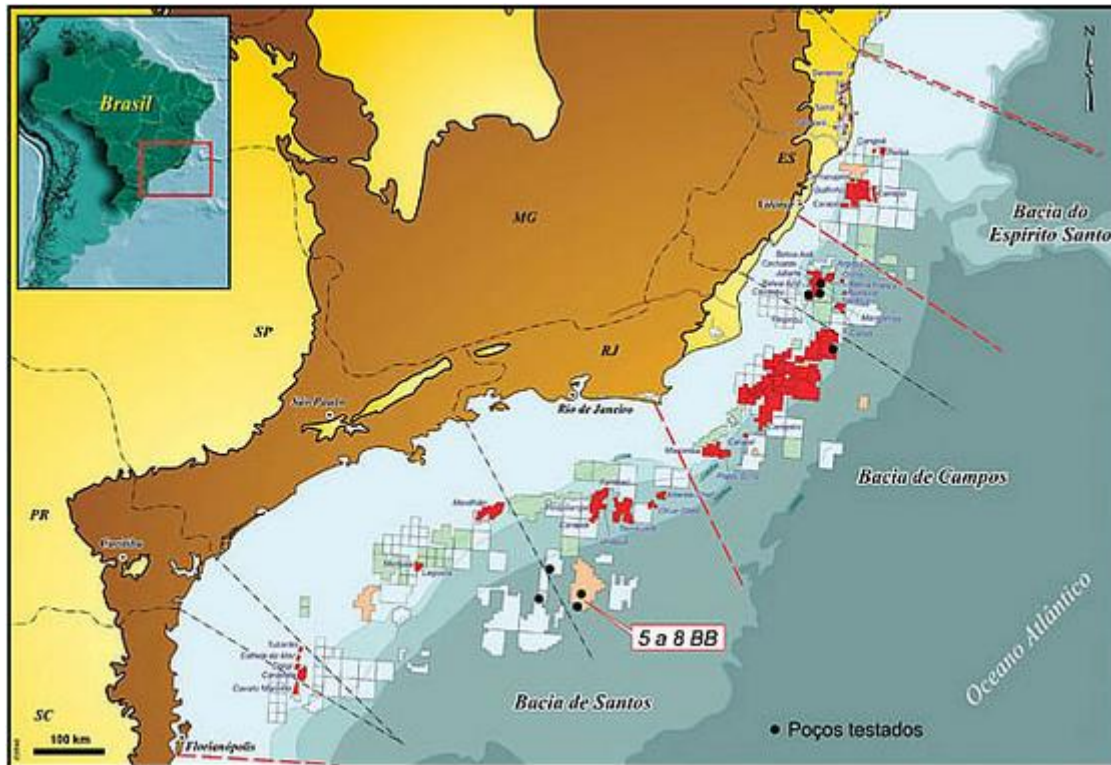


Figura 1-3 – Reservas do Pré-sal (FOLHA, 2012)

Porém, existem barreiras associadas às características das atividades de E&P nessa região. Além de apresentar um alto teor de dióxido de carbono (CO_2) e gás sulfídrico (H_2S), as reservas estão presentes, em sua maior abundância, em localidades de águas ultraprofundas (a partir de 1800m de profundidade) e abaixo de uma espessa camada de sal. Com uma espessura de aproximadamente 2 km, este tipo de formação geológica apresenta particularidades em suas propriedades, fazendo necessário um planejamento de E&P mais cauteloso e robusto. Exige-se para tanto, desde mão de obra capacitada até tecnologias de ponta, como sistemas de monitoramento em tempo real e de minimização de vibração local, sistemas de perfuração, de fluidos e de cimentação específicos para este fim, dutos de alta resistência, etc.

Além das condições de extração, existem outros fatores problemáticos como os custos com transporte. Estes representam uma parte importante do preço final do petróleo, já que para levá-lo das plataformas de extração marítimas para o continente são utilizados navios petroleiros, em sua maioria contratados de empresas terceirizadas. Somado a isso, há que se considerar como agravante o perigo ambiental que operações de carga, descarga e deslocamento dos petroleiros envolvem, com uma quantidade considerável de casos de derramamento de petróleo registrados ao redor do mundo. Todos esses fatores influenciam na escolha da melhor maneira de escoar a produção.

A utilização de dutos submarinos (sistema dutoviário) virou pauta e surgiu como opção de transporte do óleo e do gás produzido. Desde a criação do PDET, Plano Diretor de Escoamento e Tratamento de Óleo, em 2004, cujo objetivo foi propor a criação de um transporte alternativo para o escoamento do petróleo produzido na Bacia de Campos e em complemento com a Lei do Queima Zero, implementada em 1998, onde se propôs a redução da queima de gás natural para níveis internacionais e seu futuro tratamento e beneficiamento em unidades apropriadas *onshore*, a malha de dutos começou a ser criada e implantada em alternativa ao grande custo e menor segurança operacional dos outros meios de transporte existentes como os navios aliviadores.

A utilização de dutos como meio de transporte está em grande ascensão. Hoje, o Brasil conta com uma malha de 15.772 km de dutos, 50% de oleodutos e 50% gasodutos; destes a Transpetro opera 9.067 km de dutos (70% oleodutos), sendo que aproximadamente 4.550 km são dutos de transporte e representam uma capacidade nominal de 302.559.260 m³/ano (TRANSPETRO, 2012).

Nesse contexto em que o trabalho se insere, apresentando o dimensionamento de uma peça importante para o sistema de escoamento e de desenvolvimento de campos de petróleo submarinos em águas profundas, o *Jumper*. O *jumper* é um pedaço de duto com diferentes formatos (M, Z e U) que serve de ligação entre dois componentes submarinos, sejam eles *Manifolds*, PLETs, PLEMs ou *Risers*. O *jumper* não só permite a conexão, mas também agrega uma flexibilidade ao conjunto tornando viáveis projetos e configurações submarinas de exploração.

1.2. Motivação

A exploração de petróleo e gás vem crescendo nas últimas décadas e tem se apresentado como atividade de enorme importância no atual cenário socioeconômico do país.

A exploração de petróleo em águas cada vez mais profundas, mediante as descobertas de grandes reservas, tem fomentado uma crescente demanda pela instalação de dutos submarinos, responsáveis pelo escoamento da matéria-prima entre o poço e o continente, e pela interligação entre as plataformas produtoras. A utilização de dutos rígidos tem se apresentado, até o presente momento, como sendo a forma mais econômica e eficiente de transporte de fluidos.

Na Figura 1-5, está apresentado um esquema de campo submarino com a utilização de dutos rígidos para o transporte.

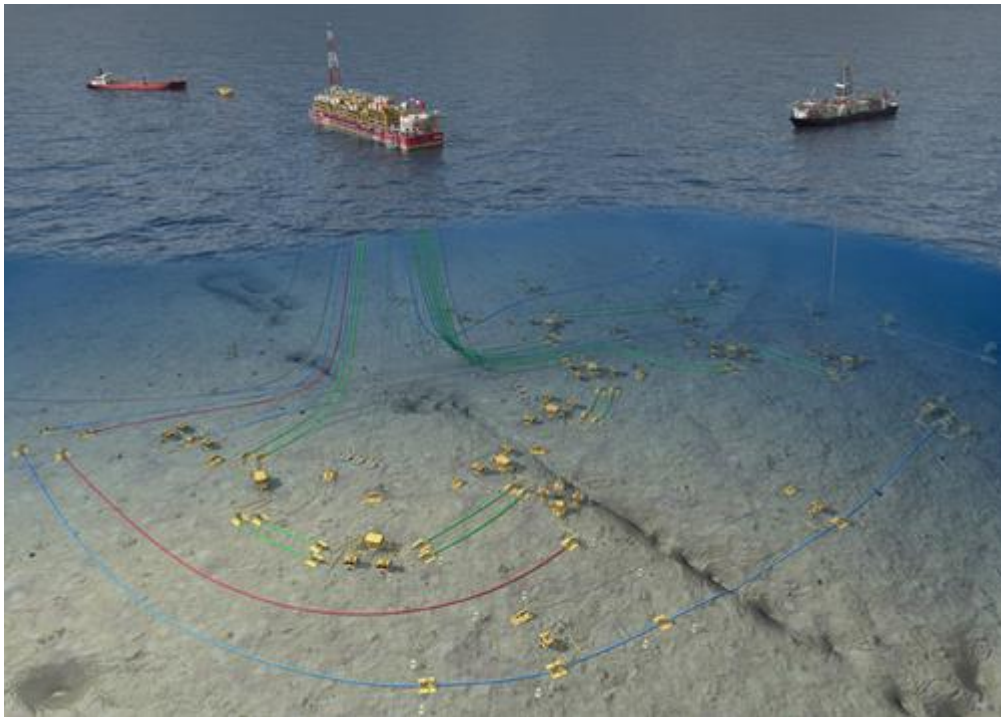


Figura 1-5 – Esquema de campo Submarino – Importância do sistema dutoviário (SUPRIMENTOS, 2013).

Como não poderia deixar de ser, o sucesso de novas tecnologias provém do aprendizado com os insucessos que, no caso de dutos submarinos, podem surgir tanto na fase de instalação quanto na de operação. O alto custo da instalação, recuperação e reparo, associado ao alto risco de danos ambientais, exige que o dimensionamento de equipamentos e estruturas submarinas seja realizado de forma segura e coerente, minimizando possíveis acidentes.

A motivação deste trabalho se deu pela importância operacional e física que o *jumper* possui no desenvolvimento de um campo submarino. O *jumper* tem como funções principais a de ser um facilitador na conexão de diferentes equipamentos que se encontram em diferentes níveis, ou elevações, a de absorver a expansão térmica da linha, devido às altas variações de temperatura e pressão, de ser um conector de transporte de fluidos entre dois componentes submarinos, entre outras.

Além da importância física e operacional dessa estrutura, outro fato que motivou o estudo foi a tentativa de apresentar os parâmetros e conceitos no âmbito de projeto. Além disso, será um suporte/metodologia de cálculo que poderá ajudar no desenvolvimento de novos trabalhos e na “desmistificação” desse tema que não é muito abordado pela atual literatura nem difundido pelas empresas.

1.3. Objetivo e Escopo

O objetivo deste trabalho é apresentar uma metodologia para os cálculos e verificações intrínsecas ao projeto de um *Jumper* rígido submarino. Parte-se desde as premissas de projeto, definições do escopo, geometria, tolerâncias e carregamentos até chegar às verificações de tensão e de fadiga.

O *jumper* deverá ser projetado a fim de resistir aos carregamentos funcionais de utilização (carregamentos ambientais e carregamentos de instalação), bem como aos carregamentos de fadiga devidos ao ciclo de utilização e ao efeito de vibrações induzidas por vórtices (VIV). Entende-se por ciclo de utilização as paradas de linha (pressurização, despressurização e variações de temperatura). O projeto deverá estar de acordo com as referências normativas dos principais órgãos técnicos especializados.

Neste escopo, será apresentada a verificação das tensões máximas na própria estrutura, bem como a obtenção das máximas forças que serão transmitidas aos conectores. Os conectores estão localizados nas extremidades do *jumper* por onde se conectam as estruturas submarinas, em geral PLET e PLEM, como apresentado na Figura 1-6.

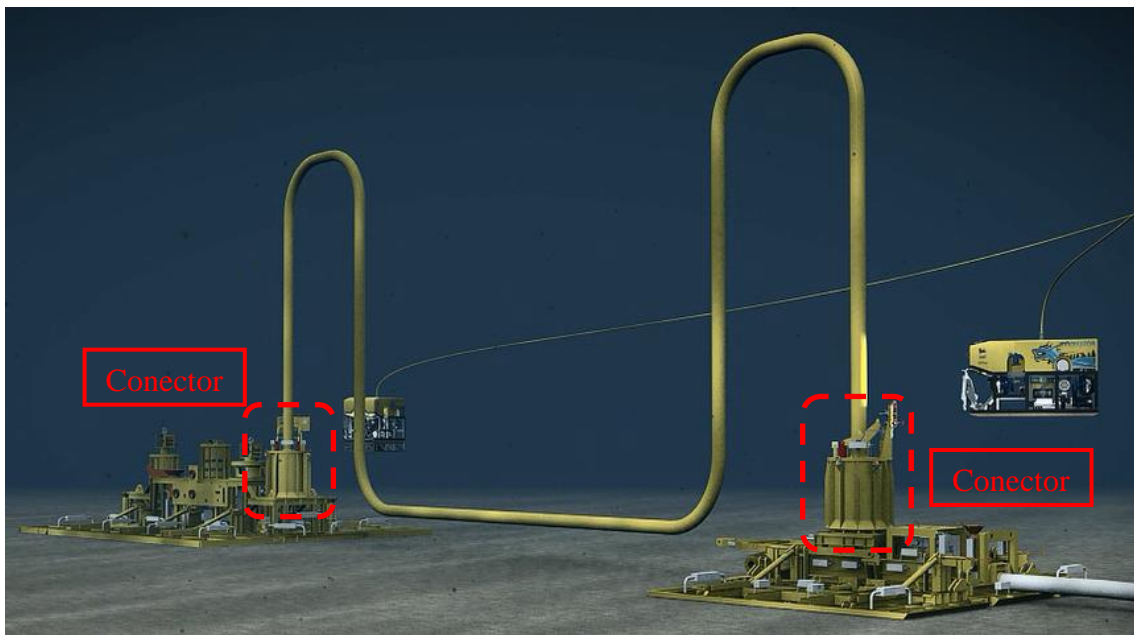


Figura 1-6 – *Jumper* rígido.

A avaliação da fadiga será dividida em duas partes: a primeira, relacionada aos ciclos de utilização e a segunda, ao efeito de vorticidade.

Para a primeira avaliação, será calculado o dano devido aos processos a que a estrutura será submetida ao longo de sua vida útil, tais como, número de ciclos de pressurização, despressurização e variação de temperatura.

A segunda avaliação da fadiga será feita, preliminarmente, por meio do critério de seleção (*screening criteria* – termo encontrado na literatura), o qual tem por objetivo verificar se as frequências naturais da estrutura se encontram dentro das curvas de amplitudes das VIV em função das Velocidades Reduzidas (VR_S). Se o critério de seleção não for atendido, dever-se-ão determinar as amplitudes de tensão associadas a cada modo de vibração por meio de uma análise modal. De posse desses parâmetros, o dano pode ser obtido, por exemplo, por meio da norma DNV-RP-F105 (2006), a qual fornece uma metodologia detalhada para a avaliação e quantificação do dano causado pelo VIV em dutos submarinos que apresentam vãos livres.

Vale ressaltar que os valores dos dados adotados ao longo desse trabalho não possuem correlação alguma com instituições (empresas) ou órgãos. São totalmente fictícios, não devendo ser levados em consideração para outros fins que não consulta da aplicação teórica e dos conceitos.

O intuito deste trabalho é apenas de aplicar a teoria e apresentar uma metodologia de resolução e aplicação de conceitos intrínsecos ao tema. Servindo como documento base para consultas à posteriori.

1.4. Organização do Texto

Após o capítulo introdutório, a presente Dissertação encontra-se organizada conforme os parágrafos a seguir.

O Capítulo 1 apresenta o contexto e motivação para realização do presente estudo, bem como os objetivos e escopo da dissertação.

O Capítulo 2 apresenta uma breve descrição sobre a estrutura do *jumper* e seus aspectos relevantes como: definição e função, tipos, configurações, componentes, conectores, processo de fabricação e montagem, soldagem e revestimento.

O Capítulo 3 apresenta os tipos de carregamentos que atuam no *jumper*, entre eles destacam-se as tolerâncias de instalação e de fabricação (metrologia), os carregamentos ambientais e a expansão da linha.

O Capítulo 4 traz uma breve descrição sobre a consideração e cálculo da força de tração efetiva. Esta é de essencial importância para que se compreendam conceitos relativos à influência das pressões e variações de temperatura no cálculo das tensões e esforços atuantes no *jumper*.

O Capítulo 5 faz uma breve explanação do fenômeno de VIV, bem como os parâmetros hidrodinâmicos mais importantes relacionados a este fenômeno. Posteriormente, é apresentado um modelo de avaliação da fadiga, de acordo com a norma DNV-RP-F105 (2006), onde é tratado em termos de metodologia de cálculo o fenômeno supracitado.

O Capítulo 6 apresenta uma metodologia de avaliação e os critérios de projeto utilizados no estudo do *jumper*.

O Capítulo 7 apresenta o estudo de caso de um *jumper*. O estudo se baseia em um cenário hipotético, apresentando o dimensionamento, as verificações necessárias para a configuração de um projeto e um estudo de um caso extremo.

Por fim, o Capítulo 8 apresenta as principais conclusões do trabalho e sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2

O JUMPER

2.1. Definições & Funções

O *jumper*, apresentado na Figura 2-1, é uma estrutura de interligação submarina muito importante, cujo principal papel é ser um conector de transporte de fluidos entre dois componentes de produção submarinos, sejam eles PLEM, PLET, *Risers*, *Manifold*, Árvores de Natal (cabeça de poço - “*Wellhead*”), etc.

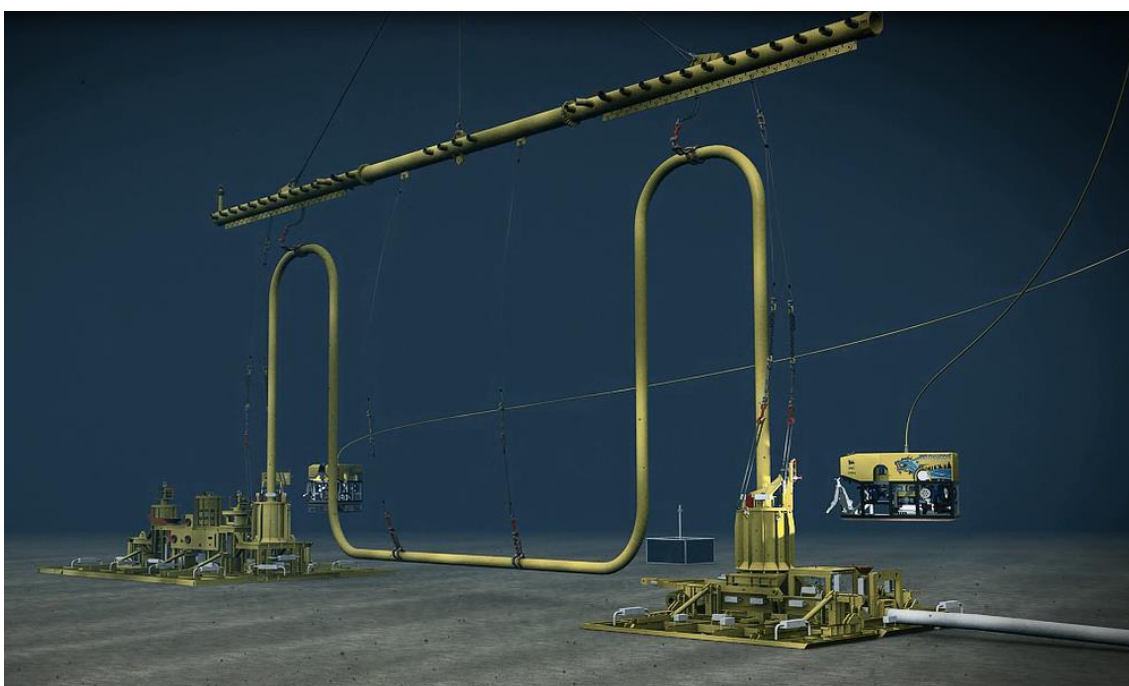


Figura 2-1 – *Jumper* rígido após instalação.

Além de sua função principal, esta estrutura se dispõe a solucionar problemas ocasionados pelo próprio “*layout*” do sistema submarino e pela irregularidade da batimetria, como por exemplo, a diferença de níveis e angulações entre equipamentos submarinos os quais precisam ser interligados. Outras importantes funções desse elemento são a absorção da expansão térmica das linhas, que deslocarão as estruturas conectadas pelo *jumper*, fornecendo flexibilidade para absorver os deslocamentos gerados, e de ser um ponto de isolamento para se mitigar a questão do *flow assurance* (garantia de escoamento).

Na Figura 2-2 e na Figura 2-3 pode ser observado o jumper em fase de fabricação e o jumper no canteiro de obras com os *Strakes* (supressores de vórtices), já instalados.



Figura 2-2 – *Jumper* rígido em fase de fabricação (Foto do Autor).



Figura 2-3 – *Jumper* rígido com *Strakes* no canteiro (Foto do Autor).

Diante das recentes descobertas do Pré-Sal e, conseqüentemente, do aumento das lâminas d'água, o *jumper* se tornou um elemento fundamental para os modelos propostos de interligação e de desenvolvimento dos campos. Um exemplo de utilização pode ser a conexão entre os *risers* das plataformas, *Free Standing Hybrid Riser (FSHR)*, e o campo submarino, como podem ser observados na Figura 2-4 e na Figura 2-5.

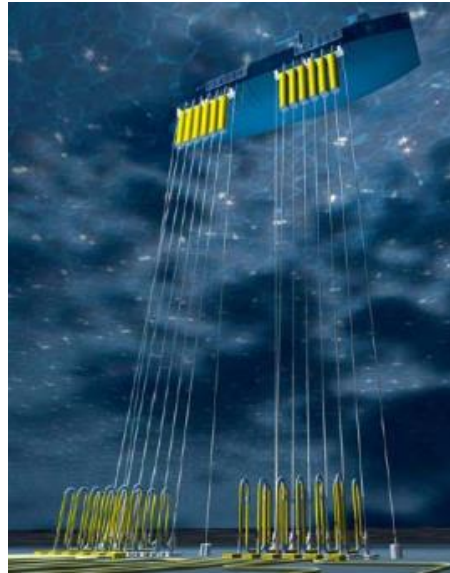


Figura 2-4 – SLOR layout – Otimização do FSHR (2HOFFSHORE, 2013).

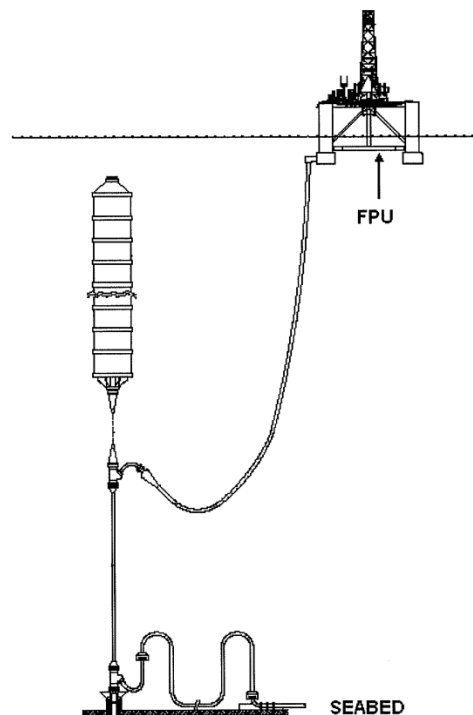


Figura 2-5 – FSHR layout (2HOFFSHORE, 2013).

A falta de literatura sobre este tipo de estrutura e de uma norma específica acarreta em diferentes nomenclaturas para o *jumper*. Em diferentes partes do mundo, o *jumper* é chamado ora de *spool* vertical, ora de *tie-in* vertical ora por *jumper*, etc.

A fim de se manter a coerência e esclarecer este caso, definir-se-á nesta dissertação *tie-in* como o tipo de estrutura submarina que tem como função principal ser o conector de transporte de fluidos entre dois componentes de produção submarinos, podendo este ser um *jumper* ou um *spool*. Logo, se a conexão for horizontal será utilizado o termo *spool*, Figura 2-6, e quando vertical será utilizado o termo *jumper* como pode ser observado na Figura 2-7 e na Figura 2-8.

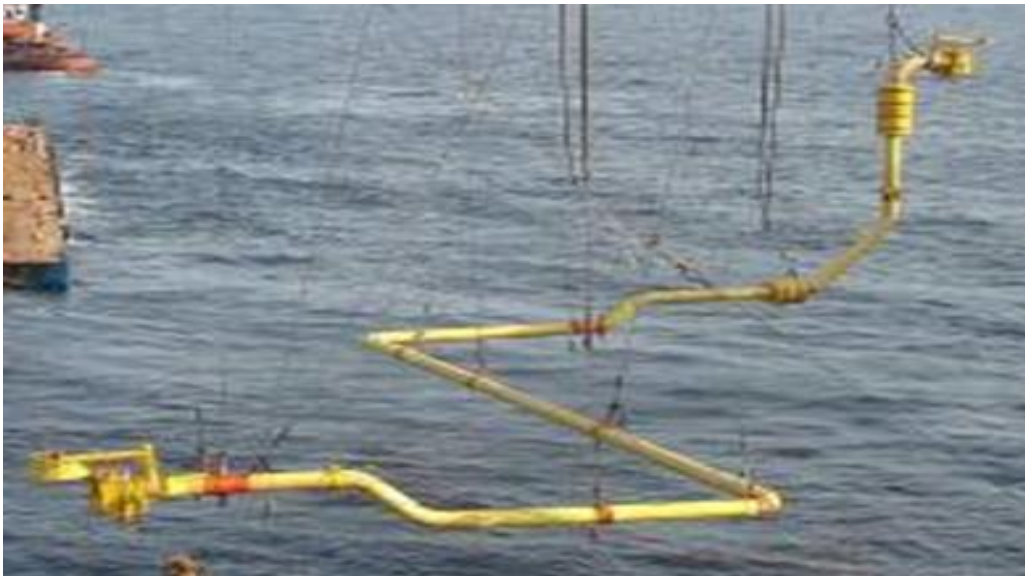


Figura 2-6 – *Spool* (Elaborada pelo autor).

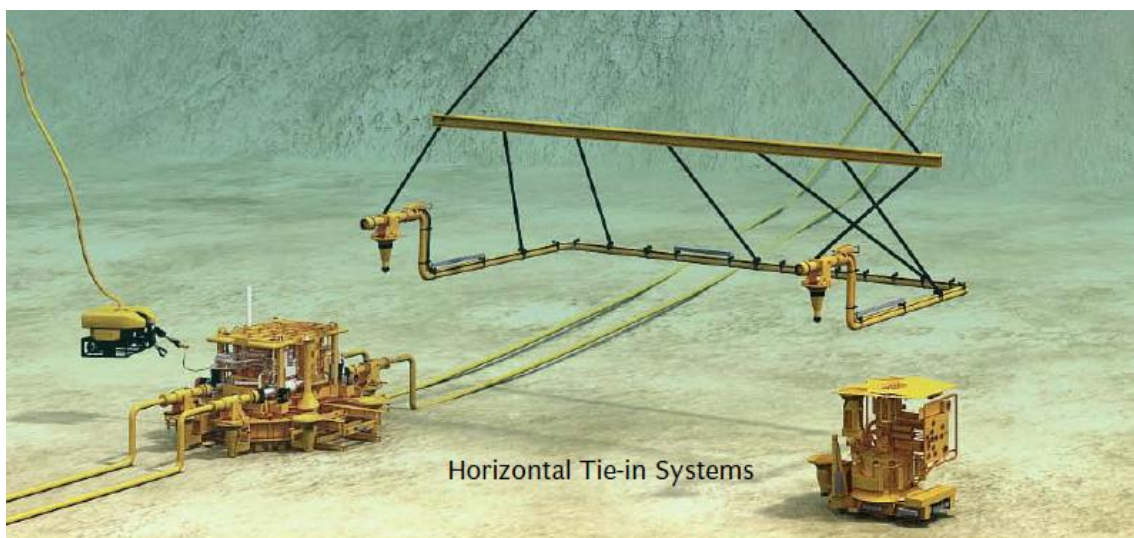


Figura 2-7 – *Jumper* Horizontal (WORLDOIL, 2013).

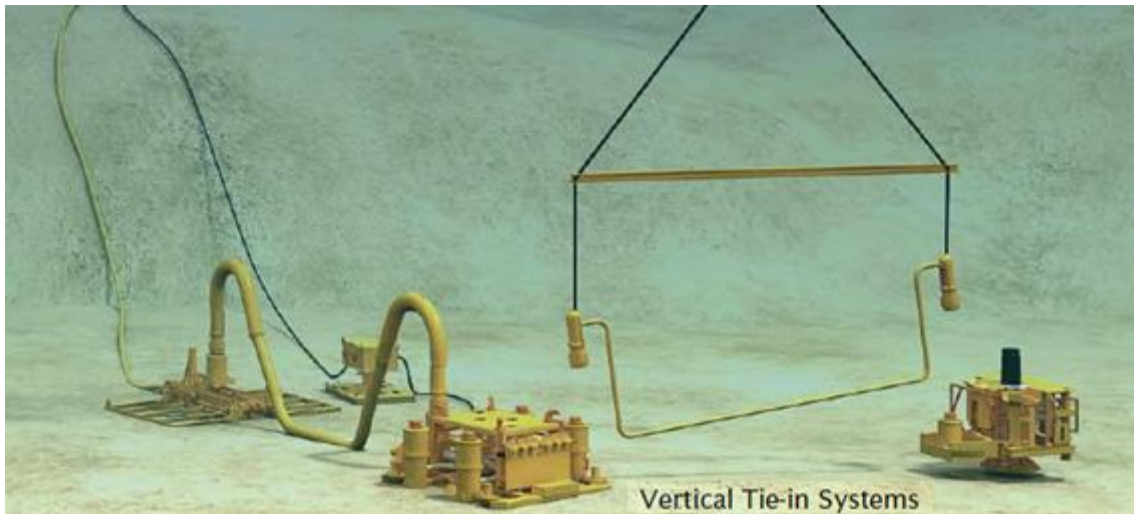


Figura 2-8 – *Jumper Vertical* (WORLDOIL, 2013).

2.2. Tipos de *Tie-in*

Nas últimas décadas, os campos submarinos têm sido desenvolvidos com a utilização de vários sistemas de *tie-in*. Tipos diferentes de *spools* e de *jumpers* têm sido usados para conectar as linhas ou *flowlines*, umbilicais entre outros.

O *spool* é mais utilizado em águas rasas com a conexão assistida por mergulhadores (Figura 2-9), como é o caso de um *spool* de expansão para a conexão entre o *pipeline* com o *riser* fixo próximo à plataforma.



Figura 2-9 – Conexão de *Spool* assistida por mergulhador (UNDERWATER, 2011).

Recentemente, com o desenvolvimento da tecnologia, o aumento da profundidade de exploração e o avanço dentro do mar, a utilização de conexões assistidas por mergulhadores tornou-se impossível, visto que as lâminas d'água superaram os 2000 metros. Diante deste cenário, a engenharia submarina foi submetida a uma grande mudança associada a novos tipos de conexão, que passaram a ser efetuadas pelos ROVs, Figura 2-10.



Figura 2-10 – ROV (TURMA DO PETRÓLEO, 2010).

Este veículo possibilitou que novas conexões fossem feitas a grandes profundidades e, assim, viabilizou o desenvolvimento de novos campos. A maioria das conexões horizontais, *spools*, é feita através de ligações flangeadas com parafusos, enquanto que para as verticais (*jumpers*) são mais utilizados os sistemas guiados com conectores verticais.

2.3. Configurações

Um *jumper* típico consiste em dois conectores nas extremidades e uma estrutura tubular (um ou mais tubos) entre os dois conectores. Se o tubo for rígido, o *jumper* será chamado de *jumper* rígido. Caso contrário, se a estrutura for flexível, o *jumper* será um *jumper* flexível (Figura 2-11).



Figura 2-11 – *Jumper* Flexível (Elaborada pelo autor).

A Figura 2-12 apresenta algumas configurações de *jumpers* rígidos. Para essa classe de *jumper* de tubo rígido, os modelos em forma de M e U invertido são os mais comumente utilizados. Além destes, existem os modelos em forma de Z horizontal e outros mais complexos, como exemplo, o *jumper* 3D. Porém, o foco deste estudo está apenas no *jumper* rígido 2D de formato M invertido.

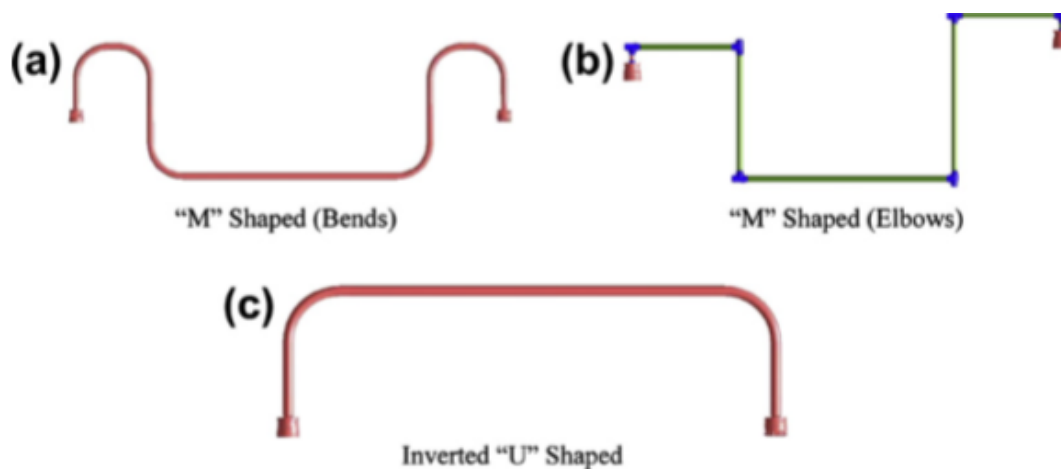


Figura 2-12 – Configurações de *Jumper* 2D Rígidos (BAY, 2010).

As configurações dos *jumpers* são ditadas por parâmetros de projeto, interfaces com equipamentos submarinos e os diferentes modos de operação. Como exemplo, as configurações apresentadas nas Figura 2-12 (a) e (c) dispõem de curvas para conectar os tubos retos, enquanto que na Figura 2-12 (b), cotovelos são utilizados para conectar tubos rígidos.

Segundo a norma ISO-15590 (2009), para que a tubulação possa permitir a passagem de PIG (ferramenta mais eficaz para inspeção de dutos visando à garantia de integridade) deverá ser adotado um raio de cinco vezes o diâmetro (5OD). Em alguns casos pode-se permitir o raio de três vezes (3OD) o diâmetro.

2.4. Componentes

Os *jumpers* rígidos são compostos, basicamente, por três conjuntos estruturais: os trechos retos, chamados de *linepipes*, as curvas ou *bends* e os conectores. Os trechos retos são tubos de aço (Figura 2-13) padronizados segundo norma, no caso deste trabalho, a norma utilizada foi a API-5L (2004). As curvas também são tubos de aço padronizados por norma, que passam por processo de dobramento. Todos os tubos são revestidos externamente com camadas contra corrosão podendo também apresentar uma camada mais externa de proteção térmica. Internamente, o tubo pode também ser revestido/pintado contra corrosão (camada esta conhecida como *lining* na literatura), dependendo da corrosividade (exemplo: alta quantidade de H₂S) e das premissas adotadas.



Figura 2-13 – Tubos de aço (RUKKI, 2013).

No processo de dobramento das curvas, o tubo “perde” um pouco de espessura no lado onde as fibras são tracionadas e “ganha” onde as fibras são comprimidas. Sendo assim, após o dobramento, a espessura do lado tracionado deverá ser menor que a original do tubo. A Figura 2-14 apresenta um esquemático em que sv_a é a espessura pós dobramento da parte tracionada e sv_i a espessura da parte comprimida.

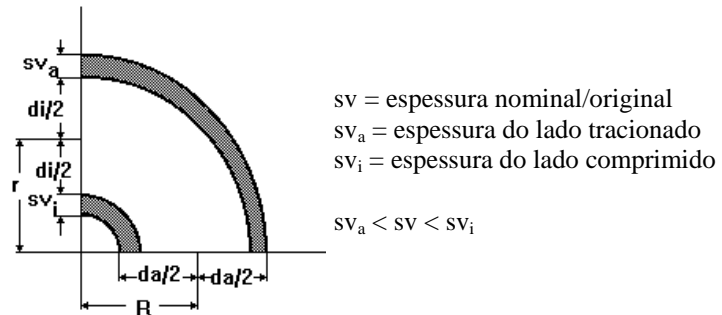


Figura 2-14 – Variação da espessura em curvas (Elaborada pelo autor).

Para solucionar este problema e garantir que após o dobramento este mantenha uma espessura igual ou superior que a original, faz a escolha, para as curvas, de um tubo com uma espessura relativamente maior. No caso, para curvas de raio igual a 5 vezes o diâmetro, adota-se uma espessura padrão acima de 10% da original e para curvas de raio igual a três vezes adota-se a espessura padrão acima de 15% da original.

Além dos tubos retos e das curvas, o *jumper* é composto pelos conectores, as quais são responsáveis por fazer a conexão entre o *jumper* e as estruturas (PLEM, PLET, etc.). Os conectores são componentes complexos com muitas peças fabricadas em aço forjado.

2.5. Conectores

O sistema de conexão do *jumper* é composto por um tubo de aço, *pup-pieces*, e conexões mecânicas em cada extremidade para ligação com os equipamentos submarinos. A superfície de conexão é chamada de *HUB*, sendo este o ponto de transferência de carga para as estruturas. A vedação metálica é mantida e protegida dentro do conector durante a instalação e recuperação. O projeto do conector é elaborado para que este seja capaz de resistir às cargas de projeto devidas aos efeitos combinados de pressão, temperatura, flexão e torção.

O conector deve ter os seguintes componentes:

- Um mecanismo concebido para resistir às forças laterais e longitudinais que podem ser encontradas no processo de alinhamento e descida final, antes da finalização da conexão (o conector é projetado para acomodar as cargas de projeto);
- Superfícies de vedação de metal-metal feitas com liga resistente à corrosão; as selagens das superfícies devem ser relativamente insensíveis a contaminantes e pequenos defeitos, de modo a manter a integridade da vedação na presença de momentos fletores e torsões máximos;
- Uma vedação metálica com um elastômero de *backup*;
- Indicadores de posição mecânicos para indicar operações de bloqueio e desbloqueio claramente legíveis por um ROV;
- Um sistema mecânico de alívio ou um sistema hidráulico secundário de alívio, chamado de *soft-landing*; este sistema é capaz de absorver os choques e alguns deslocamentos e inclinações. Ele é responsável por isolar o conector e suportar o peso do *jumper* durante a instalação, isolando este dos movimentos da embarcação.

O conector deve ser projetado para satisfazer os seguintes requisitos:

- O conector não deve deformar permanentemente o *hub* de acoplamento durante a conexão;
- O conector deve proteger os selos e as superfícies de vedação durante o lançamento e recuperação;
- O conector deve reter o selo metal-metal durante a instalação e recuperação do *jumper*. O selo de metal deve ser capaz de ser substituído por um ROV sem a necessidade de trazer o *jumper* para a superfície;

- O conector deve ser soldado ao tubo do *jumper*. A carga mecânica de destrave não deve exceder as tensões admissíveis no conector receptor e da tubulação.

Na Figura 2-15, Figura 2-16, Figura 2-17 e Figura 2-18 são apresentados alguns tipos de conectores:

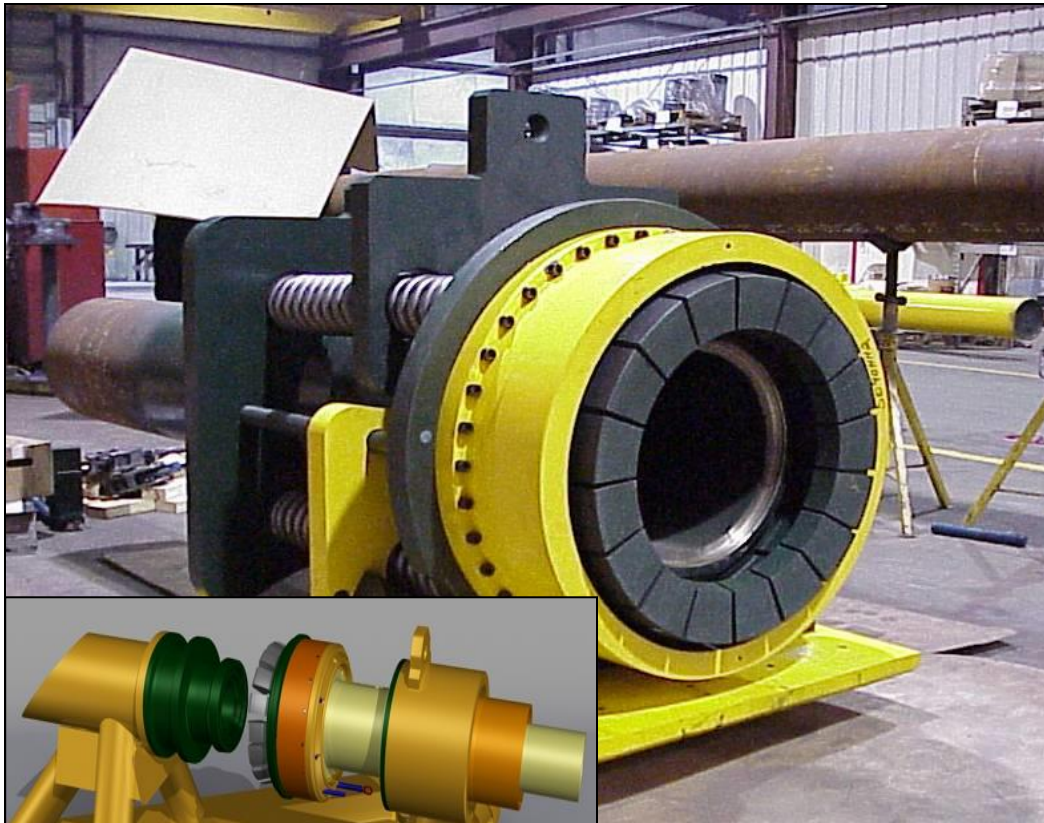


Figura 2-15 – Conector Horizontal para *spools* (BAY, 2010).

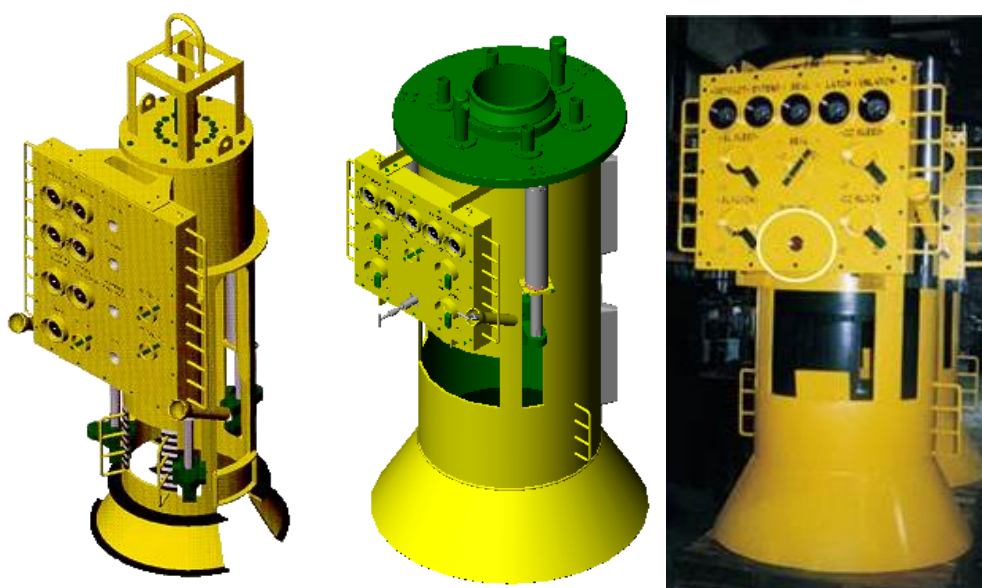


Figura 2-16 – Conectores verticais do tipo *Collet* (BAY, 2010).

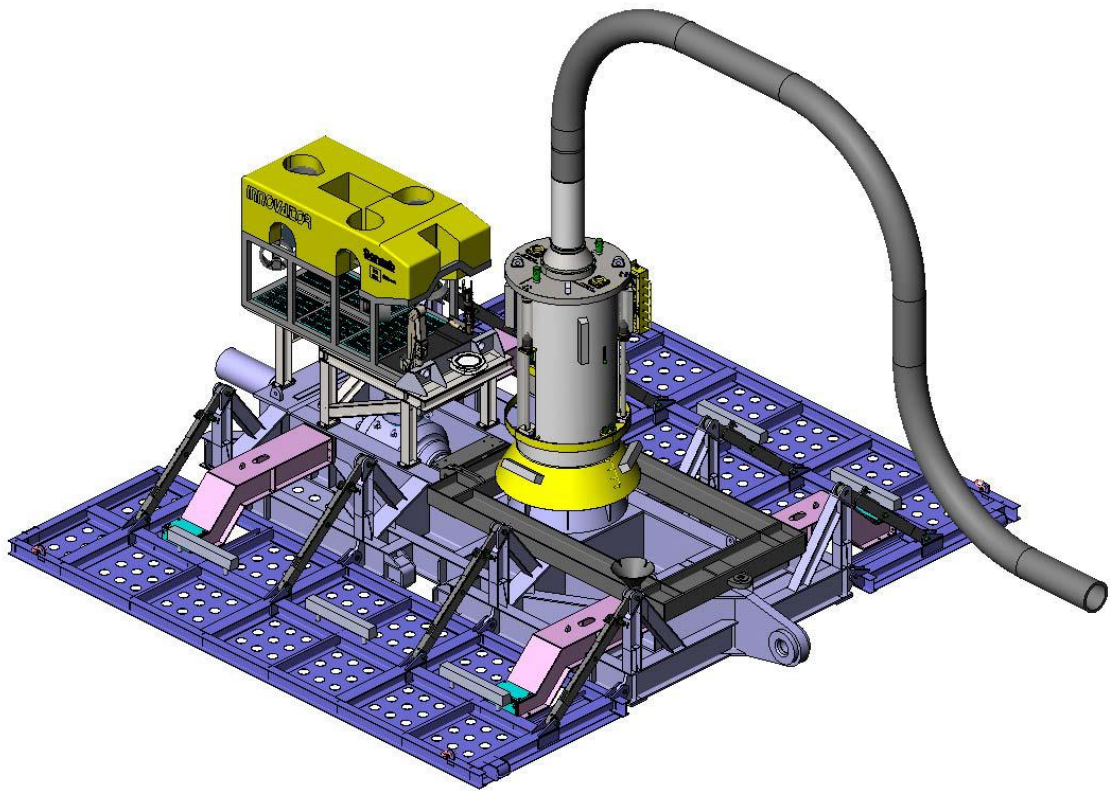


Figura 2-17 – Conector acoplado ao PLET auxiliado pelo ROV (BAY, 2010).

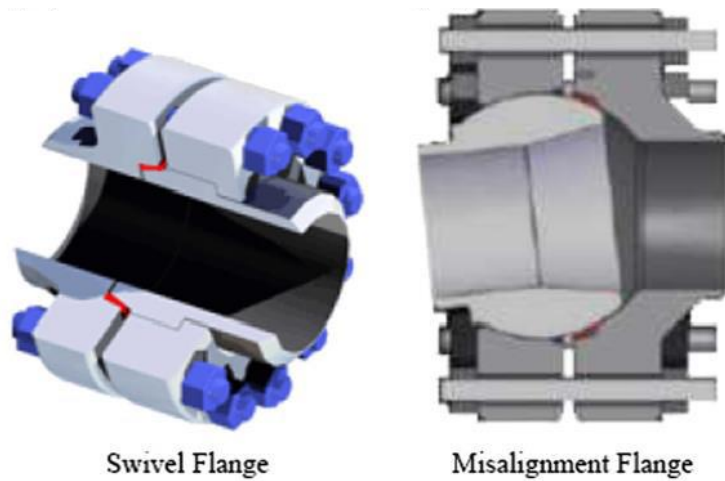


Figura 2-18 – Conectores horizontais com ligações flangeadas aparafusadas (BAY, 2010).

2.6. Fabricação e Montagem

Depois da instalação dos equipamentos submarinos, as distâncias entre os mesmos são medidas através da Metrologia, detalhada no item 3.3.

A Metrologia é a ciência das medições, abrangendo todos os aspectos teóricos e práticos que asseguram a precisão exigida no processo produtivo, procurando garantir a qualidade de produtos e serviços através da calibração de instrumentos de medição, sejam eles analógicos ou eletrônicos (digitais).

Em seguida, o *jumper* é fabricado com os comprimentos de tubos de acordo com a metrologia. Assim as dimensões máximas e mínimas do *jumper* ficam definidas como detalhado no item 3.2.

Após todo o processo de fabricação e montagem, o *jumper* é transportado para a sua devida localização *offshore* e, posteriormente, lançado.

O *jumper* então é lançado, sendo baixado para o fundo do mar e travado aos respectivos *hubs* dos equipamentos, testado e comissionado. Se a medição feita pela Metrologia não for correta, o *jumper* necessitará de um ajuste ou de ser reconstruído, perdendo-se tempo, dinheiro e a janela de lançamento ao mar para a instalação. A distância e orientação entre os componentes submarinos devem ser conhecidos com antecedência antes que os *jumpers* sejam fabricados porque os comprimentos são críticos. Todo o processo de engenharia deve ser muito coeso, sempre havendo fluxo de informações entre os departamentos, no caso, estruturas, soldagem, instalações, fabricação e *survey*, para que não haja nenhum tipo de perda de informação ou mudança de escopo após a fabricação. Caso contrário, as dimensões do *jumper* podem mudar e, conseqüentemente, a instalação falhar. Depois da instalação, se um dos componentes precisa ser recuperado ou movido, a tarefa de desligar o *jumper* do componente consome tempo e principalmente dinheiro.

2.7. Soldagem do jumper

Em caráter elucidativo, serão fornecidos de forma sucinta alguns dados sobre a soldagem de fabricação do *jumper* (Figura 2-19).

As soldas para a montagem do *jumper* são realizadas no canteiro de fabricação, precisando ser qualificadas e certificadas. Entende-se por qualificação o atendimento aos requisitos mínimos no que tange aos critérios definidos pela certificadora dos tubos.



Figura 2-19 – Processo de soldagem dos tubos no canteiro (Cortesia SAIPEM).

Após todo o processo de metrologia, o *jumper* entra em processo de montagem. Para facilitar o processo de soldagem e inspeção, as soldas realizadas em campo são padrão, tubo com tubo. Logo, toda solda realizada entre os tubos e o conector não é padrão, uma vez que, o conector é uma peça forjada e que possui propriedades semelhantes às do aço, qualificado e usado para os trechos retos e curvos, porém, não iguais. Então, usa-se de um artifício para poder facilitar a montagem dos *jumpers*. Os conectores em seu processo de fabricação são dotados de um pequeno tubo já soldado a sua carcaça, chamados *pup-piece*. Na Figura 2-20, estão apresentados dois tipos de conectores. O da esquerda será utilizado no estudo de caso; note que estes são munidos de um pequeno trecho de tubo acima de suas carcaças, denominados de *pup-pieces*.

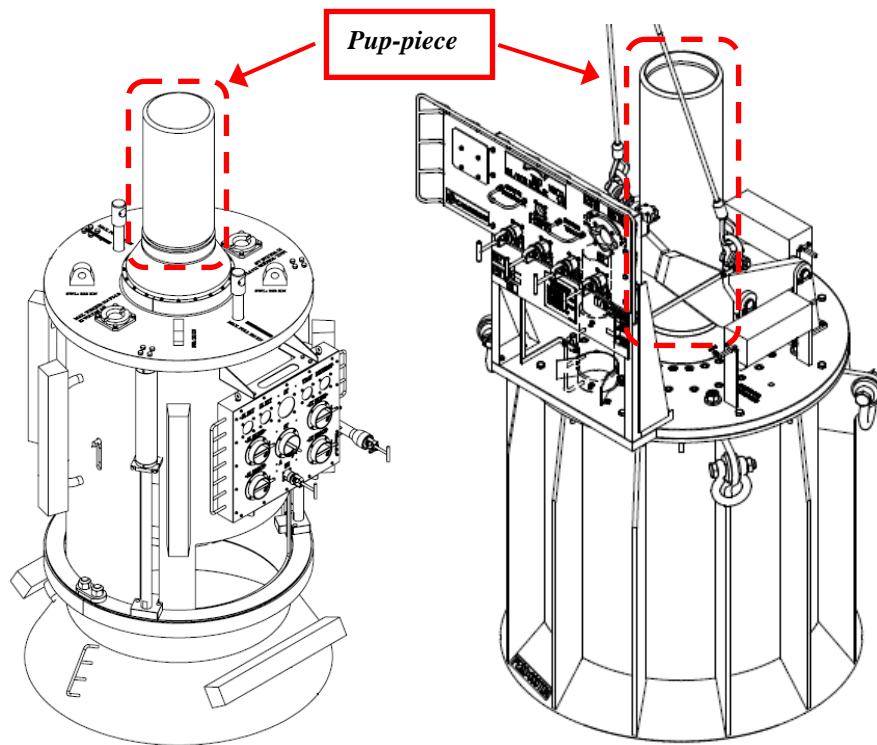


Figura 2-20 – Conectores.

O *pup-piece* é um pedaço de tubo padrão, igual ao do trecho reto, soldado a um elemento forjado, no caso, o conector. A utilização deste é simplesmente para facilitar o processo de soldagem e qualificação da mesma. Isso porque a solda de um material forjado com um tubo não possui o mesmo processo de qualificação do que uma solda de tubo com tubo. Para agilizar e facilitar o processo de montagem é feita a qualificação da solda do *pup-piece* com o conector antes de ir para o canteiro. O mesmo acontece com as curvas, apesar de ser usado o mesmo material dos tubos retos (em alguns casos, as curvas também podem ser forjadas), utiliza-se o *pup-piece* nas curvas justamente pelo processo de soldagem e pela qualificação da solda que também é diferente para curvas.

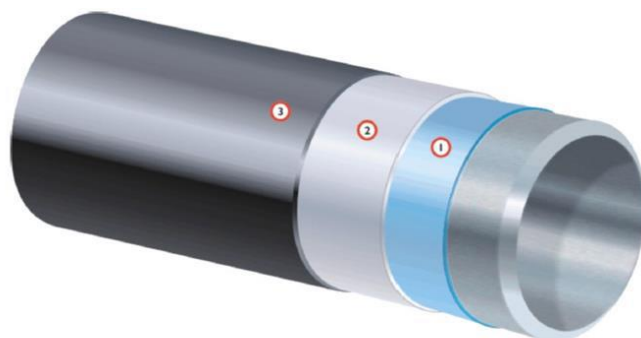
Logo, a utilização do *pup-piece* serve apenas para facilitar e agilizar o processo de montagem, sendo que a empresa que é responsável pela construção e instalação do *jumper* normalmente não é a mesma que fornece os forjados; esta normalmente é uma subcontratada. Então para agilizar e para não ter responsabilidade com a solda, se faz uso desse artifício para fazer a soldagem no canteiro, mas este artifício varia de projeto para projeto.

2.8. Composição Material dos Tubos

O aço, utilizado para produção das tubulações, é um material que, dependendo de sua composição química e tratamento termomecânico, pode apresentar excelentes propriedades de resistência à corrosão. No entanto, para atingir tais características, os elementos de liga utilizados e os tratamentos termomecânicos encareceriam a produção de tal forma que inviabilizariam o projeto. Sendo assim, são utilizados revestimentos como solução para a gama de necessidades do aço descritas abaixo:

- Para conferir proteção contra corrosão interna durante a vida útil da tubulação, utilizam-se revestimentos anticorrosivos internos.
- Para conferir proteção contra corrosão externa, utilizam-se revestimentos externos ao tubo. Uma alternativa viável e muito utilizada é a proteção catódica. A ideia deste processo consiste em tirar o material da zona de corrosão e leva-lo para a de proteção, aplicando certo potencial na tubulação. Este potencial aplicado dependerá do tipo de proteção catódica utilizada, bem como dos materiais utilizados (como anodo de sacrifício, por exemplo).
- Quando existe perda de temperatura do fluido para o meio ambiente, podendo ocasionar problemas no escoamento do fluido, utilizam-se os revestimentos isolantes térmicos, conferindo proteção à variação de temperatura.

Na Figura 2-21, está apresentado um padrão de revestimento para *jumper* e pipelines em geral.



1 FBE 2 Copolymer Adhesive 3 Polyethylene

Figura 2-21 – Revestimento 3LPP (BREDERO, 2013).

Os revestimentos mais usuais para *jumpers* e *pipelines* são o 3LPP e o 3LPE.

O 3LPP, Polipropileno tripla camada, consiste em uma camada de FBE (*Fusion Bonded Epoxy*, explicado nos parágrafos abaixo) de alto desempenho, coberta por um adesivo copolímero e por uma camada externa de polipropileno que fornece a mais resistente e durável solução em revestimento de tubos para temperaturas de até 110°C.

O 3LPE, Polietileno tripla camada, consiste de uma camada de epóxi FBE de alto desempenho, seguida de um adesivo copolímero e de uma camada externa de polietileno que oferece proteção resistente e duradoura para temperaturas até 85°C.

Outro tipo de revestimento utilizado é o cladeado, este sendo um pouco diferente dos usuais, já explicados anteriormente. Devido ao contínuo crescimento da indústria do petróleo movido pela crescente demanda energética, as indústrias do setor iniciaram a exploração, refino e transporte de petróleos mais pesados e de mais alta agressividade. Esta agressividade pode ser explicada pelo alto teor de compostos nitrogenados e sulfurosos presentes em sua composição. O processamento de petróleo pesado pode causar sérios problemas relacionados à deterioração dos materiais metálicos. Uma destas ocorre pela interação entre o hidrogênio e a parede metálica da tubulação e dos equipamentos. A presença do enxofre (na forma de H₂S) facilita a produção de hidrogênio atômico tornando possível a sua penetração através da parede metálica. Devido ao seu pequeno volume atômico, o hidrogênio difunde-se rapidamente pelos sítios intersticiais e defeitos da rede cristalina, principalmente no aço, mesmo a baixas temperaturas. A existência de descontinuidades como inclusões e até mesmo os contornos de grão, facilitam o acúmulo do hidrogênio atômico, podendo causar falhas prematuras sob carregamento estático, que dependerá apenas da tensão e do tempo. O cladeado é um revestimento de aço que é extrudado de liga diferente, que é mais resistente à corrosão.

O revestimento epóxi FBE (*Fusion Bonded Epoxy*) é um anticorrosivo de alto desempenho que oferece excelente proteção para tubulações de diâmetros pequenos e grandes, com temperaturas operacionais moderadas.

Também é muito utilizado como revestimento térmico o Poliuretano, PU, que é um acabamento 100% sólido, com dois componentes de alto desempenho, alta espessura, de secagem rápida, de poliuretano aromático e rígido. Ele foi criado especificamente como um revestimento de proteção anticorrosiva resistente à abrasão para a proteção de longo prazo em dutos.

CAPÍTULO 3

CARREGAMENTOS

3.1. Introdução

O objetivo principal deste capítulo é apresentar de forma sucinta alguns dos principais carregamentos que atuam sobre o *jumper*, bem como os procedimentos para a obtenção dos mesmos. Faz parte deste apresentar, também, como as tolerâncias de instalação influenciam no projeto do *jumper*, e como é feita a metrologia submarina que influenciará na tolerância de fabricação e montagem.

O *jumper* ao longo da vida útil de projeto, normalmente 30 anos, estará sujeito a vários tipos de carregamentos de diversas naturezas. Como explanado anteriormente, no capítulo introdutório, o *jumper* sofrerá ações estáticas e dinâmicas; entre as ações se destacam: pressão e temperatura e suas variações, correntes marinhas, ondas, peso próprio da estrutura, peso dos anodos, deslocamentos impostos devido às tolerâncias de fabricação, expansão térmica da linha e efeitos de afundamentos das estruturas conectadas.

3.2. Tolerâncias de Instalação

Para a compreensão das tolerâncias de instalação faz-se necessário a explicação do processo de instalação conjugado com a parte de metrologia, que será explicado no próximo item.

Baseado na escolha da rota de instalação da linha de dutos e na localização das estruturas a serem conectadas pelo *jumper* pode-se determinar, através da metrologia, uma configuração ou um comprimento total do *jumper*, definido como NOMINAL. Todavia, esse processo de definição não se trata de uma simples geometria fixa onde se ligam pontos e sim de algo que está sujeito a alterações devido a várias formas de interferência.

Na Figura 3-1, encontra-se uma ilustração de uma linha de dutos já assentada com todas as estruturas conectadas, podendo ser observada a locação das estruturas submarinas.

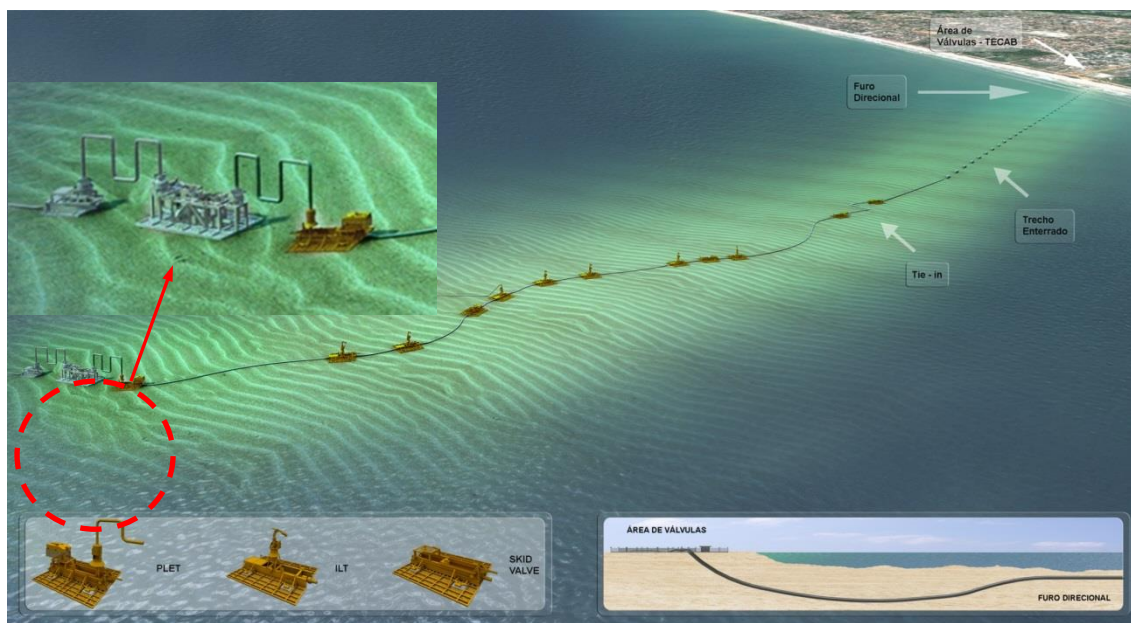


Figura 3-1 – Exemplo de uma rota completa (Cortesia SAIPEM).

Até a definição dos pontos exatos, que serão extraídos da metrologia submarina, após a instalação das linhas e das estruturas, não se tem ao certo uma localização alvo para se obter o comprimento do *jumper*. Existe uma estimativa da localização das estruturas e da linha e essa posição estará dentro de uma zona alvo, ou *target box*. O projeto desse tipo de estrutura, *jumper*, começa muito antes da instalação das estruturas e da linha. Na fase de projeto, essas localizações são hipotéticas e sujeitas à alteração.

Após a etapa do projeto onde se define a rota da linha que será lançada, “*route definition*”, podem ser estimadas as áreas alvos onde deverão ficar localizadas as estruturas que serão conectadas pelo *jumper*. Esta área será determinante na obtenção dos comprimentos das configurações do *jumper*.

A localização da *target box* é uma variável que depende de alguns fatores:

- Infraestrutura existente no fundo do mar;
- Orientação/posição/capacidade do navio de instalação;
- Batimetria do fundo do mar;
- Condições do solo.

A *target boxes*, no âmbito de projeto, são definidas pelo cliente, não cabendo ao engenheiro de projetos intervir, apenas saber manipular os dados e obter um projeto ótimo onde estejam cobertos o máximo e o mínimo comprimento do *jumper*.

O engenheiro de projeto deve ter a capacidade de poder avaliar todas as configurações do *jumper* com base nas posições finais das linhas e das *target boxes*, assim podendo economizar tempo, custos e evitando retrabalho.

Na Figura 3-2, é apresentado um esquema onde é possível ser observado o *layout* submarino com as *target boxes* com as tolerâncias no plano. Todas essas tolerâncias são levadas em consideração no projeto e elas definem os comprimentos também apresentados na figura. Os comprimentos são as distâncias entre os *HUBs*, onde é realizada a conexão.

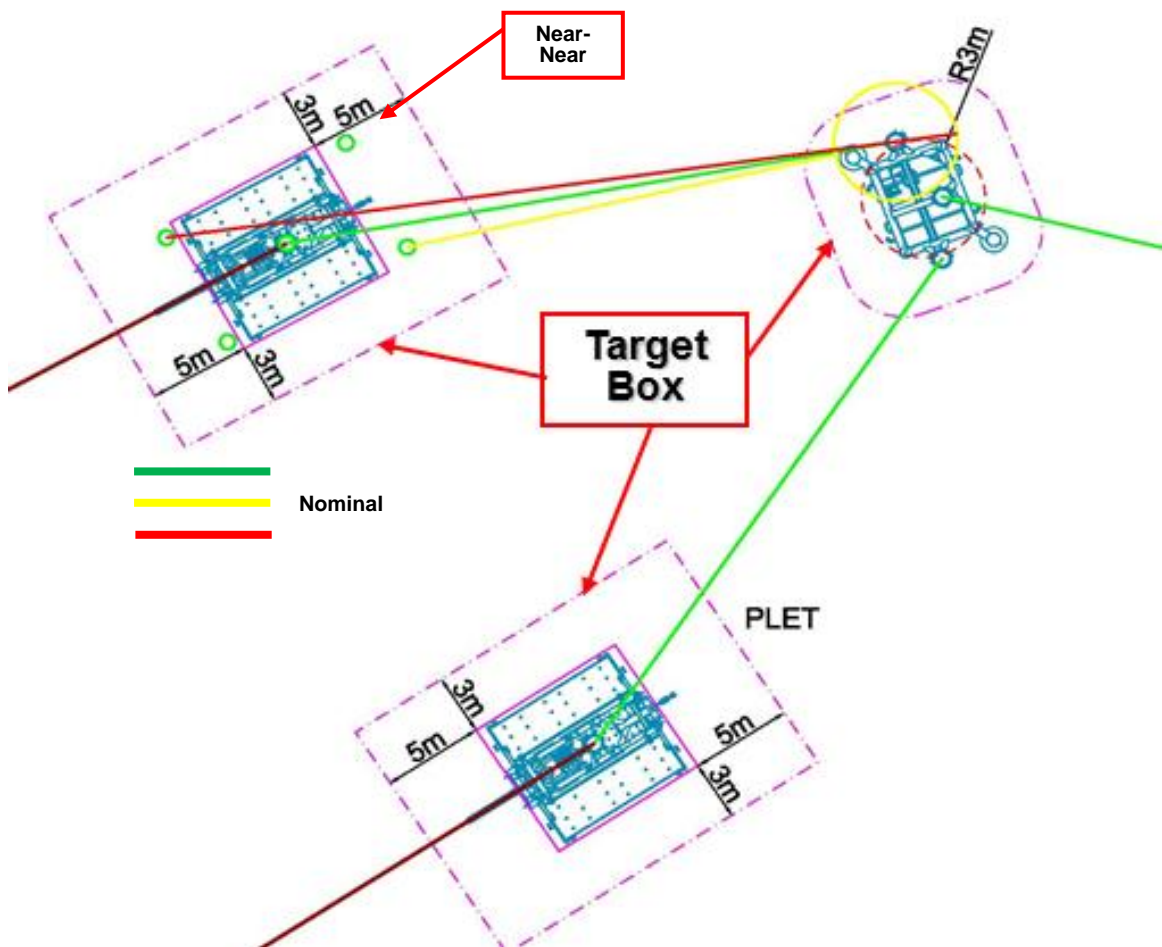


Figura 3-2 – “Layout” submarino e configurações.

Na Figura 3-3 está apresentado o *layout* submarino com as *target boxes* desenhadas, com as configurações apontadas e com a expansão térmica da linha assinalada. Podem-se notar facilmente as três diferentes configurações: *Near-Near*, *Nominal* e *Far-Far*.

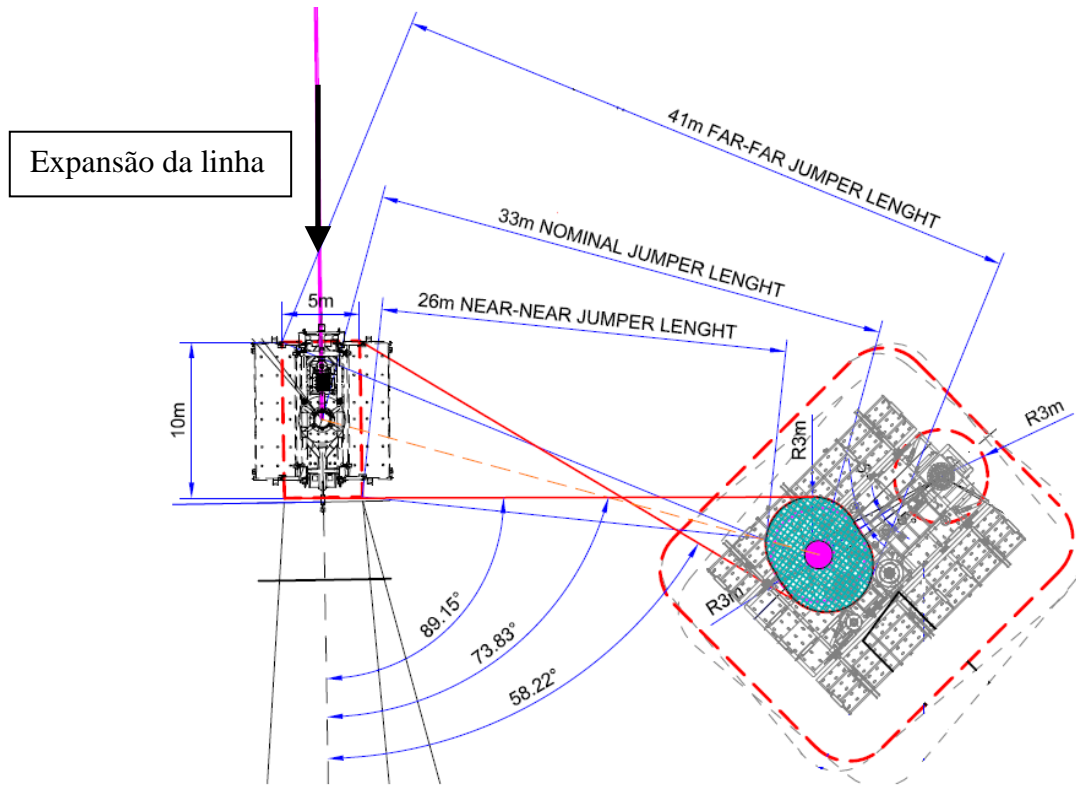


Figura 3-3 – Layout submarino com as configurações apontadas.

Normalmente, a *target box* do PLET é retangular e da ordem de 10m por 5m. Isso se explica devido ao método de instalação da estrutura, que é lançada (instalada) junto com os dutos, ou seja, este tipo de estrutura já vem acoplada aos dutos durante o lançamento, logo, as incertezas ficam na direção longitudinal da linha e na direção transversal.

No caso do PLEM as tolerâncias são circulares entre 3m e 5m de raio com a tolerância angular de 5°. Isso se deve ao método de instalação que é através do guincho, fazendo com que o PLEM tenha o movimento pendular durante a instalação até atingir o leito marinho.

Outro aspecto importante sobre as configurações é que cada uma delas tem um ângulo diferente com a linha, aproamento ou *heading*, ocasionando uma decomposição vetorial diferente da expansão térmica, que está na direção da linha.

3.3. Tolerâncias de Fabricação (Metrologia)

Por se tratar de uma peça rígida, a fabricação dos *jumpers* é feita sob medida, baseando-se em um levantamento de precisão da relação espacial entre as conexões (*hubs* ou flanges), a chamada metrologia.

Logo, entende-se como metrologia submarina o processo de aquisição de medições dimensionais e identificáveis (distância horizontal e vertical relativa entre as conexões submarinas, sua posição relativa e profundidade) para a concepção das estruturas submarinas, principalmente tubulações de interconexão, como o *jumper*.

A metrologia submarina é feita após a instalação das estruturas que serão conectadas pelo *jumper*. Logo, o *jumper* será fabricado para aquele comprimento específico, que se compreende dentro do intervalo *Near-Near* e *Far-Far* já apresentado no item 3.2. Esta metrologia contém erros e estes deverão ser levados em consideração na análise assim como as tolerâncias de fabricação. As tolerâncias de metrologia e fabricação são consideradas nas análises computacionais, como deslocamentos impostos nas direções onde pode ocorrer o erro de medição e/ou fabricação. Na Tabela 3-1, estão apresentadas as tolerâncias de metrologia e de fabricação. Estas serão aplicadas no estudo de caso como deslocamentos impostos combinados com outros carregamentos.

Tabela 3-1 – Tolerâncias de Metrologia e Fabricação.

Item	Tolerância Metrologia (Hub - Hub)	Tolerância Fabricação (Hub - Hub)	Total ⁽¹⁾ (Hub - Hub)	Total (por Hub)
Angular	± 1°	± 1°	± 2°	± 1°
Linear (vertical e horizontal)	± 100mm	± 25mm	± 125mm	± 62.5mm

(1) As tolerâncias deverão ser divididas para cada conector, logo o valor a ser utilizado deverá ser o Total por HUB.

Pela necessidade da utilização de equipamentos, técnicas específicas, pela importância e por exigir grande precisão, o processo de metrologia demanda tempo e conseqüente aumento de custos, além de ser um caminho crítico no processo de instalação, exemplo apresentado na Figura 3-4.

Em função disso, a busca pelo aperfeiçoamento dos processos, visando otimizar tempo sem perder precisão no levantamento é constante e necessária.



Figura 3-4 – Esquema ilustrativo de uma metrologia submarina (Cortesia SAIPEM).

Existem várias técnicas e equipamentos aplicados atualmente nestes levantamentos e também as possibilidades de aplicação de novos equipamentos e técnicas em desenvolvimento. Os itens a seguir têm por função apresentar alguns dos tipos mais comuns utilizados no processo de metrologia submarina para os *jumpers*.

3.3.1. Metrologia com Sistema *Taut Wire*

A metrologia com sistema *taut wire* consiste em ligar um cabo às conexões, *hubs* ou flanges, para medir a distância e ângulo vertical através da *Jig Plate*. O sistema pode ser manual, operado por mergulhador ou semi-automático digital, operado por mergulhador ou ROV. A Figura 3-5 e a Figura 3-6 apresentam o sistema *taut wire* e a *Jig Plate*.

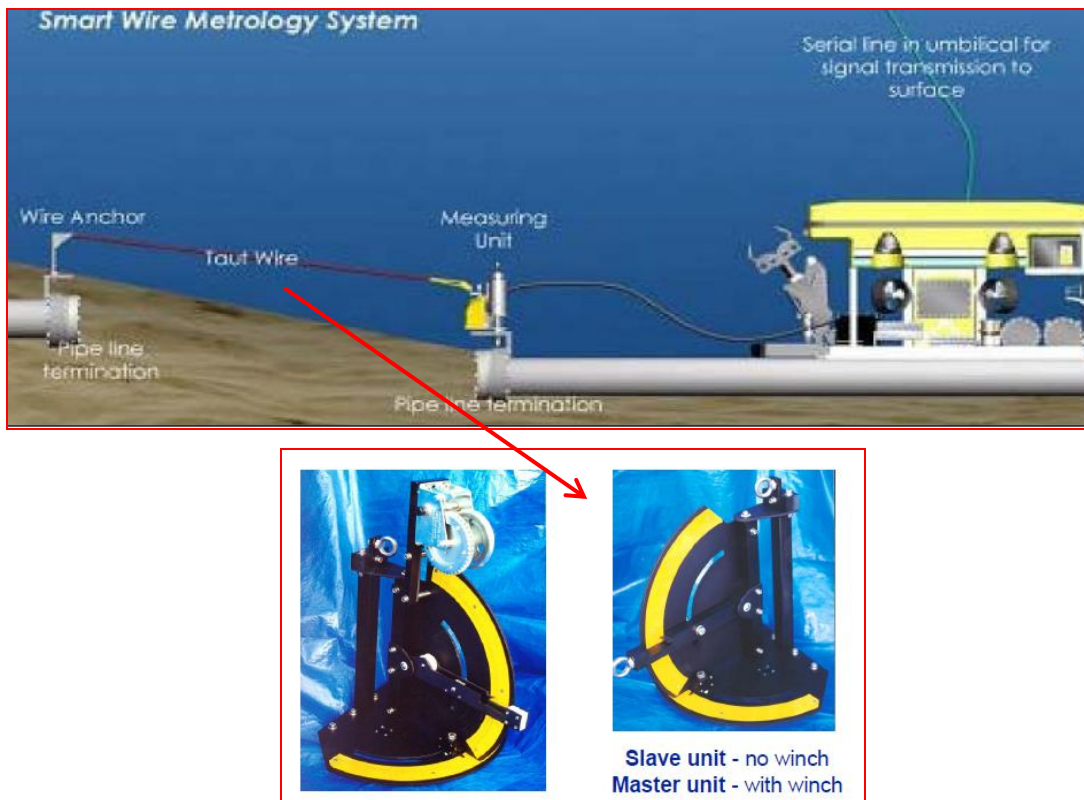


Figura 3-5 – Sistema *taut wire* de metrologia – *Jig Plate* (Cortesia Saipem).

A precisão de medida linear esperada é da ordem de 100mm. No entanto, resultados práticos de trabalhos recentes têm apresentado diferenças maiores.

Normalmente, este tipo de medição é auxiliado pelo sistema acústico, conferindo uma precisão maior; isto será explicado no próximo item.



Figura 3-6 – Registro da distância (em pés) e ângulo vertical (Equipamento PMT da Oceanneering).

Hoje em dia, os equipamentos estão em constante evolução, sendo possível encontrar equipamentos com maior precisão, como no caso do *Smart-Wire*, que usa a codificação digital do comprimento do fio e medição angular. Na Figura 3-7, está apresentada a nova ferramenta.



Figura 3-7 – *Smart Wire* (Cortesia SAIPEM).

O sistema de metrologia *taut wire* possui algumas vantagens, como ser um sistema robusto e facilmente manobrado, podendo até ser utilizado por mergulhadores para uma metrologia de uma parte de um *spool* horizontal em águas não tão profundas. Também possui desvantagens como, a falta de redundância, sendo este um problema ao se tratar os dados, pois, perde-se confiabilidade no tratamento destes na parte estatística.

3.3.2. Metrologia Utilizando Sistema Hidroacústico

É a metodologia mais utilizada pela maioria das companhias. Utiliza uma combinação de *transponders* de alta precisão equipados com sensores de pressão de alta resolução e inclinômetros, além de bússolas giroscópicas de fibra óptica (FOG) ou *ring laser* que medem basicamente o tempo de propagação da onda acústica (Figura 3-8 e Figura 3-9).

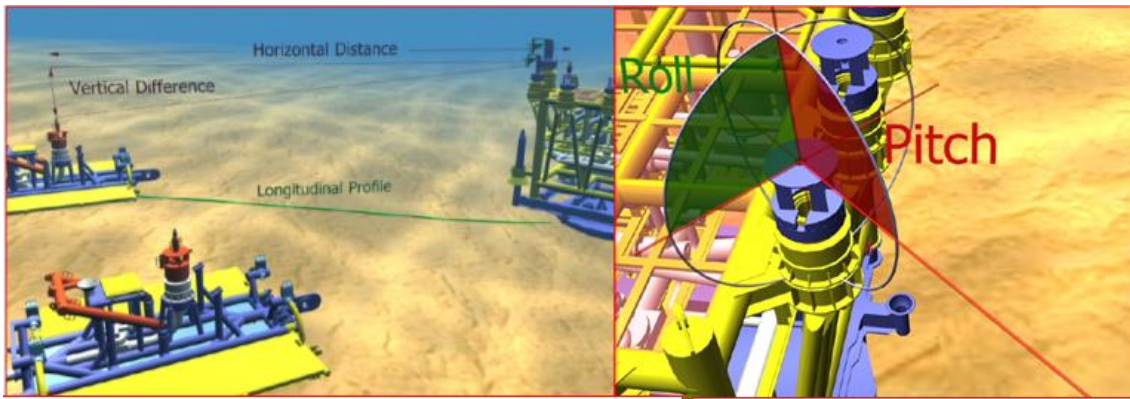


Figura 3-8 – Sistema hidroacústico (Cortesia SAIPEM).

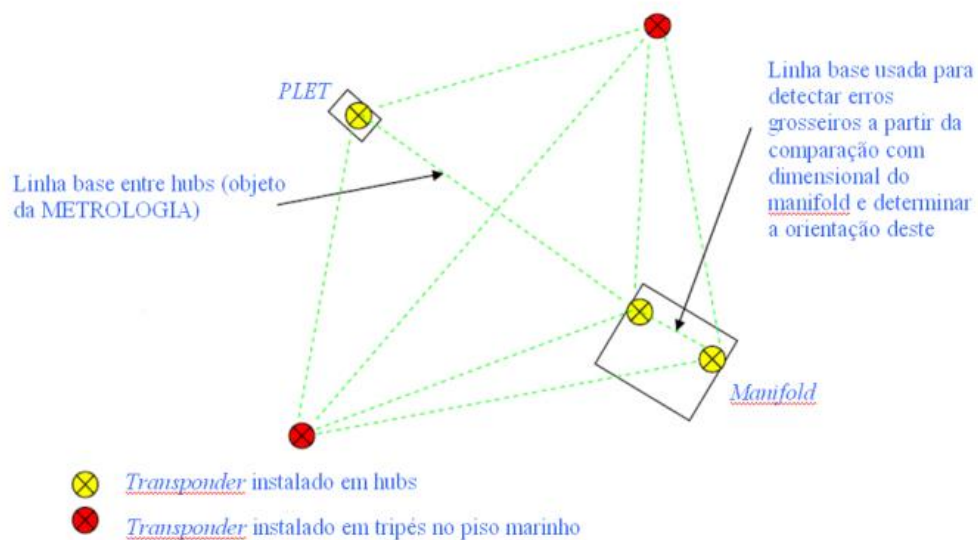


Figura 3-9 – Esquema de uma combinação de *Transponders* (Cortesia SAIPEM).

A acurácia das medidas lineares esperada é da ordem de 50mm. No entanto cuidados especiais devem ser tomados com relação à instalação dos *transponders* (Figura 3-10), pois, erros de ajuste podem comprometer a metrologia.

O processo de metrologia é dividido em quatro etapas:

- Ajuste e calibração do conjunto de medidores acústicos;
- Aquisição da distância entre conexões;
- Observação da profundidade relativa (utilização dos sensores de pressão);
- *Transponder Range* e observação com o inclinômetro (ângulos de *Pitch* e *Roll*).

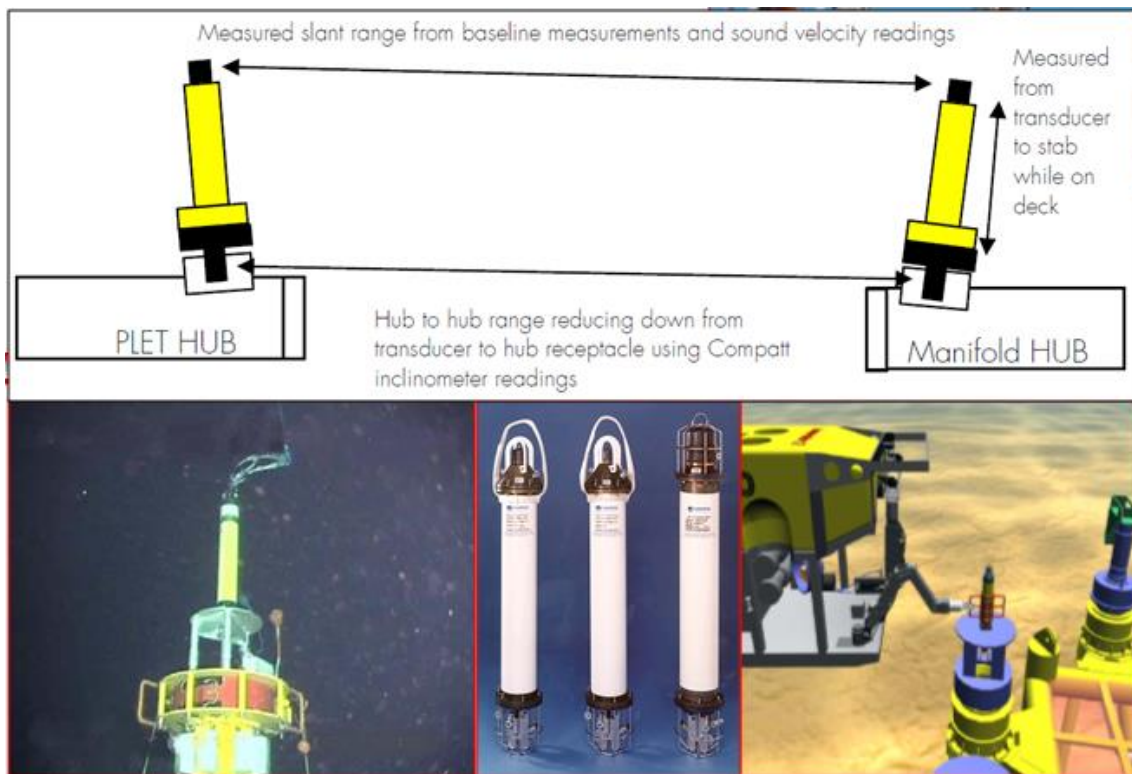


Figura 3-10 – *Transponders* (Cortesia SAIPEM).

A vantagem desse tipo de sistema é a redundância de observações e a análise estatística. Em contrapartida, as desvantagens são o tempo necessário, o preço dos equipamentos e o fato de que os suportes e as interfaces do *transponder* serem projetados e fabricados.

3.3.3. Metrologia Utilizando Sensores Inerciais

A integração de sensores inerciais com equipamentos de hidroacústica (Figura 3-11 e Figura 3-12) agrega redundância nas medidas com maior agilidade em comparação às demais metodologias disponíveis. Pode-se usar uma combinação da posição de referência, acelerômetro, sensores de precisão e profundidade de registro de velocidade Doppler para a aquisição de dados de metrologia.

Trabalhos apresentados indicam que as diferenças das medidas acústicas são da ordem de 30mm, para distâncias de 30m.

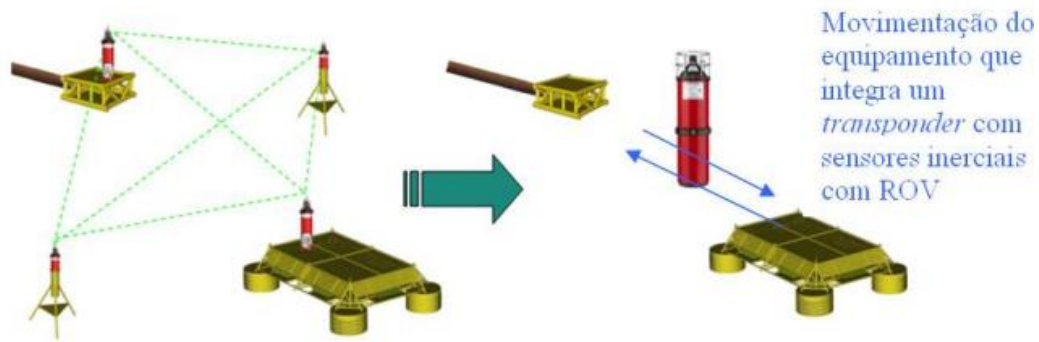


Figura 3-11 – Ilustração da metrologia com sensores inerciais (Cortesia SAIPEM).

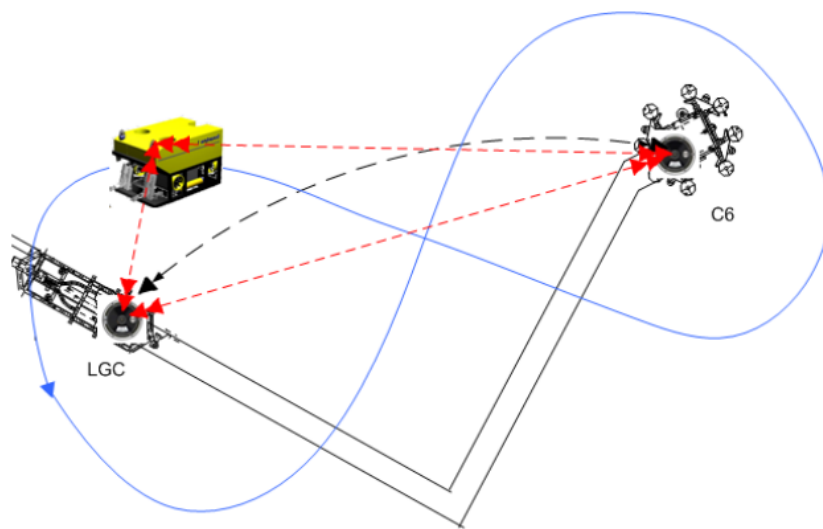


Figura 3-12 – Uso de sensor inercial acoplado ao ROV e sistema hidroacústico (Cortesia SAIPEM).

Esse sistema, em teoria, é muito mais rápido do que os métodos convencionais não deixando de ser feita a análise estatística para minimizar erros. Porém, por ser uma tecnologia muito recente requer testes adicionais antes que possa ser utilizada sem um apoio acústico.

3.3.4. Laser Scanner Submarino

Esta metodologia (Figura 3-13) encontra-se ainda em desenvolvimento. Ensaios apresentados pela empresa CDL indicam acurácia de 10mm para uma distância de 50 m.



Figura 3-13 – Teste da empresa CDL com protótipo de laser scanner submarino (Cortesia SAIPEM).

3.3.5. Fotogrametria Submarina

Essa técnica de metrologia submarina utiliza uma série de fotografias obtidas na rota de instalação da peça que se deseja fabricar. A partir do uso de *softwares* específicos e de fotos com suficiente superposição é montado um modelo tridimensional do espaço compreendido entre as conexões a serem interligadas, como por exemplo, os *hubs* ou flanges. A obtenção das fotos se dá a partir de um ROV equipado com câmeras especiais (Figura 3-14).

Pontos críticos do processo são: a necessidade de instalação no piso marinho de barras escaladas para orientar a obtenção das fotos, visibilidade e existência de obstáculos no piso marinho, além de ser muito dependente de pós-processamento.

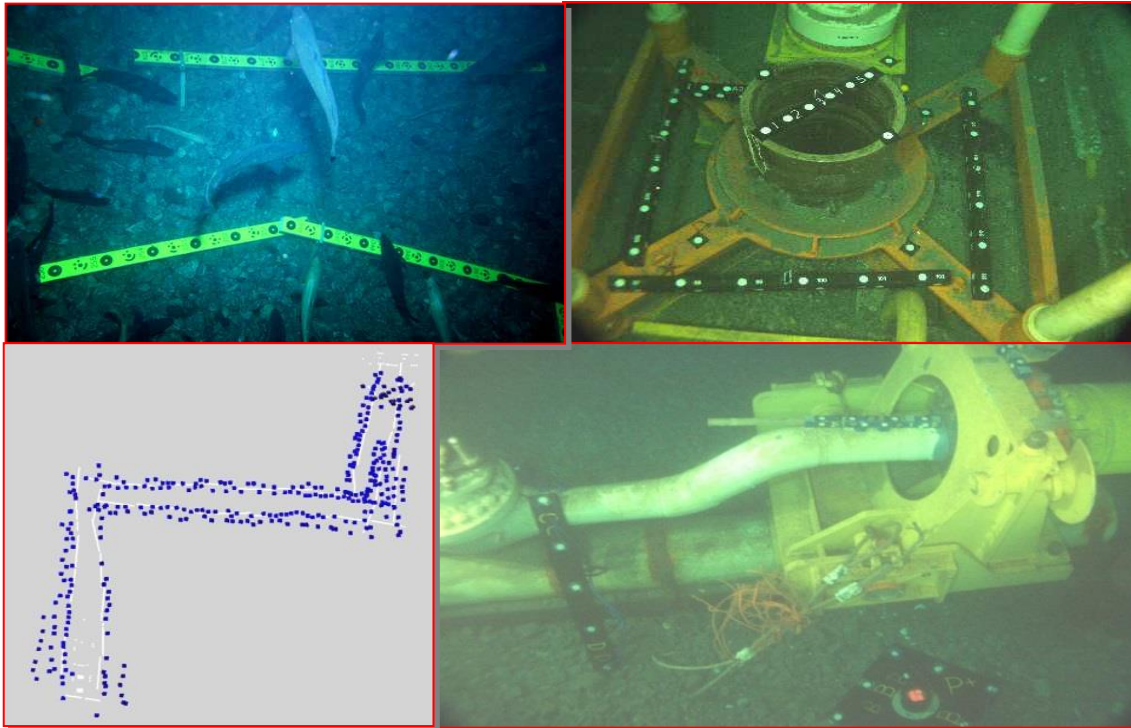


Figura 3-14 – Processo de obtenção das fotos (Cortesia SAIPEM).

Alguns sistemas propostos possuem precisão da ordem de 10mm para a distância mais comumente utilizada.

Normalmente, este método é utilizado quando não existem *as-built* (documento que retrata a geometria e disposição do equipamento após a instalação) ou um controle dimensional disponível. O método é demorado, o equipamento é caro e precisa de pessoal dedicado. Sensores de pressão de alta precisão são necessários para obter o nível e usualmente são adotados em conjunto com o sistema acústico.

3.4. Carregamentos Ambientais

Os *jumpers* estão sujeitos a diversos tipos de carregamentos ambientais que são responsáveis por imprimir esforços adicionais podendo causar danos se a estimativa e aplicação destes efeitos não for feita de forma correta. Entre os carregamentos ambientais a que estão expostos, certamente as ações resultantes do deslocamento de massas d'água, provenientes de ondas e correntes, são as mais significativas na concepção do projeto. Isso pode ser evidenciado nas recomendações da norma DNV, *Rules for Offshore Installations*:

Todos os fenômenos ambientais relevantes que podem influenciar no projeto devem ser considerados. Desse modo, como fenômenos devemos incluir:

- ventos; ondas; correntes; neve; temperatura, marés; incrustações de organismos marinhos; terremotos.”

A natureza dos carregamentos é aleatória, porém, para a análise podemos estimar carregamentos de projeto de acordo com a região onde a estrutura será colocada.

Os carregamentos ambientais possuem dois tipos diferentes de ação sobre a estrutura, a primeira é a ação estática e a segunda a ação dinâmica. Os carregamentos estáticos (forças), podem levar a ruptura do material devido ao elevado nível de esforços e tensões. Se for avaliada a parte dinâmica desses pode-se encontrar problemas relacionados a ciclos de tensões e fadiga.

As forças atuantes em dutos submarinos (entenda-se *jumpers*), admitidos em repouso sobre o leito marinho, são basicamente aquelas causadas por peso próprio, empuxo, pressão hidrostática (todas estáticas) e aquelas relativas à incidência do fluxo de água sobre o duto submerso, chamadas habitualmente de hidrodinâmicas (Figura 3-15).

No estudo de caso que será apresentado neste trabalho, por se tratar de águas ultraprofundas, o *jumper* só estará submetido aos efeitos de corrente e não de onda. Os efeitos das ondas, normalmente, são levados em consideração apenas até 300 metros de profundidade, o que não é o caso deste trabalho onde a profundidade é da ordem de 2000 metros.

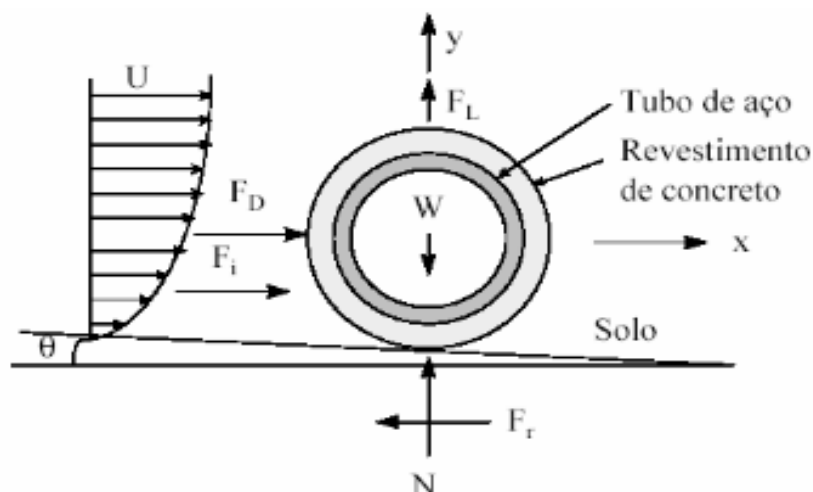


Figura 3-15 – Forças atuantes em dutos submarinos.

W: peso submerso do duto e peso de seu fluido interno.

F_D : força de arrasto

F_I : força de inércia

F_L : força de sustentação

F_R : força de atrito entre solo e o duto.

As forças hidrodinâmicas exercidas pela corrente e pelas ondas sobre a linha rígida, além dos movimentos dinâmicos do duto, são calculadas utilizando a equação de Morison, que é expressa através da soma do termo dependente da velocidade orbital da partícula d'água (força de arrasto - F_D) e dos termos dependentes da aceleração (força inercial - F_I e massa adicional - F_A), conforme a equação abaixo:

$$F_{HIDRO} = \frac{1}{2} \cdot \rho_w \cdot D \cdot C_D \cdot |\dot{u} - \dot{x}| \cdot (\dot{u} - \dot{x}) + \rho_w \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot C_m \cdot \ddot{u} - \rho_w \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot C_a \cdot \ddot{x} \quad \text{Eq. (3.1)}$$

sendo:

$$F_D = \frac{1}{2} \cdot \rho_w \cdot D \cdot C_D \cdot |\dot{u} - \dot{x}| \cdot (\dot{u} - \dot{x}) \quad \text{Eq. (3.2)}$$

$$F_I = \rho_w \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot C_m \cdot \ddot{u} \quad \text{Eq. (3.3)}$$

Além das parcelas de força horizontal apresentadas anteriormente, uma expressão semelhante à parcela de arrasto pode ser estabelecida para determinar a força vertical de sustentação (F_L), transversal à direção do fluxo:

$$F_L = \frac{1}{2} \cdot \rho_{sw} \cdot D \cdot C_L \cdot (\dot{u} - \dot{x})^2 \quad \text{Eq. (3.4)}$$

onde:

F_{HIDRO} : força hidrodinâmica por unidade de comprimento, agindo sobre o duto;

ρ_w : massa específica da água;

D: diâmetro externo do duto;

C_D : coeficiente de arrasto;

C_m : coeficiente de inércia;

C_a : coeficiente de massa adicional;

C_L : coeficiente de *lift*;

\dot{u} : velocidade da partícula de água, perpendicular ao eixo long. do duto;

\dot{x} : velocidade do duto;

\ddot{u} : aceleração da partícula d'água;

\ddot{x} : aceleração do duto.

A formulação de Morison é considerada semi-empírica, já que as parcelas de arrasto e inércia do fluido são afetadas por coeficientes adimensionais C_D , C_m e C_a , que podem ser calibrados a partir da observação de resultados experimentais ou através de ensaios numéricos. Por exemplo, na análise de linhas de ancoragem e para os *risers* usualmente empregam-se valores de C_D variando entre 0,7 e 1,2, e valores de C_m em torno de 2,0. Para dutos assentes no solo, os valores de C_L e C_m tornam-se 0,9 e 3,29, respectivamente.

O terceiro termo, afetado pelo coeficiente C_a é proporcional às acelerações do corpo e é denominado de “massa adicional”.

A força hidrodinâmica F_{HIDRO} agindo sobre o duto é baseada nos componentes de velocidade e aceleração do fluido que são ortogonais ao eixo longitudinal do duto. As componentes paralelas ao eixo axial do duto costumam desconsideradas.

O primeiro termo da equação de Morison é a força de arrasto hidrodinâmica agindo sobre o duto. Esta força é proporcional ao quadrado da velocidade relativa entre o duto e o fluxo de fluido ao redor deste. O segundo termo da equação é a força inercial exercida sobre o duto pela aceleração do fluido em torno do mesmo. Esta força é proporcional à aceleração da partícula de fluido, expressa em termos do sistema global de coordenadas. O terceiro termo é a força inercial, resultante a partir do aumento efetivo na massa do duto, devido à presença do fluido em torno deste. Esta força é proporcional à aceleração do duto no sistema de coordenadas global.

As forças hidrodinâmicas às quais o duto submarino pode estar sujeito são uma combinação de efeitos de corrente estacionária, oscilação de corrente e forças induzidas pelas ondas. Para realizar a análise de estabilidade de dutos, as principais ações ambientais que devem ser consideradas são ondas e correntes, porém neste trabalho as forças oriundas do carregamento de onda serão desconsideradas devido à profundidade superior a 300m, onde não existe efeito de onda.

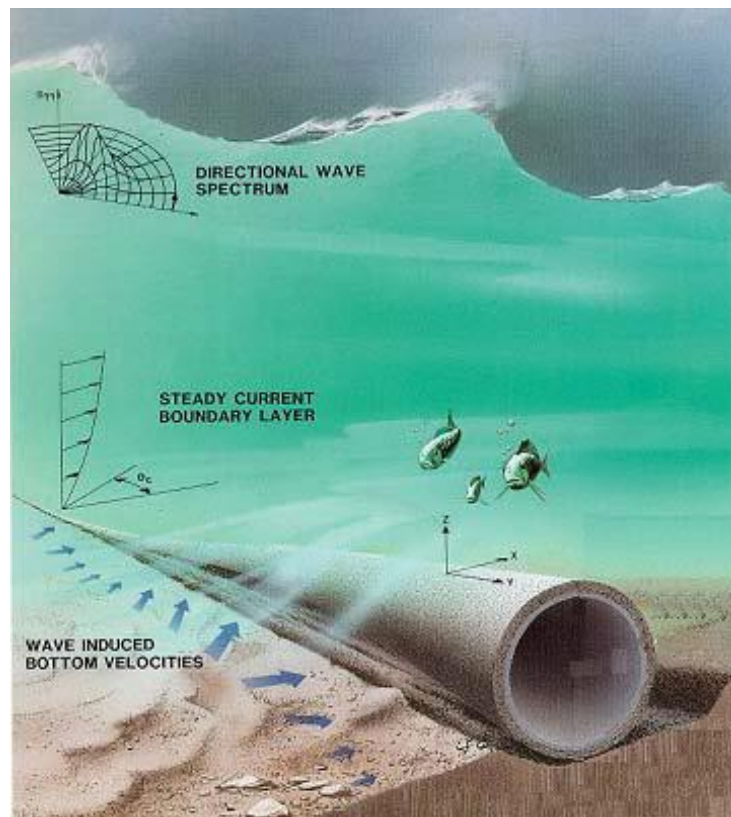


Figura 3-16 – Cargas ambientais atuantes em um duto submarino.

3.4.1. Correntes Oceânicas

Diferentes tipos de correntes marinhas podem gerar um fluxo constante de água que se desloca no nível do duto. A corrente pode ser induzida por ventos, marés, tempestades, e diferenças de pressão, Figura 3-17.

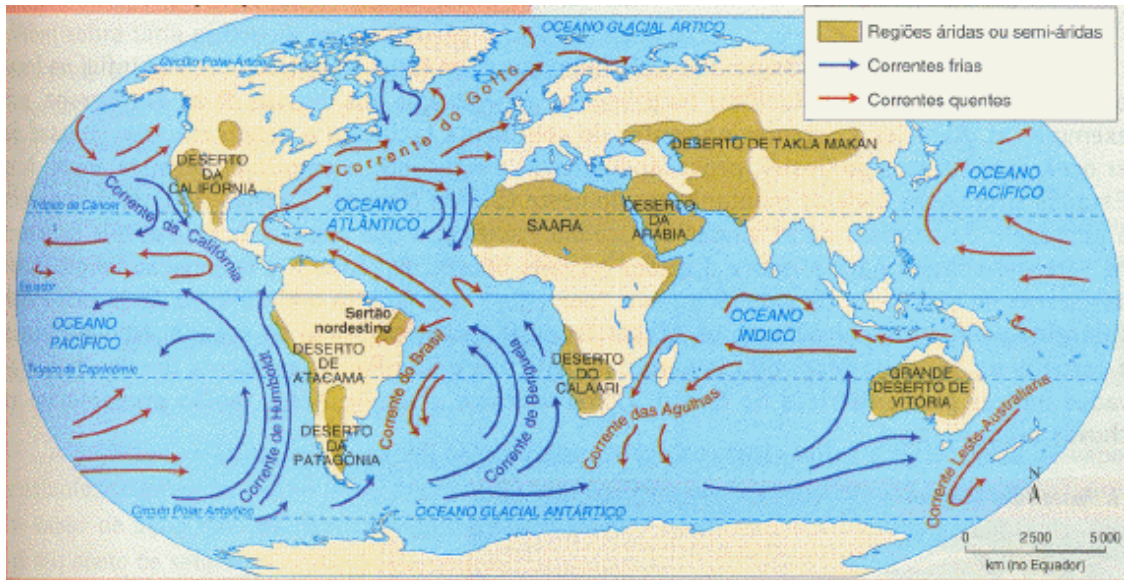


Figura 3-17 – Correntes oceânicas mundiais (VOLPINI, 2011).

Como resultado desses efeitos, normalmente tem-se um perfil de velocidades que varia com a profundidade, em geral reduzindo-se à medida que se aproxima do leito marinho, como pode ser visto na Figura 3-18.

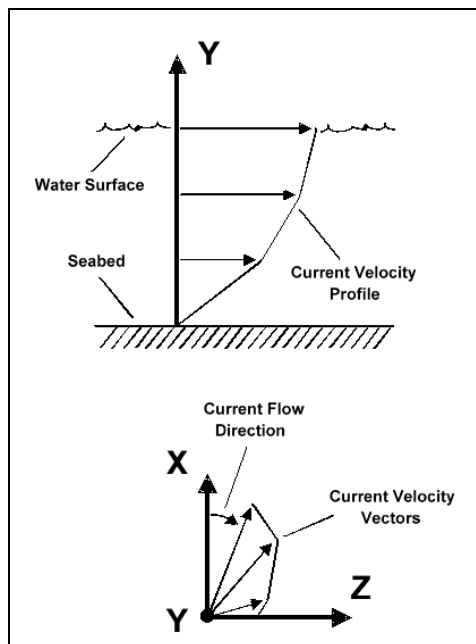


Figura 3-18 – Perfil de velocidade de corrente típica (VOLPINI, 2011).

De acordo com a norma DNV-RP-F109, a velocidade de corrente pode ser reduzida para levar em conta os efeitos de parede devido à presença do solo, mais precisamente os efeitos de camada limite, bem como a direcionalidade da corrente, através da seguinte expressão:

$$V(z) = V(z_r) \cdot \frac{\ln(z+z_0) - \ln(z_0)}{\ln(z_r+z_0) - \ln(z_0)} \cdot \text{sen} \theta_c \quad \text{Eq. (3.5)}$$

Sendo:

V: velocidade da corrente;

Z: elevação acima do leito marinho do duto;

Z_r: altura de referência da velocidade de corrente;

θ_c: ângulo entre a direção da corrente e o eixo do duto;

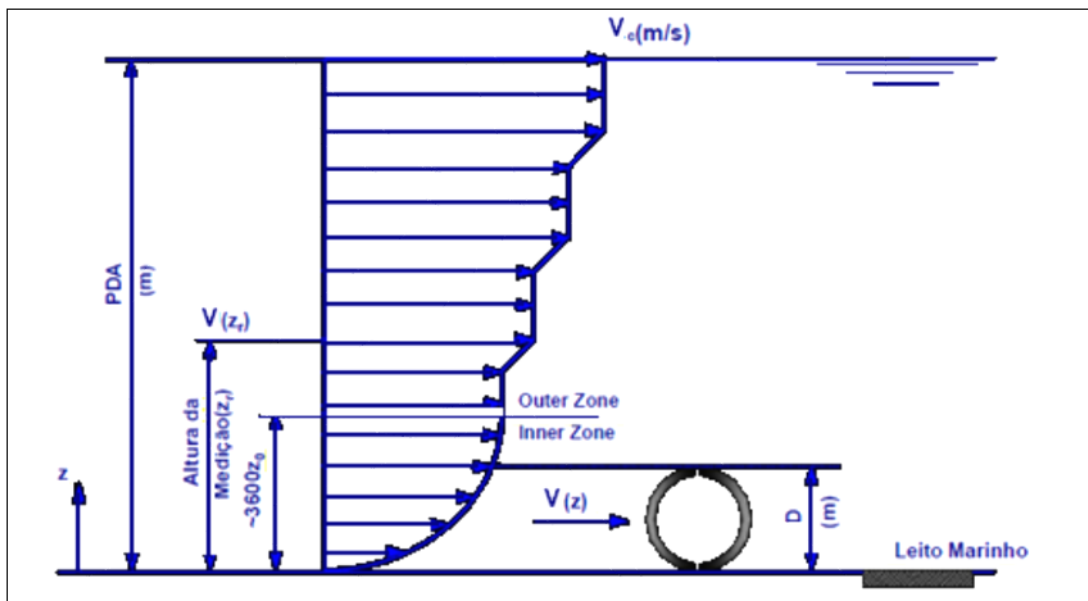


Figura 3-19 – Esquema de aplicação da corrente no duto (VOLPINI, 2011).

A componente normal da velocidade da corrente V_c atuando em uma tubulação com diâmetro D pode ser calculada pela seguinte fórmula:

$$V_c = V_c(z_r) \cdot \left[\frac{\left(1 + \frac{z_0}{D}\right) \ln\left(\frac{D}{z_0} + 1\right) - 1}{\ln\left(\frac{z_r}{z_0} + 1\right)} \right] \cdot \text{sen}\theta_c \quad \text{Eq. (3.6)}$$

Onde:

V_c : componente normal da velocidade da corrente;

Z_r : altura de referência da velocidade de corrente;

θ_c : ângulo entre a direção da corrente e do eixo do duto;

D : diâmetro do duto;

Na Tabela 3-2, podem ser encontrados valores para a rugosidade do solo z_0 , em função do tipo do solo e do diâmetro médio do grão d_{50} .

Tabela 3-2 – Rugosidade do solo do leito marinho.

Tipo do Solo	Diâmetro Médio do Grão, d_{50} (mm)	Rugosidade, z_0 (m)
Silte e Argila	0.0625	$\approx 5 \cdot 10^{-6}$
Areia fina	0.25	$\approx 1 \cdot 10^{-5}$
Areia média	0.5	$\approx 4 \cdot 10^{-5}$
Areia grossa	1.0	$\approx 1 \cdot 10^{-4}$
Cascalho	4.0	$\approx 3 \cdot 10^{-4}$
Seixo	25	$\approx 2 \cdot 10^{-3}$
Bloco	125	$\approx 1 \cdot 10^{-2}$
Pedregulho	500	$\approx 4 \cdot 10^{-2}$

3.4.2. Ondas

Condições de Ondas de Curta Duração:

A onda induzida por fluxo oscilatório ao nível do duto em vão livre pode ser calculada pelo processo numérico ou pela teoria de onda analítica. A teoria de onda será capaz de descrever as condições no local do duto, incluindo efeitos devidos a águas rasas, se aplicável. Para casos mais práticos, a teoria de onda linear pode ser aplicada.

Os estados de mar de curto prazo, estacionários e irregulares podem ser descritos por um espectro de onda, por uma função de densidade espectral da superfície do mar.

Serão consideradas ondas irregulares, representadas por um espectro de ondas, o qual foi aqui especificado como o espectro *JONSWAP* (*Joint North Sea Wave Observation Project*).

O espectro de *JONSWAP* é apropriado para a situação e sua função de densidade espectral é expressa por:

$$S_{\eta\eta}(\omega) = \alpha \cdot g^2 \cdot \omega^{-5} \cdot \exp\left(-\frac{5}{4}\left(\frac{\omega}{\omega_p}\right)^{-4}\right) \cdot \gamma^{\exp\left(-0,5\left(\frac{\omega-\omega_p}{\sigma \cdot \omega_p}\right)^2\right)} \quad \text{Eq. (3.7)}$$

Onde:

$$\omega = \frac{2\pi}{T} \quad \text{Eq. (3.8)}$$

ω : frequência angular da onda;

T : período;

$$\omega_p = \frac{2\pi}{T_p} \quad \text{Eq. (3.9)}$$

ω_p : frequência angular espectral de pico;

T_p : período de pico;

A constante de linearização de PHILLIPS é expressa por:

$$\alpha = \frac{5}{16} \cdot \frac{H_s^2 \cdot \omega_p^4}{g^2} (1 - 0,287 \ln \gamma) \quad \text{Eq. (3.10)}$$

g : aceleração da gravidade (9,806 m/s²);

H_s : altura significativa de onda;

O parâmetro espectral σ é expresso por:

$$\sigma = \begin{cases} 0,07 & \text{para } \omega \leq \omega_p \\ 0,09 & \text{para } \omega > \omega_p \end{cases} \quad \text{Eq. (3.11)}$$

O fator de pico γ é expresso por:

$$\gamma = \begin{cases} 5,0, & \varphi \leq 3,6 \\ \exp(5,75 - 1,15\varphi), & 3,6 < \varphi < 5,0 \\ 1,0, & \varphi \geq 5,0 \end{cases} \quad \text{Eq. (3.12)}$$

$$\varphi = \frac{T_p}{\sqrt{H_s}} \quad \text{Eq. (3.13)}$$

Um caso particular da equação do espectro de *JONSWAP* é aquele correspondente à adoção do valor de γ igual a 1,0, que o transforma no espectro de *Pierson-Moskowitz*.

Ambos os espectros supracitados contemplam condições de mar e de vento severos, que costumam ser utilizadas para representar as ondulações da Baía de Campos, região onde a estrutura deste trabalho será avaliada.

O espectro de velocidade induzido pela onda ao nível do duto $S_{uu}(\omega)$, pode ser obtido por uma transformação espectral das ondas a nível de mar utilizando-se a teoria das ondas.

$$S_{uu}(\omega) = G^2(\omega) \cdot S_{\eta\eta}(\omega) \quad \text{Eq. (3.14)}$$

Sendo $G^2(\omega)$ a função de transferência da frequência ao nível da superfície do mar dada por:

$$G(\omega) = \frac{\omega}{\text{senh}(k.d)} \quad \text{Eq. (3.15)}$$

Onde d é a lâmina d'água e k é o número de ondas estabelecido por cada iteração da equação transcendental, conforme a equação:

$$kd = \frac{\omega^2.d}{g.\text{senh}(k.d)} \quad \text{Eq. (3.16)}$$

Sendo a iteração adotada como um ciclo de onda igual a 2π dividido por 80 passos ($\Delta\omega$), conforme mostrado na Figura 3-20.



Figura 3-20 – Modelo de iteração k_h de equação transcendental.

Os parâmetros de derivação aparecem nas seguintes equações espectrais:

O momento espectral de ordem n é definido como:

$$M_n = \int_0^\infty \omega^n . s_{UV}(\omega) . d\omega \quad \text{Eq. (3.17)}$$

A velocidade de fluxo significativo ao nível do duto expressa por:

$$U_i = 2\sqrt{M_0} \quad \text{Eq. (3.18)}$$

O período de cruzamento zero do fluxo oscilatório ao nível do duto é expresso por:

$$T_u = 2\pi \sqrt{\frac{M_0}{M_2}} \quad \text{Eq. (3.19)}$$

A razão entre a velocidade oscilatória de uma única onda de projeto e a velocidade oscilatória de um espectro de onda de projeto é dada por:

$$\frac{u^*}{u_s} = \frac{1}{2} \cdot \left(\sqrt{2 \cdot \ln \tau} + \frac{0,5772}{\sqrt{2 \cdot \ln \tau}} \right) \quad \text{Eq. (3.20)}$$

A razão entre o período de velocidade oscilatória e o período de cruzamento zero é:

$$\frac{T^*}{T_u} = \begin{cases} k_t - 5 \cdot (k_t - 1) \cdot \frac{T_n}{T_u} & \text{para } \frac{T_n}{T_u} \leq 0,2 \\ 1 & \text{para } \frac{T_n}{T_u} > 0,2 \end{cases} \quad \text{Eq. (3.21)}$$

$$k_t = \begin{cases} 1,25 & \text{para } \gamma = 1,0 \\ 1,21 & \text{para } \gamma = 3,3 \\ 1,17 & \text{para } \gamma = 5,0 \end{cases} \quad \text{Eq. (3.22)}$$

Os efeitos da direcionalidade e do espriamento da onda são introduzidos na forma de um fator de redução de sua velocidade de fluxo.

$$U_w = R_D \cdot U_\theta \quad \text{Eq. (3.23)}$$

O fator de redução é dado por:

$$R_D = \sqrt{\int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} D_w(\theta) d\theta} \quad \text{Eq. (3.24)}$$

A função de energia de espriamento direcional da onda é:

$$D_w = \begin{cases} \frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{\Gamma(1+\frac{s}{2})}{\Gamma(0,5+\frac{s}{2})} \cdot \cos^s \theta \cdot \text{sen}^2(\theta_w - \theta), & \theta < \frac{\pi}{2} \\ 0, & \theta \geq \frac{\pi}{2} \end{cases} \quad \text{Eq. (3.25)}$$

onde:

Γ : função gama;

θ_w : ângulo entre a direção da onda e do duto;

s : parâmetro de espreadimento;

Normalmente, o valor de s está entre 2 e 8. Se não houver informação disponível, será adotado o valor mais conservador na faixa de 2 a 8. Valores no intervalo 6-8 geralmente são usados no mar do Norte.

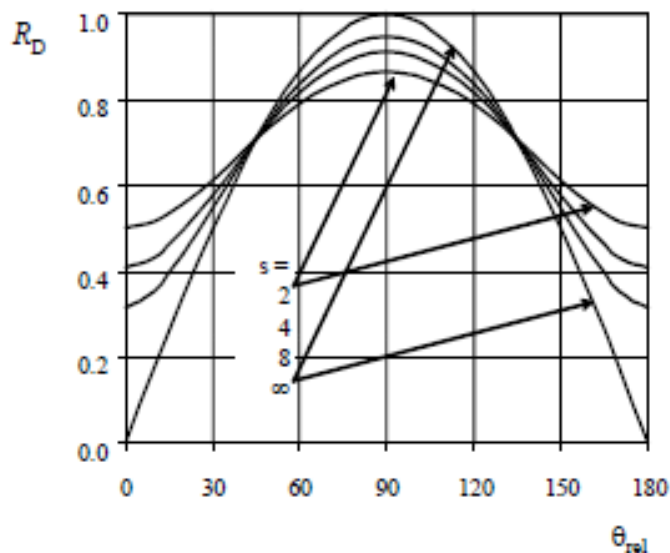


Figura 3-21 – Fator de redução devido ao espreadimento e direcionalidade da onda.

3.5. Expansão Térmica

A expansão térmica da linha é o principal carregamento a que o *jumper* estará submetido. Em resumo, o *jumper* funcionará no sistema como uma mola, conferindo flexibilidade e absorvendo os deslocamentos advindos dessa expansão. As linhas, por serem longos trechos de dutos, se expandem axialmente devido aos efeitos de temperatura e pressão, podendo gerar problemas no próprio duto, como deslocamentos laterais excessivos e flambagem lateral.

A expansão de um duto depende das variações de temperatura e pressão, bem como da força de resistência de atrito entre o solo e o duto. Ao longo dos ciclos de operação, o duto sofre expansão e quando retrai, não volta ao comprimento original, uma vez que o atrito não o permite devido à sua ação contrária ao movimento. Quando a força devida a dilatação se iguala à força devida ao atrito cria-se um ponto de ancoragem virtual. A metodologia de cálculo da expansão é baseada na relação tensão-deformação do duto. A expansão da linha é utilizada apenas na fase de operação do duto.

3.6. Afundamento

Imediatamente após ser instalado, o *jumper* exercerá uma força sobre as estruturas a que se conecta: PLET e PLEM. Esta força será apenas de peso próprio, porém, devido a esse acréscimo de carga, as estruturas sofrem pequenos deslocamentos devido ao recalque do solo. Não faz parte do escopo deste trabalho o cálculo do recalque ou verificação do solo e sim a utilização dos valores dos afundamentos como carregamentos na avaliação estrutural do *jumper*. Os afundamentos imediatos, após a instalação, deverão ser utilizados na fase temporária e os afundamentos após longo período, na fase de operação. Faz-se uma avaliação dos afundamentos por fase, pois estes se dão num intervalo, ou seja, existe um máximo e um mínimo. Logo, são combinados de maneira a se utilizar a maior diferença entre os afundamentos das estruturas.

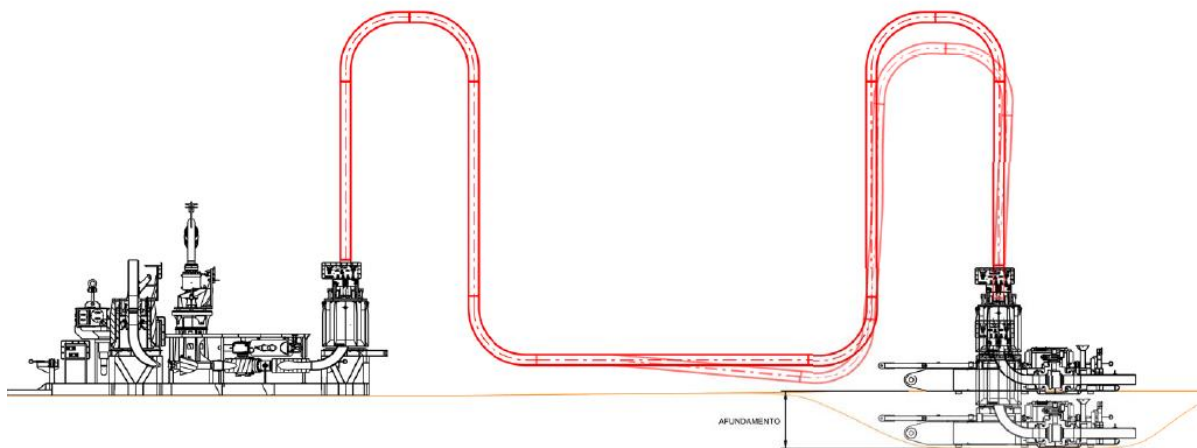


Figura 3-22 – Afundamento das Estruturas (Elaborado pelo autor).

CAPÍTULO 4

FORÇA AXIAL EFETIVA

4.1. Introdução

O conceito de força axial efetiva em dutos é de extrema importância para este estudo, uma vez que se faz necessário lançar mão deste para poder avaliar as tensões circunferenciais atuantes no *jumper*. A tensão circunferencial é definida como a força axial distribuída ao longo da circunferência do duto devida à ação do gradiente de pressão e será mais bem apresentada a frente no CAPÍTULO 6.

O conceito de força efetiva também é amplamente utilizado no âmbito do fenômeno da flambagem global de dutos submarinos. Segundo BANDEIRA, F. (2012), a flambagem vertical ou lateral, se deve, essencialmente, à força axial efetiva de compressão à qual a linha é submetida. À medida que a linha começa a operar, esta tende a expandir-se axialmente. Entretanto, em virtude do contato direto com o solo, a expansão do duto é combatida pela resistência axial do solo, que age em sentido contrário ao movimento, gerando forças axiais de compressão ao longo do duto.

Conforme HADDAD (2011), o aumento da força axial efetiva compressiva está diretamente ligado aos carregamentos de operação, a saber, cargas de pressão interna e temperatura do fluido, conforme será mostrado mais adiante. Todavia, dependendo da magnitude da pressão interna, a fase de teste hidrostático da linha pode gerar forças axiais efetivas de compressão bastante elevadas, mesmo desprezando a parcela da variação de temperatura (como exemplo, podem ser citados dutos de injeção de água).

Embora acidentes relacionados a este tipo de fenômeno não ocorram com frequência atualmente, o potencial para erros de projeto ainda é grande. O mau entendimento deste assunto gera um grande gasto de tempo, onerando o custo total do projeto.

PALMER e BALDRY (1974) podem ser citados como um exemplo de bibliografia onde este fenômeno é abordado. Trata-se de um exemplo clássico deste fenômeno, onde um tubo reto, inicialmente sem tensão, é restringido por blocos de ancoragem rígidos em cada extremidade e submetido à pressão interna. Quando este duto é submetido à pressão interna, uma tensão de tração é desenvolvida na direção circunferencial. Graças ao efeito de Poisson, a tendência natural do tubo é contrair-se. Uma vez que o encurtamento é impedido pelos blocos de ancoragem, a tensão de tração na direção longitudinal também se torna positiva. Apesar disso, o duto flambará quando a pressão alcançar um determinado nível crítico, como mostrado no experimento conduzido pelos autores e reproduzido através da Figura 4-1.

A explicação para esta contradição (tração na parede do tubo e posterior flambagem lateral do mesmo) é, com certeza, o fato de a força axial efetiva tornar-se negativa à medida que a pressão interna aumenta. A ação composta da pressão do fluido e da força axial na parede do tubo causará a flambagem lateral.

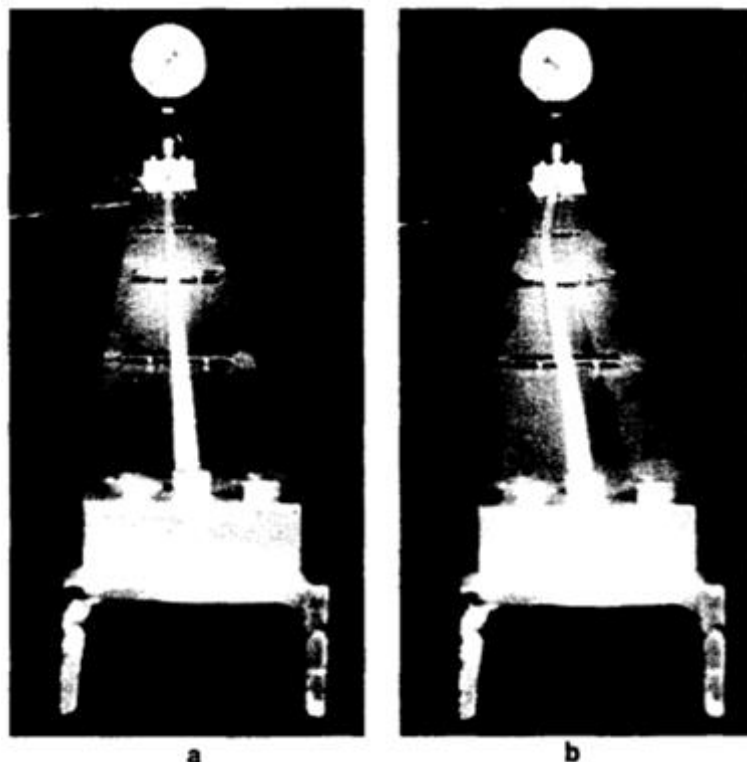


Figura 4-1 – Experimento de flambagem lateral (PALMER e BALDRY, 1974).

- (a) Tubo restringido inicialmente sem pressão interna;
- (b) Tubo com pressão interna maior do que à pressão causadora da flambagem.

Embora a força axial efetiva governe a resposta global do duto, quando são avaliados os efeitos locais na linha, tais como flambagem local e tensão na seção transversal do duto, a força axial na parede do duto passa a ser considerada, ainda que a força axial efetiva possa ser utilizada para simplificar alguns critérios de norma vigentes. Esta força axial na parede do duto é conhecida na literatura como força axial real (SPARKS, 2007).

4.2. Conceito da Força Axial Efetiva

O entendimento da influência das pressões interna e externa no comportamento do duto fica facilitado pelo conceito de força axial efetiva. A força axial efetiva é explicada, sucintamente, em diversos artigos, tais como em SPARKS(1984) e, mais recentemente, em FYRILEIV e COLLBERG (2005).

A força axial efetiva pode ser abordada, inicialmente, através do Princípio de Arquimedes (Figura 4-2), o qual é descrito a seguir:

“Quando um corpo está totalmente ou parcialmente imerso em um fluido, este estará submetido a uma força direcionada para cima igual ao peso de fluido deslocado.”

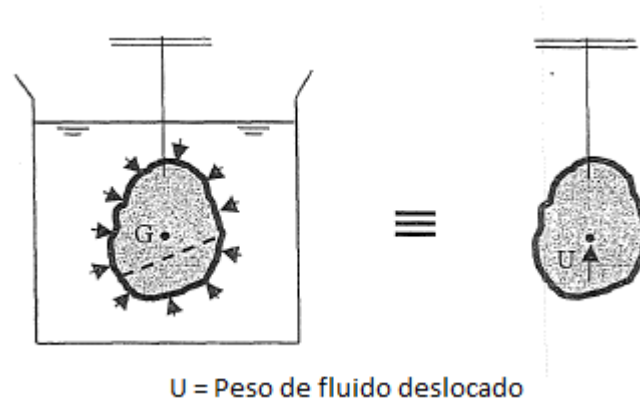


Figura 4-2 – Princípio de Arquimedes (SPARKS, 2007).

O Princípio de Arquimedes baseia-se em alguns pontos importantes, tais como:

- A lei pode somente ser aplicada a campos de pressão fechados. Nota-se que, para um corpo suspenso ou flutuante, o campo de pressão aparenta não estar fechado. Todavia, uma vez que a pressão na superfície é nula (ou desprezível), o campo de pressão pode ser considerado fechado;
- A lei não pode ser aplicada em partes do corpo submerso, mas sim em todo o corpo submerso;
- A lei não contempla forças internas ou tensões;
- A interação do campo de pressões com o peso distribuído do fluido deslocado não produz momento resultante. Esta conclusão pode ser obtida através de integração matemática da pressão externa sobre a superfície do volume.

Na Figura 4-3, pode ser observado um cenário de um duto submerso submetido à pressão externa, sendo que a única força atuante do sistema, considerada na seção do duto, é a força axial N (força axial real), a qual atua na parede de aço do duto. O momento fletor e a força de cisalhamento foram desprezados a fim de facilitar o entendimento do cálculo, uma vez que tais esforços não são considerados nos cálculos da força axial efetiva e do efeito da pressão.

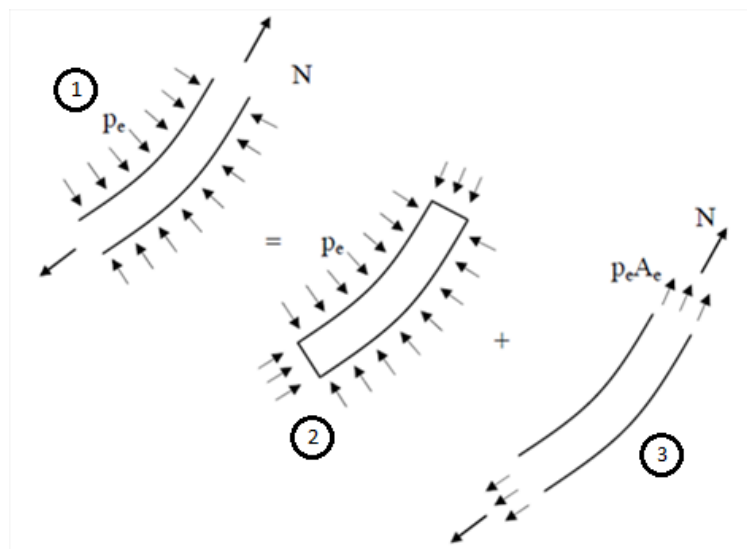


Figura 4-3 – Sistema físico equivalente – pressão externa (FYRILEIV e COLLBERG) 2005.

Conforme pode ser observado na Figura 4-3, a seção com a força axial real N e a pressão externa p_e (seção 1) pode ser substituída por uma seção onde a pressão externa atua sobre uma superfície fechada cuja força resultante equivale ao peso de água deslocada (seção 2), e uma seção onde atuam a força axial real N e a parcela da pressão externa $p_e \cdot A_e$, atuando na direção longitudinal (seção 3).

Importante ressaltar que a equivalência de sistemas apresentada na Figura 4-3, com relação ao efeito da pressão externa sobre o duto, não adiciona quaisquer forças ao sistema, simplificando, significativamente, o cálculo da força axial efetiva. Outra alternativa seria integrar a pressão externa que atua sobre as superfícies do duto em flexão (fibras tracionadas e comprimidas), levando-se em conta a variação de profundidade, a qual proporciona uma pressão externa variável ao longo do duto.

Para a avaliação do efeito da pressão interna no cálculo da força axial efetiva, é considerada uma abordagem análoga à adotada para a pressão externa, conforme pode ser observado na Figura 4-4. As forças que atuam externamente à seção do duto são a força axial real N e a força *end cap*, $p_i \cdot A_i$. Assim como foi feito para a pressão externa, o momento fletor e a força de cisalhamento são desprezados na avaliação da contribuição da pressão interna no cálculo da força axial efetiva. Uma vez que, em qualquer ponto no fluido, a pressão interna age em todas as direções, esta irá agir sempre em uma superfície fechada. Logo, a pressão interna contribuirá no cálculo da força axial efetiva através de uma força axial externa de compressão $-p_i \cdot A_i$.

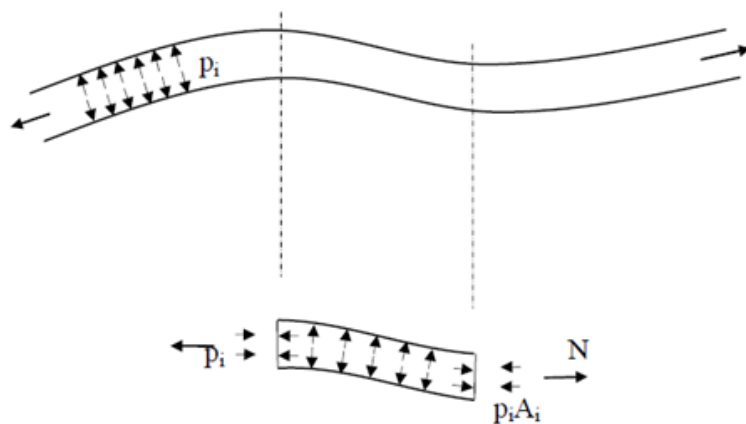


Figura 4-4 – Sistema físico equivalente – pressão interna (FYRILEIV e COLLBERG, 2005).

Lançando mão do exposto anteriormente, a contribuição dos efeitos de pressão interna e pressão externa, atuando longitudinalmente na seção do duto, podem ser consideradas através da força axial efetiva S , apresentada na equação (4-1).

$$S = N - p_i \cdot A_i + p_e \cdot A_e \quad (4-1)$$

onde:

S - força axial efetiva;

N - força axial real;

p_i - pressão interna;

p_e - pressão externa;

A_i - área interna do duto;

A_e - área externa do duto;

A mesma equação apresentada anteriormente, (4-1), pode ser encontrada na norma DNV-OS-F101, cuja definição é que a força axial efetiva de um duto totalmente restrito pode ser descrita conforme a equação (4-1). Esta equação é aplicável quando se pretende encontrar a força axial efetiva desenvolvida em uma viga totalmente restrita em ambas as extremidades.

No entanto, existe outra forma de avaliação da força axial efetiva a qual se apresenta de forma mais matemática e que foi apresentada por BANDEIRA, F. (2012). Parte-se de um modelo de viga biapoiada sujeito a um determinado carregamento distribuído q e força axial real N , conforme mostra a Figura 4-5.

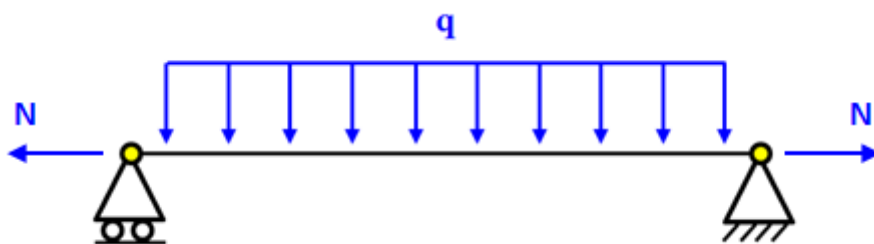


Figura 4-5 – Modelo de viga com pré-tração (Elaborada pelo autor).

Considerando que esta viga é composta de material linear elástico, com rigidez à flexão constante e, além disso, que a viga estará sujeita a pequenos deslocamentos, a equação diferencial que governa o comportamento estrutural da viga é dada pela equação (4-2).

$$EI \cdot \frac{d^4 y}{dx^4} + N \cdot \frac{d^2 y}{dx^2} = -q \quad (4-2)$$

onde:

- E - módulo de elasticidade do material;
- I - momento de inércia da seção;
- x - direção longitudinal do duto;
- y - direção transversal ao duto;
- q - carregamento transversal uniformemente distribuído;

Através da equação (4-2), é possível observar dois comportamentos estruturais distintos da viga, a saber:

- 1º termo da equação $EI \cdot \frac{d^4 y}{dx^4}$: Comportamento de viga (Figura 4-6).

Neste caso, tem-se que a força axial atuante na viga é nula (ou desprezível) e que a carga distribuída na mesma é suportada pela rigidez à flexão da viga EI ;

- 2º termo da equação $N \cdot \frac{d^2 y}{dx^2}$: Comportamento de cabo (Figura 4-7).

Neste caso, tem-se que a rigidez à flexão da viga é nula (ou desprezível) e que a carga distribuída na mesma é suportada pela força axial real N ;

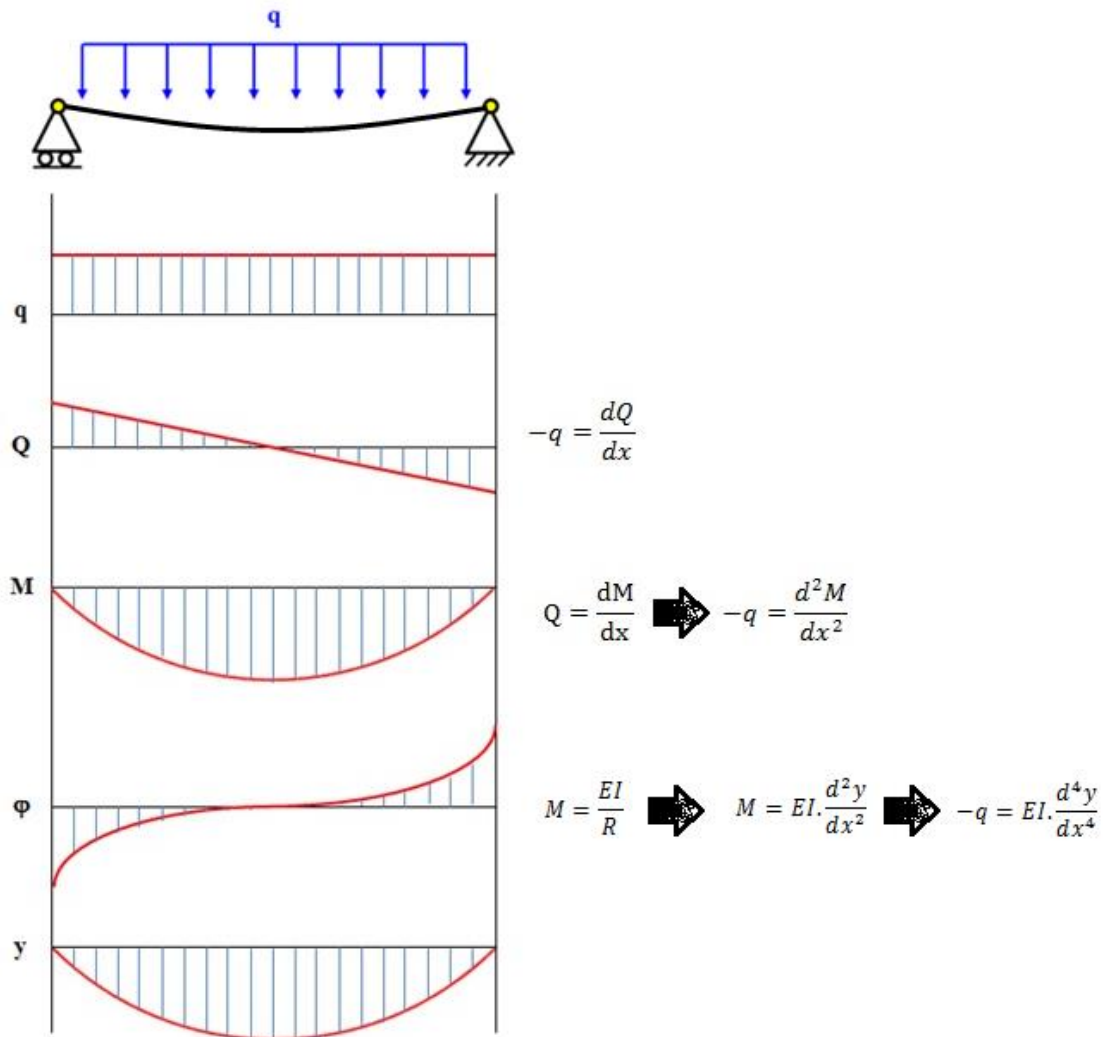


Figura 4-6 – Comportamento de viga.

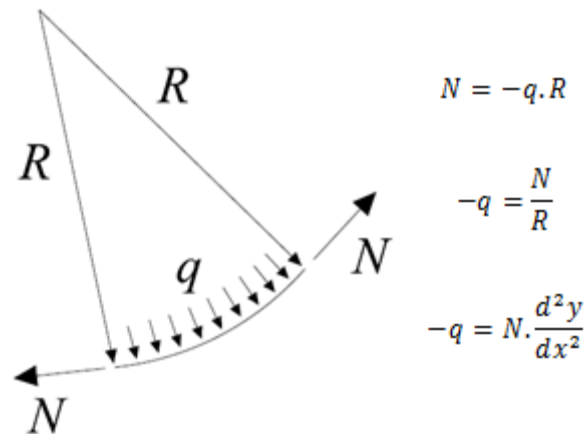


Figura 4-7 – Comportamento de cabo.

onde:

- Q - esforço cortante;
- M - momento fletor;
- R - raio de curvatura;

A carga transversal distribuída q (3º termo da equação), para o caso de dutos submarinos, pode ser de várias naturezas, a saber:

- Peso do duto (fora d'água/submerso);
- Força de atrito lateral provocada pelo solo;
- Forças hidrodinâmicas (Arrasto, Inércia, Sustentação);

Além das cargas acima mencionadas, as pressões, externa e interna ao duto, podem ser consideradas, em princípio, como cargas distribuídas transversais, embora como mostrado mais adiante o efeito das pressões externa e interna contribui para a força atuando na direção axial do duto. Os principais efeitos causados pela pressão interna e pela pressão externa sobre um duto são:

- Tensão circunferencial;
- Tensão longitudinal (em virtude das forças *end cap*);
- Empuxo / peso do fluido interno;
- Efeitos da curvatura do eixo do tubo.

Para a avaliação do efeito da pressão externa ao duto no cálculo da força axial efetiva, considera-se, inicialmente, a Figura 4-8, a qual apresenta uma viga biapoiada submersa.

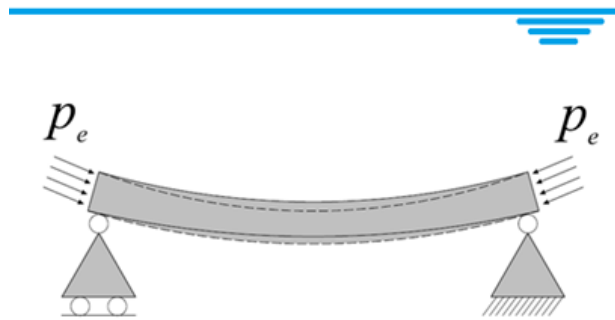


Figura 4-8 – Viga submersa submetida à pressão externa (Elaborada pelo autor).

Considerando que a viga submersa é composta de material linear elástico, rigidez à flexão constante e, além disso, que esta estará sujeita a pequenos deslocamentos, a equação diferencial que governa o comportamento estrutural da viga submersa pode ser observada na equação (4-3).

$$EI \cdot \frac{d^4 y}{dx^4} + N \cdot \frac{d^2 y}{dx^2} = -q_0 \quad (4-3)$$

Na equação (4-3), $N = -p_e \cdot A_e$ (compressão) e q_0 é o carregamento transversal distribuído uniformemente, equivalente ao peso submerso da viga. Considerando a atuação da pressão na direção transversal ao eixo da viga, a Figura 4-9 apresenta o diferencial de carga transversal dQ_{PE} (resultante da atuação da pressão externa em uma determinada área), atuando em um elemento de comprimento infinitesimal dx . Este

diferencial de força é observado em virtude da diferença de comprimento entre as superfícies interna (mais curta) e externa (mais longa), provocada pela flexão inicial da viga.

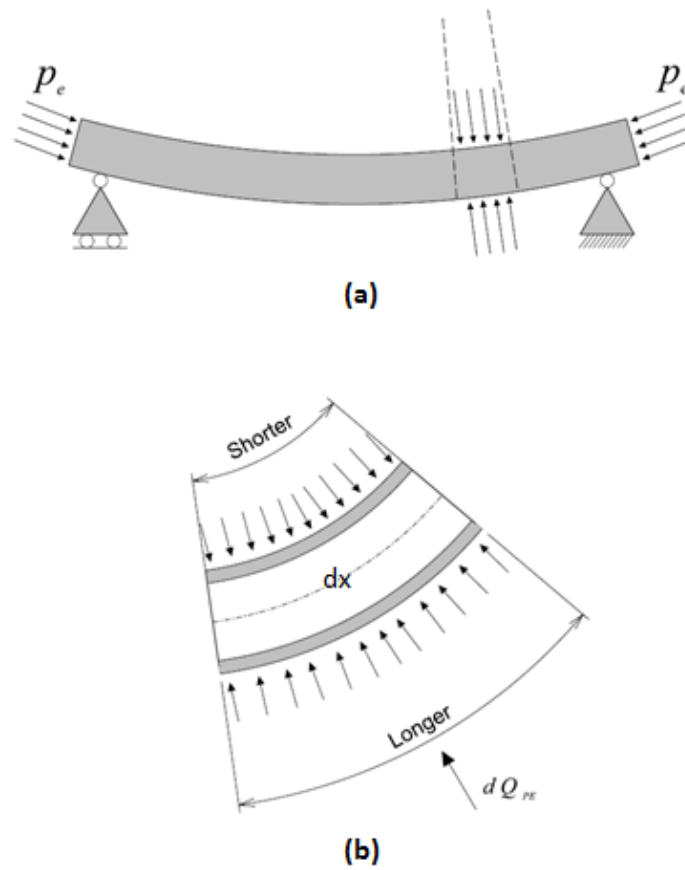


Figura 4-9 – Viga submersa com pressão externa (Elaborada pelo autor).

- (a) Pressão externa atuando na direção transversal ao eixo da viga;
- (b) Carga resultante dQ_{PE} atuando em um comprimento de viga dx .

Assim, o comportamento estrutural da viga pode ser alterado conforme mostra a equação (4-4).

$$EI \cdot \frac{d^4 y}{dx^4} + N \cdot \frac{d^2 y}{dx^2} = -q_0 - \frac{dQ_{PE}}{dx} \quad (4-4)$$

onde:

Q_{PE} - força resultante da atuação da pressão externa em uma determinada área;

q_0 - carregamento transversal distribuído, equivalente ao peso submerso da viga;

Para simplificação do cálculo da pressão externa atuando sobre a viga submersa, considerar-se-á uma seção transversal retangular vazada, com base “a” e altura “b”, conforme apresentado na Figura 4-10.

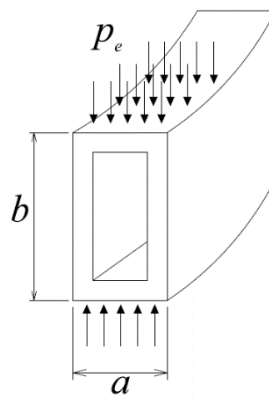


Figura 4-10 – Seção transversal retangular adotada para simplificação do cálculo.

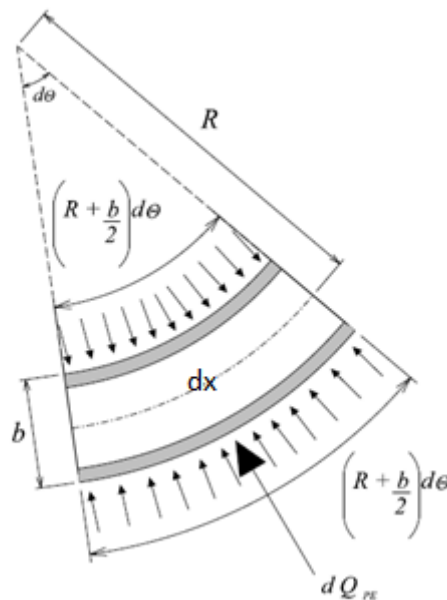


Figura 4-11 – Pressão externa atuando em viga de seção transversal retangular.

A parcela dQ_{PE} é calculada a partir da Figura 4-11, resultando na equação (4-5).

$$dQ_{PE} = p_s \cdot a \cdot \left(R + \frac{b}{2}\right) d\theta - p_s \cdot a \cdot \left(R - \frac{b}{2}\right) d\theta \quad (4-5)$$

onde:

a - base da seção retangular vazada;

b - altura da seção retangular vazada;

Simplificando a equação (4-5), tem-se a equação (4-6).

$$dQ_{PE} = p_s \cdot a \cdot b \cdot d\theta \quad (4-6)$$

Considerando um elemento infinitesimal dx , tem-se a equação (4-7).

$$\frac{dQ_{PE}}{dx} = p_s \cdot a \cdot b \cdot \frac{d\theta}{dx} \quad (4-7)$$

Assumindo que a viga sofre pequenos deslocamentos, a equação da curvatura pode ser simplificada na equação (4-8).

$$\frac{d\theta}{dx} = \frac{1}{R} = \frac{d^2y}{dx^2} \quad (4-8)$$

Substituindo a equação (4-8) na equação (4-7), obtém-se a equação (4-9).

$$\frac{dQ_{PE}}{dx} = p_s \cdot a \cdot b \cdot \frac{d^2y}{dx^2} \quad (4-9)$$

onde tem-se que:

$$A_s = a \cdot b \quad (4-10)$$

Substituindo a equação (4-10) na equação (4-9), obtém-se a equação (4-11).

$$\frac{dQ_{PE}}{dx} = p_s \cdot A_s \cdot \frac{d^2y}{dx^2} \quad (4-11)$$

Analogamente, a parcela da pressão interna é obtida conforme mostra a equação (4-12), considerando o sinal invertido e generalizando a seção transversal da viga.

$$\frac{dQ_{PI}}{dx} = -p_i \cdot A_i \cdot \frac{d^2y}{dx^2} \quad (4-12)$$

onde:

Q_{PI} - força resultante da atuação da pressão interna em uma determinada área;

O comportamento estrutural da viga submetida a um carregamento geral q é apresentado através da equação (4-13).

$$EI \cdot \frac{d^4y}{dx^4} + N \cdot \frac{d^2y}{dx^2} = -q \quad (4-13)$$

Considerando o carregamento geral q como a contribuição das parcelas de peso próprio, pressão externa e pressão interna, tem-se a equação(4-14).

$$q = q_0 + p_s \cdot A_s \cdot \frac{d^2y}{dx^2} - p_i \cdot A_i \cdot \frac{d^2y}{dx^2} \quad (4-14)$$

Substituindo a equação (4-14) na equação (4-13), tem-se a equação (4-15).

$$EI \cdot \frac{d^4y}{dx^4} + N \cdot \frac{d^2y}{dx^2} = - \left(q_0 + p_s \cdot A_s \cdot \frac{d^2y}{dx^2} - p_i \cdot A_i \cdot \frac{d^2y}{dx^2} \right) \quad (4-15)$$

Rearrmando os termos comuns na equação (4-15), tem-se a equação (4-16).

$$EI \cdot \frac{d^4 y}{dx^4} + (N + p_e \cdot A_s - p_i \cdot A_i) \cdot \frac{d^2 y}{dx^2} = -q_0 \quad (4-16)$$

Aplicando o conceito da força axial efetiva na equação (4-16), tem-se a equação (4-17).

$$S = N + p_e \cdot A_s - p_i \cdot A_i \quad (4-17)$$

Substituindo a equação (4-17) na equação (4-16), tem-se a equação (4-18).

$$EI \cdot \frac{d^4 y}{dx^4} + S \cdot \frac{d^2 y}{dx^2} = -q_0 \quad (4-18)$$

4.3. Força Axial Efetiva Máxima em Dutos Submarinos

A formulação da força axial efetiva, mostrada na seção anterior, é apresentada de maneira geral. A máxima força axial efetiva desenvolvida em dutos submarinos, em operação, ocorre quando as suas extremidades encontram-se totalmente restringidas. A formulação que rege este comportamento da força axial efetiva, considerando o duto operando sob regime linear elástico, é descrita na equação (4-19) e também apresentada nas normas DNV-OS-F101 e DNV-RP-F110.

$$S = H - \Delta p_i \cdot A_i \cdot (1 - 2 \cdot \nu) - E \cdot A_s \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (4-19)$$

onde:

- H - tração residual de lançamento;
- Δp_i - variação de pressão interna (em relação à instalação);
- ΔT - variação de temperatura (em relação à instalação);
- ν - coeficiente de Poisson;
- A_s - área da seção transversal do duto;
- α - coeficiente de expansão térmica;

Observam-se na equação (4-19) apresentada que estão incluídos, explicitamente, os carregamentos de variação da pressão interna e da variação de temperatura, além da tração residual de lançamento. O efeito da pressão externa na

força axial efetiva é contabilizado na parcela da tração residual de lançamento H (FYRILEIV e COLLBERG, 2005).

Os carregamentos operacionais de pressão interna e temperatura estão relacionados, sempre, com a condição de instalação do duto. No caso da temperatura, a variação no duto pode ser tomada como a diferença entre a temperatura da água do mar (fluido externo) e a temperatura do fluido interno. No caso da pressão interna, a variação é tomada como a diferença de pressão interna entre a condição avaliada e a condição na qual o duto foi lançado, com tração de fundo H. Como, geralmente, a pressão interna no duto é nula (ou desprezível) durante a instalação, a variação de pressão interna é tomada como a própria pressão interna.

CAPÍTULO 5

AVALIAÇÃO DA FADIGA DEVIDO ÀS VIV

5.1. Geral

Com a descoberta de novos campos de óleo e gás, a tendência da indústria *offshore* é a caminhada para ambientes mais severos e em águas cada vez mais profundas. Logo, há um aumento do uso de equipamentos submarinos, existindo a necessidade do transporte do óleo e/ou do gás para tratamento em terra ou mesmo em águas mais rasas. Isto implica na instalação de dutos submarinos e na utilização dos *jumpers* para a conexão entre os equipamentos submarinos.

Em grande parte dos projetos de novos campos e de dutos submarinos para águas profundas, os *jumpers* têm se tornado um grande desafio, pois a combinação das altas velocidades de corrente próximas ao fundo, com a difícil e dispendiosa intervenção, exigem uma atenção especial na integridade da estrutura e nas vibrações induzidas por vórtices com o respectivo dano à fadiga.

É importante observar que o duto submarino pode vibrar tanto na direção do fluxo (horizontalmente ou *in-line*) quanto transversalmente ao fluxo (verticalmente ou *cross-flow*). As vibrações induzidas pelos carregamentos ambientais geram uma variação do estado de tensões da estrutura, ocasionando o problema de fadiga. Para que o *jumper* não venha a romper por fadiga, é preciso que a frequência de desprendimento de vórtices esteja a mais afastada possível das frequências naturais do *jumper*, para que a oscilação dinâmica seja minimizada.

Este capítulo descreve o fenômeno do VIV e como o *jumper* será avaliado em relação ao mesmo, de acordo com as principais normas de dutos submarinos vigentes no mercado, procurando apresentar os principais pontos relacionados à abordagem deste fenômeno, além dos principais critérios de avaliação.

5.2. Vibração Induzida por Vórtices – Explicação conceitual

5.2.1. Introdução

É intuitivo que um corpo imerso em um meio fluido influa em seu escoamento. É possível perceber uma região de perturbação no fluxo no entorno do corpo, dissipada à medida que se afasta deste. A extensão da região de perturbação depende fundamentalmente da geometria do corpo, velocidade, viscosidade do fluido e rugosidade da superfície, sendo também influenciada por outros fatores secundários.

Os elementos imersos no mar estão sujeitos aos carregamentos hidrodinâmicos devidos ao movimento do fluido e sua interação com a estrutura. A principal solicitação decorrente é o arrasto, carregamento atuante na mesma direção e sentido do fluxo. Seus efeitos são suficientemente conhecidos, e possuem formulações adequadas com resultados satisfatórios.

Outro efeito a ser considerado, são as solicitações decorrentes do desprendimento de vórtices, cujas consequências têm sido cada vez mais importantes no projeto de estruturas *offshore*.

O desprendimento de vórtices pode gerar forças alternadas na estrutura (carregamento cíclico) e dependendo da frequência de desprendimento dos vórtices (frequência de *shedding*), quando esta se aproxima das frequências naturais da estrutura, é possível que a estrutura entre em ressonância, podendo levar ao colapso por fadiga.

Nos itens a seguir, este fenômeno será abordado mais detalhadamente e as principais grandezas relacionadas ao problema serão analisadas.

5.2.2. Fenômeno do VIV

Desde os tempos antigos sabe-se que os ventos provocam vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em cordas esticadas de uma harpa (harpa eólica). Em 1878, *Strouhal* achou que o som eólico gerado por um arame era proporcional à velocidade do vento dividida pela espessura do arame. A periodicidade da esteira de um cilindro foi associada com a formação de vórtices por Bernard em 1908 e com um

caminho estável por Von Karman em 1912. Na Figura 5-1 tem-se dois tipos de esteiras de vórtices: um laminar e outro turbulento, característicos de um cilindro submetido a um vento com velocidade constante.

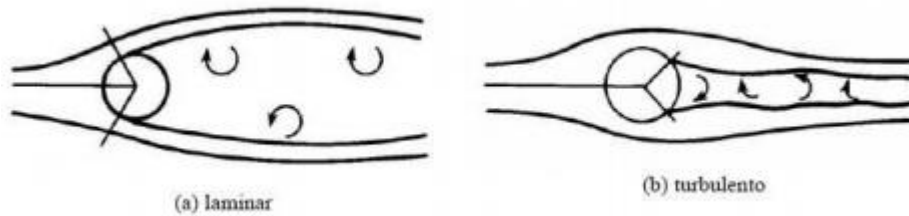


Figura 5-1 – Esteira de vórtices sobre um cilindro circular (AVELEDA, 2003).

Através dos tempos, pesquisadores buscaram um modelo adequado para representar este fenômeno. Um fluido de pequena viscosidade ao passar por um obstáculo forma uma camada limite, junto a ele. Observa-se que a velocidade nesta camada varia rapidamente, desde um valor nulo, junto à parede do obstáculo, até um valor característico do escoamento no seio do fluido, ver Figura 5-2. Esta variação da magnitude da velocidade transversal na direção do escoamento representa um escoamento rotacional dentro da camada limite. Para determinadas velocidades do escoamento, a camada limite se desprende do obstáculo e forma-se uma esteira de vórtices.

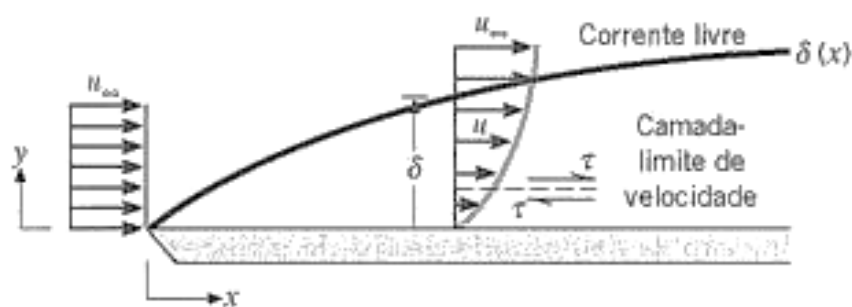


Figura 5-2 – Camada limite (SANTOS, 2005).

Em outras palavras, quando uma partícula fluida se choca contra o ponto anterior do cilindro, sua pressão atinge o valor da pressão de estagnação. Ao contornar a superfície do cilindro, a partícula vai perdendo energia devido ao atrito. Como o campo de pressões é incapaz de forçar a camada limite, esta se desprende da superfície do

cilindro aproximadamente na região de maior largura. Observa-se que na parte interna da camada limite, a velocidade é mais lenta que na parte externa e o movimento se torna circular ao se separar do cilindro originando os vórtices. Uma vez que a separação ocorre próxima da seção de maior largura do cilindro, origina-se a força dita de sustentação que é transversal ao escoamento. A Figura 5-3 ilustra o fenômeno de desprendimento de vórtices.

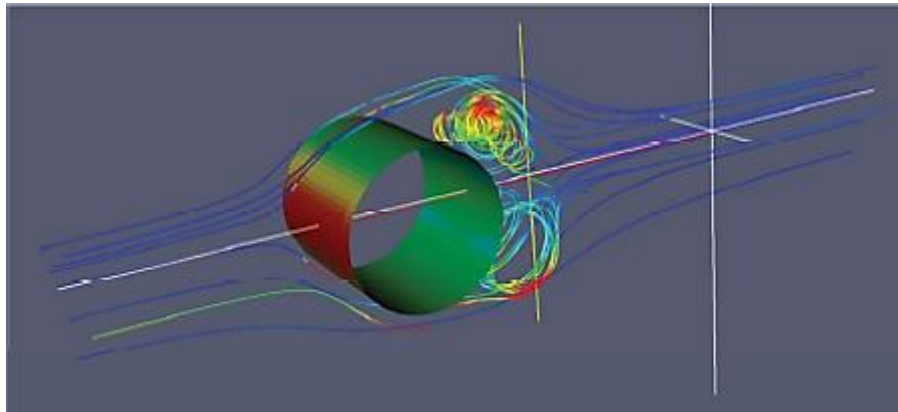


Figura 5-3 – Fenômeno de desprendimento de vórtices (UALBERTA, 2012).

O número de Reynolds (Re) representa a relação entre as forças de inércia e as forças viscosas (FOX, 2006). Para o caso do obstáculo ser um cilindro cujo eixo é perpendicular ao fluxo, o número de Reynolds é expresso por:

$$Re = \frac{U \cdot D}{\nu} \quad (5-1)$$

onde:

U – velocidade do fluido;

D – diâmetro;

ν – viscosidade cinemática do fluido.

Na Figura 5-4, está relacionada a formação da esteira de vórtices com o número de Reynolds onde foi considerado que o obstáculo seja um cilindro com seu eixo alocado perpendicularmente ao fluxo. Observa-se ainda que a formação de vórtices ocorre, na maioria dos casos, de forma desordenada, introduzindo um fator de

complexidade na reprodução do fenômeno e dificultando a elaboração de um modelo matemático que reproduza adequadamente as VIV.

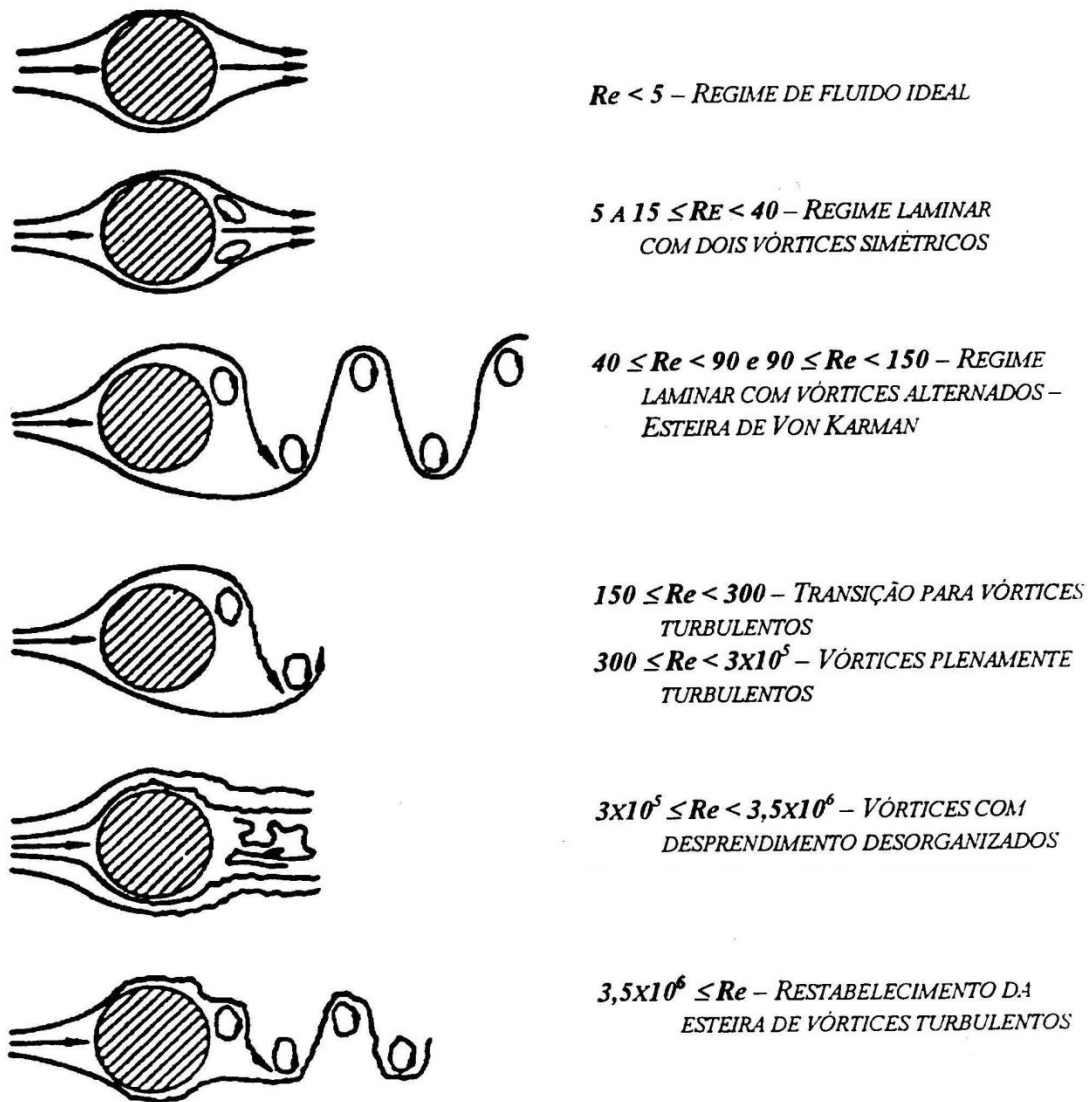


Figura 5-4 – Relação entre o número de Reynolds e a formação da esteira de vórtices (SUMER, 2006).

Como consequência do desprendimento de vórtices, forças oscilatórias nos sentidos transversal e/ou paralelo ao fluxo podem surgir (devido à variação da pressão existente no entorno do obstáculo). Se a frequência de desprendimento de vórtices (frequência de *shedding*) aproximar-se de qualquer uma das frequências naturais do obstáculo, o mesmo começará a vibrar em ressonância.

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

$$w_s = 2 \cdot \pi \cdot \frac{S_t \cdot U}{D} \quad (5-2)$$

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

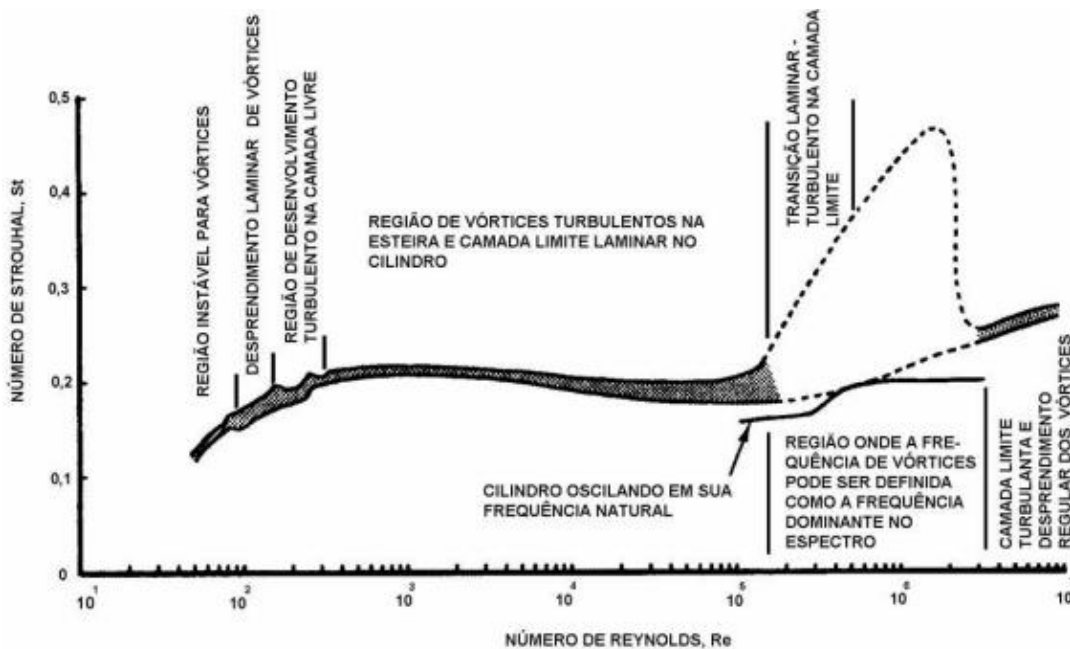


Figura 5-5 – Relação entre o número de Reynolds e o número de Strouhal (BLEVINS, 1994).

No caso de estruturas *offshore* sujeitas ao fenômeno de VIV, ou seja, elementos esbeltos, o número de Reynolds gira em torno de 10^5 , portanto, observando-se a Figura 5-5 pode-se dizer que as vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em estruturas *offshore* ocorrem para um número de Strouhal próximo de 0.2. Esta aproximação é largamente usada nos cálculos de VIV, principalmente devido às incertezas envolvidas na determinação do número de Strouhal.

5.2.3. Camada Limite

O conceito e denominação de camada limite está relacionado ao efeito sensível que a viscosidade possui sobre uma pequena camada adjacente à superfície de um corpo imerso em fluidos de pequena viscosidade (número de Reynolds alto), como apresentado em 1904 por Prandtl. Fora desta camada, a influência da viscosidade é pequena e desprezível, podendo o escoamento ser estudado como se o fluido fosse ideal, obtendo-se um alto grau de exatidão nos resultados.

A camada limite apresenta as seguintes características:

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

5.2.4. Formação de Vórtices

Quando o escoamento se dá sobre a superfície de um cilindro posicionado transversalmente ao fluxo, o campo de pressões não é mais constante, como se pode observar na Figura 5-6. As partículas fluidas aumentam de velocidade entre A e B e diminuem entre B e C. Pela equação de *Bernoulli*, pode-se verificar que há uma diminuição na pressão entre A e B e um aumento entre B e C.

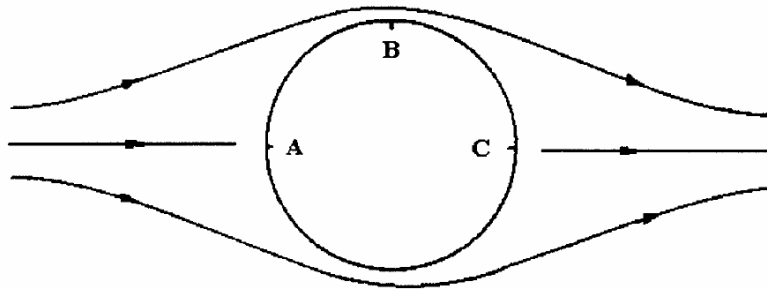


Figura 5-6 – Escoamento em torno de um cilindro (LOPES, 2006).

Ao longo da camada limite, contudo, existe uma perda de energia cinética por fricção, devido à viscosidade do fluido e, conseqüentemente, a energia resultante pode tornar-se insuficiente para suportar o acréscimo de pressão necessário para se chegar a C. Devido a esse fato, surge um movimento, contrário à passagem do fluido, que causa o descolamento da camada limite em um ponto chamado ponto de separação e, também, a formação de um par de vórtices estacionários como apresentado na Figura 5-7.

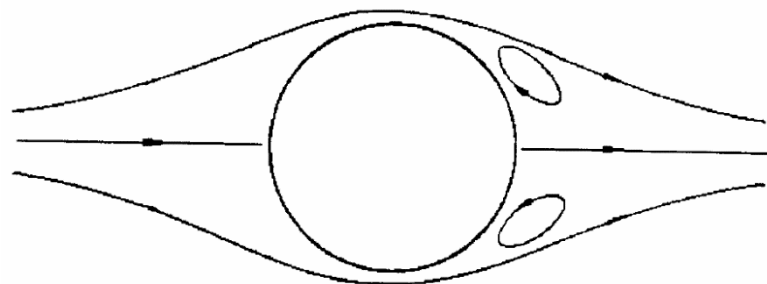


Figura 5-7 – Par de vórtices estacionários (LOPES, 2006).

5.2.5. Frequência de *Strouhal* ou de *Shedding*

A configuração com um par de vórtices estacionários (Figura 5-7) é mantida até, aproximadamente, um número de *Reynolds* igual a 40. A partir deste valor, a configuração se modifica para uma situação onde ocorre o desprendimento de vórtices de forma periódica e alternada, como apresentado na Figura 5-8. A frequência na qual os vórtices se desprendem é conhecida como frequência de *Strouhal* ou de *shedding* e a configuração regular desenvolvida é conhecida como esteira de *von Karman*. Em 1911, *von Karman* mostrou que o padrão de vórtices alternados seria estável, se a razão entre a distância lateral e a longitudinal entre o centro de um vórtice e outro fosse igual a 0.286. Esta relação é apresentada na figura a seguir, em função do diâmetro do cilindro (D).

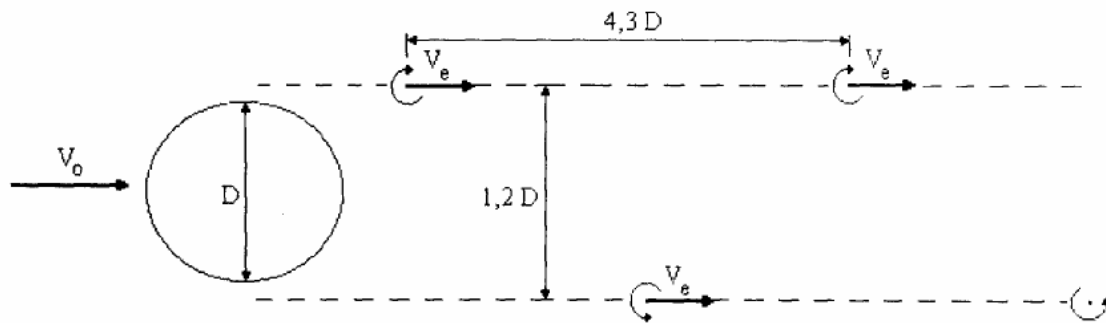


Figura 5-8 – Esteira de *von Karman* (FRANCISS, 1999).

A Figura 5-9 apresenta a esteira de *von Karman* obtida através de simulações numéricas, considerando inclusive a proximidade de dois cilindros, o que altera o padrão de desprendimento de vórtices.

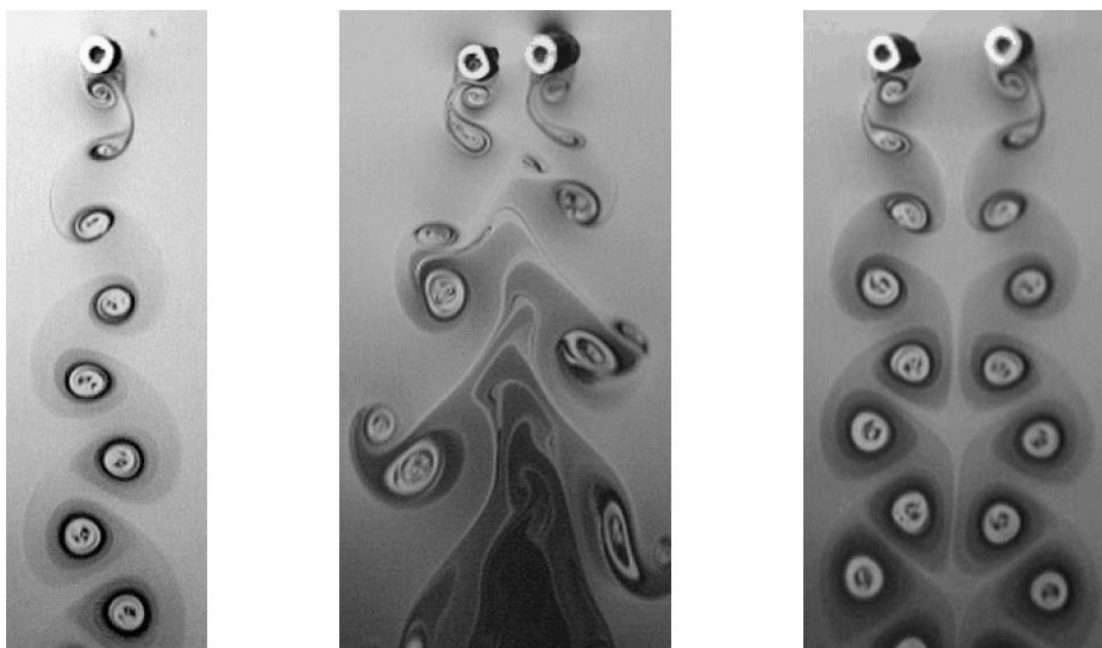


Figura 5-9 – Diversos padrões da esteira de *von Karman* obtidas por simulações numéricas (BANDEIRA,V., 2012).

5.2.6. *Lock-in*

Quando a frequência de desprendimento de vórtices se aproxima de uma frequência natural do cilindro, aquela é “capturada” pela frequência natural ocorrendo, assim, o fenômeno de ressonância ou *lock-in*. O cilindro passa, então, a controlar o desprendimento de vórtices. O *lock-in* se caracteriza pela modificação tanto da frequência natural de vibração, devido à variação da massa adicionada, quanto pela modificação da frequência de *Strouhal* que é influenciada pela vibração do cilindro (BLEVINS, 1994).

As VIV tornam-se, particularmente, importantes quando as frequências angulares de desprendimento de vórtices, ω_s , dadas pela Equação (5-2), estiverem dentro do intervalo de *lock-in* de algumas das frequências angulares naturais, ω_n , do cilindro. A Figura 5-10 apresenta o intervalo de *lock-in* proposto por BLEVINS (1994), a partir dos resultados experimentais de KOOPMAN (1967), para um cilindro rígido submetido à vibração forçada e diversos números de *Reynolds*. Observa-se também que

a condição de *lock-in* depende da razão de frequências (ω_s/ω_v) e da amplitude normalizada (A/D).

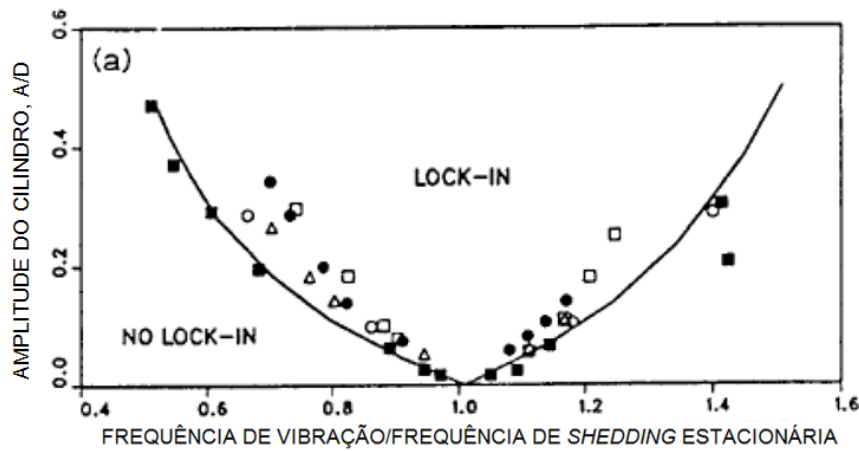


Figura 5-10 – Região de *lock-in* (BLEVINS, 1994).

5.2.7. Parâmetros Adimensionais Importantes

Ao longo dos anos, várias centenas de diferentes grupos adimensionais importantes para a Engenharia foram identificadas, a fim de correlacionar seus significados físicos com a percepção dos fenômenos ocorrentes, bem como para a determinação de fatores de escala para a realização de testes com modelos reduzidos, para prever o comportamento de protótipos.

Conforme mencionado por FOX (2006), as forças encontradas nos fluidos em escoamento incluem as de inércia, viscosidade, pressão, gravidade, tensão superficial e compressibilidade. Nesse âmbito, a razão entre duas forças quaisquer será adimensional.

As amplitudes de movimentos devidas ao desprendimento de vórtices do Modelo de Resposta dependem de um conjunto de parâmetros adimensionais hidrodinâmicos, constituindo um elo entre os dados ambientais (meta oceanográficos) e o respectivo modelo. Alguns já foram citados anteriormente, porém serão enfatizados aqui para melhor entendimento. Os principais parâmetros são descritos a seguir:

- Razão de esbeltez (ou comprimento normalizado, L/D);
- Velocidade reduzida (V_r);
- Número de Keulegan-Carpenter (KC);
- Taxa de corrente na velocidade do escoamento (α);
- Intensidade de turbulência (I_c);
- Parâmetro de estabilidade (K_s).

Observa-se que, neste modelo em específico, o número de Reynolds não se encontra explícito no cálculo das amplitudes de resposta.

O primeiro parâmetro a ser descrito, a razão de esbeltez (L/D , onde L é o comprimento do vão e D o diâmetro externo do duto), é um dos mais importantes parâmetros na determinação das forças do fluido sobre a estrutura. Por meio deste parâmetro, pode-se determinar a característica de resposta do vão, prevendo seu possível comportamento como de cabo, de viga ou cabo/viga.

Um dos principais parâmetros que associam as condições ambientais com o comportamento estrutural do duto é a velocidade reduzida. A velocidade reduzida pode ser entendida como a razão entre a velocidade do escoamento e a frequência de vibração do duto, adimensionalizada por uma largura característica máxima, definida como o diâmetro externo do tubo (uma vez que a largura da esteira tende a ter o diâmetro como dimensionante). Nesta Dissertação, não está sendo considerado o efeito da onda, uma vez que o *jumper* se encontra em águas ultraprofundas não sujeito aos efeitos das ondas. Por este motivo, a velocidade reduzida limita-se a:

$$V_R = \frac{(U_c)}{f_v \cdot D} \quad (5.3)$$

Observa-se que a razão entre a velocidade do escoamento e a frequência de vibração representa, fisicamente, o comprimento da esteira de vórtices em um ciclo (BLEVINS, 1994). O inverso da velocidade reduzida representa o parâmetro de frequência adimensional.

Outro parâmetro rigorosamente relacionado à velocidade reduzida é o parâmetro de Keulegan-Carpenter (KC). O número de Keulegan-Carpenter é utilizado em escoamentos oscilatórios, caracterizados em função da influência do efeito de ondas. O referido parâmetro é idêntico à velocidade reduzida em sua forma, porém, no lugar da velocidade de escoamento e da frequência de vibração surgem a velocidade da partícula de onda (U_w) e a frequência da onda (f_w), respectivamente.

$$KC = \frac{U_w}{f_w \cdot D} \quad (5.4)$$

Outro parâmetro hidrodinâmico importante no Modelo de Resposta é a taxa de corrente na velocidade de escoamento (α), ou seja, a razão entre a velocidade de corrente (U_c) e a velocidade total do fluxo ($U_c + U_w$).

$$\alpha = \frac{U_c}{U_c + U_w} \quad (5.5)$$

Como já explicado anteriormente, a velocidade de onda é nula, pois não existem efeitos deste tipo de carregamento sobre a estrutura em questão, logo esse parâmetro assumirá o valor 1.

A partir deste parâmetro, pode-se avaliar se as vibrações existentes no duto são oriundas dos efeitos diretos de onda, do desprendimento de vórtices ou de ambos os efeitos.

O parâmetro de intensidade de turbulência mede o nível de turbulência do escoamento, como se pode observar na equação a seguir:

$$I_c = \frac{\sigma_c}{U_c^*} \quad (5.6)$$

onde, σ_c é o desvio padrão das flutuações de velocidade do escoamento e U_c^* é a velocidade média do escoamento durante um período de amostragem de dez ou trinta minutos.

Por último, o parâmetro de estabilidade mede o amortecimento que o sistema oferece às amplitudes de vibrações, como pode ser observado a seguir:

$$K_s = \frac{2 \cdot m_e \cdot \zeta}{\rho \cdot D^2} \quad (5.7)$$

onde:

- m_e é a massa efetiva, caracterizada pela soma das massas estrutural, massa adicionada (parcela de *Morison*) e do fluido interno, todas lineares (kg/m);
- ρ é a massa específica do fluido entorno do cilindro (água do mar);
- ζ é o decremento logarítmico, definido por $\zeta = 2 \cdot \pi \cdot \xi_T$, onde ξ_T é a fração de amortecimento total, constituído pela soma dos amortecimentos estrutural, hidrodinâmicos e do solo.

A explicação do fenômeno físico das vibrações *in-line* e *cross-flow* e toda a explanação sobre a criação das curvas de amplitude se encontram detalhadamente em BANDEIRA (2012).

5.3. Modelos de Avaliação da Fadiga

A utilização do Modelo de Resposta como ferramenta de avaliação da fadiga do *jumper* se dá por esta ser uma das formas mais eficazes, ao mesmo tempo simples, de se ponderar as amplitudes de vibração devido ao desprendimento de vórtices. Presente nos estudos do campo de Ormen Lange e foi descrita, detalhadamente, na DNV-RP-F105 (2006). O referido modelo baseia-se em modelos empíricos, os quais fornecem as máximas amplitudes de vibração, invariáveis no tempo, devidas às VIV, como função de parâmetros adimensionais que representam o escoamento do fluido em torno do cilindro, bem como da interação fluido-estrutura. Ressalta-se que os modelos de resposta foram determinados com base em dados disponíveis de testes experimentais de laboratório em uma quantidade limitada de testes em escala real para as seguintes condições:

- VIV no plano do escoamento sob condições de corrente uniforme e condições dominadas pela corrente;
- Movimento IL induzido pelas VIV no plano transversal;

- VIV no plano transversal sob condições de corrente uniforme e condições combinadas de onda e corrente.

Outro modelo de avaliação da fadiga oriunda de movimentos cíclicos, proposto na DNV-RP-F105 (2006) é o Modelo de Força. Este é mais utilizado para o cálculo da fadiga oriunda dos movimentos cíclicos causados pela ação direta das cargas de onda, aplicado apenas no plano do escoamento (horizontal). Atualmente, não existem modelos de força aplicáveis na direção vertical, sendo os modelos de resposta mais representativos, refletindo melhor a resposta observada em dutos sob uma variedade de condições de escoamento. Este tipo de modelo é melhor caracterizado em cenários de águas rasas, onde atuam, mais claramente, os efeitos cíclicos característicos da partícula de onda, sendo esta dominante no escoamento como um todo.

É importante destacar que o Modelo de Força não será detalhado nesta Dissertação, uma vez que a mesma está voltada para a avaliação de fadiga dada pelo fenômeno de VIV, que é caracterizado pelo Modelo de Resposta.

Outro método de avaliação de VIV é baseado em curvas semi-empíricas de coeficientes de sustentação como função da amplitude de vibração e das frequências de vibração normalizadas. Esse método é utilizado em programas comerciais como o Shear7 (VANDIVER, 2005).

Como uma terceira metodologia, simulações do escoamento utilizando técnicas de CFD em torno de um ou mais tubos podem, em princípio, ser aplicadas para a avaliação de VIV, no intuito de superar os limites inerentes ao estado-da-prática, presentes nas formulações aproximadas de Engenharia. Esta técnica representa, de maneira mais realista, a interação fluido-estrutura, permitindo que tanto os carregamentos hidrodinâmicos quanto a resposta da estrutura sejam atualizados em cada passo de tempo (modelo acoplado). Entretanto, a utilização de modelos computacionais baseados em dinâmica dos fluidos pode ser extremamente onerosa e, em certos casos, inviável em projetos de engenharia.

Em resumo: em águas rasas, onde existem as cargas ambientais de onda e corrente, os movimentos cíclicos são oriundos, predominantemente, da ação orbital da partícula de onda, além do fenômeno de VIV ocorrer de maneira menos efetiva (em certos casos, o efeito de VIV é mitigado pelos movimentos orbitais da partícula fluida, conforme relatado na norma DNV-RP-F105 (2006)). Neste caso específico, a fadiga na direção horizontal pode ser avaliada tanto pelo Modelo de Resposta quanto pelo Modelo de Força, predominando a resposta mais conservadora. Na direção transversal, apenas o Modelo de Resposta é usado na avaliação.

Em águas profundas, onde o movimento cíclico é caracterizado, apenas, pelo efeito de VIV, a fadiga em ambas as direções é avaliada pelo Modelo de Resposta.

A determinação das características das condições ambientais (se o escoamento é dominado pela corrente ou pela corrente mais onda) e do consequente tipo de modelo para cálculo da vida à fadiga encontra-se em função do regime de escoamento o qual o vão encontra-se submetido. Uma explanação mais detalhada deste parâmetro pode ser observada no tópico a seguir.

5.3.1. Regimes de Escoamento

Os regimes de escoamento medem a influência das parcelas de corrente e de onda no fluxo final incidente no duto e na aplicação dos modelos, de Resposta e de Força, presentes no cálculo da fadiga. Para avaliação desta influência, aplica-se um parâmetro que mede a taxa de velocidade de corrente incidente ao duto, U_c , dentro do escoamento global, $(U_c + U_w)$. Este parâmetro, conhecido como α ($= U_c / (U_c + U_w)$), pode ser aplicado na classificação do tipo de regime de escoamento, como visto na tabela a seguir:

Tabela 5-1 – Características do escoamento (DNV-RP-F105, 2006).

α	CARACTERÍSTICAS DO ESCOAMENTO
$\alpha < 0,5$	<p>Onda dominante – onda se sobrepõe à corrente</p> <p>Direção IL: cargas horizontais podem ser descritas de acordo com as formulações de Morison. VIV existente nesta direção devido ao desprendimento de vórtices é desprezado.</p> <p>Direção CF: cargas transversais surgem, principalmente, devido ao desprendimento assimétrico de vórtices. O modelo de resposta é recomendado.</p>
$0,5 < \alpha < 0,8$	<p>Onda dominante – corrente se sobrepõe à onda</p> <p>Direção IL: cargas horizontais podem ser descritas de acordo com as formulações de Morison. VIV existente nesta direção devido ao desprendimento de vórtices é mitigado devido à presença de ondas.</p> <p>Direção CF: cargas transversais surgem, principalmente, devido ao desprendimento assimétrico de vórtices e assemelha-se à situação de corrente dominante. O modelo de resposta é recomendado.</p>
$\alpha > 0,8$	<p>Corrente dominante</p> <p>Direção IL: cargas horizontais abrangem as seguintes componentes:</p> <ul style="list-style-type: none"> - Uma componente dominada pelo arrasto permanente; - Uma componente oscilatória devido ao desprendimento regular de vórtices. <p>Para a análise de fadiga, o modelo de resposta é aplicável. Cargas horizontais de acordo com as formulações de Morison são, normalmente, desprezadas.</p> <p>Direção CF: cargas transversais são cíclicas e devidas ao desprendimento de vórtices e assemelha-se à situação onde apenas a corrente é atuante. O modelo de resposta é recomendado.</p>

Observa-se que α tendendo a zero ($= 0$) corresponde à situação de escoamento puramente oscilatório devido às ondas e α tendendo a um ($= 1$) corresponde ao escoamento puramente estável (sem oscilações do fluido), dominado pelos efeitos de corrente. Os regimes de escoamento podem ser observados na Figura 5-11.

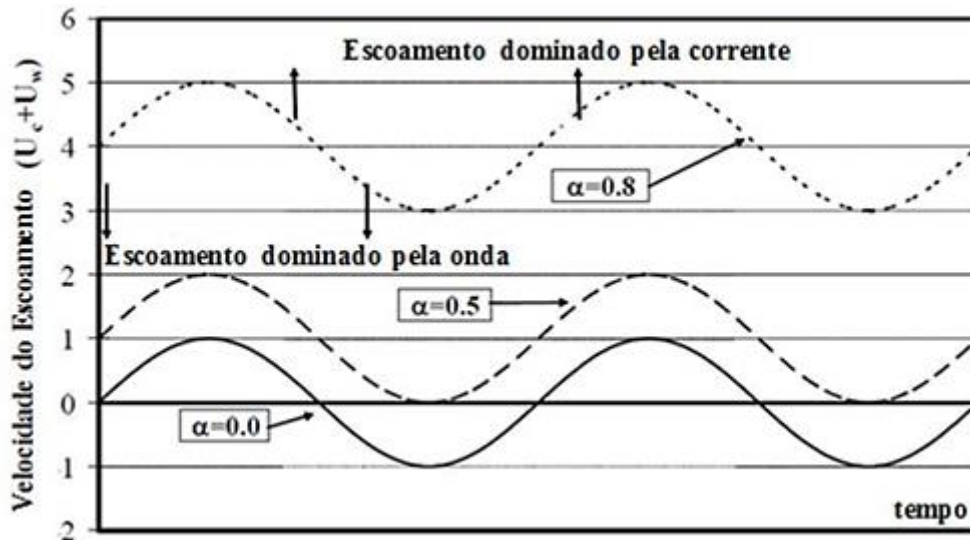


Figura 5-11 – Regimes de escoamento (LOPES, 2006).

É importante lembrar que o escoamento oscilatório devido às ondas possui caráter estocástico (não determinístico), correspondendo a uma sequência aleatória de alturas de onda e períodos associados, gerando uma sequência randômica de oscilações horizontais próximas ao solo. Para as análises de VIV, assume-se que a amplitude significativa de velocidade da partícula de onda, U_w , representa um estado de mar, conservadoramente.

Nos itens a seguir, será detalhado como o Modelo de Resposta avalia as vibrações causadas pelos carregamentos ambientais. Estas podem se dar *in-line* ou *cross-flow*.

5.3.2. Vibrações *In-Line*

A resposta em termos de amplitude para o duto vibrando na direção *in-line* contempla a região de velocidades reduzidas entre 1.0 e 4.5, ou seja, tanto para vibrações por desprendimento de vórtices simétricos quanto alternados. Assume-se que a resposta *in-line* para o vão livre vai depender basicamente dos parâmetros de velocidade reduzida, de estabilidade, de intensidade de turbulência e do ângulo entre a corrente e o duto. Nas formulações para a construção da curva de resposta, os parâmetros de velocidade reduzida e estabilidade são corrigidos por fatores de segurança relacionados à frequência natural do vão e ao efeito de amortecimento, respectivamente.

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

$$S_{IL} = 2 \cdot SCF \cdot A_{IL} \cdot \left(\frac{A_y}{D} \right) \cdot \psi_{\alpha,IL} \cdot \gamma_S \quad (5.8)$$

onde:

A_{IL} - amplitude de tensão devida à deflexão do modo em questão na direção do fluxo (valor de saída da análise modal);

SCF – fator de concentração de tensão (*Stress Concentration factor*);

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

γ_S - fator de incerteza na amplitude de tensão, igual a 1.3, segundo a Tabela 2-2 da norma DNV-RP-F105 (2006);

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

Algumas curvas de resposta em função dos valores do parâmetro de estabilidade de projeto (K_{sd}) podem ser observadas na figura a seguir:

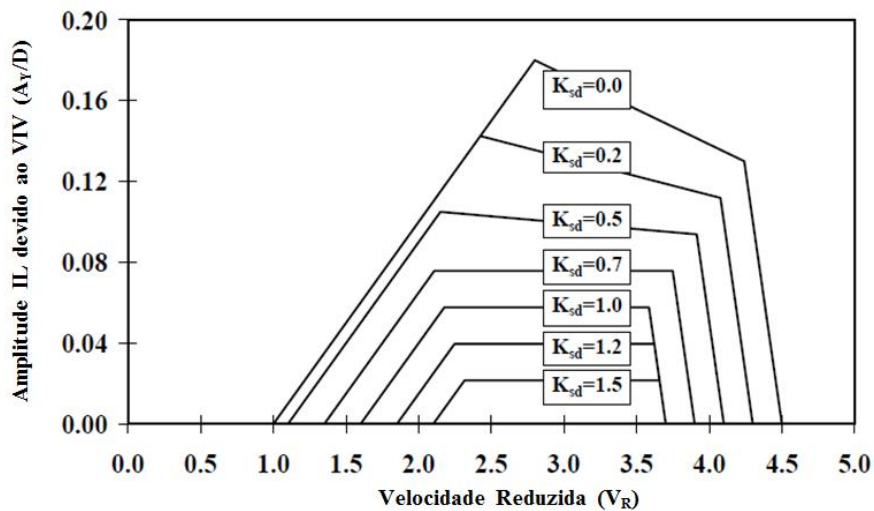


Figura 5-12 – Curvas de amplitude de resposta devido às VIV em função da velocidade reduzida e do parâmetro de estabilidade (DNV-RP-F105, 2006).

Observa-se que as amplitudes de resposta IL tendem a diminuir à medida que o parâmetro de estabilidade aumenta, uma vez que o mesmo é proporcional ao amortecimento do sistema (estrutural, hidrodinâmico e do solo), como esperado.

Para construção das curvas de resposta, determinam-se quatro pontos cujas abscissas e ordenadas são, respectivamente, as velocidades reduzidas de projeto (V_{Rd}) e as amplitudes de movimento normalizadas (A_y/D), como observado na Figura 5-13, a seguir:

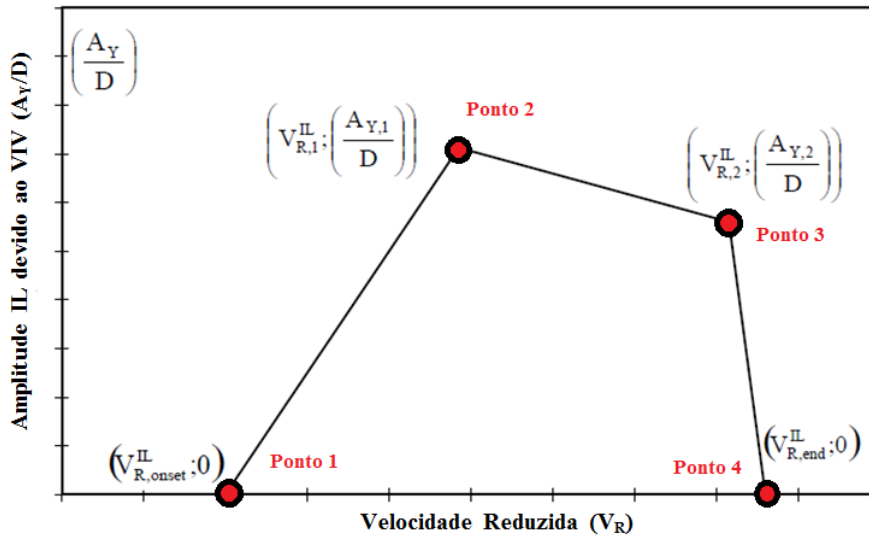


Figura 5-13 – Modelo para construção da curva de resposta (DNV-RP-F105, 2006).

Os pontos podem ser calculados conforme as seguintes formulações:

- Ponto1 (ordenada nula):

$$V_{R,onset}^{IL} = \begin{cases} \left(\frac{1.0}{\gamma_{on,IL}} \right), & \text{para } K_{sd} < 0.4 \\ \left(\frac{0.6 + K_{sd}}{\gamma_{on,IL}} \right), & \text{para } 0.4 < K_{sd} < 1.6 \\ \left(\frac{2.2}{\gamma_{on,IL}} \right), & \text{para } K_{sd} > 1.6 \end{cases} \quad (5.9)$$

- Ponto 2:

$$V_{R,1}^{IL} = 10 \cdot \left(\frac{A_{y,1}}{D} \right) + V_{R,onset}^{IL} \quad (5.10)$$

$$\frac{A_{y,1}}{D} = \max \left(0.18 \cdot \left(1 - \frac{K_{sd}}{1.2} \right) \cdot R_{I\theta,1}; \frac{A_{y,2}}{D} \right) \quad (5.11)$$

- Ponto 3:

$$V^{IL}_{R,2} = V^{IL}_{R,end} - 2 \cdot \left(\frac{A_{y,2}}{D} \right) \quad (5.12)$$

$$\frac{A_{y,2}}{D} = 0.13 \cdot \left(1 - \frac{K_{sd}}{1.8} \right) \cdot R_{I\theta,2} \quad (5.13)$$

- Ponto 4 (ordenada nula):

$$V^{IL}_{R,end} = \begin{cases} 4.5 - 0.8 \cdot K_{sd}, & \text{para } K_{sd} < 1.0 \\ 3.7, & \text{para } K_{sd} \geq 1.0 \end{cases} \quad (5.14)$$

onde, $\gamma_{on,IL}$ representa o fator de segurança para início das VIV, no valor de 1.1, aumentando o tamanho da banda de ocorrência dos movimentos.

É importante notar que, como mencionado anteriormente, no cálculo de A_Y/D a velocidade reduzida e o parâmetro de estabilidade são modificados por fatores de segurança relacionados com a frequência natural (γ_f) e o amortecimento (γ_k), respectivamente, conforme equações a seguir:

$$V_{Rd} = V_R \cdot \gamma_f \quad (5.15)$$

$$K_{sd} = \frac{K_s}{\gamma_k} \quad (5.16)$$

Os fatores de redução aplicados no cálculo das amplitudes de vibração IL, $R_{I\theta,1}(I_c, \theta_{rel})$ e $R_{I\theta,2}(I_c)$, apresentados nas Equações (5.11) e (5.13), contabilizam os efeitos de turbulência, bem como o ângulo de ataque do escoamento.

$$R_{I\theta,1} = 1 - \pi^2 \left(\frac{\pi}{2} - \sqrt{2} \cdot \theta_{rel} \right) \cdot (I_c - 0.03) \quad (5.17)$$

$$R_{I\theta,2} = 1 - \frac{(I_c - 0.03)}{0.17} \quad (5.18)$$

Ressalta-se que os fatores de redução devem ser inferiores à unidade, como pode ser observado na Figura 5-14, a seguir:

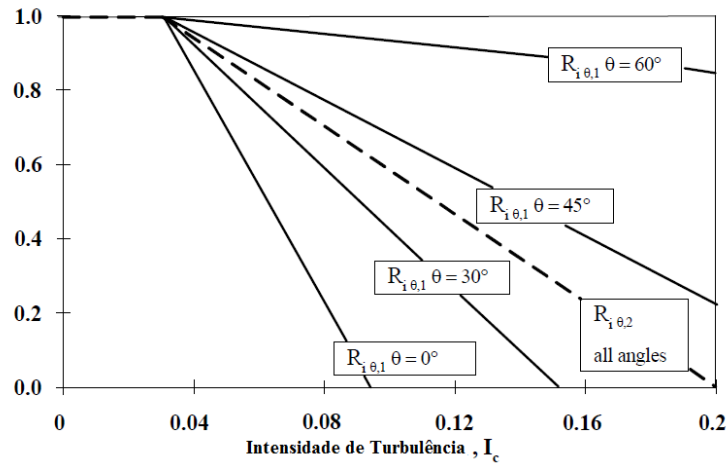


Figura 5-14 – Funções de redução com relação à intensidade de turbulência e ângulo de ataque do escoamento (DNV-RP-F105, 2006).

5.3.3. Vibrações *Cross-Flow*

A resposta transversal também é influenciada por uma série de parâmetros, tais como: velocidade reduzida (V_R), número de Keulegan-Carpenter (KC) (quando da existência do efeito de onda), taxa de velocidade de corrente no escoamento (α), parâmetro de estabilidade (K_s), folga entre a geratriz inferior do duto em vão e o solo (*gap*), número de *Strouhal* (St), rugosidade do tubo, dentre outros. Ressalta-se que o número de Reynolds não se encontra explícito neste modelo.

A variação de tensões na direção transversal é dada por:

$$S_{CF} = 2 \cdot SCF \cdot A_{CF} \cdot \left(\frac{A_z}{D} \right) \cdot R_K \cdot \gamma_S \quad (5.19)$$

onde:

A_{CF} - amplitude de tensão normalizada devida à deflexão do modo em questão na direção transversal ao fluxo (valor de saída da análise modal);

R_K - fator de redução devido ao amortecimento;

γ_S - fator de incerteza (igual a 1.3);

A_z/D - amplitude transversal máxima normalizada, função da velocidade reduzida e do número de Keulegan-Carpenter (KC).

Para situações onde o escoamento é dominado por correntes uniformes, o início das VIV CF com amplitudes significativas ocorrem, tipicamente, para valores de velocidade reduzida entre 3.0 e 4.0, enquanto que níveis máximos de vibração ocorrem para faixas um pouco maiores de velocidade reduzida, no intervalo de 6 a 12 (Figura 5-15). Em casos onde os dutos apresentam baixo peso linear, ou situações onde o escoamento é dominado pelos efeitos de onda ou cenários de vãos com baixo *gap*, as VIV CF podem iniciar se para valores de velocidade reduzida entre 2.0 e 3.0.

O comportamento da amplitude CF (A_z/D) devido às VIV, em condições de escoamento onde atuam, concomitantemente, a onda e a corrente, pode ser observado na Figura 5-15, a seguir.

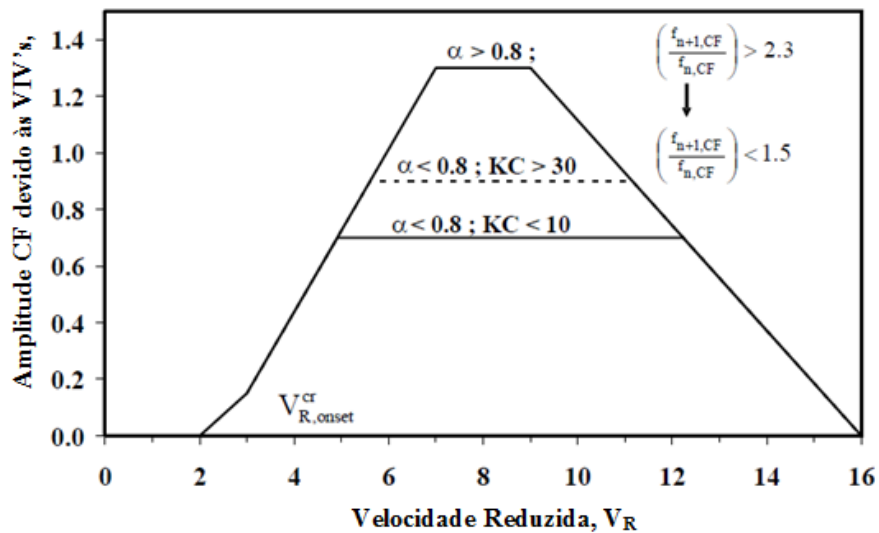


Figura 5-15 – Modelo básico de resposta CF (DNV-RP-F105, 2006).

Observa-se que a referida figura fornece valores característicos máximos. O desvio padrão ($D.P._{CF}$) correspondente pode ser obtido pela seguinte equação:

$$D.P._{CF} = (A_z / D) / \sqrt{2} \quad (5.20)$$

É importante observar que os modelos fornecidos para as curvas de amplitude de resposta IL (A_y/D em função da velocidade reduzida) são aplicáveis na avaliação de qualquer modo de vibração. Ou seja, caso os primeiros dois modos de um vão sejam excitados, a curva para a tomada do valor da amplitude de vibração é a mesma, variando, apenas, a velocidade reduzida (inversamente proporcional à frequência natural do vão).

Diferentemente das curvas de resposta IL, a curva de amplitudes CF nos diferentes modos de vibração pode variar (Figura 5-15), dependendo da razão entre o modo de vibração avaliado e o modo consecutivo. Por exemplo, quando dois modos de vibração são avaliados e a razão entre suas respectivas frequências naturais é superior a 2.3, o máximo valor de A_z/D que pode ser obtido é de 1.3, enquanto que no caso onde a razão de frequências naturais é inferior a 1.5, o máximo valor de A_z/D que pode ser obtido é de 0.9.

As curvas de amplitudes de resposta CF, em função da taxa de corrente no escoamento (α) e do número de Keulegan-Carpenter (KC), podem ser determinadas por meio da Figura 5-16 e das equações a seguir:

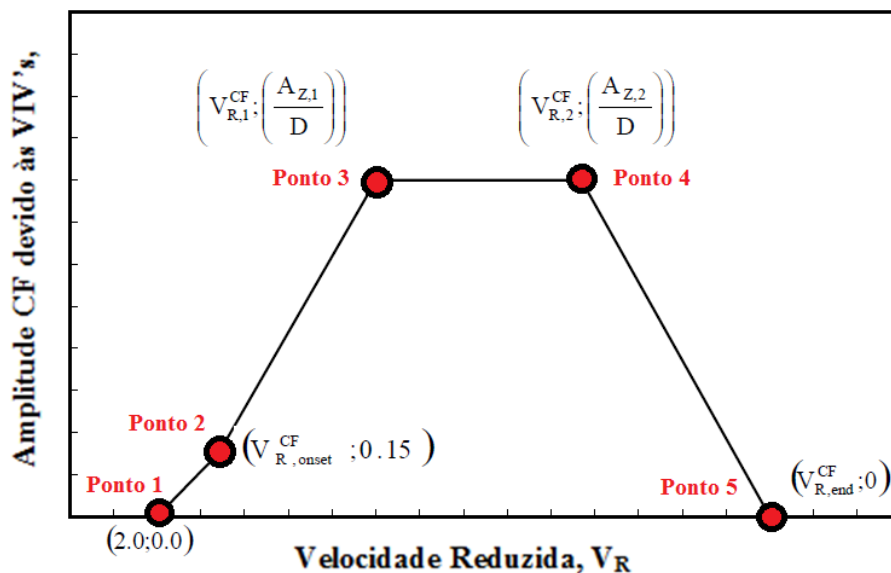


Figura 5-16 – Princípio de geração da resposta CF (DNV-RP-F105, 2006).

- Ponto 1:

$$V_R = 2.0 \quad (5.21)$$

- Ponto 2:

$$V_{R,onset}^{CF} = \frac{3 \cdot \psi_{prox,onset} \cdot \psi_{trench,onset}}{\gamma_{on,CF}} \quad (5.22)$$

- Ponto 3:

$$V_{R,1}^{CF} = 7 - \frac{(7 - V_{R,onset}^{CF})}{1.15} \cdot \left(1.3 - \frac{A_{z,1}}{D}\right) \quad (5.23)$$

$$\left(\frac{A_{z,1}}{D}\right) = \begin{cases} 0.9 & \alpha > 0.8 & \left(\frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}}\right) < 1.5 \\ 0.9 + 0.5 \cdot \left(\frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}} - 1.5\right) & \alpha > 0.8 & 1.5 \leq \left(\frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}}\right) \leq 2.3 \\ 1.3 & \alpha > 0.8 & \left(\frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}}\right) > 2.3 \\ 0.9 & \alpha \leq 0.8 & KC > 30 \\ 0.7 + 0.01 \cdot (KC - 10) & \alpha \leq 0.8 & 10 \leq KC \leq 30 \\ 0.7 & \alpha \leq 0.8 & KC < 10 \end{cases} \quad (5.24)$$

- Ponto 4:

$$V_{R,2}^{CF} = V_{R,end}^{CF} - \left(\frac{7}{1.3}\right) \cdot \left(\frac{A_{z,1}}{D}\right) \quad (5.25)$$

$$\left(\frac{A_{z,2}}{D}\right) = \left(\frac{A_{z,1}}{D}\right) \quad (5.26)$$

- Ponto 5:

$$V_{R,end}^{CF} = 16 \quad (5.27)$$

onde:

- $\frac{f_{n+1,CF}}{f_{n,CF}}$ é razão de frequências para dois modos CF (contribuintes) consecutivos;
- $\Psi_{proxi,onset}$ e $\Psi_{trench,onset}$ são fatores de correção que contabilizam a proximidade do duto com o solo e o efeito de um duto localizado em trincheiras;
- $\gamma_{on,CF}$ é o fator de segurança para início das VIV, no valor de 1,2, aumentando o tamanho da banda de ocorrência dos movimentos.

5.3.4. Capacidade de Fadiga – Cálculo da vida útil

A partir da definição e explanação do fenômeno de VIV, dos parâmetros hidrodinâmicos e das curvas de resposta para amplitudes de movimento IL e CF, para a definição dos procedimentos de cálculo da vida útil do vão livre é necessário determinar as frequências de oscilação nas quais o duto vibra, as variações de tensão e as propriedades das curvas de fadiga, bem como a consideração do diagrama de dispersão de correntes marinhas e suas respectivas probabilidades de ocorrência.

A capacidade marginal de fadiga devida ao fenômeno de VIV para um estado de mar singular, caracterizado pela altura significativa de onda (H_s), período de pico (T_p) e ângulo de ataque da onda (θ), é definida pelas seguintes equações:

- *Cross-Flow*:

$$T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, CF} = \frac{1}{\int_0^{\infty} \frac{(f_v \cdot S_{CF}^m)}{\bar{a}} dF_{Uc}} \quad (5.28)$$

- *In-Line*:

$$T_{H_s, T_p, \theta}^{RM, IL} = \frac{1}{\int_0^{\infty} \frac{f_v \cdot \max\left(S_{IL}; \frac{S_{CF}}{2.5} \frac{A_{IL}}{A_{CF}}\right)^m}{\bar{a}} dF_{Uc}} \quad (5.29)$$

onde:

- f_v é a frequência de vibração do vão livre quando da ocorrência das VIV (a ser detalhada no próximo item);
- S_{CF} é a variação de tensão CF;
- S_{IL} é a variação de tensão IL;
- A_{IL} é a amplitude de tensão diametral devido à deflexão do modo IL;
- A_{CF} é a amplitude de tensão diametral devido à deflexão do modo CF;

A integral em dF_{Uc} representa a integração sobre a distribuição de longo prazo das velocidades de corrente, representadas pela distribuição de Weibull ou por um Histograma.

Observa-se que no caso da vida útil para a direção IL, o procedimento de cálculo verifica qual caso de vibração IL, movimento IL puro ou movimento IL induzido pelo movimento CF, é mais crítico.

Nos tópicos a seguir, será descrita a forma como a norma DNV-RP-F105 (2006) aborda o cálculo da frequência de vibração nas direções IL e CF, bem como as variações de tensão em ambas as direções, com relação ao comportamento unimodal do vão. Para os casos de comportamento multimodal, será explicado, sucintamente, como as frequências de vibração e as variações de tensão devem ser tratadas de modo a se chegar a frequências e variações combinadas “equivalentes”, para o cálculo adequado da vida útil neste tipo de comportamento.

5.3.4.1. Comportamento unimodal

O modelo de resposta assume que o vão livre vibra de acordo com a frequência de desprendimento de vórtices dentro da banda de *lock-in*, ou seja, dentro da faixa de frequências naturais do duto, modificada, em alguns casos, pela massa adicionada em torno do duto.

As frequências de vibração dominantes, f_v , podem ser calculadas conforme as equações a seguir:

- *VIV In-Line*:

$$f_v = f_{n,IL} \quad (5.30)$$

- *VIV Cross-Flow*:

$$f_v = f_{n,CF-RES} \quad (5.31)$$

- *Movimento In-Line induzido pelo Cross-Flow*:

$$f_v = 2 \cdot f_{n,CF-RES} \quad (5.32)$$

onde n representa o n ésimo modo de vibração e $f_{n,IL}$ representa a n ésima frequência natural de vibração no plano do escoamento.

Observa-se que as frequências referentes ao movimento CF e ao movimento IL induzido pelo movimento CF possuem a frequência de resposta, $f_{n,CF-RES}$, como frequência base de vibração, sendo a frequência referente ao modo IL induzido pelo CF o dobro da frequência referente ao modo CF. Esta frequência base leva em conta os efeitos de massa adicionada durante as VIV, diferentemente de quando se trata de frequências naturais extraídas do duto, apenas, inserido sem um meio submerso.

O coeficiente de massa adicionada C_a é definido em função da proximidade do duto com o solo, de acordo com a Equação (5.33).

$$C_a = \begin{cases} 0.68 + \frac{1.6}{(1 + 5 \cdot (\frac{e}{D}))} & \text{se } (\frac{e}{D}) < 0.8 \\ 1 & \text{se } (\frac{e}{D}) \geq 0.8 \end{cases} \quad (5.33)$$

onde o parâmetro “e” é definido como sendo o *gap* existente.

O coeficiente de massa adicionada modificada é definido em função da velocidade reduzida, como mostrado na Figura 5-17.

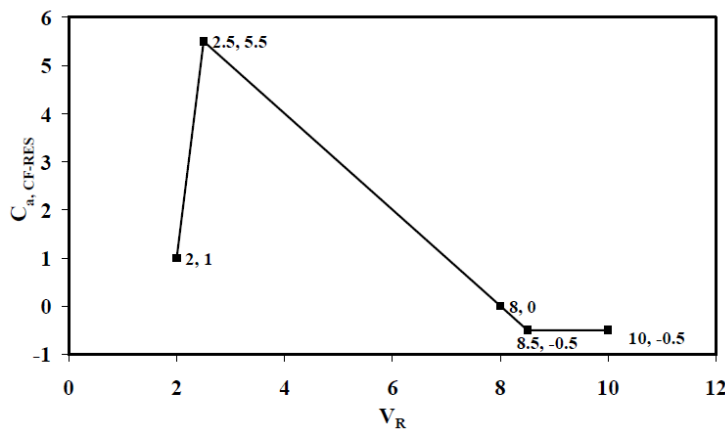


Figura 5-17 – Coeficiente de massa adicionada modificada $C_{a,CF-RES}$ em função da velocidade reduzida (DNV-RP-F105, 2006).

5.3.4.2. Comportamento Multimodal

Até o ano de 2002, quando então era lançada a primeira versão da norma DNV-RP-F105 (2002) em um formato de “Práticas Recomendadas”, os vãos livres classificados como vãos singulares ou vãos múltiplos poderiam ser avaliados vibrando, predominantemente, em apenas um modo. Em casos onde há a combinação de longos vãos e severas condições ambientais (altas correntes), não apenas os modos fundamentais de vibração são excitados, mas também os modos mais altos. Entretanto, não existia no mercado, até então, um guia detalhado sobre como avaliar o dano à fadiga em casos de variações multimodais.

Durante o projeto ORMEN LANGE (2001), um foco específico foi colocado em procedimentos de projeto voltados para vãos longos, no intuito de fazer viável o referido projeto e, consideravelmente, os custos de instalação de suportes intermediários. Nesse âmbito, um amplo projeto P&D voltado para o estudo de vibrações induzidas por vórtices em vãos livres foi desenvolvido, provendo os procedimentos de cálculo e os critérios de aceitação de projeto necessários para as respostas multimodais.

MØRK (2003) relatou em seus trabalhos os principais procedimentos de cálculo para vibrações multimodais, posteriormente incorporados à última revisão da norma DNV-RP-F105 (2010).

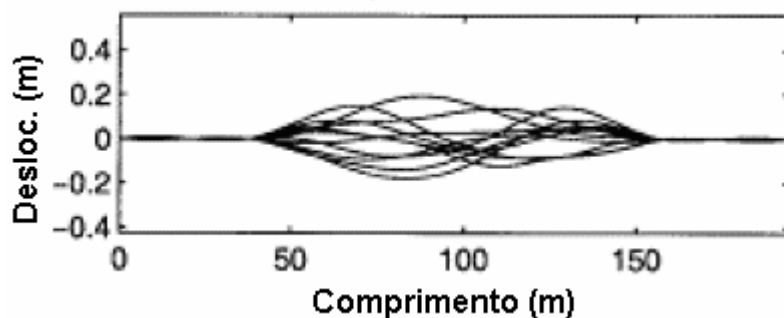


Figura 5-18 – Comportamento Multimodal na direção in-line (DNV-RP-F105, 2007).

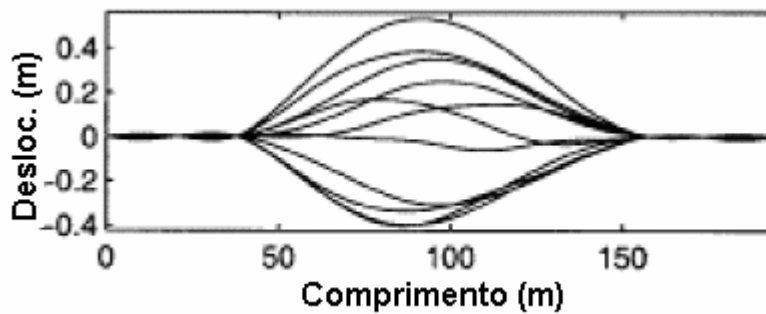


Figura 5-19 – Comportamento Multimodal na direção *cross-flow* (LIMA, 2007).

Nos itens a seguir, será discutida a aplicabilidade da metodologia de comportamento multimodal, bem como os procedimentos de cálculo para avaliação das frequências naturais e variações de tensão combinadas na vida à fadiga no que diz respeito a casos onde predominam respostas multimodais.

a). Aplicabilidade

O comportamento multimodal de um vão livre, exposto a uma corrente, se manifesta quando, sob uma determinada velocidade de escoamento, vários modos de vibração são excitados.

A aproximação do projeto de fadiga e os princípios de aplicação dos Modelos de Resposta para casos multimodais são similares aos mesmos empregados em casos de resposta unimodal do vão, com suas devidas correções.

A DNV-RP-F105 (2006) apresenta um critério de avaliação de respostas multimodais, como uma forma conservativa de se avaliar, previamente, se o comportamento do vão livre será uni ou multimodal, de acordo com as seguintes premissas:

- Verificação das frequências mais baixas em ambas as direções CF e IL ao escoamento;
- Identificar as frequências que podem ser excitadas pela aplicação do seguinte critério simplificado:

$$V_{Rd,CF} > 2 \quad (5.34)$$

$$V_{Rd,IL} > 1 \quad (5.35)$$

onde a velocidade reduzida, em ambos os casos, deve ser calculada utilizando-se a condição ambiental em questão (anual, decenária ou centenária). Se apenas um modo satisfizer o critério supracitado, o comportamento será caracterizado como unimodal. Caso contrário, o comportamento será caracterizado como multimodal.

b). Procedimentos de Cálculo

Os procedimentos de cálculo relatados nos itens a seguir são baseados em testes de laboratório realizados pelo Marintek, com resultados descritos por MØRK (2003), para configurações de longos vãos. Porém, sua aplicabilidade é voltada para qualquer tipo de cenário, seja em vãos singulares ou em vãos múltiplos. Ressalta-se que, programas que trabalham com procedimentos iterativos no domínio da frequência utilizando técnicas de superposição modal, a exemplo do programa comercial Shear7 VANDIVER (2005), não possuem a habilidade de capturar vários modos de vibração em situações onde a estrutura encontra-se submetida às condições de corrente uniforme, conforme mencionado por LIMA (2007). Atualmente, as respostas dinâmicas (frequências e modos naturais de vibração) IL e CF podem ser extraídas de análises em elementos finitos (por exemplo; em *softwares* como o ANSYS e o ABAQUS), levando-se em consideração as configurações estáticas e geométricas do *jumper* (deflexão inicial devido à ação do peso próprio e às condições operacionais, refletidas nas forças axiais do duto), bem como condições de contorno apropriadas nas extremidades do *jumper*. É importante observar que a sequência de carregamentos/pressurização também deve ser levada em conta, uma vez que há diferenças na configuração inicial do *jumper* quando da mudança na sequência de carregamentos.

Um ponto importante a ser mencionado é que a norma DNV-RP-F105 (2006) apresenta respostas aproximadas e conservadoras do comportamento multimodal, com relação às frequências naturais e às amplitudes de tensão (Tabela 5-2).

Tabela 5-2 – Comportamento multimodal aproximado (DNV-RP-F105, 2006).

Modos de Vibração	Frequência de Vibração	Amplitudes de Tensão
1°	f_1	A_1
2°	$2.7 f_1$	$3.1 A_1$
3°	$5.4 f_1$	$6.1 A_1$
4°	$8.1 f_1$	$9.3 A_1$

Para cada ponto ao longo do *jumper*, ou do vão exposto que o *jumper* possui, deve-se avaliar/identificar as respostas dinâmicas e seu comportamento estrutural associado (amplitudes de tensão), no que tange à caracterização do modo, ou seja, se dominante, se fraco, ou se não excitado. Essa pré-avaliação é, geralmente, feita para cada velocidade de escoamento presente nos diagramas de dispersão que acompanham os dados meta oceanográficos.

De maneira geral, o modo dominante caracteriza-se como o modo que apresenta a maior amplitude de resposta para uma determinada velocidade de escoamento. A partir da definição do modo dominante, todo o modo que apresentar amplitudes superiores a 10% da amplitude do modo dominante será excitado, com a caracterização de um modo fraco. Quando os modos apresentam amplitudes inferiores a 10% da máxima amplitude, assume-se que eles não proporcionam qualquer dano estrutural ao sistema e, portanto, são desprezados.

A Figura 5-20 mostra, de maneira mais objetiva, como a avaliação multimodal é efetuada.

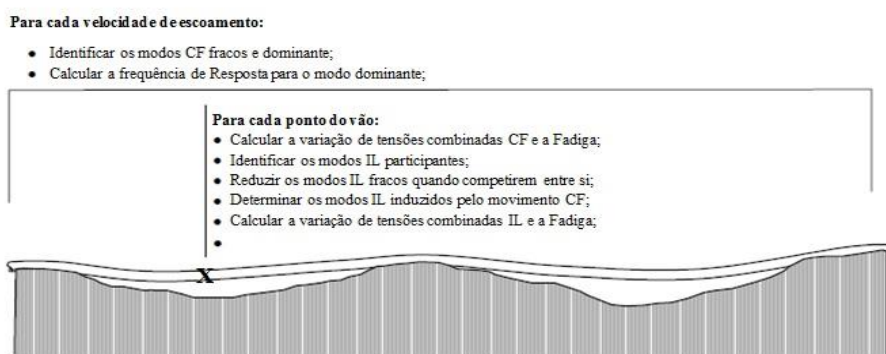


Figura 5-20 – Cenário de múltiplos vãos com resposta multimodal (DNV-RP-F105, 2006).

Nos itens a seguir, serão relatados os procedimentos de cálculo e suas nuances, com relação às direções CF e IL.

b.1). Resposta Cross-Flow

As respostas multimodais na direção CF originam-se, de acordo com a presente metodologia, apenas do movimento “puro” transversal, sem qualquer contribuição de qualquer outro movimento em qualquer outra direção. Portanto, potenciais movimentos CF induzidos pela movimentação IL sob as condições de velocidade reduzida entre 2,0 e 3,0 (Figura 5-12 e Figura 5-15) estão sendo desprezados, por não contribuírem, de forma efetiva, ao acúmulo do dano à fadiga.

Para todo vão e velocidade de escoamento considerado, o modo de vibração CF com o maior valor de amplitude de resposta normalizada (A_z/D) previsto pelo Modelo de Resposta, sob determinada velocidade reduzida, será o modo dominante, conforme mencionado anteriormente. Os modos contribuintes são definidos como sendo aqueles que apresentarem resposta de movimento de, no mínimo, 10% da amplitude máxima (correspondente ao modo dominante). A esses modos, tem-se a denominação de modos “fracos”, ou seja, contribuem para a resposta final, porém, não são dominantes.

A variação máxima de tensões induzida pelo modo dominante CF “i” possui a mesma forma do que aquela calculada por meio do Modelo de Resposta, como pode ser observada a seguir:

$$S_{i,CF}(x) = 2 \cdot SCF \cdot A_{i,CF}(x) \cdot (A_{z_i} / D) \cdot R_k \cdot \gamma_s \quad (5.36)$$

Neste caso, $A_{i,CF}(x)$ representa a amplitude de tensão por unidade de diâmetro do modo CF “i” e (A_z/D) a respectiva amplitude de resposta normalizada pelo diâmetro externo. O parâmetro γ_s representa o fator de segurança no valor de $A_{i,CF}(x)$. Ressalta-se que a avaliação das variações de tensão ao longo do comprimento do vão dá-se pela coordenada x do vão.

A variação de tensão induzida pelos modos “fracos” é avaliada pela seguinte expressão:

$$S_{i,CF}(x) = 2.0,5.SCF.A_{i,CF}(x).(A_{Z_i} / D).R_k . \gamma_s \quad (5.37)$$

Observa-se que, nos modos fracos, existe a redução da variação de tensão pela metade, quando comparada à variação correspondente ao modo dominante.

A partir da avaliação das variações de tensão dos modos fracos e do modo dominante, determina-se a variação de tensões combinadas, definida como sendo a raiz da soma dos quadrados das variações de tensão de cada modo CF excitado, como definido a seguir:

$$S_{comb,CF}(x) = \sqrt{\sum_{i=1}^n (S_{i,CF}(x))^2} \quad (5.38)$$

onde “n” é o número de modos CF excitados para uma determinada velocidade de escoamento.

Um ponto importante a ser destacado é o método utilizado no cálculo da variação de tensões combinadas, onde se optou por escolher o método da raiz da soma dos quadrados. MØRK (2003) realizou estudos de sensibilidade na qual avaliou a variação de tensões combinadas por meio de três diferentes aproximações, a saber: as aproximações por meio de um somatório simples; as aproximações por meio da raiz da soma dos quadrados e o método de contagem de *RainFlow*. Comparando-se os três métodos, conclui-se que a aproximação pela raiz da soma dos quadrados apresentou resultados bastante consistentes e erros desprezíveis, quando comparados com o contador de *RainFlow*, provendo custos computacionais extremamente baixos. A aproximação por meio da soma das variações de tensões forneceu resultados menos confiáveis quando comparados com os outros dois métodos supracitados.

Uma vez que na avaliação multimodal vários modos e frequências naturais do vão são excitados, é necessária a determinação da frequência para contagem de ciclos ($f_{cyc,CF}$) a ser contabilizada no cálculo da vida à fadiga. Essa frequência é determinada

levando-se em conta a frequência de cada modo de vibração, suas respectivas variações de tensão e a variação de tensões combinadas, utilizando-se a mesma técnica, a raiz da soma dos quadrados, para o cálculo da variação de tensões combinadas:

$$f_{cyc,CF}(x) = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(f_{i,CF} \cdot \frac{S_{i,CF}(x)}{S_{comb,CF}(x)} \right)^2} \quad (5.39)$$

onde $f_{i,CF}$ é tomada como sendo as frequências naturais dos modos fracos e dominante, cada qual em seu respectivo caso, ou seja:

$$f_{cyc,CF}(x) = \sqrt{\left(f_{DOM,CF} \cdot \frac{S_{DOM,CF}(x)}{S_{comb,CF}(x)} \right)^2 + \left(f_{FRA,CF} \cdot \frac{S_{FRA,CF}(x)}{S_{comb,CF}(x)} \right)^2 + (...)} \quad (5.40)$$

onde $f_{DOM,CF}$ e $f_{FRA,CF}$ são as frequências do modo dominante e dos modos fracos, respectivamente.

b.2). Resposta In-Line

Em geral, os modos de vibração IL são mais excitados que os modos CF, uma vez que as velocidades reduzidas na direção paralela ao escoamento são maiores do que as velocidades na direção transversal (pois as frequências naturais IL são, geralmente, inferiores às frequências naturais CF). Isto torna a resposta multimodal IL mais complexa, pois trabalha com um número maior de modos ativos, além do fato de que os modos são analisados para as situações onde as vibrações IL são excitadas, puramente, e onde as vibrações CF excitam alguns movimentos IL.

Para melhor compreensão de como o procedimento de avaliação da resposta multimodal IL deve ser realizado, um exemplo com quatro modos IL participantes, podendo estes tornarem-se potencialmente ativos, será explanado.

b.2.1). VIV In-Line puro

Quando dois modos de vibração possuem frequências naturais muito próximas, ambos são fortes candidatos a serem excitados sob uma determinada velocidade de

escoamento, ou seja, regiões de *lock-in* podem se sobrepor. Neste caso, apenas um modo apresentará a resposta de forma integral, ao contrário do outro modo competidor, que apresentará uma resposta parcial, ou seja, reduzida.

Neste tipo de avaliação para o referido cenário, o primeiro passo é a determinação dos modos a serem excitados sob uma determinada velocidade de escoamento em cada ponto x_i ao longo do comprimento dos vãos.

Para cada posição x_i , são avaliadas as tensões de resposta em todos os modos ativos. O n ésimo modo da referida posição será ignorado caso este apresente o nível de tensões inferior a 10% da maior tensão de resposta de todos os outros modos potenciais em x_i . Eliminando-se os modos não ativos, determina-se a lista final de modos participantes ativos, os quais são renumerados, e excluem-se os modos não ativos. Como exemplo, na Tabela 5-3, os modos 1 e 3 são identificados como os modos ativos na posição x_i , enquanto que o modo 2 é ignorado (tensão de resposta desprezível). A tabela a seguir resume, de maneira mais objetiva, a referida explicação:

Tabela 5-3– Tabela-exemplo de renumeração dos modos em uma posição x_i

Numeração Antiga	Nova Numeração (como modos consecutivos)
Modo 1	Modo 1
Modo 2 (ignorado para a posição x_i sob uma determinada velocidade de escoamento U_i)	-
Modo 3	Modo 2
Modo 4	Modo 3

Quando um determinado cenário apresenta resposta multimodal, o fenômeno de competição entre os modos pode ocorrer. O referido fenômeno consiste em avaliar se dois modos adjacentes, quando da proximidade entre as respectivas frequências naturais, competem entre si (com redução no modo mais “fraco”, ou seja, aquele que perde a competição tem sua resposta reduzida) ou se agem de forma independente (sem concorrência entre os modos, ou seja, as frequências encontram-se, relativamente, distantes). Ressalta-se que o sistema de renumeração deve ser utilizado quando da avaliação de competição entre os modos.

Dois modos adjacentes competem entre si se a razão entre suas frequências é inferior a 2, como mostrado a seguir:

$$\frac{f_{n+1}}{f_n} < 2 \quad (5.41)$$

Quando dois modos competem, assume-se que apenas um modo irá apresentar a amplitude de resposta A/D de forma integral. Este modo corresponde ao modo dominante IL. Aos modos ativos restantes, estará sujeita uma redução pela metade da amplitude de resposta, ou seja, um fator de 0.5 será aplicado.

Toda combinação de modo adjacente precisa ser verificada, para descobrir quais modos irão vencer a competição. Para o exemplo anteriormente citado, as seguintes combinações devem ser verificadas.

- Modo 1 x Modo 2;
- Modo 2 x Modo 3;
- Modo 3 x Modo 4.

Em resumo, para uma determinada posição x_i ao longo do vão, é necessária a avaliação das tensões correspondentes aos modos excitados. O fator de redução do modo devido à competição, α_j , é então multiplicado pelas tensões associadas a cada modo de vibração, baseado nas seguintes regras:

- *Combinações de modos não concorrentes*

- Para combinações de modos que não competem entre si, o fator α_j será sempre 1, ou seja, não existe redução.

- *Combinações de modos concorrentes*

- O modo associado à maior tensão (ou seja, o modo dominante) de acordo com cada combinação de modos competitivos obtém o fator α_j no valor de 1;
- O modo fraco (aquele que perde a competição) de acordo com cada combinação de modos competitivos obtém o fator α_j no valor de 0.5;

- O fator α_j deve ser multiplicado pelas tensões para cada combinação de modos verificada. Isso implica que, para certos modos, o fator α_j deve ser multiplicado mais de uma vez em um mesmo modo de vibração.

Para um melhor entendimento, considere-se o seguinte exemplo, onde:

- Modo 1 e Modo 2 estão competindo e assume-se que o Modo 1 seja o modo dominante nesta competição. Isto implica que os Modos 1 e 2 obtêm α_j nos valores de 1 e 0.5, respectivamente;

- Modo 2 e Modo 3 estão competindo e assume-se que o Modo 2 seja o modo dominante nesta competição. Isto implica que os Modos 2 e 3 obtêm α_j nos valores de 1 e 0.5, respectivamente;

- Modo 3 e Modo 4 estão competindo e assume-se que o Modo 4 seja o modo dominante nesta competição. Isto implica que os Modos 3 e 4 obtêm α_j nos valores de 0.5 e 1, respectivamente.

Isso implica, efetivamente, nos seguintes valores de α_j :

Tabela 5-4 – Valores do fator α_j para os modos de vibração ativos

Modos de Vibração	Venceu a 1ª competição? (Valor de α_j)	Venceu a 2ª competição? (Valor de α_j)	Fator final de α_j
Modo 1	Sim ($\alpha_j = 1.0$)	-	1.0
Modo 2	Não ($\alpha_j = 0.5$)	Sim ($\alpha_j = 1.0$)	0.5 (=0.5 x 1.0)
Modo 3	Não ($\alpha_j = 0.5$)	Não ($\alpha_j = 0.5$)	0.25 (=0.5 x 0.5)
Modo 4	Sim ($\alpha_j = 1.0$)	-	1.0

A variação de tensões puras IL devido ao fenômeno de VIV, $S_{j,IL}(x)$, pode ser escrita como:

$$S_{j,IL}(x) = 2 \cdot \alpha_j \cdot SCF \cdot A_{j,IL}(x) \cdot (A_Y / D) \cdot \psi_{\alpha,IL} \cdot \gamma_s \quad (5.42)$$

Observa-se que a única diferença entre a formulação da variação de tensões para os modos de vibração nas avaliações unimodal e multimodal é a inclusão do fator α_j . Entretanto, em avaliações mais conservativas, o fator α_j é, muitas vezes, considerado como sendo 1 para todos os modos, ou seja, assume-se a hipótese de não competição entre os modos.

b.2.2) VIV In-Line induzido por Cross-Flow

Para certas faixas de velocidade reduzida, movimentos CF podem gerar pequenas amplitudes de movimento IL, caracterizando o movimento IL induzido por CF.

No cálculo da variação de tensões IL induzidas pelo movimento CF, assume-se que apenas o modo CF dominante possui energia suficiente para gerar movimentação IL. Porém, o modo CF dominante gera movimentação IL unimodal, ou seja, apenas um modo IL é “perturbado”. Nesse contexto, existe a necessidade de se conhecer qual o modo IL com maior tendência a ser excitado quando da movimentação CF. O modo *in-line* adotado será aquele cuja frequência é a mais próxima de duas vezes a frequência de resposta do modo dominante *cross-flow*, conforme equação a seguir:

$$\min \left(\left| f_{j,IL} - 2 \cdot f_{i,CF-RES} \right| \right) \quad (5.43)$$

onde $j=1, 2..2n$ representa os modos IL e “i” representa o modo CF dominante.

Em suma, o modo IL que apresentar a menor diferença entre sua frequência e o dobro da frequência natural do modo CF dominante será eleito o modo a ser excitado pelo modo CF dominante. A variação de tensões correspondente a este caso, $S_{j,IL-CF}(x)$, é definida a seguir:

$$S_{j,IL-CF}(x) = 2.0.4.SCF.A_{j,IL}(x) \cdot \left(A_{Z_{DOMi}} / D \right) R_k \cdot \gamma_s \quad (5.44)$$

É importante observar que a amplitude de tensão é referente ao modo IL, enquanto que a amplitude de resposta (movimento) refere-se ao modo CF, bem como os fatores de segurança R_k e γ_s .

Portanto, a variação de tensões para o modo IL potencialmente excitado pelo movimento CF é tomada como sendo, conservadoramente, a máxima variação entre o modo puramente IL e o modo IL induzido pelo modo CF dominante, como pode ser observado pela equação a seguir:

$$S_{j,IL}(x) = \max(S_{j,IL}(x), S_{j,IL-CF}(x)) \quad (5.45)$$

Ressalta-se que esta comparação é válida apenas para o modo IL induzido pelo modo CF dominante. Para os outros modos IL, a variação de tensões devido às VIV IL puras deve ser considerada.

A partir da avaliação das variações de tensão dos modos fracos e dominante, e da posterior verificação da variação de tensão do modo IL induzido pelo modo CF dominante, determina-se a variação de tensões combinadas, $S_{comb,IL}(x)$, definida como sendo a raiz da soma dos quadrados das variações de tensão de cada modo IL excitado, como observado a seguir:

$$S_{comb,IL}(x) = \sqrt{\sum_{j=1}^{2n} (S_{j,IL}(x))^2} \quad (5.46)$$

A frequência para contagem de ciclos para os modos IL, $f_{cyc,IL}(x)$, é baseada nos seguintes princípios:

- Para os modos IL puros, a frequência para contagem de ciclos é tomada como sendo a frequência natural do próprio modo;
- Para o modo IL induzido pelo modo CF dominante, a frequência para contagem de ciclos é tomada como sendo o dobro da frequência de resposta do modo CF dominante.

A equação resultante da frequência para contagem de ciclos dos modos IL pode ser observada a seguir:

$$f_{cyc,IL}(x) = \sqrt{\sum_{j=1}^{2n} \left(f_{j,IL} \cdot \frac{S_{j,IL}(x)}{S_{comb,IL}(x)} \right)^2} \quad (5.47)$$

CAPÍTULO 6

CRITÉRIOS DE PROJETO

6.1. Introdução

Este capítulo tem como objetivo apresentar uma breve descrição dos critérios de projeto utilizados para o projeto de um *jumper* rígido.

6.2. Principais normas de projeto

Partindo-se da premissa de que não existe uma norma dedicada ao projeto de *jumper* , foram adotadas normas relativas ao tipo de elemento mais relacionado fisicamente com o tema. Logo, como o *jumper* rígido é um pedaço de tubo de aço, este pode ser entendido como um duto submarino, apenas com uma forma “diferente”. Atualmente, existem cinco principais normas de projeto de dutos submarinos, que dissertam ou apresentam algum tipo de critério para avaliação de dutos, considerando os esforços estáticos (ULS) e dinâmicos (fadiga), a saber:

- API RP 1111 (2011) – *Design, Construction, Operation, and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines (Limit State Design)*;
- ASME B31.8 (2010), Seção VIII – *Gas Transmission and Distribution Piping Systems*;
- BS EN 14161 (2011) – *Petroleum and Natural Gas Industries – Pipeline Transportation Systems (ISO 13623:2009 modified)*;
- ISO 13623 (2009) – *Petroleum and Natural Gas Industries – Pipeline Transportation Systems*;
- DNV-RP-F105 (2006) – *Free Spanning Pipelines*

As normas supracitadas têm por objetivo a avaliação dos dutos submarinos, estes, como apresentado anteriormente, precisam ser verificados estruturalmente e dinamicamente, partindo-se do princípio de que estes podem ser susceptíveis às VIV. Essa susceptibilidade está apresentada e avaliada nas normas sob a forma de vão livre.

As normas BS EN 14161 (2011) e ISO 13623 (2009) apresentam, praticamente, o mesmo conteúdo, com exceção de algumas correções realizadas na norma BS. Ambas descrevem, de forma superficial, como os vãos livres devem ser tratados, porém, não apresentam qualquer tipo de metodologia baseada em formulações analíticas para cálculo do vão livre máximo admissível.

Na mesma linha, segue a norma ASME-B31.8 (2010) Seção VIII, específica para dutos submarinos. A referida norma não apresenta qualquer tipo de formulação relacionada a vãos livres e sugere como recomendação para a análise de fadiga a utilização da norma API-RP-1111 (2009).

A API-RP-1111 (2009) apresenta um conteúdo um pouco mais detalhado sobre vão livre, com relação às práticas de projeto que devem ser abordadas em seu dimensionamento. Entretanto, no tópico referente à limitação do vão devido ao desprendimento de vórtices (fadiga), a norma recomenda o uso da metodologia presente na DNV-RP-F105 (2006) como referência para verificação do vão com relação às VIV.

Portanto, ao longo desta Dissertação será abordada, para a verificação estrutural do *jumper*, a norma ASME-B31.8 (2010) e o conteúdo referente à norma DNV-RP-F105 (2006) no que se refere ao cálculo da vida à fadiga.

6.3. Verificação Estrutural

O jumper será verificado de acordo com a norma ASME-B31.8 (2010). Esta adota o critério das tensões admissíveis. As tensões estão divididas em três grupos:

- *Hoop Stress*¹ (Tensão circunferencial): A tensão circunferencial pode ser definida pelas expressões apresentadas abaixo:

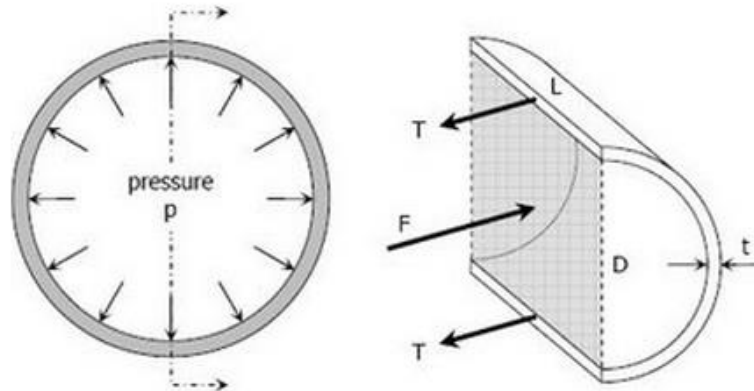


Figura 6-1 – *Hoop Stress* (STRUCTURAL ANALYSIS WEEBLY).

A expressão a seguir só pode ser usada para $D/t \geq 30$;

$$S_H = (p_i - p_e) \cdot \frac{D}{2t} \quad (6.1)$$

$$S_H \leq F_1 \cdot ST$$

A expressão a seguir só pode ser usada para $D/t < 30$;

$$S_H = \frac{(p_i - p_e) \cdot (D - t)}{2t} \quad (6.2)$$

$$S_H \leq F_1 \cdot ST$$

Sendo S_H a *hoop stress*, F_1 o fator de segurança e ST a tensão admissível.

onde,

D = diâmetro;

t = espessura da seção;

P_i = pressão interna;

P_e = pressão externa;

(1) A tensão de *hoop stress* assumirá um valor positivo caso seja de tração e negativa em caso de compressão.

- *Longitudinal Stress* (Tensão Longitudinal):

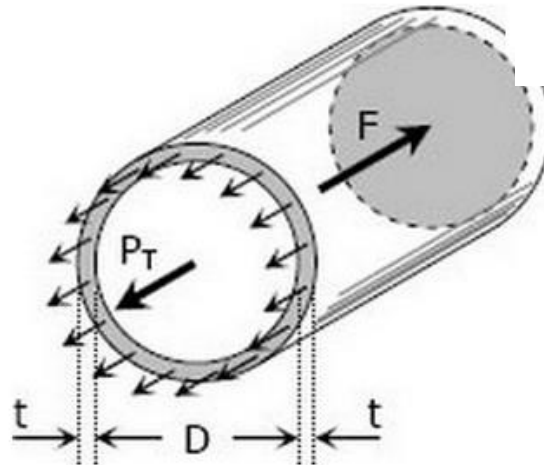


Figura 6-2 – *Longitudinal Stress* (STRUCTURAL ANALYSIS WEEBLY).

A tensão longitudinal deve satisfazer a inequação de verificação, apresentada a seguir:

$$S_L \leq F_2 \cdot S \quad (6.3)$$

Sendo S_L a tensão longitudinal, F_2 o fator de segurança e S a tensão admissível.

A tensão longitudinal pode ser definida pela expressão apresentada abaixo, assumindo o valor máximo entre as expressões:

$$S_L = S_a + S_b \text{ ou } S_a - S_b \quad (6.4)$$

Sendo S_a a tensão axial (positiva para tração e negativa para compressão) e S_b a tensão resultante devido aos momentos (*bending*).

$$S_a = F_a/A \quad (6.5)$$

$$S_b = \left[(i_i \cdot M_i)^2 + (i_o \cdot M_o)^2 \right]^{1/2} / z \quad (6.6)$$

onde:

A = área da seção de aço;

F_a = força axial;

i_i = fator de intensificação de tensão (SIF – *stress intensification factor*) no plano;

i_o = fator de intensificação de tensão (SIF – *stress intensification factor*) fora do plano;

M_i = momento no plano (*bending moment in-plane*);

M_o = momento fora do plano (*bending moment out-of-plane*);

z = módulo de resistência à flexão da seção.

Na Figura 6-3, está apresentado o fator de intensificação de tensão segundo a norma.

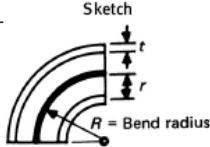
Description	Flexibility Factor k	Stress Intensification Factor		Flexibility Characteristic h	Sketch
		$i_i (1)$	$i_o (2)$		
Welding elbow, ^{3, 4, 5, 6, 7} or pipe bend	$\frac{1.65}{h}$	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{0.75}{h^{2/3}}$	$\frac{tR}{r^2}$	

Figura 6-3 – SIF (ASME-B31.8).

- *Combined Stress* (Tensão Combinada): A tensão combinada pode ser representada por duas maneiras distintas: a primeira por Tresca e a segunda por von Mises. A segunda é a mais adotada, pois, se correlaciona melhor com os dados experimentais. Na Figura 6-4, aparece o hexágono de falhas, um comparativo apenas para o quadro de tensões planas em materiais dúcteis.

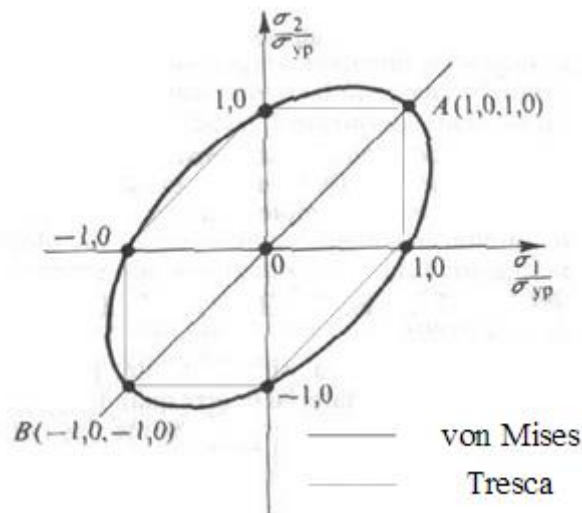


Figura 6-4 – Hexágono de falhas (STRUCTURAL ANALYSIS WEEBLY).

Segundo Tresca, a tensão combinada se dá por:

$$S_C = 2 \cdot \left[\left(\frac{S_L - S_h}{2} \right)^2 + S_t^2 \right]^{1/2} \leq F_3 S \quad (6.7)$$

Segundo von Mises, a tensão combinada se dá por:

$$S_C = (S_h^2 - S_L - S_h + S_L^2 + 3S_t^2)^{1/2} \leq F_3 S \quad (6.8)$$

Sendo S_C a tensão combinada, onde F_3 é o fator de segurança e S a tensão admissível.

Segundo a norma os fatores de segurança, F1, F2 e F3 são apresentados a seguir.

Location	Hoop Stress, F_1	Longitudinal Stress, F_2	Combined Stress, F_3
Pipeline	0.72	0.80	0.90

Figura 6-5 – Fatores de segurança (ASME-B31.8).

Uma observação válida é que no cálculo da tensão combinada, as normas, ASME-B31.8 e DNV-OS-F101, na parte da avaliação da flambagem, permitem uma extrapolação onde para o cálculo da tensão deve-se utilizar a espessura de parede mínima, ou seja, deve ser considerada a tolerância de fabricação e a corrosão.

6.4. Verificação da Fadiga

O fenômeno da fadiga poderá ocorrer de duas formas neste tipo de estrutura, uma pelos ciclos de utilização, e outra através das vibrações induzidas por vórtices. Esses efeitos deverão ser somados ao final das análises sendo este uma superposição dos efeitos de fadiga.

6.4.1. Fadiga – Ciclos de utilização

Durante a vida útil do gasoduto, este sofrerá vários ciclos de utilização, como desligamento e ligação da linha (*shut-down*). Devido a estes ciclos deverão ser analisados três casos a que o *jumper* estará submetido:

- O ciclo devido à pressurização máxima da linha, onde o *jumper* sofrerá uma variação de pressão máxima.
- O ciclo de redução máxima da linha, onde o *jumper* sofrerá uma variação da pressão mínima. Nesta fase, a pressão externa normalmente é maior que a interna.
- O ciclo devido à variação de temperatura da linha, onde o *jumper* sofrerá uma variação da temperatura.

Para a avaliação dos diferentes efeitos devido aos ciclos de utilização, como proposta de metodologia, deverão ser confeccionados três modelos diferentes, para a obtenção da variação máxima de tensão em cada fase. As variações máximas de tensão associadas às diferentes configurações deverão ser avaliadas ao longo do *jumper*. Estes valores servirão na consideração da estimativa do número de ciclos para falha identificados, levando-se em consideração as curvas S-N de acordo com DNV-RP-C203.

6.4.2. Fadiga - VIV

A análise de fadiga decorrente do fenômeno das VIV para eventos de longo prazo deve ser realizada para o *jumper*, de acordo com DNV-RP-F105 (2006).

A aplicabilidade da norma para avaliação da fadiga em *jumpers*, em águas profundas, limita-se à utilização do Modelo de Resposta nela descrito, porém com uma adaptação. Entende-se que, a partir das respostas dinâmicas, ou seja, amplitudes de tensão e frequências naturais obtidas através de uma análise modal se possam utilizar, apenas, as curvas de amplitude de movimento, de modo a obter como resposta as amplitudes máximas normalizadas *in-line* (A_y/D) e *cross-flow* (A_z/D), para o cálculo da máxima variação de tensão. A máxima amplitude é a maior tensão encontrada entre a principal e a de von *Mises* e é normalizada pelo diâmetro hidrodinâmico, ou externo. De posse das máximas variações de tensão, o número de ciclos máximo para a falha do material é obtido a partir das curvas de fadiga S-N, de acordo com a norma DNV-RP-C203. Estes são tratados pela regra de Miner onde se obtém o dano final.

A grande diferença na avaliação do tipo de movimento induzido pelas correntes entre um *pipeline* e um *jumper* é que, no caso do primeiro só existe corrente *out-of-plane* (OP), ou seja, agindo transversalmente ao *pipeline*, haja vista que a direção *in-plane* ele pode ser considerado como infinito e sem movimentação. Já no caso do *jumper*, este poderá ter uma incidência de corrente tanto no plano ortogonal (OP) quanto no paralelo (IP). Devido à falta de um código normativo, algo estudado e comprovado, foi estendida a aplicação das curvas de amplitude para o caso onde a corrente atua paralela ao plano do *jumper*, *in-plane* (IP), somente como uma aproximação. A corrente IP atua apenas nas barras verticais do *jumper*, ou seja, o desprendimento de vórtices

acontece apenas nessas barras e não no trecho horizontal onde o escoamento é axial e que está sendo desprezado por ter pouca influência.

Deverão ser determinadas as frequências naturais de cada modo de vibração, a identificação e classificação dos modos entre *in-line* e *cross-flow* da estrutura, segundo uma análise modal. Esta análise deverá conter as frequências naturais e o campo de tensões associado a cada frequência, de modo a caracterizar cada modo.

Para cada frequência natural deverá ser determinado o parâmetro " V_R " (velocidade reduzida), a qual deverá ser utilizada para avaliar se o modo será ou não excitado pela corrente. Essa primeira avaliação é denominada de critério de seleção, ou *screening criteria* pela norma.

O cálculo da velocidade reduzida deverá estar de acordo com a fórmula (6.9), segundo a DNV-RP-F105 (2006):

$$V_R = \frac{u_{c100anos}}{f_n \cdot D} \quad (6.9)$$

onde:

$u_{c100anos}$ = velocidade de corrente para um período de retorno de 100 anos;

f_n = frequências naturais do *jumper*;

D = diâmetro externo.

As dez primeiras frequências naturais deverão ser levadas em consideração, a fim de se verificar quais modos podem ser excitados pelo desprendimento de vórtices. Para a condição temporária, *as-landed*, o valor da corrente a ser utilizado é o valor correspondente ao período de retorno de 10 anos. Os valores das velocidades reduzidas deverão estar contidos nos intervalos apresentados abaixo, considerando o mais conservador ($K_{sd} = 0$), para cada tipo de movimento.

Para a avaliação dos modos *in-line*, o *lock-in* pode ocorrer com:

$$1.0 \leq V_R \leq 4.5$$

Para a avaliação dos modos *cross-flow*, o *lock-in* pode ocorrer com:

$$2.0 \leq V_R \leq 16$$

Se as verificações supracitadas não forem atendidas para determinados modos, ou seja, se não for atendido o critério de seleção, a avaliação da fadiga devido às VIV deverá ser feita. Para essa avaliação será utilizado o *software* FATFREE, que é baseado na DNV-RP-F105 (2006).

6.4.2.1. Seleção das curvas S-N de fadiga

O dano de fadiga deverá ser dividido pelas fases a que o *jumper* será submetido, sendo adotada a divisão a seguir como exemplo para esta Dissertação:

- 10% para as fases de Instalação/*As-landed*;
 - 8% para instalação;
 - 2% para *as-landed*;
- 90% para a fase de Operação;

Para fibra externa: o tubo estará sempre em contato com a água do mar, logo a curva S-N adotada será a classe D (*Seawater with cathodic protection - CP*) segundo a DNV-RP-C203;

Para fibra interna: o tubo ora estará em contato com o MEG (Monoetileno Glicol), que pode ser aproximado à água do mar, durante as fases de instalação e temporária, ora com o gás, durante a fase de operação. O dano causado nas fibras internas deverá ser dividido pelas fases a que o *jumper* estará submetido, sendo assim:

Será adotada a curva S-N classe F1 (*CP Seawater*) para as fases de instalação e temporária, sendo que estas representarão apenas 10% do tempo de exposição à fadiga e serão subdivididas conforme o tempo de exposição apresentado anteriormente.

Será adotada a curva S-N classe F1 (*air*) para a fase de operação.

Segue abaixo um resumo das curvas de fadiga adotadas:

- Fibra Interna: Curva classe D;
- Fibra Externa: Curva classe F1 (*air*) para Operação e classe F1 (*CP Seawater*) para *As-landed*.

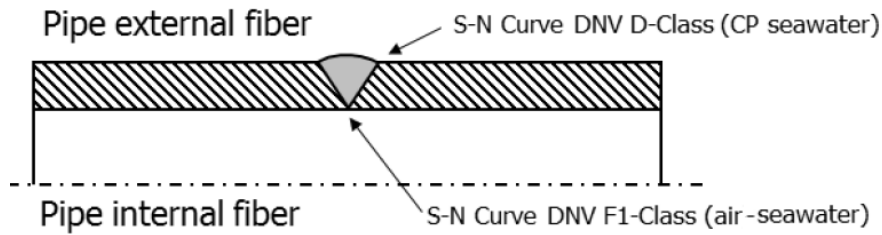


Figura 6-6 – Curvas S-N (DNV-RP-F105).

6.4.2.2. Dano final de fadiga

O dano final deverá ser dado pelo somatório do dano causado pelas VIV e pelos Ciclos:

$$D_{TOTAL} = D_{VIV} + D_{CÍCLICO} \leq D_{ADMISSÍVEL} \quad (6.10)$$

Na avaliação a fadiga deverá ser considerada um fator de ajuste devido à diferença de espessura entre o tubo de projeto e o tubo que foi ensaiado pela norma (25mm):

$$AF = \left(\frac{t}{t_{ref}} \right)^k \quad (6.11)$$

A fim de se levar em consideração os efeitos da corrosão, na análise de fadiga devida às VIV, foi utilizado um modelo corroído com metade da tolerância à corrosão.

Tabela 6-1 – Especificação das curvas de fadiga.

Curva S-N	n ≤ 10 ⁶ ciclos		n > 10 ⁶ ciclos	
	m ₁	Log _{a1}	m ₂	log _{a2}
Curva D (seawater)	3	11.764	5	15.606
Curva F1 (air)	3	11.699	5	14.832
Curva F1 (seawater)	3	11.299	5	14.832

Os fatores de utilização que deverão ser adotados nas verificações do dano a fadiga estão apresentados abaixo:

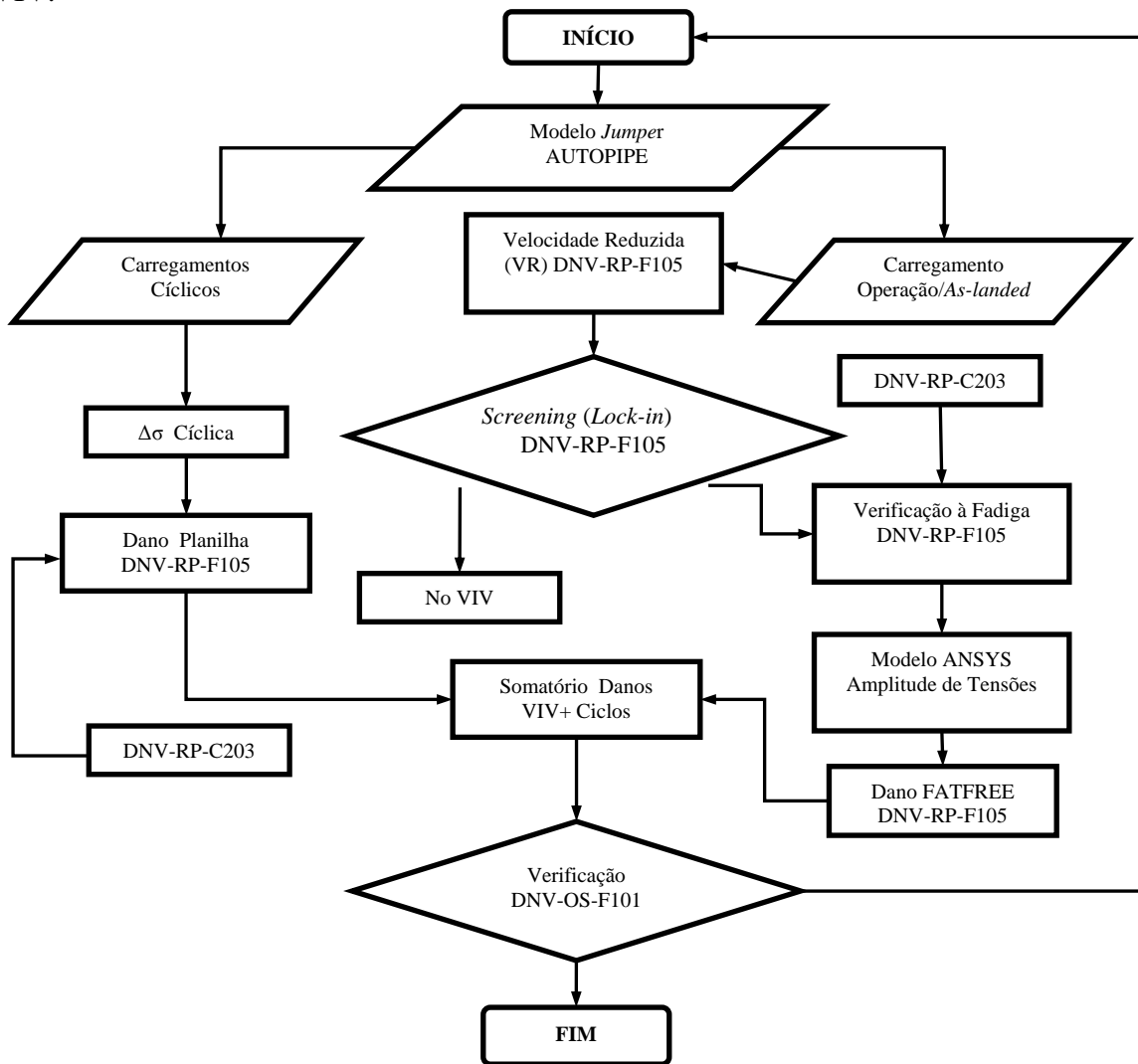
- Classe de segurança Normal $\eta = 0.50$ (Zona 1, segundo DNV-RP-F105);

$$Dano_{F105} = \frac{T_{EXPOSIÇÃO}}{T_{VIDA}} \leq \eta \quad (6.12)$$

- Classe de segurança Normal $\alpha_{FAT} = 0.20$ (Zona 1 - DNV-OS-F101).

$$Dano_{F101} = \frac{Dano_{F105}}{\eta} \alpha_{fat} + D_{CICLICO} \leq \alpha_{fat} \quad (6.13)$$

No fluxograma a seguir, apresentada a verificação à fadiga devido aos eventos cíclicos e as VIV.



CAPÍTULO 7

ESTUDO DE CASO

7.1. Introdução

Este capítulo tem como objetivo apresentar o projeto de um *jumper* rígido, buscando apresentar a importância de cada uma das variáveis no projeto deste tipo de estrutura.

O estudo foi baseado num cenário irreal onde se tentou, dentro do possível, apresentar o projeto e as verificações necessárias para este tipo de estrutura. Foi desenvolvida a abordagem para a situação onde o *jumper* se conecta a dois sistemas de produção submarinos. Sua principal função será a absorção da expansão térmica da linha (gasoduto), acrescentando flexibilidade, a fim de se adaptar aos máximos esforços permitidos pelos conectores. Serão abordadas as verificações das tensões e as de fadiga.

No âmbito do referido estudo, o *jumper* será instalado em uma lâmina d'água de aproximadamente 2200m (águas ultraprofundas) onde interligará um PLET a um PLEM. A Figura 7-1 apresenta um típico arranjo submarino que retrata o estudo de caso em questão.

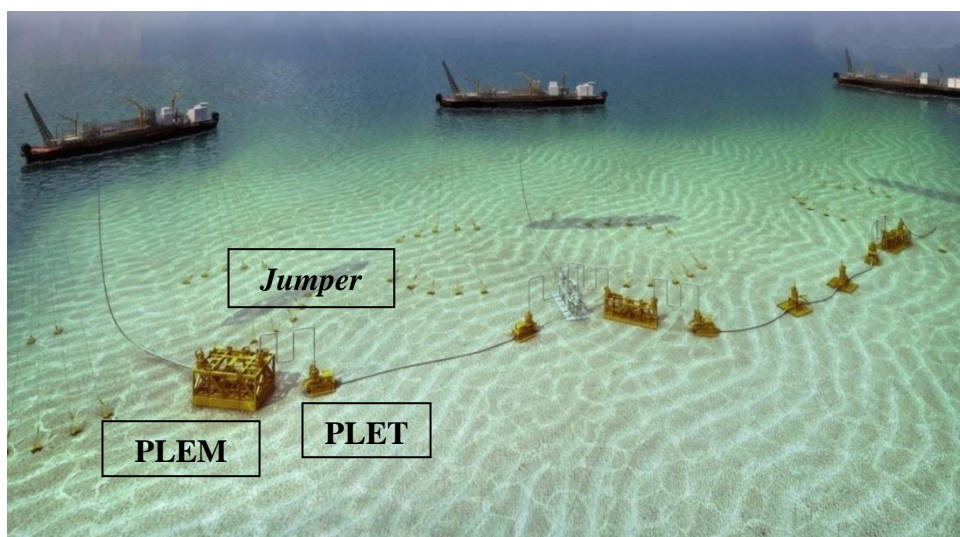


Figura 7-1 – Arranjo Submarino hipotético.

O *jumper* foi analisado estruturalmente para duas condições de utilização, a saber, temporária (*as-landed*) e operação (*operation*). As análises de fadiga foram realizadas para o ciclo operacional de utilização, no que diz respeito às variações de pressão e temperatura, e para o fenômeno de vibrações induzidas por vórtices (VIV), devido ao carregamento de corrente. Como parte fundamental da estrutura do *jumper*, os conectores foram avaliados com relação aos esforços encontrados no topo do *pup-piece*.

O *jumper* é uma estrutura bidimensional totalmente suspensa em formato de “M”, composta por tubos retos (*linepipes*), curvas (*bends*) e conectores verticais em suas extremidades (*connectors*), como apresentado na Figura 7-2.

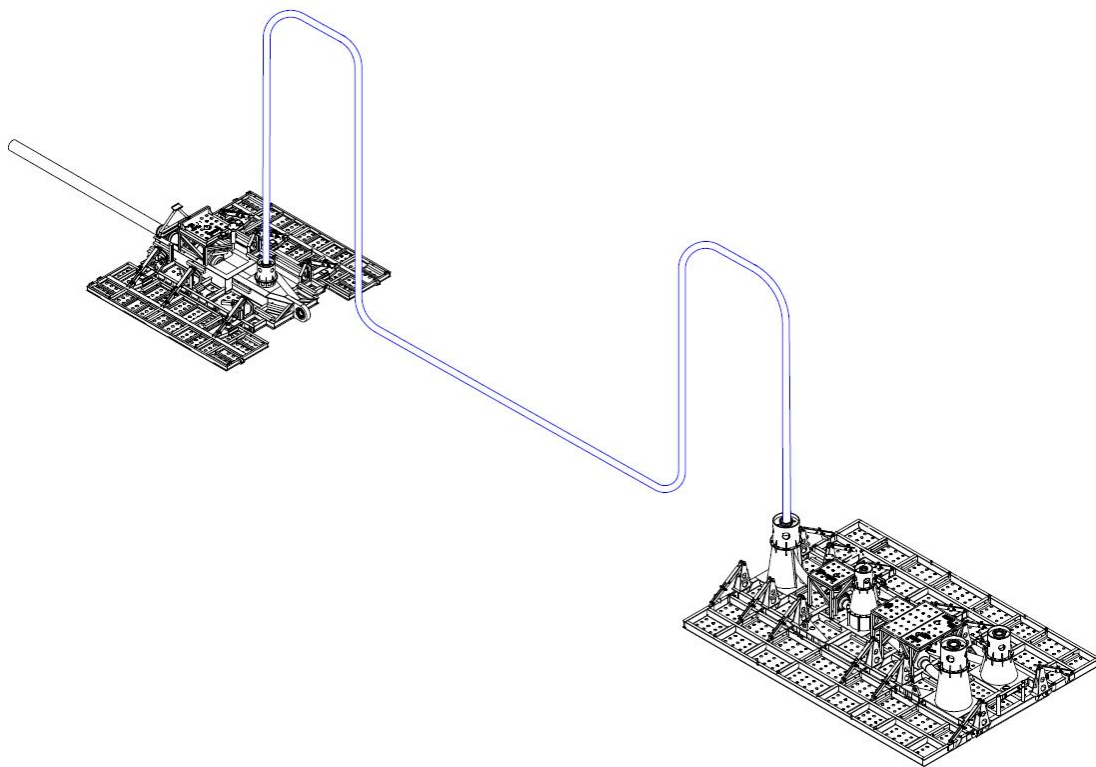


Figura 7-2 – Esquema do *Jumper* do Estudo.

7.2. Escopo do Estudo

O escopo deste estudo lança mão do Método de Elementos Finitos (MEF) quando da avaliação das tensões máximas equivalentes associadas ao *jumper*, nas fases, temporária e operação, por meio do uso do *software* AUTOPIPE.

O mesmo não contemplou a avaliação da condição de teste hidrostático, as análises foram realizadas apenas para as condições, temporária e de operação.

Mediante as incertezas do posicionamento das estruturas submarinas (PLET/PLEM) que são conectadas, o comprimento do *jumper* não pode ser fixado. Logo, existirão três tipos de configurações diferentes, as quais foram consideradas nas análises. Sendo assim, a análise cobriu todas as posições possíveis de acordo com as tolerâncias de instalação:

- *Jumper Near-Near* (é a configuração que se compreende a menor distância entre os *Hubs* das estruturas a serem conectadas, ou seja, a que o *jumper* tem o menor comprimento);
- *Jumper Nominal* (é a configuração em que a distância entre os *Hubs* das estruturas a serem conectadas é a exata de acordo com as posições exatas das estruturas após a instalação das mesmas);
- *Jumper Far-Far* (é a configuração que se compreende a maior distância entre os *Hubs* das estruturas a serem conectadas, ou seja, a que o *jumper* tem o maior comprimento);

Na Figura 7-3, estão apresentadas as configurações supracitadas para o *jumper* do estudo de caso.

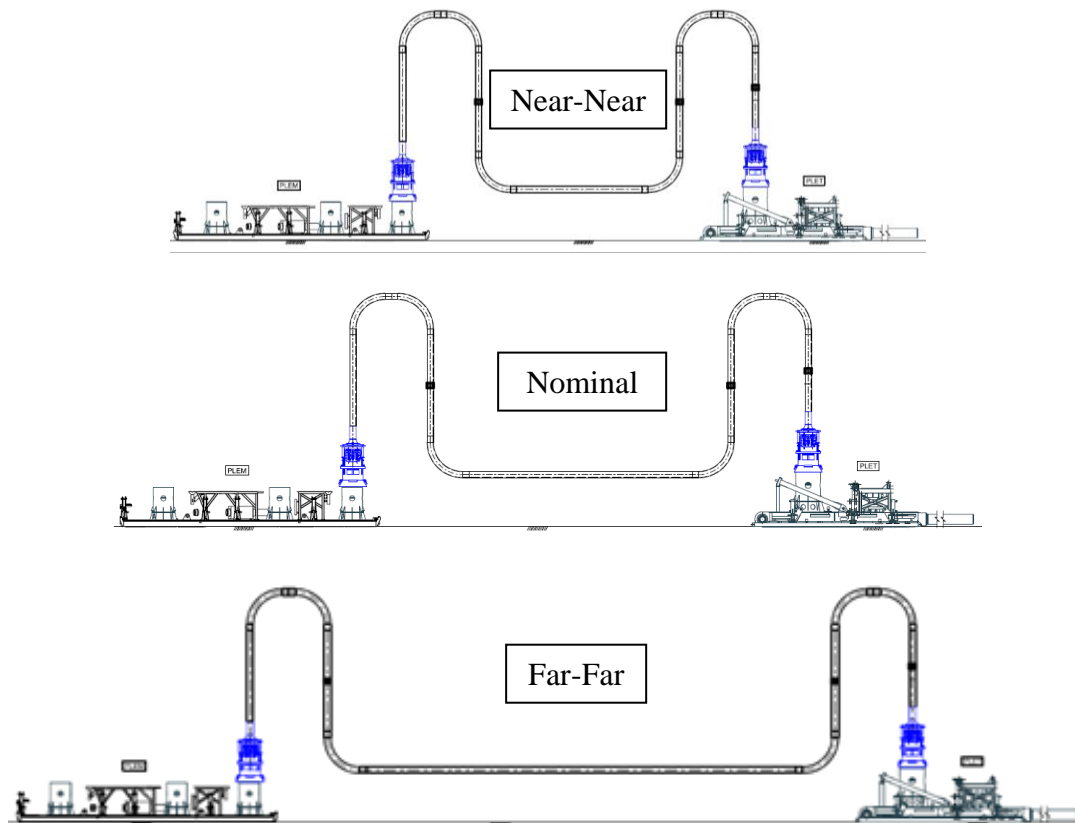


Figura 7-3 – Configurações do *Jumper*.

A análise estática foi realizada para aperfeiçoar as dimensões do *jumper*, de acordo com a norma ASME-B31.8 (2010). As máximas tensões associadas a uma razão de tensão ou *unit check* (UC) serão apresentadas em tabelas resumidas a fim de que se possa avaliar e resumir o estado de tensões da estrutura calculada.

As análises de fadiga foram realizadas de forma a verificar a fadiga associada aos ciclos de utilização e as VIV.

O software ANSYS foi utilizado para a obtenção das amplitudes de tensões (tensões de *von Mises* e máximas), das deformadas, dos deslocamentos máximos associados às diferentes frequências naturais e normalizados em relação ao diâmetro.

Lançando-se mão das amplitudes de tensões, calculadas no ANSYS, foi utilizado o software FATFREE para determinar o dano devido à fadiga induzido pelos carregamentos ambientais. Esses danos foram trabalhados em planilhas EXCEL a fim de serem distribuídos nas fases corretas até a obtenção de um dano final e sua verificação.

7.3. Definições Gerais

Os dados relacionados às propriedades do tubo, bem como as características operacionais, dados meta oceanográficos e de instalação são apresentados a seguir. Em ambos os casos avaliados, o duto apresenta as mesmas características geométricas e mecânicas, porém apresenta diferentes características operacionais como já apresentado anteriormente.

7.3.1. Dados dos Materiais

O projeto do *jumper* se inicia com a definição do diâmetro do tubo a ser utilizado. Essa parte de premissa de projeto é chamada de *flow assurance* ou “garantia de escoamento”, onde são estudadas a viabilidade do fluxo da linha quanto ao escoamento, pressão e temperatura do poço até o ponto final da linha. Para a determinação das características do tubo, espessura de parede, é feita uma análise chamada de “*Wall Thickness Design*”. A partir da definição da seção transversal do tubo, propriedades funcionais, pressão, temperatura e resistência máxima admissível, utiliza-se a API-5L (tabela com propriedades dos principais tubos comerciais) para definir a seção final padrão; no caso deste estudo a seção transversal do tubo considerado será de 20” x 1.25”.

O *jumper* é composto por trechos de tubo retos (*linepipes*) e trechos em curvas (*bends*), que serão fabricados por extrusão (*Seamless*), ou seja, sem costura.

Com relação às curvas, vale ressaltar que de acordo com as normas ISO 15590-1, DNV OS-F101, ASME B16.49 e TPA-IBS98, recomenda-se a utilização de uma espessura maior do que a do tubo original (*linepipe*). Essa recomendação se dá porque o tubo será dobrado, logo, perderá espessura de um dos lados da curva devido ao

dobramento e será preciso garantir que após esse processo a curva tenha uma espessura de parede interna igual ou maior ao tubo original. Esta diferença de espessura é dependente do raio da curva. No caso desse estudo, como as curvas são de raio cinco vezes o OD, será utilizado uma espessura nominal de aproximadamente 10% maior que a original. Na Tabela 7-1e na Tabela 7-2, estão apresentados os dados referentes aos tubos utilizados na confecção do *jumper*.

Tabela 7-1 – Dados dos tubos para os trechos retos e curvos.

Item	<i>Linepipe</i>	Item	<i>Bend</i>
OD (nominal)	508.0mm	OD (nominal)	508.0mm
WT (nominal)	31.8mm	WT ⁽¹⁾	34.9mm
WT Tolerância de Fabricação	+/-10% WT (máx. 3mm)	Raio das curvas	5D (2540mm)
Processo de Fabricação	Sem costura (estrudado)	Ângulo da curvas	90°deg
Tipo de Aço	DNV SMLS 450	<i>Pup piece</i>	500
		Tipo de Aço	DNV SMLS 450

(1) As curvas serão fabricadas a partir de um tubo mais espesso, a fim de se garantir que após o dobramento este possua uma espessura de parede interna igual ou maior ao tubo original, do trecho reto.

Tabela 7-2 – Propriedades do Material.

Propriedades	Unidade	Valores
Tipo de Aço	-	DNV SMLS 450
Tensão de Escoamento (SMYS)	MPa	448
Tensão de Ruptura (SMTS)	MPa	535
Massa específica	Kg/m ³	7850
Módulo de Elasticidade (E)	MPa	207000
Poisson	-	0.3
Coefficiente de expansão Térmica	°C ⁻¹	11.7x10 ⁻⁶

7.3.2. Dados dos Revestimentos Anticorrosivos

Os tubos do *jumper* serão revestidos externamente com uma camada de 3.6mm de 3LPP (cuja massa específica é de 950kg/m³). As curvas serão também revestidas internamente com uma fina camada de 0.15mm de epóxi líquido (cuja massa específica é de 1500kg/m³), chamado de *lining*.

7.3.3. Dados dos Anodos

O *jumper* será equipado com anodos para garantir uma proteção catódica contra corrosão. Na Tabela 7-3, estão apresentados os dados dos anodos utilizados.

Tabela 7-3 – Detalhes do Anodo.

Local	Massa Submersa [kg]	Número de Anodos
Águas Ultraprofundas - 2200m	118.2	3

7.3.4. Dados dos Conectores

Nesse estudo foi adotado apenas um tipo de conector para o PLET e para o PLEM. Na Tabela 7-4, estão apresentados os dados referente ao peso seco/ submerso e a distância entre a face do HUB e o topo do *pup-piece*:

Tabela 7-4 – Detalhes do Conector.

Item	Peso Seco	Peso Submerso	HUB / <i>Pup-Piece</i>
Conector Vertical 20"	14813kg	12887kg	3251mm

7.3.5. Dados de Processo

Os dados de processos estão apresentados na Tabela 7-5:

Tabela 7-5 – Dados de Processo.

Itens	Valores
Pressão de Projeto	32.58 MPa @ nível do <i>pipeline</i>
Máxima Pressão de Operação	30 MPa @ nível do <i>pipeline</i>
Mínima Pressão de Operação	15 MPa @ nível do <i>pipeline</i>
Mínima Densidade do Gás	250 kg/m ³
Máxima Densidade do Gás	359.9 kg/m ³
Densidade do MEG	1115 kg/m ³
Máxima Temperatura de Operação	10°C @ nível do <i>jumper</i>
Mínima Temperatura de Operação	5°C @ nível do <i>jumper</i>
Sobre espessura de corrosão	3mm
Profundidade do <i>Jumper</i> [m]	2200m

Neste estudo não foi considerada a condição de teste hidrostático. Para a condição temporária foi considerado que o *jumper* estará completamente preenchido com MEG.

Na Tabela 7-6 se encontram os ciclos operacionais que deverão ser considerados durante os 30 anos da vida útil do gasoduto. Estes deverão ser considerados para a análise de fadiga.

Tabela 7-6 – Ciclos de Operação.

Descrição	Ciclos
Número de ciclos de pressurização total durante a vida útil do gasoduto (Variação da densidade do fluido de operação para 119kg/m ³ e da pressão interna, que reduz da pressão de projeto para a máxima de operação)	30
Número de reduções máximas dos ciclos de pressurização durante a vida útil do gasoduto. (Variação da densidade do fluido de operação para 119 kg/m ³ e da pressão de projeto para a de operação mínima)	30
Número de ciclos de variação de temperatura (Variação da máxima para a mínima)	60

7.3.6. Dados Ambientais

Nos tópicos a seguir, se encontram todos os dados ambientais necessários para a execução do projeto.

7.3.6.1. Dados de Onda

Como *jumper* será instalado em águas ultraprofundas, os efeitos de onda não serão considerados. Os efeitos de onda existem até aproximadamente 300 metros de lâmina d'água.

A Figura 7-4 ilustra o parágrafo anterior, apresentando um esquema onde pode ser observado a influência dos efeitos dos carregamentos ambientais, ondas e correntes, sobre a estrutura do *jumper*.

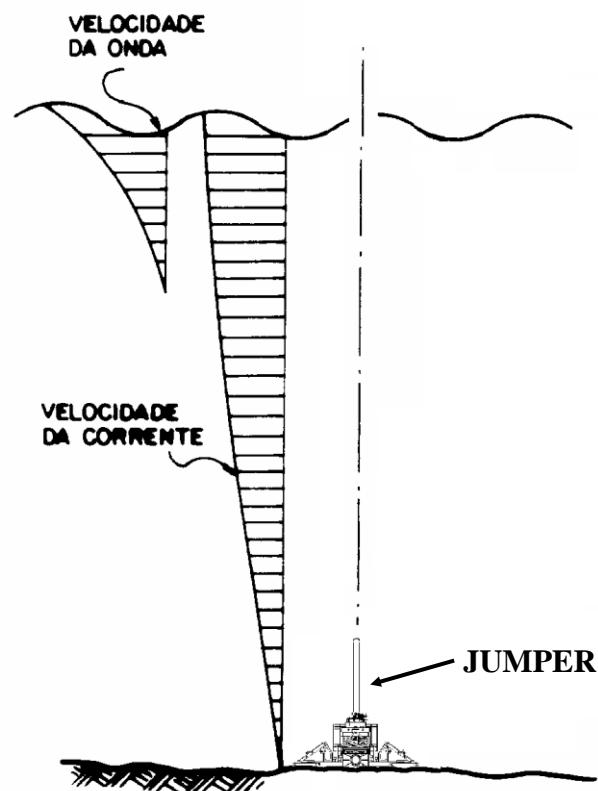


Figura 7-4 – Influência do carregamento de onda e corrente.

7.3.6.2. Dados de Corrente

Os efeitos de corrente deverão ser levados em consideração, porém, como o *jump* está instalado bem próximo ao solo este efeito não será tão relevante em termos de carregamento.

Na Tabela 7-7, estão apresentadas as distribuições das velocidades e direções para a corrente de fundo anual. Essa distribuição foi adotada sem manter qualquer relação com qualquer dado real, sendo fictícia e apenas utilizada neste estudo.

Tabela 7-7 – Distribuição das velocidades e direções para corrente de fundo.

m/s		N	NE	L	SE	S	SO	O	NO	Freq.	%
0.00	0.05	349	455	471	604	590	666	451	380	3966	36.44
0.05	0.10	291	293	369	522	894	1475	734	295	4873	44.77
0.10	0.15	11	33	52	63	194	914	220	62	1549	14.23
0.15	0.20	5	0	0	3	20	258	46	2	334	3.07
0.20	0.25	0	0	0	0	0	57	13	0	70	0.64
0.25	0.30	0	0	0	0	0	27	12	0	39	0.36
0.30	0.35	0	0	0	0	0	14	2	0	16	0.15
0.35	0.40	0	0	0	0	0	2	1	0	3	0.03
Freq.	-	656	781	892	1192	1698	3413	1479	739	10850	
%	-	6.03	7.18	8.20	10.95	15.60	31.36	13.59	6.79		
Media	-	0.05	0.05	0.06	0.06	0.07	0.10	0.08	0.06		

Na Tabela 7-8 estão apresentadas as máximas correntes, em valores absolutos, para as correntes anuais, decenárias e centenárias.

Tabela 7-8 – Velocidades de Corrente Omnidirecionais.

Unidade	Corrente 1 ano	Corrente 10 anos	Corrente 100 anos
m/s	0.40	0.52	0.67

Por motivo de simplificação e a favor da segurança foi utilizado o valor máximo da velocidade de corrente e omnidirecional, ou seja, que tem as mesmas características em todas as direções. Logo, a velocidade utilizada foi a maior encontrada entre as oito direções que normalmente são fornecidos pelos relatórios meta oceanográficos e para a pior posição de incidência do carregamento, 90° em relação à estrutura.

7.3.6.3. Dados do Mar

A densidade da água do mar será considerada constante e igual a 1025 kg/m³. A temperatura mínima da água do mar, no local onde o *jumper* será instalado, será igual a 4°C.

7.3.7. Dados Geotécnicos

O *jumper* será projetado para ficar suspenso durante toda a sua vida útil. O *jumper* estará conectado ao PLET e ao PLEM, não sendo necessária nenhuma interação entre o solo e o duto.

7.3.8. Dados da Expansão

Na Tabela 7-9, estão apresentadas as expansões térmicas do gasoduto.

Tabela 7-9 – Expansão Térmica.

Item	Expansão - Operação (mm)
Expansão no PLET	526

7.3.9. Dados das Estruturas Submarinas

7.3.9.1. Elevações PLET e PLEM

A Tabela 7-10 apresenta as elevações do HUB de cada conector com relação ao fundo do mar.

Tabela 7-10 – Elevações.

Estrutura	Elevação (mm)
PLEM-CMB-001	4660
PLET-CMB-001	5809

7.3.9.2. Afundamento das Estruturas

A Tabela 7-11 apresenta os valores dos afundamentos das estruturas submarinas para os períodos logo após a instalação, curto prazo, e para o período de operação, longo prazo. Para a condição de instalação do *jumper* deverão ser utilizados os valores de curto prazo, pois se trata de uma situação rápida quase imediata em que se dá o afundamento da estrutura. Para a condição de operação deverão ser utilizados os valores de longo prazo, pois o afundamento máximo da estrutura no solo se dá ao longo de um grande período.

Tabela 7-11 – Afundamento das Estruturas.

Estrutura	Afundamento curto prazo (mm)	Afundamento longo prazo (mm)
PLEM	30 - 80	370 - 890
PLET	40 - 110	420 - 600

7.3.9.3. Tolerâncias de Instalação

As tolerâncias de instalação das estruturas a que o *juniper* deve conectar estão apresentadas na Tabela 7-12 e Tabela 7-13.

Tabela 7-12 – Tolerâncias de Instalação do PLET.

Item	Tolerâncias	
PLET	Longitudinal	$\pm 5\text{m}$
	Lateral	$\pm 2.5\text{m}$

Tabela 7-13 – Tolerâncias de Instalação do PLEM.

Item	Tolerâncias	
PLEM	Radial	3m
	Heading	$\pm 5^\circ$

7.3.9.4. Tolerâncias de Fabricação e Metrologia

A Tabela 7-14 apresenta os deslocamentos/rotações referentes às tolerâncias de metrologia e fabricação que deverão ser consideradas no estudo.

Tabela 7-14 – Tolerâncias de Fabricação e Metrologia.

Item	Tolerância Metrologia (Hub - Hub)	Tolerância Fabricação (Hub - Hub)	Total ⁽¹⁾ (Hub - Hub)	Total (por Hub)
Angular	$\pm 1^\circ$	$\pm 1^\circ$	$\pm 2^\circ$	$\pm 1^\circ$
Linear (vertical e horizontal)	$\pm 100\text{mm}$	$\pm 25\text{mm}$	$\pm 125\text{mm}$	$\pm 62.5\text{mm}$

(1) As tolerâncias deverão ser divididas para cada conector, logo o valor a ser utilizado deverá ser o Total por HUB.

7.4. Layout Submarino

O *layout* submarino está apresentado para todas as configurações, conforme pode ser visto nas figuras a seguir. Nestas, foram traçadas em vermelho as áreas alvos (*target boxes*), onde serão definidas as outras duas configuração (*Near-Near* e *Far-Far*). Também é possível ser notada uma inclinação entre o gasoduto e a estrutura do *jumper*, o que provocará a decomposição do deslocamento gerado pela expansão em duas parcelas, no plano (dx) e fora do plano (dy), para cada uma das configurações. O norte verdadeiro (N.V) está ortogonal ao eixo longitudinal do *jumper* para a condição Nominal.

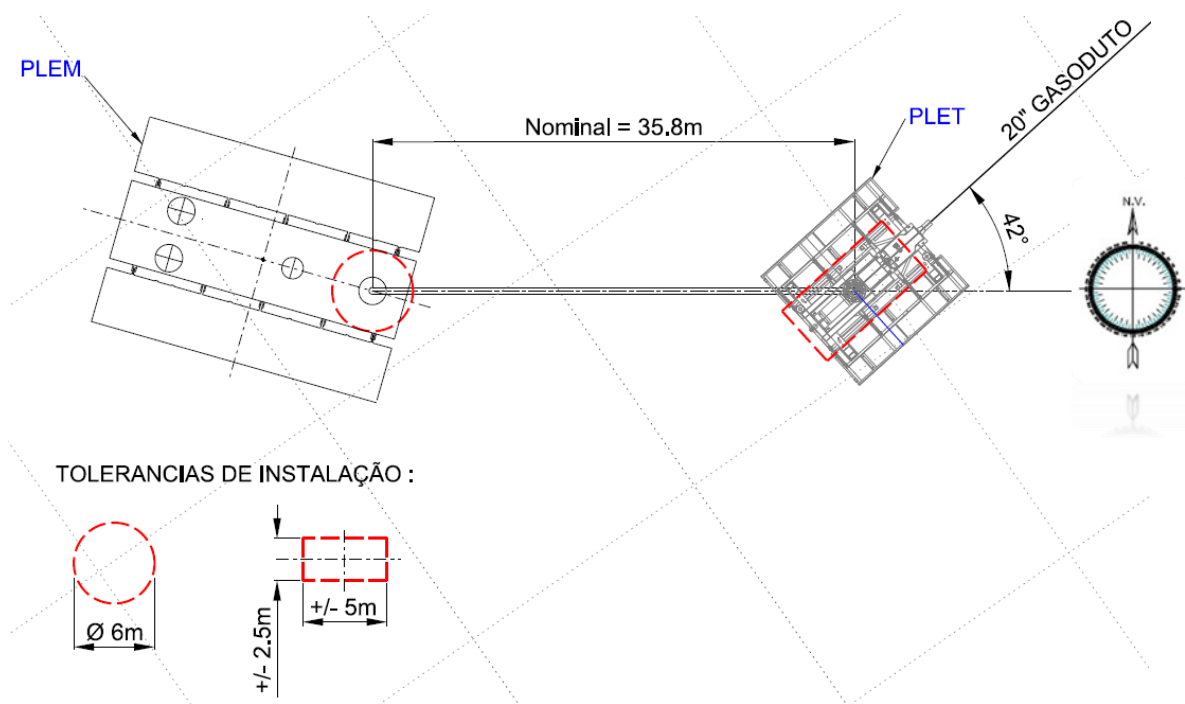


Figura 7-5 – Layout *Jumper* - Nominal.

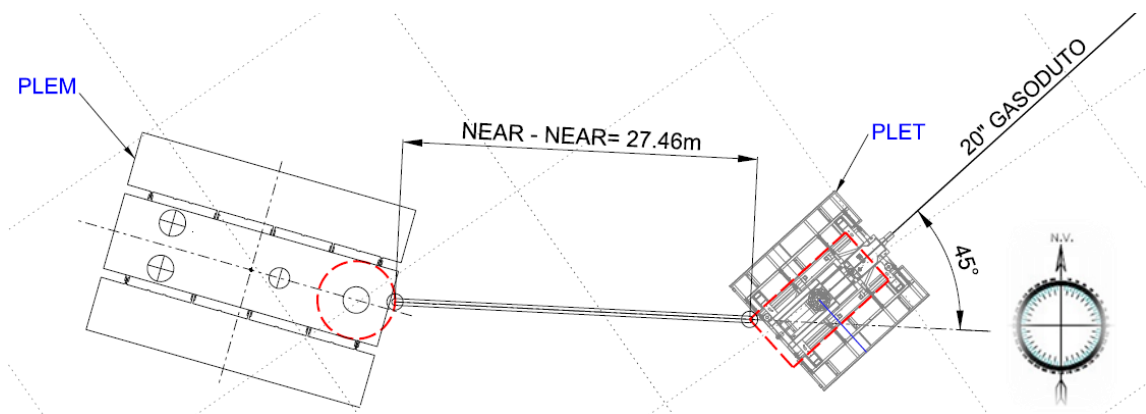


Figura 7-6 – Layout *Jumper* - Near-Near.

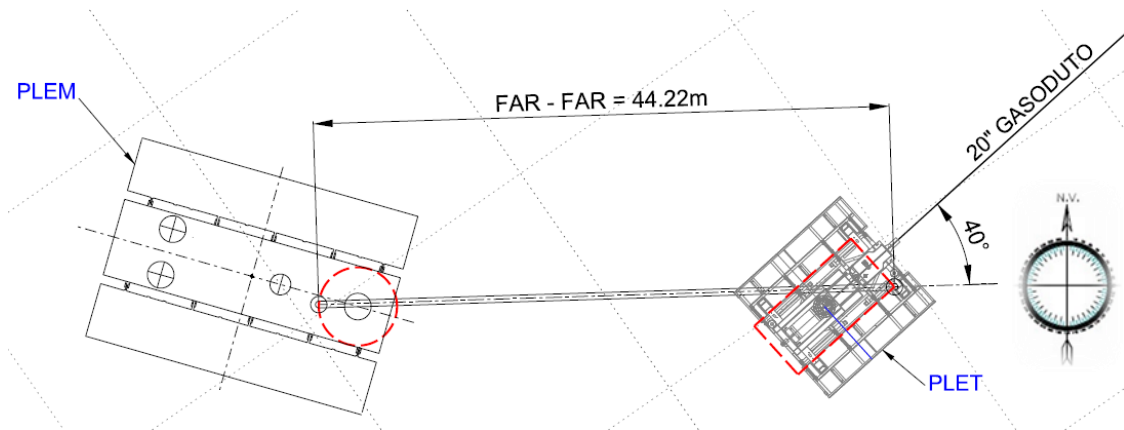


Figura 7-7 – Layout *Jumper* - Far-Far.

7.5. Geometria

Pode ser observado na Figura 7-8 a geometria e comprimentos das partes componentes da estrutura do *jumper* para todos os tipos de configurações.

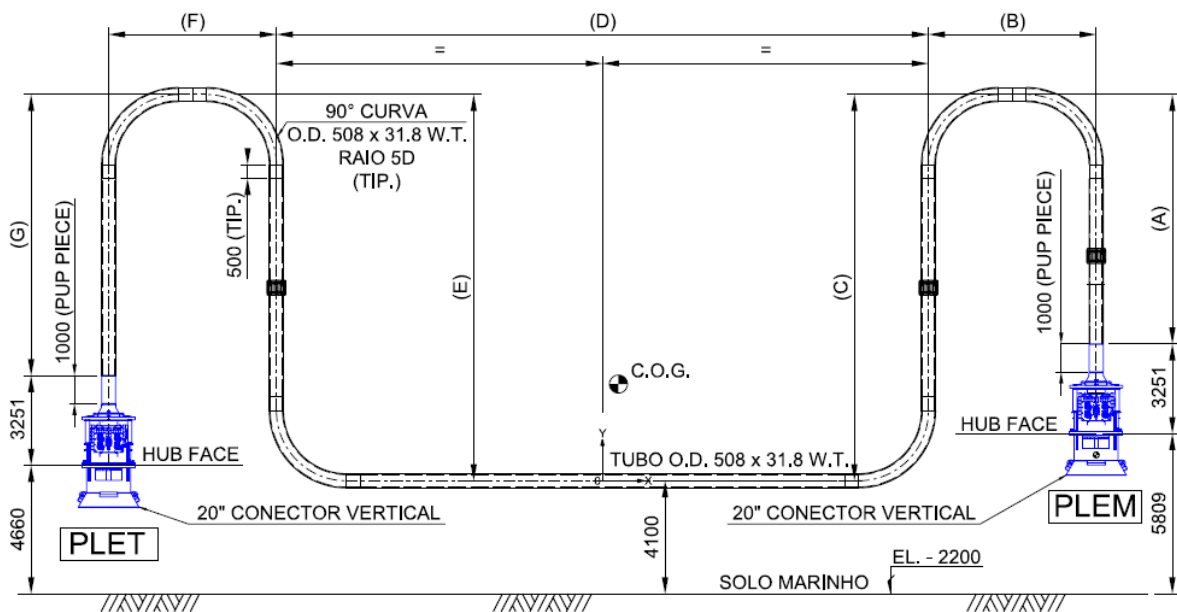


Figura 7-8 – Geometria do *Jumper* de estudo.

Tabela 7-15 – Geometria.

Configuração	Comprimento TOTAL (m)	Comprimento de cada trecho (m)						
		A	B	C	D	E	F	G
NEAR-NEAR	27.458	9.040	6.080	14.000	15.298	14.000	6.080	10.189
NOMINAL	35.800	9.040	6.080	14.000	23.640	14.000	6.080	10.189
FAR-FAR	44.217	9.040	6.080	14.000	32.057	14.000	6.080	10.189

7.6. Modelo Computacional

A análise estrutural foi realizada através de um modelo computacional tridimensional utilizando o *software* AUTOPIPE. Este *software* consiste em um programa de elementos finitos desenvolvido especificamente para modelagem de dutos.

As entradas do programa são: geometria, características do tubo (materiais), condições de contorno, carregamentos pontuais e carregamentos ambientais.

- Os modelos para as diferentes condições (*as-landed*/operação) são iguais geometricamente. As diferenças ficam por conta dos carregamentos aplicados;
- O modelo consiste em elementos do tipo PIPE divididos em trechos retos e curvas. A flexibilidade e o fator de intensificação de tensão (SIF – *Stress Intensification Factor*) são baseados na norma ASME-B31.8;
- As tolerâncias (metrologia/fabricação), os afundamentos e a expansão foram aplicados como deslocamentos prescritos;
- Os efeitos de capa de fechamento, *endcap effects* (força efetiva), foram automaticamente levados em consideração pelo AUTOPIPE;
- Os carregamentos ambientais devidos a ondas e correntes são determinados pelo AUTOPIPE e aplicados na pior direção;
- Os anodos foram modelados como carga concentrada, utilizando-se o peso submerso, aplicadas nos nós relativos a sua posição média;
- Os conectores foram modelados como um trecho de tubo com comprimento igual a distância da face do HUB até o início do *pup-piece*, com diâmetro externo igual ao do próprio conector e com o interno igual ao diâmetro interno do tubo de 20". Para ajustar o peso e obter o peso submerso igual ao peso submerso total do conector, foi utilizada uma massa específica equivalente.

7.6.1. Sistemas de Coordenadas

O sistema de coordenadas global do modelo AUTOPIPE segue as orientações descritas a seguir:

- X: Eixo horizontal do PLET ao PLEM;
- Z: Eixo vertical ao *jumper*;
- Y: Eixo lateral ou transversal, normal ao plano XZ.

A origem do sistema de coordenadas se dá no ponto A00, onde se encontra a face do HUB do PLET.

Nas figuras a seguir, estão apresentados os modelos computacionais utilizados para a verificação estrutural do *jumper*.

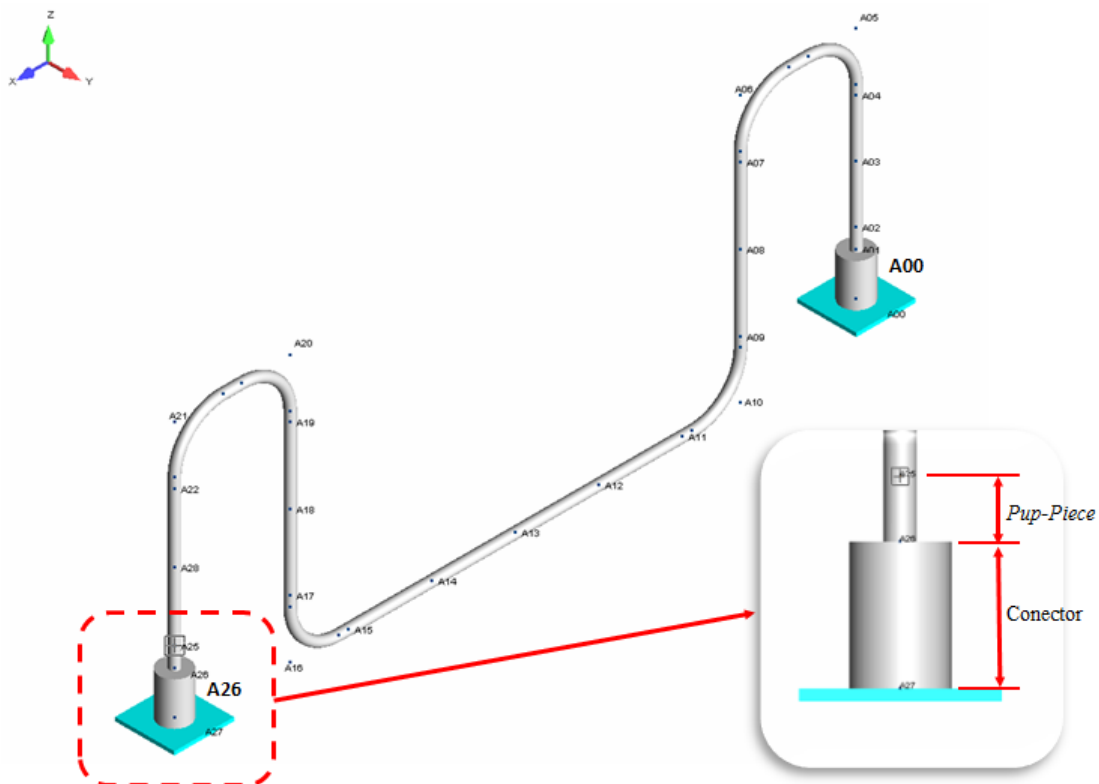


Figura 7-9 – Modelo Computacional em AUTOPIPE – Configuração Nominal.

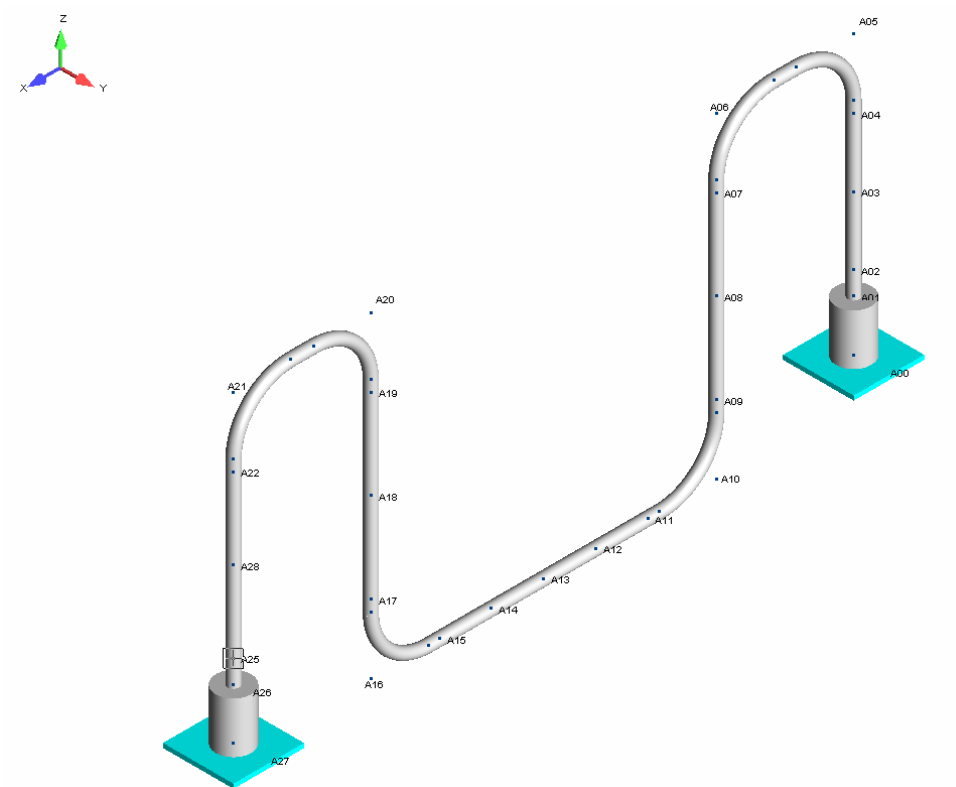


Figura 7-10 – Modelo Computacional em AUTOPIPE – Configuração *Near-Near*.

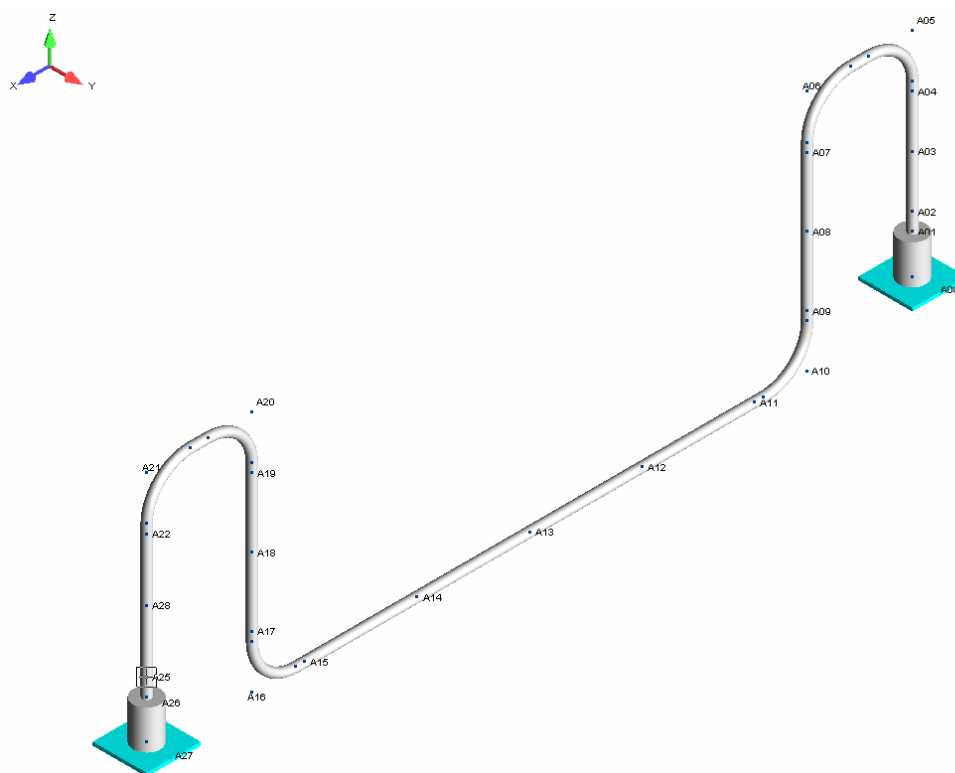


Figura 7-11 – Modelo Computacional em AUTOPIPE – Configuração *Far-Far*.

7.6.2. Materiais

Na Figura 7-12, podem ser observados os diferentes grupos utilizados no modelo do *jumper* :

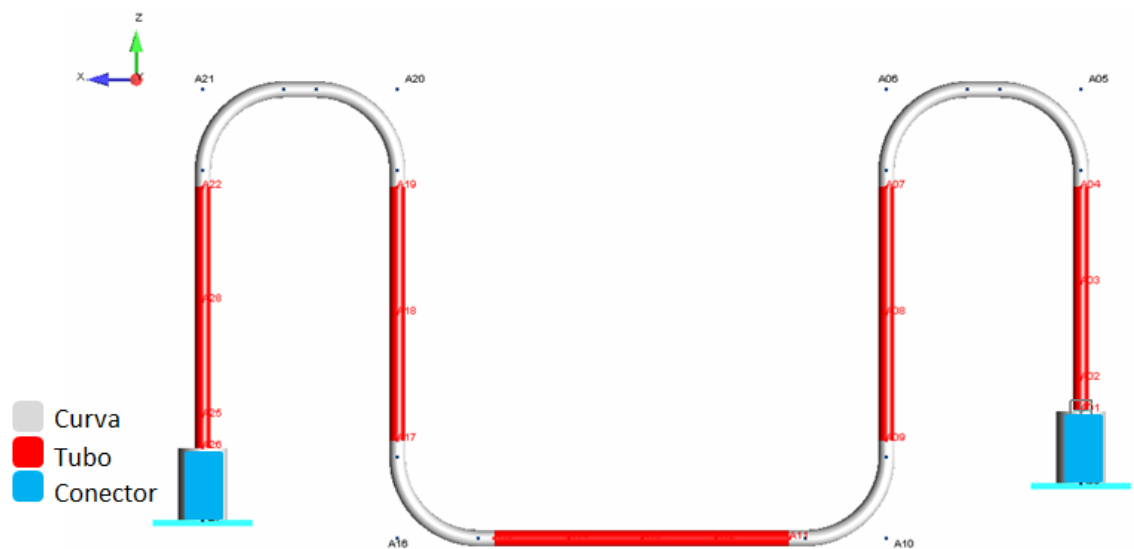


Figura 7-12 – Materiais do Modelo.

Nas tabelas a seguir, estão apresentadas as características geométricas de cada seção e dos fluidos para cada condição de utilização.

Tabela 7-16 – Dados das seções

Item	OD (mm)	WT (mm)	SMYS (Mpa)	Módulo de Elasticidade Longitudinal (N/mm ²)	Massa específica (kg/m ³)	Coef. Poisson
Conector	1562	558.8	448	0.207 x 10 ⁶	4324.2	0.3
Tubo	508	31.8	448	0.207 x 10 ⁶	7850	0.3
Curva	508	34.9	448	0.207 x 10 ⁶	7850	0.3

Tabela 7-17 – Dados das seções - continuidade

Item	Sobressura de Corrosão WT (mm)	Tolerâncias de Fabricação WT (mm)	Espessura de Anticorrosivo Interno (mm)	Massa Específica Anticorrosivo Externo (kg/m³)	Espessura de Anticorrosivo Interno (mm)	Massa Específica Anticorrosivo Interno (kg/m³)	Massa Específica do Fluido Operação (kg/m³)	Massa Específica do Fluido <i>As-landed</i> (kg/m³)
Conector	-	-	-	-	-	-	0.359	1.115
Tubo	3.0	3.0	3.6	950	-	-	0.359	1.115
Curva	6.1	1.0	3.6	950	0.15	1500	0.359	1.115

7.7. Carregamentos

Os carregamentos estão detalhados para as condições distintas, temporária e operação.

7.7.1. Fase Temporária/*As-landed*

Como já explicado anteriormente, a fase temporária corresponde a condição em que o *jumper* já se encontra conectado às estruturas. Porém, não se iniciou a operação da linha, ou seja, não foi realizado o pré-comissionamento, não há passagem de fluido. O *jumper* se encontra apenas descansando sobre as estruturas. Os carregamentos durante esta fase estão apresentados a seguir:

- Carregamentos Ambientais: segundo a norma DNV-RP-F109, para efeitos de combinação de carregamentos e para a fase temporária, deve ser aplicada uma combinação de ondas de 1 ano + corrente de 10 anos e vice-versa. No caso do estudo, por se tratar de uma grande profundidade, o *jumper* não estará sujeito aos efeitos de onda restando apenas o efeito da corrente de 10 anos. Por esta ser maior e mais conservadora não há a necessidade da aplicação da corrente de 1 ano.
- Massa Específica do Fluido de Instalação: o *jumper* será instalado cheio de MEG, cuja massa específica é de 1115kg/m³.
- Pressão: o *jumper* será instalado cheio de MEG, logo, este se encontrará a pressão ambiente, não havendo diferença de pressão nesta fase.
- Temperatura: não haverá diferença de temperatura entre o fluido e o mar. Após a instalação, entende-se que o fluido interno entra em equilíbrio com o meio externo, por troca de calor.
- Expansão e Afundamento: o *jumper*, apesar de estar conectado às estruturas, não sofrerá efeitos da carga de expansão, pois o gasoduto não estará em fase de operação. Devido ao curto período de tempo desta fase, o afundamento a ser

considerado será o de curto prazo ou imediato, devido apenas ao peso das estruturas e do próprio *jumper* .

- Tolerâncias de Metrologia/Fabricação: Foram consideradas para simular possíveis desalinhamentos que possam ocorrer durante a instalação e para acomodação e conexão do *jumper* às estruturas.

Nas tabelas abaixo, encontram-se discriminados cada um dos carregamentos:

Tabela 7-18 – Corrente + Pressão + Temperatura

Caso	Descrição do carregamento	Valor
U1	Corrente 10 anos	0.40 m/s
ΔP	$P_{int} - P_{ext}$	0 MPa
T_{fluido}	Temperatura _{fluido}	4°
T_{mar}	Temperatura _{mar}	4°
ΔT	Temperatura _{fluido} - Temperatura _{mar}	0°

Tabela 7-19 – Expansão + Tolerância Metrologia/Fabricação + Afundamento

Caso	Descrição do carregamento	x (mm)	y (mm)	z (mm)	x (°)	y (°)	z (°)
U5 (PLEM)	Mín. Afundamento - Tolerância Metrologia/Fabricação			32.5			
U6 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação	62.5					
U7 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação	-62.5					
U8 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação	62.5					
U9 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação	-62.5					
U14 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação				-1	-1	
U15 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação				-1	1	
U16 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação				1	-1	
U17 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação				1	1	
U5 (PLET)	Máx. Afundamento + Tolerância Metrologia/Fabricação			-172.5			
U6 (PLET)	Expansão - Tolerância Metrologia/Fabricação	62.5					
U7 (PLET)	Expansão - Tolerância Metrologia/Fabricação	-62.5					
U8 (PLET)	Expansão - Tolerância Metrologia/Fabricação	-62.5					
U9 (PLET)	Expansão - Tolerância Metrologia/Fabricação	62.5					
U10 (PLET)	Tolerância Metrologia/Fabricação				-1	-1	
U11 (PLET)	Tolerância Metrologia/Fabricação				-1	1	
U12 (PLET)	Tolerância Metrologia/Fabricação				1	-1	
U13 (PLET)	Tolerância Metrologia/Fabricação				1	1	

7.7.2. Operação

Após a instalação e a fase temporária, o *jumper* entrará em operação. Nessa fase, o *jumper* estará sujeito a outros efeitos e carregamentos. Estes devem ser aplicados de acordo com a sequência apresentada a seguir:

- Carregamentos Ambientais: segundo a norma DNV-RP-F109, para efeitos de combinação de carregamentos e para a fase de operação, deve ser aplicada uma combinação de ondas de 10 anos + corrente de 100 anos e vice-versa. No caso do estudo, por se tratar de uma grande profundidade, o *jumper* não estará sujeito aos efeitos de onda, somente o da corrente de 100 anos. Por esta ser maior e mais conservadora não há necessidade da aplicação da corrente de 10 anos.
- Massa Específica do Fluido de Operação: Esta é a fase que se inicia o funcionamento, ou produção, do trecho do gasoduto. Todo o MEG é retirado devido à pressão do fluido que escoar pelo gasoduto, quando este entra em operação. O MEG então é recebido na plataforma e o *jumper* se encontrará em produção, escoando o fluido, nesse estudo, o gás cuja densidade é de 359kg/m³.
- Pressão: após entrar em operação o *jumper* já escoar o fluido de produção, logo estará pressurizado pelo mesmo (internamente).
- Temperatura: a passagem do fluido de operação altera a temperatura dentro do *jumper*.
- Expansão e Afundamento: ao entrar em operação o *jumper* estará susceptível à expansão do gasoduto. Esta será decomposta nas direções mediante inclinação do *jumper* com o gasoduto (*heading*), e ao afundamento que acontecerá conforme o passar do tempo (longo prazo).
- Tolerâncias de Metrologia/Fabricação: para simular possíveis desalinhamentos que possam ocorrer durante a instalação e para acomodação e conexão do *jumper* às estruturas.

Nas tabelas abaixo, encontram-se discriminados cada um dos carregamentos:

Tabela 7-20 – Corrente + Pressão + Temperatura

Caso	Descrição do carregamento	Valor
U1	Corrente 100 anos	0.52 m/s
P_{ext}	$1025\text{kg/m}^3 \times 9.81\text{m/s}^2 \times (2200\text{m}+25\text{m})$	22.373MPa
P_{int}	$359\text{kg/m}^3 \times 9.81\text{m/s}^2 \times (2200\text{m}+25\text{m}) = 7.836\text{MPa} + 25\text{MPa}$	32.836MPa
ΔP	$P_{int} - P_{ext}$	10.463MPa
T_{fluido}	Temperatura _{fluido}	10°
T_{mar}	Temperatura _{mar}	4°
ΔT	Temperatura _{fluido} - Temperatura _{mar}	6°

Tabela 7-21 – Expansão + Tolerância Metrologia/Fabricação + Afundamento

Caso	Descrição do carregamento	dx (mm)	dy (mm)	dz (mm)	rx (°)	ry (°)	rz (°)
U5 (PLEM)	Máx. Afundamento - Tolerância Metrologia/Fabricação			-952.5			
U6 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação	62.5					
U7 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação	-62.5					
U8 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação	62.5					
U9 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação	-62.5					
U14 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação				-1	-1	
U15 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação				-1	1	
U16 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação				1	-1	
U17 (PLEM)	Tolerância Metrologia/Fabricação				1	1	
U5 (PLET)	Mín. Afundamento + Tolerância Metrologia/Fabricação			-357.5			
U6 (PLET)	Expansão - Tolerância Metrologia/Fabricação**	-328	-352				
U7 (PLET)	Expansão - Tolerância Metrologia/Fabricação**	-453	-352				
U8 (PLET)	Expansão - Tolerância Metrologia/Fabricação**	-453	-352				
U9 (PLET)	Expansão - Tolerância Metrologia/Fabricação**	-328	-352				
U10 (PLET)	Tolerância Metrologia/Fabricação				-1	-1	
U11 (PLET)	Tolerância Metrologia/Fabricação				-1	1	
U12 (PLET)	Tolerância Metrologia/Fabricação				1	-1	
U13 (PLET)	Tolerância Metrologia/Fabricação				1	1	

**os deslocamentos impostos são devido à expansão, para configuração NOMINAL, somados ou diminuídos da tolerância relativa à direção. Este é diferente para cada configuração devido aos ângulos que o *jumper* fará com o gasoduto, como apresentado em 7.4.

Para cada configuração, a expansão causará parcelas de deslocamento diferentes nos eixos (x) e (y). Na tabela abaixo estão apresentadas as expansões já decompostas para cada configuração:

Tabela 7-22 – Deslocamentos Aplicados

Configurações	Ângulo	Deslocamento (x)	Deslocamento (y)
Near-Near	40°	-402.94	-338.11
Nominal	42°	-390.89	-351.96
Far-Far	45°	-371.94	-371.94

Os carregamentos de afundamento, metrologia e expansão foram aplicados como deslocamentos na face do HUB dos conectores do PLET e do PLEM (nós A00 e A26). Estes podem ser observados abaixo:

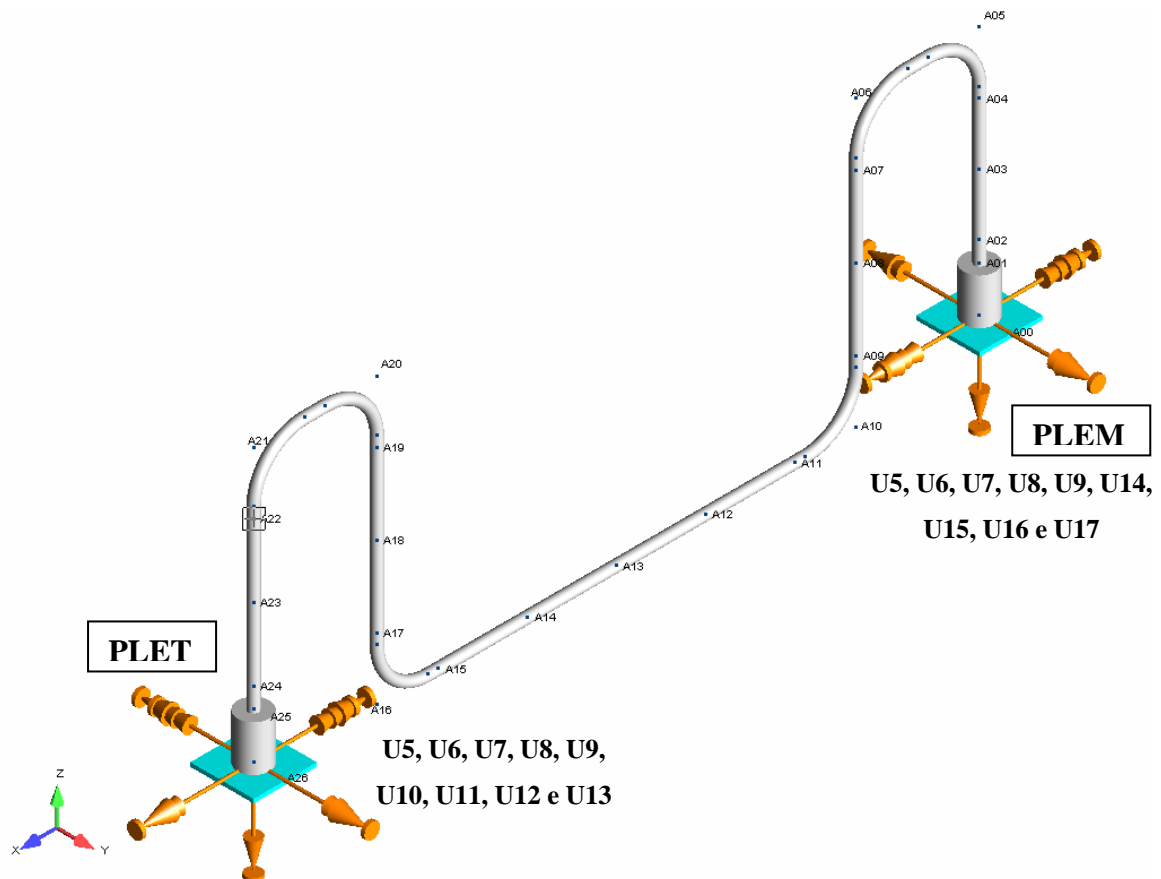


Figura 7-13 – Carregamentos aplicados no modelo.

7.7.3. Combinações de Carga

As combinações de carga foram feitas a fim de se obter todos os possíveis casos de carregamento. As tolerâncias angulares e lineares devidas à metrologia e fabricação, o efeito do afundamento das estruturas (curto prazo para *as-landed* e longo prazo para operação) e os efeitos de temperatura e pressão foram incluídos nas combinações tanto na fase de instalação quanto na de operação.

Para o caso de operação foi considerado também o efeito da expansão.

Os carregamentos ambientais foram contabilizados considerando as seguintes combinações em termos de período de retorno:

- Para o *jumper*, na condição de temporária, foi utilizada uma corrente com o período de retorno de 10 anos e de 100 anos para o caso de operação. O efeito de onda não foi levado em consideração devido à profundidade a que o *jumper* estará instalado.

A seguir, é apresentado um resumo das considerações das combinações de carga. Algumas das combinações foram embutidas nos próprios carregamentos a fim de se deixar mais fácil e de exemplificar outras formas de se usar as combinações.

GRT1P1 – Efeito do Peso próprio com os pesos dos anodos e os efeitos de pressão e temperatura;

U1 – Efeito do carregamento ambiental na estrutura. No caso do *jumper*, está relacionado ao efeito de corrente. Como foi utilizada a corrente unidirecional, adotando-se esta como o pior caso e a pior direção. Não existirá outra direção de incidência da corrente. Porém poderiam ser avaliadas oito direções diferentes a fim de se ter um projeto mais detalhado.

U5 – Deslocamento imposto na direção (z), relativa ao efeito de afundamento das estruturas. Os valores adotados representam o pior caso em termos de diferença entre os mesmos, ou seja, foram adotados o maior e o menor valor de afundamento entre o PLET e o PLEM;

Os carregamentos aplicados, nos casos descritos abaixo, já se encontram combinados, de tal forma que ao final existam menos combinações. O que deveria ser 256 tornou-se 64. Isto fica exemplificado na maneira do tratamento das combinações U6, U7, U8 e U9.

U6 – Deslocamento imposto na direção (x) **positiva** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLEM. No lado do PLET, foi somada a tolerância **positiva** com a parcela da expansão para a condição de operação em (x) e (y). Esta parcela não existirá na condição temporária;

U7 – Deslocamento imposto na direção (x) **negativa** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLEM. No lado do PLET, foi somada a tolerância **negativa** com as parcelas da expansão para a condição de operação em (x) e (y). Esta parcela não existirá na condição temporária;

U8 – Deslocamento imposto na direção (x) **positiva** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLEM. No lado do PLET, foi somada a tolerância **negativa** com as parcelas da expansão para a condição de operação em (x) e (y). Esta parcela não existirá na condição temporária;

U9 – Deslocamento imposto na direção (x) **negativa** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLEM. No lado do PLET, foi somada a tolerância **positiva** as parcelas da expansão para a condição de operação em (x) e (y). Esta parcela não existirá na condição temporária;

U10 – Rotações impostas nas direções (x) e (y) **negativas** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLET;

U11 – Rotações impostas nas direções (x) **negativa** e (y) **positiva** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLET;

U12 – Rotações impostas nas direções (x) **positiva** e (y) **negativa** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLET;

U13 – Rotações impostas nas direções (x) e (y) **positivas** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLET;

U14 – Rotações impostas nas direções (x) e (y) **negativas** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLEM;

U15 – Rotações impostas nas direções (x) **negativa** e (y) **positiva** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLEM;

U16 – Rotações impostas nas direções (x) **positiva** e (y) **negativa** devido às Tolerâncias de Metrologia/Fabricação no lado do PLEM;

U17 – Rotações impostas nas direções (x) e (y) **positivas** devido à Tolerância Metrologia/Fabricação no lado do PLEM;

No final, foram utilizadas 128 combinações de carga para a avaliação do *jumper*:

- 64 para a condição temporária e para a pior direção de corrente;
- 64 para a condição de operação e para a pior direção de corrente;

Na Tabela 7-23, se encontram todas as combinações utilizadas ao longo da análise para os casos, temporário e de operação:

Tabela 7-23 – Combinações de Carregamento para As-landed e Operação

		U1	U5	U6	U7	U8	U9	U10	U11	U12	U13	U14	U15	U16	U17
User 1	GRT1P1	x	x	x				x				x			
User 2	GRT1P1	x	x	x				x					x		
User 3	GRT1P1	x	x	x					x				x		
User 4	GRT1P1	x	x	x					x			x			
User 5	GRT1P1	x	x		x			x				x			
User 6	GRT1P1	x	x		x			x					x		
User 7	GRT1P1	x	x		x				x				x		
User 8	GRT1P1	x	x		x				x			x			
User 9	GRT1P1	x	x			x		x				x			
User 10	GRT1P1	x	x			x		x					x		
User 11	GRT1P1	x	x			x			x				x		
User 12	GRT1P1	x	x			x			x			x			
User 13	GRT1P1	x	x				x	x				x			
User 14	GRT1P1	x	x				x	x					x		
User 15	GRT1P1	x	x				x		x				x		
User 16	GRT1P1	x	x				x		x			x			
User 17	GRT1P1	x	x	x						x		x			
User 18	GRT1P1	x	x	x						x			x		
User 19	GRT1P1	x	x	x							x		x		
User 20	GRT1P1	x	x	x							x	x			
User 21	GRT1P1	x	x		x					x		x			
User 22	GRT1P1	x	x		x					x			x		
User 23	GRT1P1	x	x		x						x		x		
User 24	GRT1P1	x	x		x						x	x			
User 25	GRT1P1	x	x			x				x		x			
User 26	GRT1P1	x	x			x				x			x		
User 27	GRT1P1	x	x			x					x		x		
User 28	GRT1P1	x	x			x					x	x			
User 29	GRT1P1	x	x				x			x		x			
User 30	GRT1P1	x	x				x			x			x		
User 31	GRT1P1	x	x				x				x		x		
User 32	GRT1P1	x	x				x				x	x			
User 33	GRT1P1	x	x	x				x						x	
User 34	GRT1P1	x	x	x				x							x
User 35	GRT1P1	x	x	x					x						x
User 36	GRT1P1	x	x	x					x					x	
User 37	GRT1P1	x	x		x			x						x	
User 38	GRT1P1	x	x		x			x							x
User 39	GRT1P1	x	x		x				x						x
User 40	GRT1P1	x	x		x				x					x	
User 41	GRT1P1	x	x			x		x						x	
User 42	GRT1P1	x	x			x		x							x
User 43	GRT1P1	x	x			x			x						x
User 44	GRT1P1	x	x			x			x					x	
User 45	GRT1P1	x	x				x	x						x	
User 46	GRT1P1	x	x				x	x							x
User 47	GRT1P1	x	x				x		x						x
User 48	GRT1P1	x	x				x		x					x	
User 49	GRT1P1	x	x	x						x				x	
User 50	GRT1P1	x	x	x						x					x
User 51	GRT1P1	x	x	x							x				x
User 52	GRT1P1	x	x	x							x			x	
User 53	GRT1P1	x	x		x					x				x	
User 54	GRT1P1	x	x		x					x					x
User 55	GRT1P1	x	x		x						x				x
User 56	GRT1P1	x	x		x						x			x	
User 57	GRT1P1	x	x			x				x				x	
User 58	GRT1P1	x	x			x				x					x
User 59	GRT1P1	x	x			x					x				x
User 60	GRT1P1	x	x			x					x			x	
User 61	GRT1P1	x	x				x			x				x	
User 62	GRT1P1	x	x				x			x					x
User 63	GRT1P1	x	x				x				x				x
User 64	GRT1P1	x	x				x				x			x	

7.8. Resultados da Análise Estrutural

Neste item, serão apresentados os resultados oriundos da análise estrutural feita. Como critério de Estado Limite último, a tensão de von Mises e o UC serão apresentados. Também serão apresentadas as máximas forças que atuam na face do HUB dos conectores. Nas figuras a seguir, estão apresentadas, para cada configuração, as máximas tensões combinadas, de acordo com a ASME B31.8.

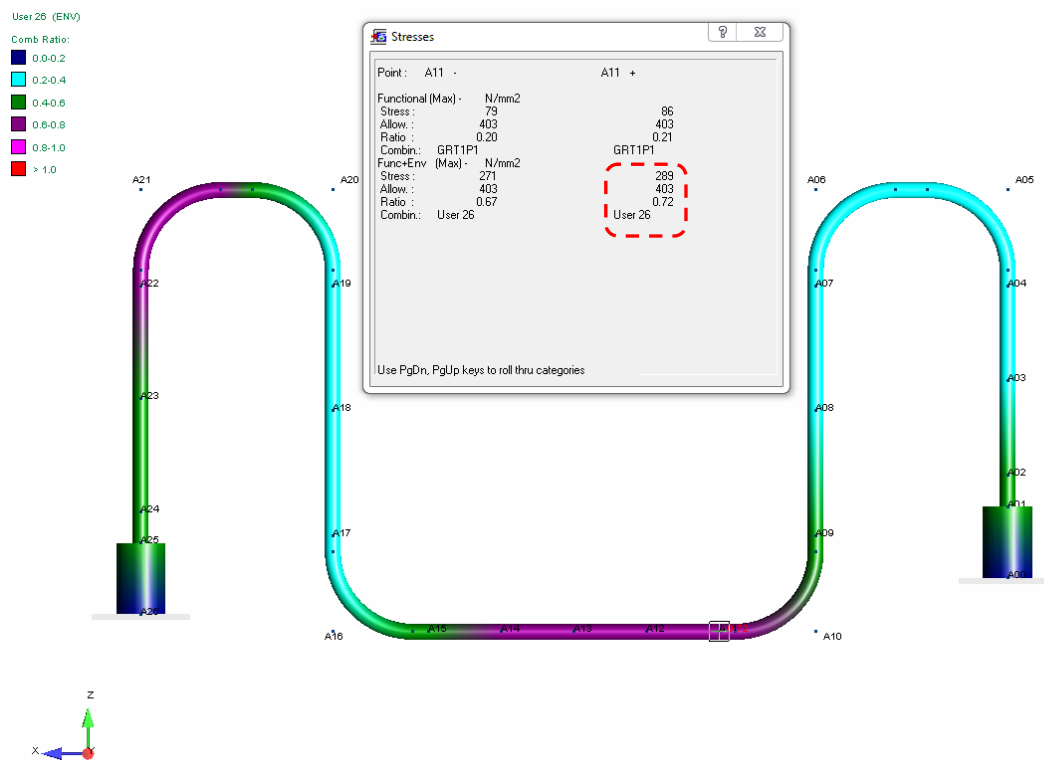


Figura 7-14 – Tensões de von Mises - fase de Operação - configuração *Near-Near*.

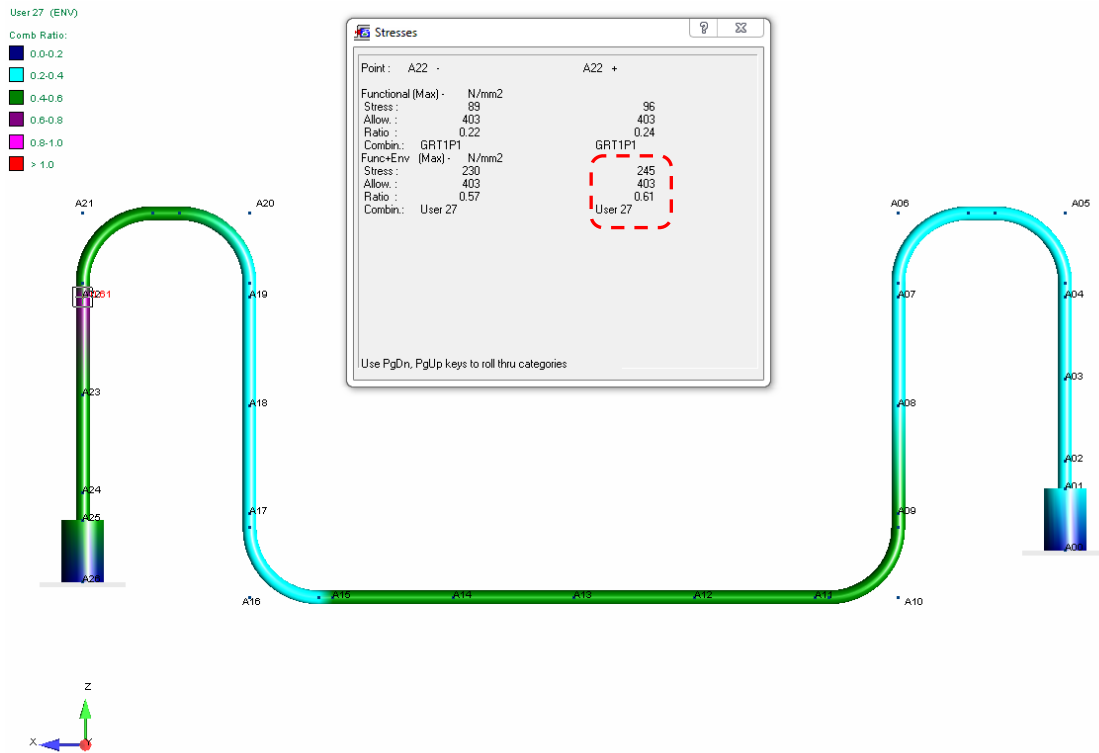


Figura 7-15 – Tensões de von Mises - fase de Operação - configuração Nominal.

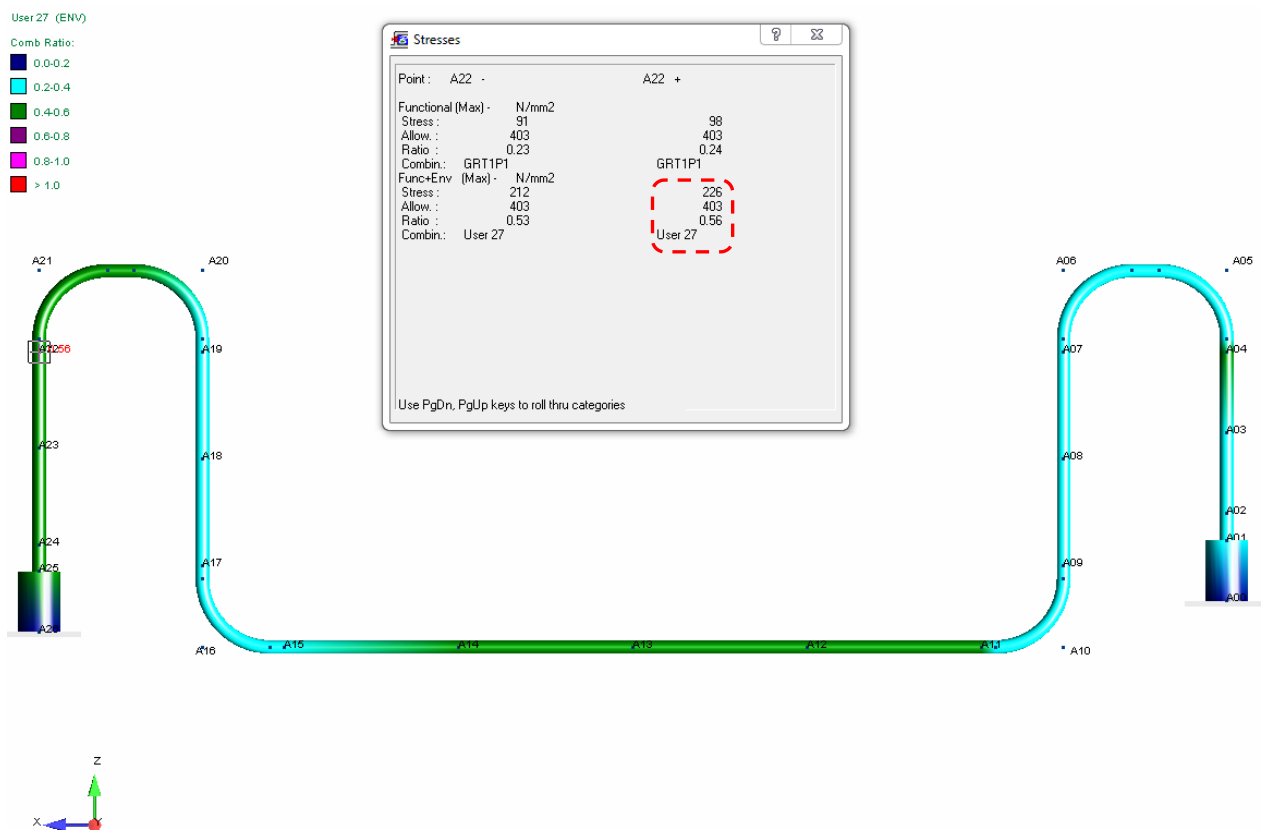


Figura 7-16 – Tensões de von Mises - fase de Operação - configuração Far-Far.

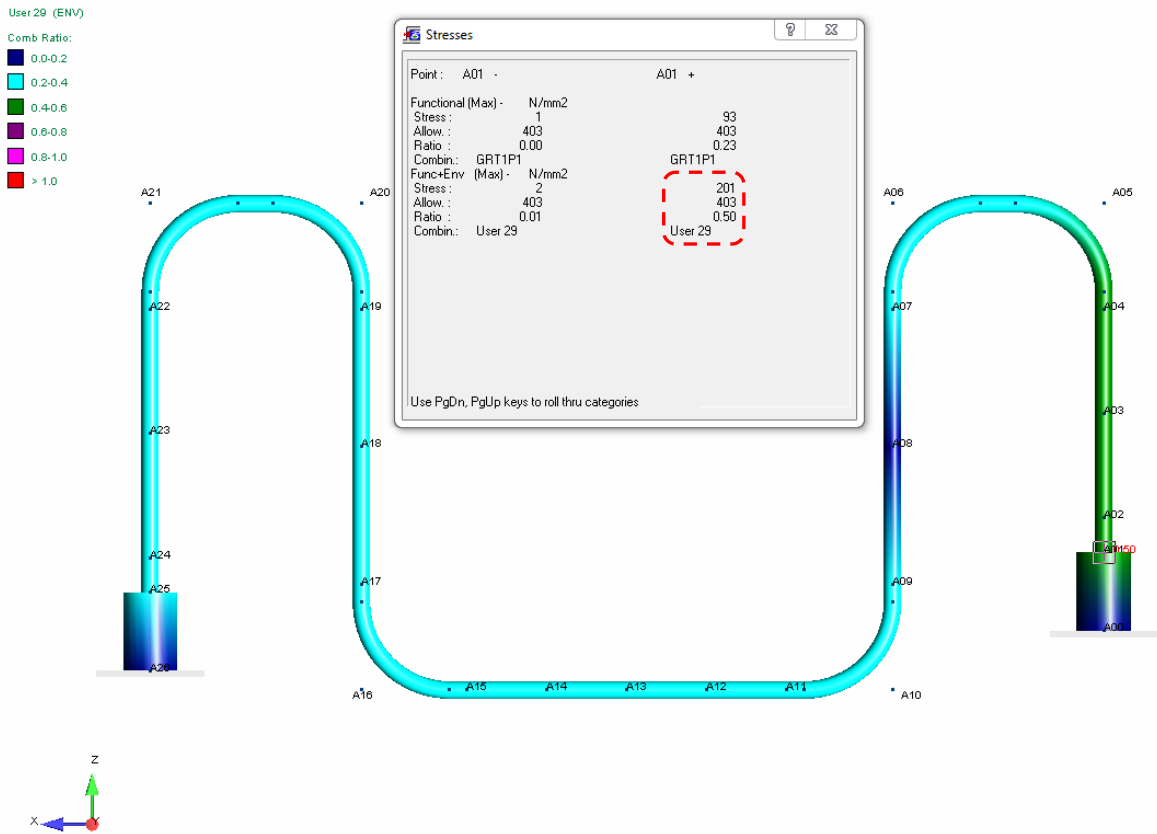


Figura 7-17 – Tensões de von Mises - fase Temporária - configuração *Near-Near*.

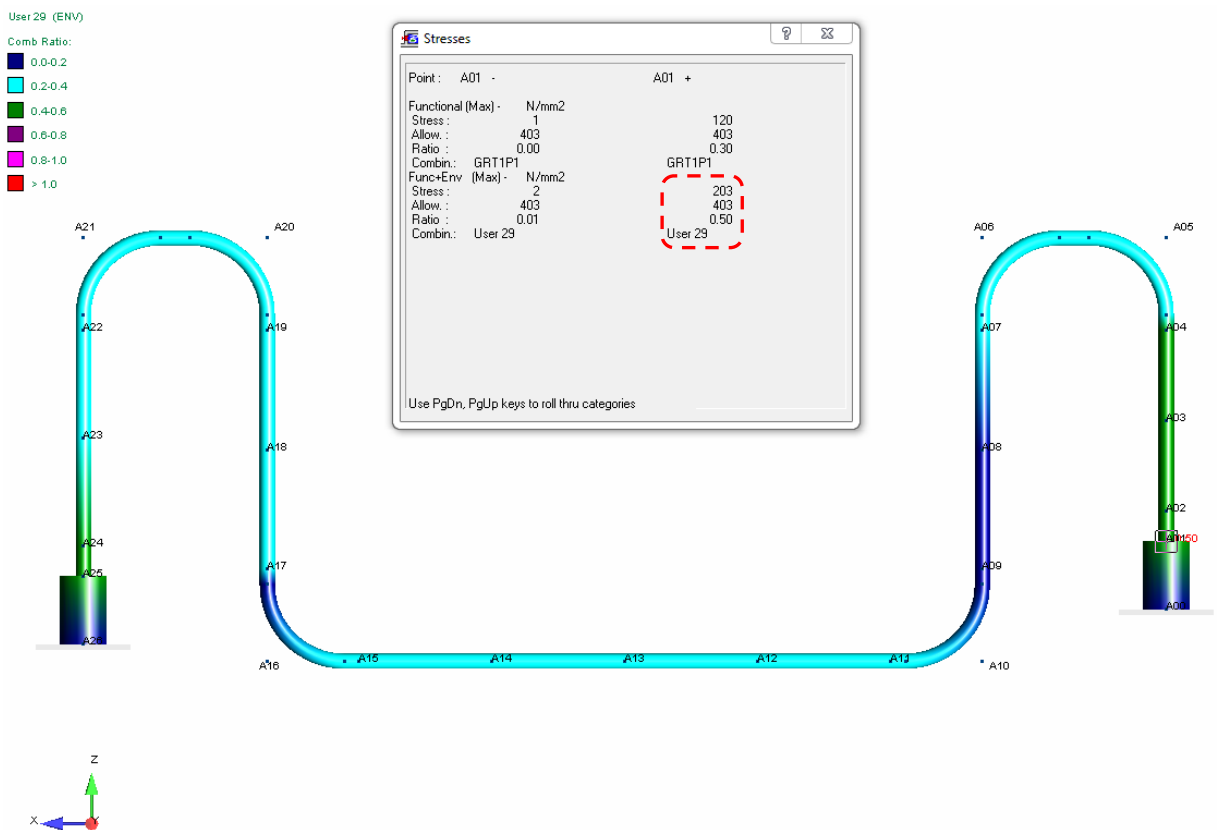


Figura 7-18 – Tensões de von Mises - fase Temporária - configuração *Nominal*.

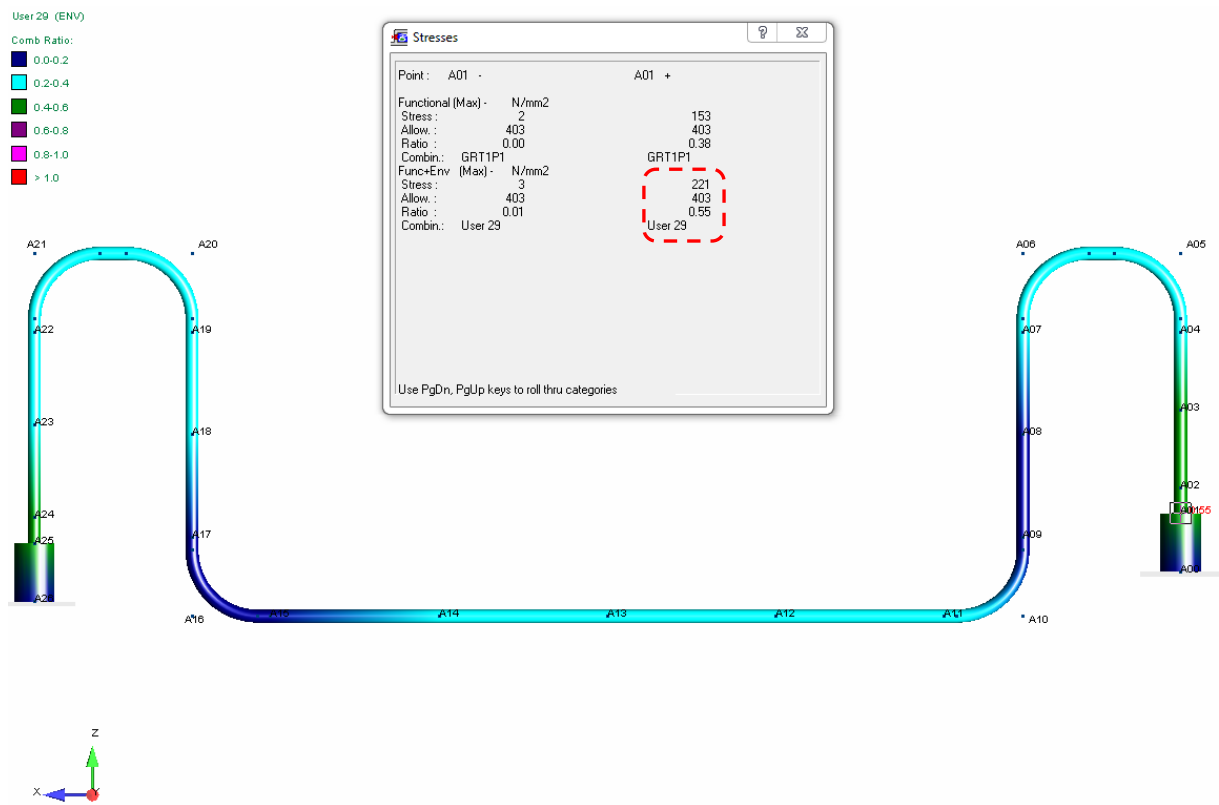


Figura 7-19 – Tensões de von Mises - fase Temporária - configuração *Far-Far*.

Os resultados apresentados nas tabelas a seguir foram resumidos apenas para as configurações extremas, *Near-Near* e *Far-Far*, entendendo-se que estas são as máximas. Na Tabela 7-24, está apresentado um resumo das tensões máximas encontradas no *jumper* de maneira detalhada.

Tabela 7-24 – Tensões máximas para Instalação e Operação

Conf.	Point	Conditions	Combination	Hoop Stress	Allowable	UC	Longitudinal Stress	Allowable	UC	Combined Stress	Allowable	UC
				[Mpa]	[Mpa]	Ratio	[Mpa]	[Mpa]	Ratio	[Mpa]	[Mpa]	Ratio
Near-Near	A01	As-landed	User 29	0	323	-	169	358	0.47	201	403	0.50
	A11	Operating	User 26	87	323	0.27	279	358	0.78	289	403	0.72
Far-Far	A01	As-landed	User 29	0	323	-	186	358	0.52	221	403	0.55
	A22	Operating	User 27	87	323	0.27	222	358	0.62	226	403	0.56

As máximas reações no topo do *pup-piece* dos conectores estão apresentadas na Tabela 7-25, para as configurações *Far-Far* e *Near-Near*.

Tabela 7-25 – Máximas para Instalação e Operação

PLET							
New	Node	Forces (kN)			Moments (kNm)		
Operating NN	A24	111	12	-127	-165	-747	-193
Operating FF	A24	47	-1	-116	105	-761	-35
As-landed FF	A24	-84	-1	-154	103	-826	29
As-landed NN	A24	-77	-7	-131	151	-610	78

PLEM							
New	Node	Forces (kN)			Moments (kNm)		
Operating NN	A02	111	18	-53	-164	575	216
Operating FF	A02	47	8	-101	-105	-442	123
As-landed FF	A02	-84	-1	-159	101	-903	-30
As-landed NN	A02	-77	7	-148	-143	-828	81

As reações apresentadas, no caso de um projeto real, devem ser confrontadas com as máximas cargas admissíveis dos conectores. Caso estas não atendam, o *jumper* deverá ser modificado, pois os conectores, normalmente, são fabricados por outras empresas, o que pode causar problemas no fornecimento do mesmo.

7.9. Análise de Fadiga

O *jumper* estará susceptível a duas fontes de fadiga diferentes, uma devido aos ciclos de utilização durante a vida útil de operação, e outra devida às VIV. Neste tópico, os temas supracitados serão abordados em itens diferentes para facilitar a compreensão de cada um.

7.9.1. Fadiga de Operação

Como citado anteriormente, o gasoduto, ao longo da sua vida útil, estará sujeito a paralisações totais ou parciais. Para se avaliar a fadiga originária dos ciclos de utilização, foram assumidas três situações as quais o *jumper* estará sujeito ao longo de sua vida útil: Pressurização Máxima, Redução Máxima e Temperatura Extrema.

No ciclo devido à pressurização máxima da linha, o *jumper* sofrerá uma variação de pressão (da pressão de projeto 32.58MPa para a máxima pressão de operação 30MPa) e uma variação da massa específica do fluido de operação (de 359.9kg/m³ para 250kg/m³ assumindo que o fluido varie).

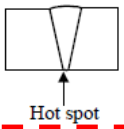
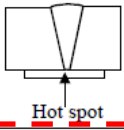
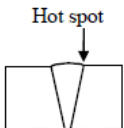
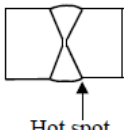
No ciclo devido à redução máxima da linha, o *jumper* sofrerá uma variação da pressão (da pressão de projeto 32.58MPa para a mínima pressão de operação 15MPa) e uma variação da massa específica do fluido de operação (de 359.9kg/m³ para 250kg/m³). Nesta fase, a pressão externa normalmente é maior que a interna.

No ciclo devido à variação de temperatura da linha, o *jumper* sofrerá uma variação da temperatura, da máxima de operação 10°C para a mínima 5°C.

Para as configurações Near-Near e Far-Far, a máxima variação de tensão foi avaliada ao longo do *jumper*. Com estes valores, lança-se mão das curvas de fadiga, S-N, específicas para cada caso, de acordo com DNV-RP-C203. Através das curvas, é possível encontrar o dano causado devido à variação de tensão, acrescido de um fator de segurança, SCF. Com o dano é capaz de se calcular a vida estimada associada a cada caso e assim a comparar com a máxima de projeto.

As curvas de fadiga selecionadas estão de acordo com o tipo de abertura de trinca (mediante solda) e a exposição a que a face do tubo estará em contato. Na Tabela 7-26, se encontra a correlação entre os tipos de soldas e as curvas associadas, de acordo com a tabela 2-4 da norma DNV-RP-C203:

Tabela 7-26 – Classificação das Soldas em Tubos (DNV-RP-C203).

Description		Tolerance requirement	S-N curve	Thickness exponent k	SCF
Welding	Geometry and hot spot				
Single side		$\delta \leq \min(0.15t, 3 \text{ mm})$	F1	0.00	1.0
		$\delta > \min(0.15t, 3 \text{ mm})$	F3	0.00	1.0
Single side on backing		$\delta \leq \min(0.1t, 2 \text{ mm})$	F	0.00	1.0
		$\delta > \min(0.1t, 2 \text{ mm})$	F1	0.00	1.0
Single side		$SCF = 1 + \frac{3\delta_m}{t} e^{-\sqrt{t/D}}$	D	0.15	Eq. (2.10.1)
Double side		$SCF = 1 + \frac{3\delta_m}{t} e^{-\sqrt{t/D}}$	D	0.15	Eq. (2.10.1)

- Fibra Externa: Curva D (*Seawater CP* - para todas as fases, o *jumper* estará em contato com a água do mar e terá proteção catódica);
- Fibra Interna: Curva F1 (*Air*, para a fase de operação, onde o fluido transportado é o gás) e F1 (*Seawater CP*, para as fases de instalação e temporária, onde o *jumper* estará preenchido com MEG, e com proteção catódica).

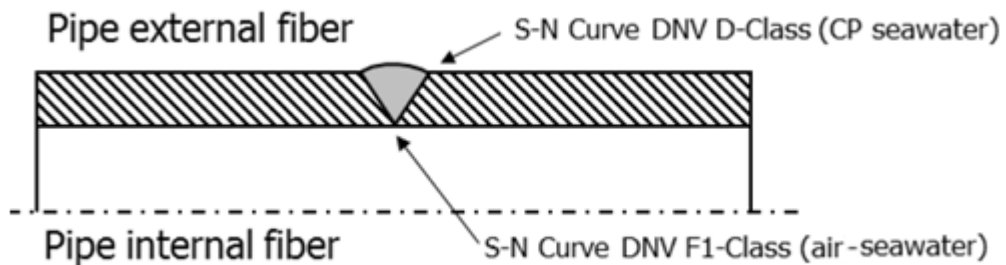


Figura 7-20 – Definição da Curva S-N.

A Tabela 7-27 apresenta as especificações das curvas de fadiga adotadas para a fadiga devida aos ciclos de operação.

Tabela 7-27 – Especificação das curvas de Fadiga Adotadas.

Curva S-N	N≤10 ⁶ ciclos		N>10 ⁶ ciclos	
	m1	Log _{a1}	m2	log _{a2}
Curva D (<i>seawater</i>)	3	11.764	5	15.606
Curva F1 (<i>air</i>)	3	11.699	5	14.832
Curva F1 (<i>seawater</i>)	3	11.299	5	14.832

Os SCF, *Stress Concentration Factors*, foram calculados de acordo com a norma DNV-RP-C203 para soldas entre tubos com a mesma espessura. Estes foram acrescidos do fator de ajuste, AF. Os fatores finais encontram-se especificados na Tabela 7-28.

Tabela 7-28 – Fatores de Concentração de tensões Finais

Fase de Projeto	Fator de Concentração de Tensão Final		
	Curva D (<i>seawater</i>)	Curva F1 (<i>air</i>)	Curva F1 (<i>seawater</i>)
Operação	1.189	1.0	-
<i>As-landed</i>	1.189	-	1.0

Com os dados inerentes às normas e com os parâmetros de avaliação da fadiga em mãos, resta obter as variações de tensões. Estas virão dos modelos, que foram confeccionados em AUTOPIPE. Através dos modelos será possível obter as variações de tensões da fase de operação para os três casos. Na Tabela 7-29 e na Tabela 7-30 estão apresentados os danos, o número de ciclos admissível e a variação de tensão acrescidos do SCF e do AF. O número de ciclos de falha e o dano total foram obtidos utilizando as curvas F1 (*air*, para as fibras internas) e D (*seawater*, para as fibras externas).

Tabela 7-29 – Ciclos de Dano para a Fase de Operação - Curva F1 (*air*)

Ciclos - Curva F1 (<i>in air</i>)		Pressurização Máxima	Redução Máxima	Máxima Variação de Temperatura	Dano Total
Número de Ciclos		30	30	60	
<i>Near-Near</i>	$\Delta\sigma$ [MPa]	20.9	270.2	13.6	
	Ciclo de Falha	1.70E+08	2.54E+04	1.44E+09	
	Dano	1.77E-07	1.18E-03	4.16E-08	1.18E-03
<i>Far-Far</i>	$\Delta\sigma$ [MPa]	21.8	214.4	13.5	
	Ciclo de Falha	1.38E+08	5.08E+04	1.51E+09	
	Dano	2.18E-07	5.91E-04	3.96E-08	5.91E-04

Tabela 7-30 – Ciclos de Dano para a Fase de Operação – Curva D (*seawater*)

Ciclos - Curva D (<i>seawater</i>)		Pressurização Máxima	Redução Máxima	Máxima Variação de Temperatura	Dano Total
Número de Ciclos		30	30	60	
<i>Near-Near</i>	$\Delta\sigma$ [MPa]	24.9	321.2	16.2	
	Ciclo de Falha	4.24E+08	4.40E+04	3.61E+09	
	Dano	7.08E-08	6.82E-04	1.66E-08	6.82E-04
<i>Far-Far</i>	$\Delta\sigma$ [MPa]	25.9	254.9	16.1	
	Ciclo de Falha	3.44E+08	8.81E+04	3.79E+09	
	Dano	8.72E-08	3.40E-04	1.58E-08	3.41E-04

7.9.2. Fadiga VIV

O processo de verificação da fadiga devida ao fenômeno das VIV começa pela avaliação dos modos que excitam a estrutura, ou seja, aqueles que possuem uma frequência próxima às frequências naturais da estrutura. Para avaliar o efeito das vibrações induzidas por vórtices no *jumper* foi utilizado o software ANSYS como ferramenta para realizar a análise dinâmica.

O software ANSYS é um programa de computador que utiliza o Método dos Elementos Finitos (EF) para resolver as análises. O modelo ANSYS foi usado para identificar as frequências naturais da estrutura e as amplitudes de tensão associadas aos modos de vibração.

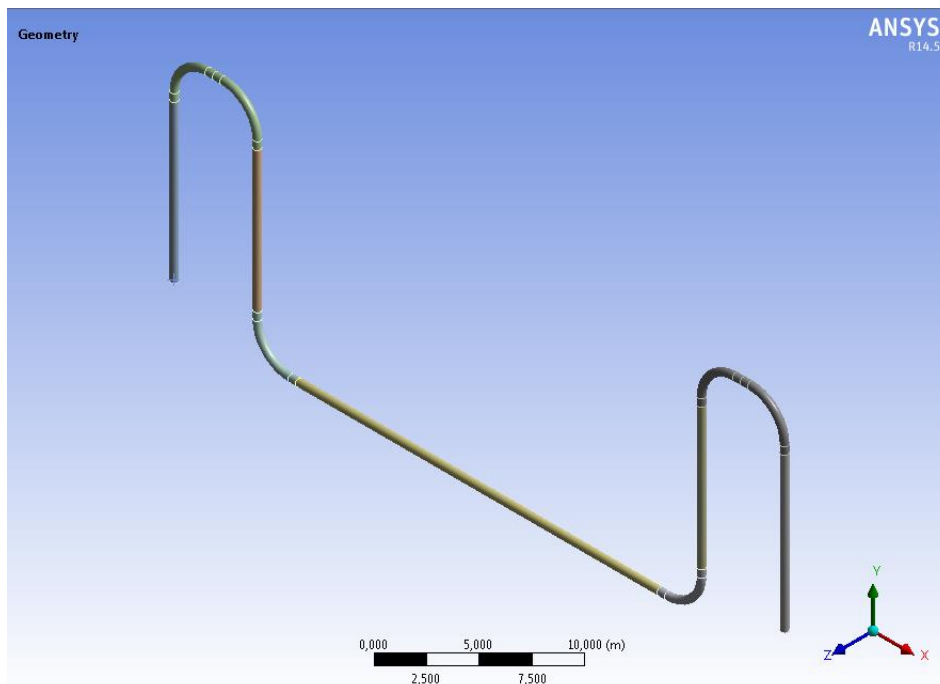


Figura 7-21 – Modelo ANSYS em EF (Far-Far)

A configuração *Far-Far* foi a escolhida, pois se trata do maior vão, logo, mais susceptível às VIV, devida às baixas frequências naturais. Para modelar as seções das curvas e dos trechos retos foi utilizada a massa específica equivalente (a fim de se considerar a massa do tubo de aço, o revestimento externo, o interno, a massa de fluido interna e a massa adicionada, que seria a parcela de líquido deslocado pela geometria do *jumper* multiplicada pelo coeficiente de massa adicionada (no caso do estudo em questão igual a 1). Foi utilizado um modelo com a espessura corroída do valor de

metade da corrosão admissível, ou seja, 1.6mm de corrosão, sendo este um parâmetro conservador assumido para a fase Operacional e um intacto para a fase Temporária/*As-landed*. A massa dos anodos não foi considerada nessa etapa, uma vez que pode ser considerada desprezível. Os efeitos de não-linearidade (plasticidade, grandes deformações, grandes deslocamentos, colapso, fratura, etc.) não foram considerados nessa análise.

Na modelagem, foi utilizado o elemento do tipo SOLID186. Na Figura 7-22, está apresentado o modelo com as diferentes regiões avaliadas.



Figura 7-22 – Regiões da avaliação das tensões (Far-Far)

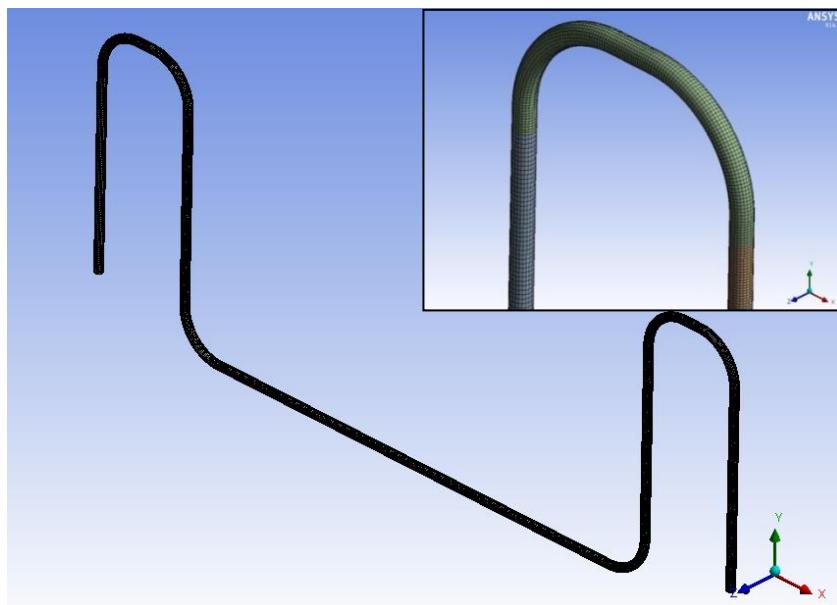


Figura 7-23 – Detalhe da Malha de Elementos Finitos (Far-Far)

As saídas gráficas da análise modal em termos de modos de vibração e de máximas amplitudes de tensão encontram-se no ANEXO A.

Nesta fase do projeto, o grande desafio é diferenciar os tipos de modo de vibração, *in-line* (se o movimento for na direção de incidência da corrente) ou *cross-flow* (se o movimento for transversal a direção de incidência da corrente). Após essa triagem dos modos, para as correntes *in-plane* (IP), que atua na direção longitudinal do *jumper*, e *out-of-plane* (OP), que atua na direção transversal ao *jumper*, ficou mais fácil a obtenção e a comparação, facilitando a aplicação do critério de seleção. A Figura 7-24 auxilia na interpretação dos modos como apresentado acima.

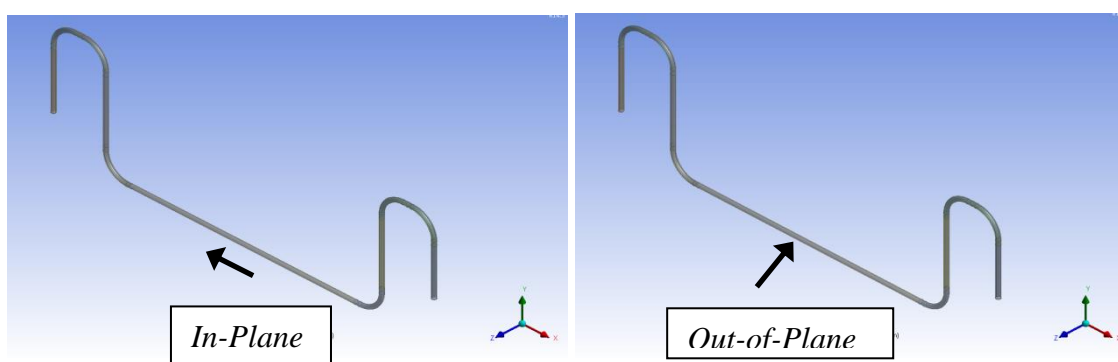


Figura 7-24 – Modelos incidência de Corrente *In-Plane* e *Out-of-Plane*.

Da Tabela 7-31 a Tabela 7-34, são apresentadas as frequências naturais, as amplitudes de tensão normalizadas ($A_{IL/CF}$) e a caracterização de cada tipo de modo (*in-line/cross-flow*) em função da incidência da corrente (IP/OP). Os valores apresentados vieram da análise dinâmica realizada no ANSYS, porém a classificação dos modos foi feita pelo autor.

Tabela 7-31 – Modos e Amplitudes – Operação - OP

Modo*	Frequência* (Hz)	$A_{IL/CF}$ * (MPa)	Classificação do Tipo de Modo
1	0.39	117.32	IL (Modo 1)
2	0.85	334.18	CF (Modo 1)
3	0.98	171.93	IL (Modo 2)
4	1.03	507.51	CF (Modo 2)
5	1.49	1003.30	CF (Modo 3)
6	1.58	629.94	IL (Modo 3)
7	1.83	690.57	IL (Modo 4)
8	2.37	667.80	IL (Modo 5)
9	2.51	712.06	CF (Modo 4)
10	3.80	1861.47	CF (Modo 5)

*resultados obtidos da análise modal.

Tabela 7-32 – Modos e Amplitudes – Operação – IP

Modo*	Frequência* (Hz)	A _{IL/CF} * (MPa)	Classificação do Tipo de Modo
1	0.39	117.32	CF (Modo 1)
2	0.85	334.18	IL (Modo 1)
3	0.98	171.93	CF (Modo 2)
4	1.03	507.51	IL (Modo 2)
5	1.49	1003.30	IL (Modo 3)
6	1.58	629.94	CF (Modo 3)
7	1.83	690.57	CF (Modo 4)
8	2.37	667.80	CF (Modo 5)
9	2.51	712.06	IL (Modo 4)
10	3.80	1861.47	IL (Modo 5)

*resultados obtidos da análise modal.

Tabela 7-33 – Modos e Amplitudes – *As-landed* - OP

Modo*	Frequência* (Hz)	A _{IL/CF} * (MPa)	Classificação do Tipo de Modo
1	0.36	98.280	IL (Modo 1)
2	0.79	333.850	CF (Modo 1)
3	0.89	167.574	IL (Modo 2)
4	0.95	504.041	CF (Modo 2)
5	1.37	953.635	CF (Modo 3)
6	1.43	617.725	IL (Modo 3)
7	1.70	700.569	IL (Modo 4)
8	2.16	672.078	IL (Modo 5)
9	2.30	713.397	CF (Modo 4)
10	3.50	1831.381	CF (Modo 5)

*resultados obtidos da análise modal.

Tabela 7-34 – Modos e Amplitudes – *As-landed* – IP

Modo*	Frequência* (Hz)	A _{IL/CF} * (MPa)	Classificação do Tipo de Modo
1	0.36	98.28	CF (Modo 1)
2	0.79	333.85	IL (Modo 1)
3	0.89	167.57	CF (Modo 2)
4	0.95	504.04	IL (Modo 2)
5	1.37	953.64	IL (Modo 3)
6	1.43	617.72	CF (Modo 3)
7	1.70	700.57	CF (Modo 4)
8	2.16	672.08	CF (Modo 5)
9	2.30	713.40	IL (Modo 4)
10	3.50	1831.38	IL (Modo 5)

*resultados obtidos da análise modal.

Após a obtenção dos modos de vibração, a partir da análise dinâmica, é possível fazer a primeira verificação, pelo critério de seleção, utilizando as velocidades reduzidas como padrão de verificação da região de *lock-in*.

A norma DNV-RP-F105, item 1.7.3, recomenda um processo simples e conservador de avaliação preliminar da fadiga de acordo com o critério de seleção simplificado. Este seria o pior caso, ou seja, a maior curva de *lock-in*, que corresponde ao k_s igual a zero. Logo, restringe-se a região para V_R igual a 1 caso IL e 2 para CF, para correntes a partir de um ano. Este gráfico se encontra apresentado no item 5.2.6.

Se não atendido o critério de seleção, deve-se prosseguir para a análise de fadiga completa, utilizando-se o *software* FATFREE (que são planilhas baseadas na norma DNV-RP-F105). Para a realização da análise, faz-se necessário a utilização das características dinâmicas do *jumper* (frequências naturais de vibração e amplitudes de tensão normalizadas), bem como o histograma de correntes, curvas de fadiga (S-N), azimute da estrutura, altura com relação ao solo, entre outros parâmetros estruturais.

O critério de seleção está apresentado da Tabela 7-35 a Tabela 7-38, para cada fase, para cada direção e para cada período de recorrência das correntes. É importante notar, que a análise dinâmica forneceu dez diferentes modos de vibração para cada fase. Estes modos são então classificados de acordo com a direção de atuação da corrente, sendo classificados entre *in-line* e *cross-flow*. Lançando-se mão desses parâmetros de entrada é possível de se calcular as velocidades reduzidas e por fim classificá-las.

Tabela 7-35 – Critério de Seleção VIV – *As-landed* - OP

Modo N°	Frequência (Hz)	Tipo do Modo	Análise Preliminar de VIV - Critério de Seleção (Operação/Corroído)			Velocidade Reduzida - V_R		
			1 ano	10 anos	100 anos	V_{R1}	V_{R10}	V_{R100}
1	0.36	IL (Modo 1)	VIV Possível	VIV Possível	VIV Possível	2.182	2.836	3.654
2	0.79	CF (Modo 1)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.985	1.280	1.649
2	0.89	IL (Modo 2)	Sem VIV	VIV Possível	VIV Possível	0.870	1.132	1.458
3	0.95	CF (Modo 2)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.820	1.067	1.374
5	1.37	CF (Modo 3)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.567	0.737	0.949
4	1.43	IL (Modo 3)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.541	0.703	0.906
7	1.70	IL (Modo 4)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.458	0.595	0.767
8	2.16	IL (Modo 5)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.360	0.468	0.603
9	2.30	CF (Modo 4)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.337	0.438	0.564
10	3.50	CF (Modo 5)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.222	0.289	0.372

Tabela 7-36 – Critério de Seleção VIV – *As-landed* - IP

Modo N°	Frequência (Hz)	Tipo do Modo	Análise Preliminar de VIV - Critério de Seleção (Operação/Corroído)			Velocidade Reduzida - V_R		
			1 ano	10 anos	100 anos	V_{R1}	V_{R10}	V_{R100}
1	0.36	CF (Modo 1)	VIV Possível	VIV Possível	VIV Possível	2.182	2.836	3.654
2	0.79	IL (Modo 1)	Sem VIV	VIV Possível	VIV Possível	0.985	1.280	1.649
2	0.89	CF (Modo 2)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.870	1.132	1.458
3	0.95	IL (Modo 2)	Sem VIV	VIV Possível	VIV Possível	0.820	1.067	1.374
5	1.37	IL (Modo 3)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.567	0.737	0.949
4	1.43	CF (Modo 3)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.541	0.703	0.906
7	1.70	CF (Modo 4)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.458	0.595	0.767
8	2.16	CF (Modo 5)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.360	0.468	0.603
9	2.30	IL (Modo 4)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.337	0.438	0.564
10	3.50	IL (Modo 5)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.222	0.289	0.372

Tabela 7-37 – Critério de Seleção VIV – Operação - OP

Modo N°	Frequência (Hz)	Tipo do Modo	Análise Preliminar de VIV - Critério de Seleção (Operação/Corroído)			Velocidade Reduzida - V_R		
			1 ano	10 anos	100 anos	V_{R1}	V_{R10}	V_{R100}
1	0.39	IL (Modo 1)	VIV Possível	VIV Possível	VIV Possível	1.989	2.586	3.332
2	0.85	CF (Modo 1)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.909	1.181	1.522
2	0.98	IL (Modo 2)	Sem VIV	VIV Possível	VIV Possível	0.789	1.026	1.322
3	1.03	CF (Modo 2)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.753	0.979	1.262
5	1.49	CF (Modo 3)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.521	0.677	0.872
4	1.58	IL (Modo 3)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.491	0.638	0.823
7	1.83	IL (Modo 4)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.425	0.553	0.712
8	2.37	IL (Modo 5)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.327	0.425	0.548
9	2.51	CF (Modo 4)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.309	0.402	0.518
10	3.80	CF (Modo 5)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.204	0.265	0.342

Tabela 7-38 – Critério de Seleção VIV – Operação - IP

Modo N°	Frequência (Hz)	Tipo do Modo	Análise Preliminar de VIV - Critério de Seleção (Operação/Corroído)			Velocidade Reduzida - V_R		
			1 ano	10 anos	100 anos	V_{R1}	V_{R10}	V_{R100}
1	0.39	CF (Modo 1)	Sem VIV	VIV Possível	VIV Possível	1.989	2.586	3.332
2	0.85	IL (Modo 1)	Sem VIV	VIV Possível	VIV Possível	0.909	1.181	1.522
2	0.98	CF (Modo 2)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.789	1.026	1.322
3	1.03	IL (Modo 2)	Sem VIV	Sem VIV	VIV Possível	0.753	0.979	1.262
5	1.49	IL (Modo 3)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.521	0.677	0.872
4	1.58	CF (Modo 3)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.491	0.638	0.823
7	1.83	CF (Modo 4)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.425	0.553	0.712
8	2.37	CF (Modo 5)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.327	0.425	0.548
9	2.51	IL (Modo 4)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.309	0.402	0.518
10	3.80	IL (Modo 5)	Sem VIV	Sem VIV	Sem VIV	0.204	0.265	0.342

Após a aplicação do critério de seleção, fica evidenciada a existência de determinados modos que podem ser excitados na estrutura devido ao efeito das vibrações induzidas por vórtices. É importante deixar claro, que apenas a fadiga de longo prazo será avaliada, portanto apenas para correntes de recorrência de um ano.

Para determinar o dano causado por estas, foi utilizado o programa FATFREE. O procedimento de entrada de dados é feito mediante a utilização dos quatro primeiros modos, IL e CF, onde os parâmetros de entrada são as frequências, amplitudes de tensão, dados relativos a geometria e dados materiais da seção, vão, pressão, SCF, lâmina d'água e o ângulo de incidência da corrente mediante posicionamento submarino. Os dados de entrada e os resultados do FATFREE estão apresentados no ANEXO B deste documento.

Foi adotada a classe Normal de segurança para a verificação da vida à fadiga devida ao VIV. Para as verificações de acordo com a DNV-RP-F105 e DNV-OS-F101, o dano de fadiga devida ao VIV foi corrigido pelos fatores de utilização (η e α_{FAT}) e de exposição do tempo (porcentagem de cada fase), definidos no item 6.4.2.1.

Conservadoramente, a análise levou em consideração o fator de segurança (γ_f) mediante a definição do tipo vão (condição *Well Defined*) como apresentado na tabela 2.3 da norma DNV-RP-F105.

Na Tabela 7-39, está apresentado um resumo da vida à fadiga devida às VIV para todas as condições.

Tabela 7-39 – Capacidade de Vida a Fadiga devida às VIV (*Far-Far*)

Direção da Corrente Atuante	Condição	Capacidade de Vida a Fadiga (anos) – Classe de Segurança NORMAL					
		IN-LINE			CROSS-FLOW		
		Curva D (seawater)	Curva F1 (air)	Curva F1 (seawater)	Curva D (seawater)	Curva F1 (air)	Curva F1 (seawater)
Out-of-Plane	Operação	7430	3030	-	1.00E+06	1.00E+06	-
	As-Landed	5680	-	2310	1.00E+06	-	1.00E+06
In-Plane	Operação	1.00E+06	1.00E+06	-	1.00E+06	1.00E+06	-
	As-Landed	1.00E+06	-	1.00E+06	1.00E+06	-	1.00E+06

*os valores apresentados nas tabelas de 1.00E+06 significam vida infinita ou dano zero.

Comparando os valores de capacidade da vida à fadiga, mencionados anteriormente, com o tempo de exposição total a que o jumper estará solicitado, podem ser calculados os danos de fadiga devidos às VIV (o fator de utilização da capacidade da vida a fadiga será corrigido para classe de segurança LOW, $\eta = 1.0$, em vez de $\eta = 0.5$ da classe de segurança NORMAL e, será considerado um fator devido ao dano compartilhado). O tempo de exposição estimado para a condição de operação é de 30 anos, e de 1 ano para a condição temporária (*As-landed*). O dano por fadiga foi dividido em 90% para a fase de operação e de 2% para a temporária, conforme apresentado no item 6.4.2.

A verificação da fadiga devida às VIV se dá por meio da equação apresentada abaixo, apresentado pela DNV-RP-F105.

$$D_{F105} = \frac{T_{EXPOSURE}}{T_{LIFE}} \leq \eta \quad (7.1)$$

Tabela 7-40 – Avaliação da Fadiga devida as VIV - *As-landed*

Avaliação da Fadiga VIV (DNV-RP-F105)	OUT-OF-PLANE				IN-PLANE			
	D(seawater)		F1(seawater)		D(seawater)		F1(seawater)	
	<i>In-line</i>	<i>Cross-flow</i>	<i>In-line</i>	<i>Cross-flow</i>	<i>In-line</i>	<i>Cross-flow</i>	<i>In-line</i>	<i>Cross-flow</i>
T _{VIDA} (FATFREE _{OUTPUT}) (anos)	5680	1.000E+06	2310	1.000E+06	1.000E+06	1.000E+06	1.000E+06	1.000E+06
VIV	1.761E-04	1.000E-06	4.329E-04	1.000E-06	1.000E-06	1.000E-06	1.000E-06	1.000E-06
Admissível-F105 ⁽¹⁾	0.020	0.020	0.020	0.020	0.020	0.020	0.020	0.020
Avaliação DNV-F105	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK

(1) O dano admissível de fadiga está levando em consideração a divisão dos danos para todas as curvas.

Tabela 7-41 – Avaliação da Fadiga devida as VIV - Operação

Avaliação da Fadiga VIV (DNV-RP-F105)	OUT-OF-PLANE				IN-PLANE			
	D(seawater)		F1(seawater)		D(seawater)		F1(seawater)	
	<i>In-line</i>	<i>Cross-flow</i>	<i>In-line</i>	<i>Cross-flow</i>	<i>In-line</i>	<i>Cross-flow</i>	<i>In-line</i>	<i>Cross-flow</i>
T _{VIDA} (FATFREE _{OUTPUT}) (anos)	7430	1.000E+06	3030	1.000E+06	1.000E+06	1.000E+06	1.000E+06	1.000E+06
VIV	4.038E-03	3.000E-05	9.901E-03	3.000E-05	3.000E-05	3.000E-05	3.000E-05	3.000E-05
Admissível-F105 ⁽¹⁾	0.900	0.900	0.900	0.900	0.900	0.900	0.900	0.900
Avaliação DNV-F105	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK

(1) O dano admissível de fadiga está levando em consideração a divisão dos danos para todas as curvas.

Para a condição de Operação, o dano à fadiga devido às VIV deverá ser combinado com o mais crítico dano causado pelos Ciclos Operacionais. O dano admissível deve ser avaliado com referência ao fator de utilização igual a 0.2 ($\alpha_{FAT} =$ Classe de Segurança Média), segundo a norma DNV-OS-F101.

O dano total devido à fadiga pode ser calculado segundo a equação apresentada a seguir:

$$D_{F101} = \frac{D_{F105}}{\eta} \alpha_{fat} + D_{CYCLIC} \leq \alpha_{fat} \quad (7.2)$$

Tabela 7-42 – Avaliação da Fadiga Total – Operação

Avaliação da Fadiga Total Cíclica + VIV (DNV-OS-F101)	OUT-OF-PLANE				IN-PLANE			
	D(seawater)		F1(seawater)		D(seawater)		F1(seawater)	
	In-line	Cross-flow	In-line	Cross-flow	In-line	Cross-flow	In-line	Cross-flow
T _{VIDA} (FATFREE _{OUTPUT}) (anos)	7430	1000000	3030	1000000	1000000	1000000	1000000	1000000
Dano _{VIV}	4.038E-03	3.000E-05	9.901E-03	3.000E-05	3.000E-05	3.000E-05	3.000E-05	3.000E-05
Dano _{VIV} X α_{FAT}	8.075E-04	6.000E-06	1.980E-03	6.000E-06	6.000E-06	6.000E-06	6.000E-06	6.000E-06
Dano _{CÍCLICO}	1.416E-05		3.543E-05		1.416E-05		3.543E-05	
Dano _{TOTAL}	8.217E-04	6.000E-06	2.016E-03	6.000E-06	2.016E-05	6.000E-06	4.143E-05	6.000E-06
Admissível-F101 ⁽¹⁾	0.180	0.180	0.180	0.180	0.180	0.180	0.180	0.180
Avaliação DNV-F101	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK

(1) O dano admissível de fadiga está levando em consideração a divisão dos danos para todas as curvas.

Tabela 7-43 – Avaliação da Fadiga Total – As-Landed

Avaliação da Fadiga Total Cíclica + VIV (DNV-OS-F101)	OUT-OF-PLANE				IN-PLANE			
	D(seawater)		F1(seawater)		D(seawater)		F1(seawater)	
	In-line	Cross-flow	In-line	Cross-flow	In-line	Cross-flow	In-line	Cross-flow
T _{VIDA} (FATFREE _{OUTPUT}) (anos)	5680	1000000	2310	1000000	1000000	1000000	1000000	1000000
Dano _{VIV}	1.761E-04	1.000E-06	4.329E-04	1.000E-06	1.000E-06	1.000E-06	1.000E-06	1.000E-06
Dano _{VIV} X α_{FAT}	3.521E-05	2.000E-07	8.658E-05	2.000E-07	2.000E-07	2.000E-07	2.000E-07	2.000E-07
Dano _{CÍCLICO}	1.416E-05		3.543E-05		1.416E-05		3.543E-05	
Dano _{TOTAL}	3.521E-05	2.000E-07	8.658E-05	2.000E-07	2.000E-07	2.000E-07	2.000E-07	2.000E-07
Admissível-F101 ⁽¹⁾	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004
Avaliação DNV-F101	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK	OK

(1) O dano admissível de fadiga está levando em consideração a divisão dos danos para todas as curvas.

Como apresentado nas tabelas anteriores, o maior dano devido às VIV encontrado foi de $9.901E-03$, e acontece para a condição de Operação, na parede interna (curva F1), para o modo *in-line* induzido pela corrente *out-of-plane*. Por conseguinte, é adicionado a este o dano devido à parcela dos ciclos de operação, $3.543E-05$, sendo assim possível obter o dano final à fadiga, $2.016E-03$. Desde que este valor seja menor que 0.180 (dano máximo admissível), pode se concluir que não há problemas de fadiga durante a vida útil de projeto. A mesma metodologia pode ser aplicada para a fase temporária, onde foi encontrado um dano total máximo de $8.658E-05$ que é menor que o admissível de 0.004. Para a fase temporária também pode ser concluído que não há problemas de fadiga.

A fadiga não mostrou ser um real problema à estrutura do jumper, uma vez que os danos causados devido às variações de tensões não se aproximaram do dano máximo admissível da estrutura.

7.10. Análise de Fadiga Complementar

7.10.1. Introdução

Algumas empresas do ramo petrolífero que atuam na área de dutos submarinos têm investido bastante na obtenção/medição dos dados meteorológicos e oceanográficos para uso em suas atividades *offshore*. Os avanços das ferramentas de análise muitas vezes necessitam de informações mais detalhadas de oceanografia e meteorologia, introduzindo novos conceitos e aumentando a capacidade de previsão, simulação, e condições à que os equipamentos estarão inseridos.

Atualmente, a importância da aferição dos dados para eventos extremos, *short term* ou de curta duração, tem sido relevante, pois propicia à Engenharia uma maior capacidade de simulação de um ambiente real e assim uma melhor caracterização do problema.

Esse avanço na obtenção de dados fez com que, recentemente, os projetistas solicitassem que se associem durações aos eventos extremos. Uma vez que a maior dificuldade é definir a duração destes perfis extremos, porque as medições são da ordem de grandeza de poucos anos e perfis, como o centenário, só ocorrem muito raramente, não havendo medições que permitam avaliar a sua duração.

Poucas referências existem sobre o tema, e a quantidade de dados disponíveis, embora crescentes, contém ainda poucas ocorrências de eventos extremos que permitam um ajuste seguro sobre a duração destes.

7.10.2. Estudo de Caso

Este item tem por objetivo apresentar um caso de verificação à fadiga para eventos de curta duração (eventos extremos). Serão analisados os eventos extremos de 10 e 100 anos, baseados nos danos causados pelas incidências de correntes de 1, 10 e 100 anos. O dano final à fadiga será a combinação de todos os eventos ao longo da vida útil da estrutura, ou seja, para o caso em questão, como a vida útil da estrutura é de 30 anos, faz-se necessário avaliar a influência de três eventos decenários e um evento centenário, combinados com os eventos de longo prazo, apresentados no item anterior.

De acordo com a Tabela 7-8, apresentada no item 7.3.6.2. , os valores máximos de corrente adotados para os períodos de recorrência de 1, 10 e 100 anos foram de 0.4, 0.52 e 0.67m/s, respectivamente. Os períodos de duração das correntes adotados foram de 15 horas (1 ano), 10 horas (10 anos) e 5 horas (100 anos), conforme Tabela 7-44 e Tabela 7-45. Os períodos de duração foram pré-estabelecidos pelo autor sem correlação alguma com outra literatura ou fonte de dados, sendo apenas parte de um exemplo.

Tabela 7-44 – Distribuição dos eventos de curta duração – 10anos.

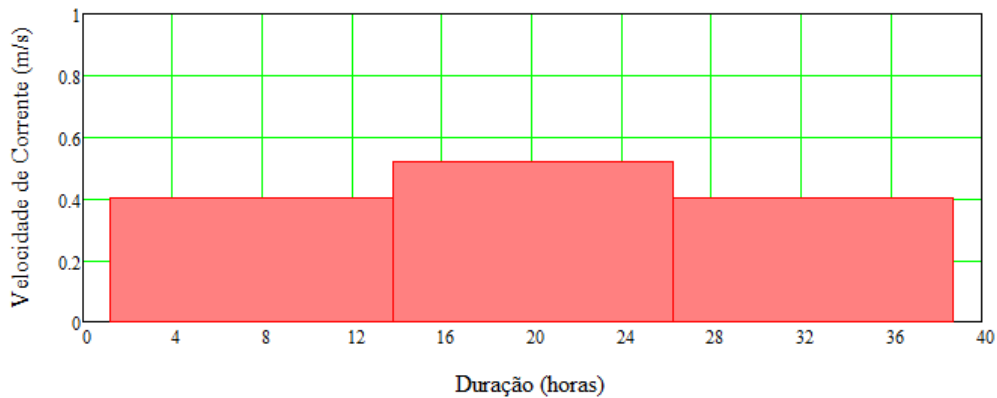
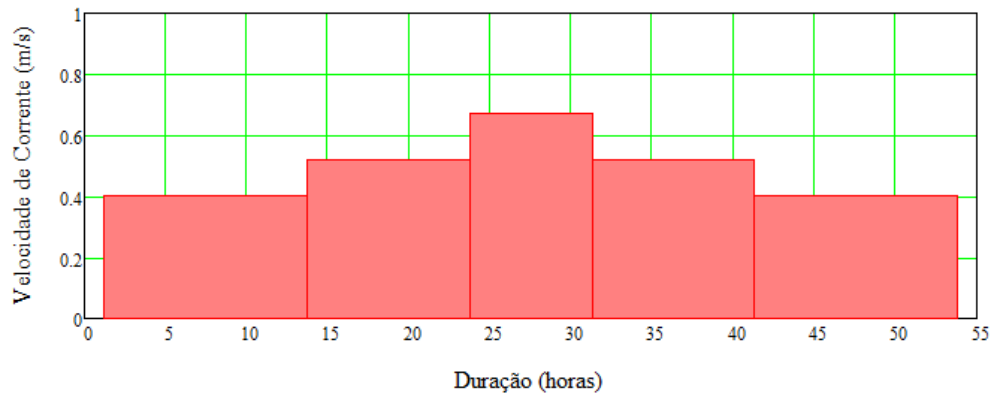


Tabela 7-45 – Distribuição dos eventos de Curta Duração – 100anos.



Na Figura 7-25 e Figura 7-26, estão apresentadas as amplitudes das VIV *In-Line* e *Cross-Flow* (quatro primeiros modos de vibração IL e três CF, respectivamente), em função da velocidade de corrente para o caso da corrente IP.

Na Figura 7-25, observa-se que, para a corrente de 1 ano, apenas o primeiro modo é excitado, enquanto que para a corrente de 10 anos os dois primeiros modos são excitados, e para a corrente de 100 anos os três primeiros modos *in-line* são excitados pelas VIV. Para a direção *cross-flow* (Figura 7-26), apenas o primeiro modo é excitado pelas três referidas correntes.

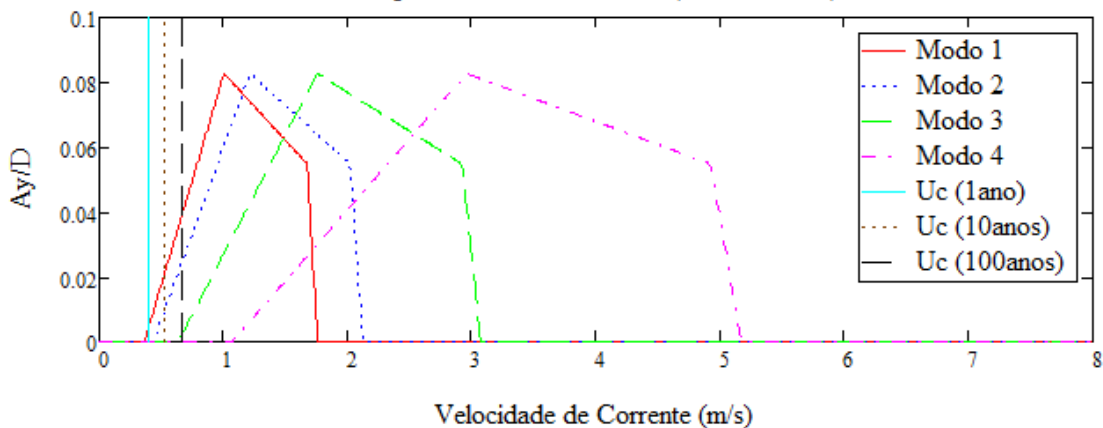


Figura 7-25 – Amplitudes VIV *In-Line* (Corrente IP).

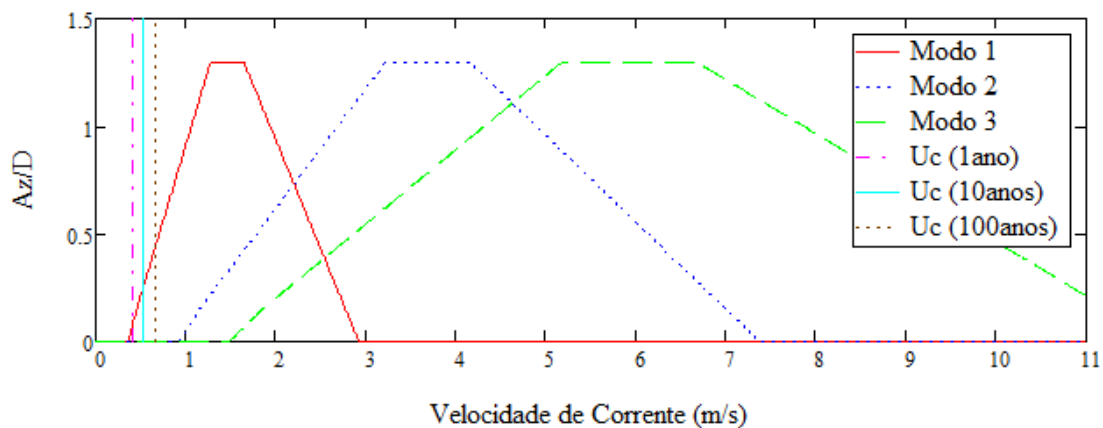


Figura 7-26 – Amplitudes VIV *Cross-Flow* (Corrente IP).

A partir dessa verificação, realize-se o cálculo do dano segundo a norma DNV-RP-F105. Da Tabela 7-46 a Tabela 7-51, estão apresentados os danos combinados, considerando o fator de classe Normal (0.5) e sem os fatores de exposição, para todos os tipos de correntes IP, para a curva F1 (*in air*).

Tabela 7-46 – Dano Combinado – Corrente de 1 ano - *In-Line* - IP.

Modos	VIV Amplitude (Ay/D)	Variação de Tensão In-Line (MPa)		Variação de Tensão Final - In-Line (MPa)		Frequências - In-Line (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Individual (por modo)	Combinado	Estrutural	Vibração	Combinado	Individual (per mode)	Combinado
1	0.009	7.903	7.903	19.408	19.408	0.854	0.780	0.780	1.996E-01	1.996E-01
2	0.000	0.000	0.000	0.000		1.031	1.031		0.000E+00	
3	0.000	0.000	0.000	0.000		1.491	1.491		0.000E+00	
4	0.000	0.000	0.000	0.000		2.511	2.511		0.000E+00	
									1.996E-01	

Tabela 7-47 – Dano Combinado – Corrente de 10 anos - *In-Line* - IP.

Modos	VIV Amplitude (Ay/D)	Variação de Tensão In-Line (MPa)		Variação de Tensão Final - In-Line (MPa)		Frequências - In-Line (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Individual (por modo)	Combinado	Estrutural	Vibração	Combinado	Individual (per mode)	Combinado
1	0.039	33.972	33.972	81.319	82.071	0.854	0.498	0.513	3.379E+01	3.576E+01
2	0.017	22.160	11.080	11.080		1.031	1.031		1.600E-02	
3	0.000	0.000	0.000	0.000		1.491	1.491		0.000E+00	
4	0.000	0.000	0.000	0.000		2.511	2.511		0.000E+00	
									3.380E+01	

Tabela 7-48 – Dano Combinado – Corrente de 100 anos - *In-Line* - IP.

Modos	VIV Amplitude (Ay/D)	Variação de Tensão In-Line (MPa)		Variação de Tensão Final - In-Line (MPa)		Frequências - In-Line (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Individual (por modo)	Combinado	Estrutural	Vibração	Combinado	Individual (per mode)	Combinado
1	0.077	66.558	66.558	152.836	156.206	0.854	0.525	0.558	2.365E+02	2.683E+02
2	0.048	63.188	31.594	31.594		1.031	1.031		3.016E+00	
3	0.005	13.128	6.564	6.564		1.491	1.491		1.688E-03	
4	0.000	0.000	0.000	0.000		2.511	2.511		0.000E+00	
									2.395E+02	

Tabela 7-49 – Dano Combinado – Corrente de 1 ano - Cross-Flow - IP.

Modos	VIV Amplitude (Az/D)	Variação de Tensão Cross-Flow (MPa)			Frequências - Cross-Flow (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Combinado	Estrutura	Vibração	Combinado	Individual (por modo)	Combinado
1	0.057	16.987	16.987	16.987	0.390	0.390	0.390	5.125E-02	5.125E-02
2	0.000	0.000	0.000		0.984	0.984		0.000E+00	
3	0.000	0.000	0.000		1.581	1.581		0.000E+00	
								5.125E-02	

Tabela 7-50 – Dano Combinado – Corrente de 10 anos - Cross-Flow - IP.

Modos	VIV Amplitude (Az/D)	Variação de Tensão Cross-Flow (MPa)			Frequências - Cross-Flow (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Combinado	Estrutura	Vibração	Combinado	Individual (por modo)	Combinado
1	0.239	71.173	71.173	71.173	0.390	0.249	0.249	1.133E+01	1.133E+01
2	0.000	0.000	0.000		0.984	0.984		0.000E+00	
3	0.000	0.000	0.000		1.581	1.581		0.000E+00	
								1.133E+01	

Tabela 7-51 – Dano Combinado – Corrente de 100 anos - Cross-Flow - IP.

Modos	VIV Amplitude (Az/D)	Variação de Tensão Cross-Flow (MPa)			Frequências - Cross-Flow (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Combinado	Estrutura	Vibração	Combinado	Individual (por modo)	Combinado
1	0.448	133.766	133.766	133.766	0.390	0.262	0.262	7.928E+01	7.928E+01
2	0.000	0.000	0.000		0.984	0.984		0.000E+00	
3	0.000	0.000	0.000		1.581	1.581		0.000E+00	
								7.928E+01	

O mesmo procedimento foi realizado para corrente atuando *out-of-plane*. Na Figura 7-27 e na Figura 7-28, estão apresentadas as amplitudes das VIV *In-Line* e *Cross-Flow* para corrente OP.

Na Figura 7-27, está apresentado o gráfico de amplitudes, onde nota-se que para a corrente de 1 ano apenas o primeiro modo é excitado, quanto que para a corrente de 10 anos e 100 anos os dois primeiros modos *in-line* são excitados pelas VIV. Enquanto que para a direção *cross-flow* (Figura 7-28) nenhum modo é excitado pelas três diferentes correntes.

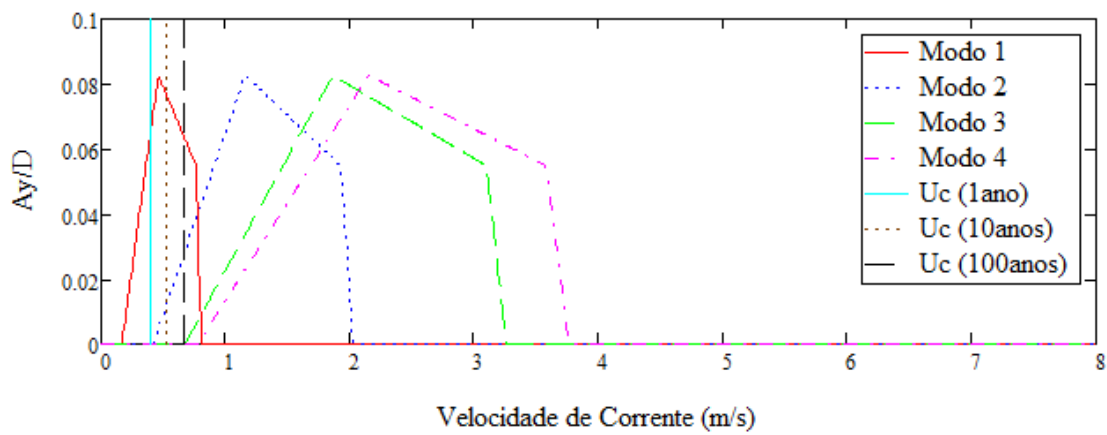


Figura 7-27 – Amplitudes VIV – *In-Line* (Corrente OP).

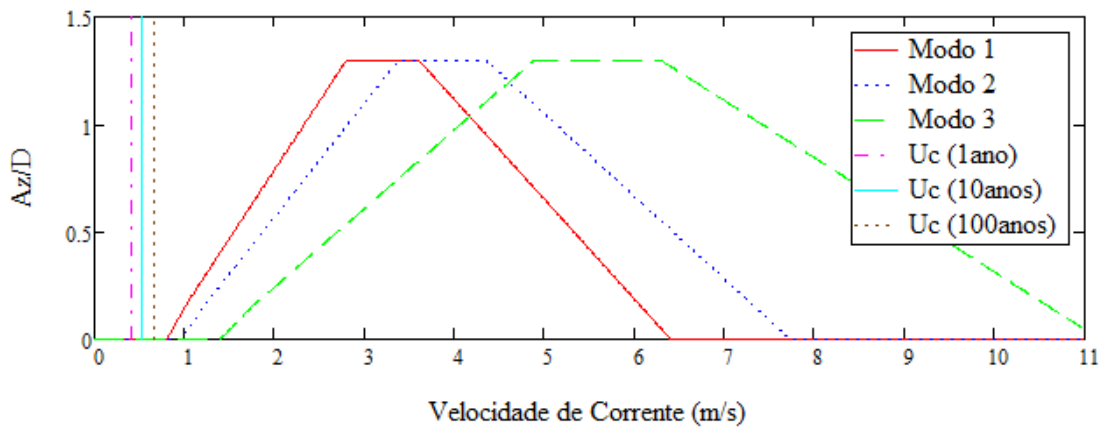


Figura 7-28 – Amplitudes VIV – *Cross-Flow* (Corrente OP).

A partir dessa verificação, realize-se o cálculo do dano segundo a norma DNV-RP-F105. Da Tabela 7-52 a Tabela 7-57 estão apresentados os danos combinados, sem os fatores de exposição, para todos os tipos de correntes OP, para a curva F1 (*in air*).

Tabela 7-52 – Dano Combinado – Corrente de 1 ano - *In-Line* - OP.

Modos	VIV Amplitude (Ay/D)	Variação de Tensão In-Line (MPa)		Variação de Tensão Final - In-Line (MPa)		Frequências - In-Line (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Individual (por modo)	Combinado	Estrutural	Vibração	Combinado	Individual (per mode)	Combinado
1	0.128	38.960	38.960	38.960	38.960	0.390	0.390	0.390	2.911E+00	2.911E+00
2	0.000	0.000	0.000	0.000		0.984	0.984		0.000E+00	
3	0.000	0.000	0.000	0.000		1.581	1.581		0.000E+00	
4	0.000	0.000	0.000	0.000		1.826	1.826		0.000E+00	
									2.911E+00	

Tabela 7-53 – Dano Combinado – Corrente de 10 anos - *In-Line* - OP.

Modos	VIV Amplitude (Ay/D)	Variação de Tensão In-Line (MPa)		Variação de Tensão Final - In-Line (MPa)		Frequências - In-Line (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Individual (por modo)	Combinado	Estrutural	Vibração	Combinado	Individual (per mode)	Combinado
1	0.150	45.539	45.539	45.539	46.581	0.390	0.390	0.434	4.649E+00	5.535E+00
2	0.022	9.799	9.799	9.799		0.984	0.984		8.261E-03	
3	0.000	0.000	0.000	0.000		1.581	1.581		0.000E+00	
4	0.000	0.000	0.000	0.000		1.826	1.826		0.000E+00	
									4.657E+00	

Tabela 7-54 – Dano Combinado – Corrente de 100 anos - *In-Line* - OP.

Modos	VIV Amplitude (Ay/D)	Variação de Tensão In-Line (MPa)		Variação de Tensão Final - In-Line (MPa)		Frequências - In-Line (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Individual (por modo)	Combinado	Estrutural	Vibração	Combinado	Individual (per mode)	Combinado
1	0.123	37.447	37.447	37.447	44.666	0.390	0.390	0.628	2.585E+00	7.066E+00
2	0.054	24.348	24.348	24.348		0.984	0.984		7.824E-01	
3	0.000	0.000	0.000	0.000		1.581	1.581		0.000E+00	
4	0.000	0.000	0.000	0.000		1.826	1.826		0.000E+00	
									3.367E+00	

Tabela 7-55 – Dano Combinado – Corrente de 1 ano - Cross-Flow - OP.

Modos	VIV Amplitude (Az/D)	Variação de Tensão Cross-Flow (MPa)			Frequências - Cross-Flow (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Combinado	Estrutura	Vibração	Combinado	Individual (por modo)	Combinado
1	0.000	0.000	0.000	0.000	0.854	0.854	0.000	0.000E+00	0.000E+00
2	0.000	0.000	0.000		1.031	1.031		0.000E+00	
3	0.000	0.000	0.000		1.491	1.491		0.000E+00	
								0.000E+00	

Tabela 7-56 – Dano Combinado – Corrente de 10 anos - Cross-Flow - OP.

Modos	VIV Amplitude (Az/D)	Variação de Tensão Cross-Flow (MPa)			Frequências - Cross-Flow (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Combinado	Estrutura	Vibração	Combinado	Individual (por modo)	Combinado
1	0.000	0.000	0.000	0.000	0.854	0.854	0.000	0.000E+00	0.000E+00
2	0.000	0.000	0.000		1.031	1.031		0.000E+00	
3	0.000	0.000	0.000		1.491	1.491		0.000E+00	
								0.000E+00	

Tabela 7-57 – Dano Combinado – Corrente de 100 anos - Cross-Flow - OP.

Modos	VIV Amplitude (Az/D)	Variação de Tensão Cross-Flow (MPa)			Frequências - Cross-Flow (Hz)			Dano sem fator	
		Nominal	Reduzido	Combinado	Estrutura	Vibração	Combinado	Individual (por modo)	Combinado
1	0.000	0.000	0.000	0.000	0.854	0.854	0.000	0.000E+00	0.000E+00
2	0.000	0.000	0.000		1.031	1.031		0.000E+00	
3	0.000	0.000	0.000		1.491	1.491		0.000E+00	
								0.000E+00	

Os danos encontrados para os eventos extremos, de 10 e 100 anos, deverão ser ajustados pela probabilidade dos eventos e pelos fatores de duração. Após esse processo deverão ser somados ao dano dos eventos de longo prazo, para que assim se tenha um dano final.

Como já apresentado anteriormente, a vida útil de projeto é de 30 anos. Transformando-se a vida útil de operação em horas, ter-se-á o T_{vida} correspondente a 262800 horas.

Conforme apresentado na Tabela 7-44, um evento extremo decenário tem a duração de 40 horas, sendo composto por 30 horas de eventos com correntes de 1 ano e 10 horas de eventos de correntes de 10 anos. O cálculo do dano para o evento decenário está apresentado a seguir.

$$Dano_{EXT_Decenário} = \frac{(30h \times D_{1_ANO}) + (10h \times D_{10_ANOS})}{(30anos \times 365dias \times 24h)} \quad (7.3)$$

Conforme apresentado na Tabela 7-45, um evento extremo centenário tem a duração de 55 horas, sendo composto por 30 horas de eventos com correntes de 1 ano, 20 horas de eventos de correntes de 10 anos e 5 horas de eventos de corrente de 100 anos. O cálculo do dano para o evento centenário está apresentado a seguir.

$$Dano_{EXT_Centenário} = \frac{(30h \times D_{1_ANO}) + (20h \times D_{10_ANOS}) + (5h \times D_{100_ANOS})}{(30anos \times 365dias \times 24h)} \quad (7.4)$$

Após a obtenção dos danos relativos a cada tipo de evento, faz-se necessário o ajuste destes para a classe de segurança correta, uma vez que os valores apresentados nas tabelas anteriores foram baseados para a classe de segurança Normal ($\eta = 0.5$), sendo que, o adotado neste trabalho foi a classe de segurança *LOW* ($\eta = 1.0$). Logo, dever-se-á multiplicar os danos calculados para os eventos decenários e centenários por dois.

Para se chegar ao somatório do dano final ao longo da vida útil da estrutura, deve-se ter em mãos a quantidade de cada evento. Dentro deste intervalo existirão trinta ciclos de eventos anuais, três ciclos de eventos decenários e um ciclo de eventos

centenários. De posse destes é possível estimar o dano relativo a cada tipo de evento e por fim fazer a superposição dos danos, gerando um dano final, que deverá ser comparado com 90% (fase operacional) do dano admissível à fadiga.

Para exemplificar, será demonstrado como se calcula o dano final devido a um evento decenário e centenário o caso da direção IL para correntes atuantes IP, apresentados na Tabela 7-46 e na Tabela 7-47:

$$\begin{aligned}
 Dano_{1_ANO} &= 0.1996 \\
 Dano_{10_ANOs} &= 35.76 \\
 Dano_{100_ANOs} &= 268.3 \\
 Dano_{EXT_Decenário} &= \frac{(30h \times 0.1996) + (10h \times 35.76)}{(30anos \times 365dias \times 24h)} = 1.383^{-3}
 \end{aligned} \tag{7.5}$$

$$\begin{aligned}
 Dano_{FINAL_Decenário} &= 3 \times 1.383^{-3} \times 2 = 8.301^{-3} \\
 Dano_{EXT_Centenário} &= \frac{(30h \times 0.1996) + (20h \times 35.76) + (5h \times 268.3)}{(30anos \times 365dias \times 24h)} = 7.849^{-3} \\
 Dano_{FINAL_Centenário} &= 8.593^{-3} \times 2 = 1.569^{-2}
 \end{aligned} \tag{7.6}$$

Na Tabela 7-58, se encontram os danos finais, já com os fatores, para os eventos extremos de 10 e 100 anos (curto prazo), para os eventos de longo prazo (1 ano) e o total, que seria a soma dos danos dos eventos.

Tabela 7-58 – Dano Final para os Eventos Extremos.

Evento	CORRENTE OUT-OF-PLANE		CORRENTE IN-PLANE	
	IL	CF	IL	CF
1 ano (longo prazo)	9.901E-03	3.000E-05	3.000E-05	3.000E-05
10 anos (curto prazo)	8.296E-03	2.619E-03	3.255E-03	0.000E+00
100 anos (curto prazo)	1.569E-02	4.749E-03	1.775E-03	0.000E+00
TOTAL	3.388E-02	7.399E-03	5.060E-03	3.000E-05

O maior dano causado foi de 3.388E-02 para a direção *In-Line* da corrente *Out-of-Plane*, como já era de ser esperado, uma vez que a corrente IP apenas atua nas barras verticais, sendo esta uma abordagem conservadora.

Vale ressaltar que o somatório dos danos devido aos eventos extremos com os eventos de longo prazo continua sendo menor que o máximo dano admissível, de 0.9, suportado pelo jumper devido às VIV (para a condição de operação), não acrescentando problemas de fadiga ao longo da vida útil da estrutura.

Vale frisar também como é importante o estudo desse tipo de evento, uma vez que ficou verificado que o dano dos eventos extremos foi superior ao dano causado pelos eventos de longo prazo. Ao se apurar melhor a duração dos eventos e velocidades de correntes, pode-se ter uma grande contribuição no entendimento e quantificação do dano devido à fadiga das VIV.

CAPÍTULO 8

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

8.1. Síntese

O estudo das estruturas oceânicas tem assumido uma grande importância, não só pela quantidade de unidades de produção no oceano, mas principalmente pelo aumento das lâminas d'água destas unidades. É nesse exato contexto que esse trabalho visa contribuir, tendo por finalidade apresentar o tema projeto de um *jumper* rígido offshore, considerando as verificações estruturais e o estado-da-arte referente ao fenômeno da fadiga devido às VIV, aplicando a metodologia presente na norma DNV-RP-F105 (2006).

Foram estudados dois cenários, fases, característicos da utilização do *jumper*: o primeiro cenário representa a fase temporária em que o *jumper* já se encontra conectado às estruturas submarinas, porém, a linha não se encontra em funcionamento. Apesar de o cenário ser temporário, o *jumper* já se encontra sob influência das correntes marinhas e das cargas imediatas e de conexão. A resposta para esta fase é consideravelmente menor se comparada à de operação, porém, por experiência do autor, faz-se imprescindível a verificação e interpretação da mesma. No segundo cenário, representado pela fase de operação, a imposição dos carregamentos de longo prazo e o tempo maior de exposição às correntes somados aos advindos da operação da linha, que se encontrará em operação, faz com que os níveis de tensão a que o *jumper* estará solicitado aumente consideravelmente. Entretanto, configura-se como de extrema importância a verificação da fadiga decorrente dos ciclos de utilização e das VIV, sendo esta última uma metodologia não codificada por norma. O presente trabalho visa esclarecer e apresentar uma proposta lançando mão dos conceitos e formulações apresentadas na norma DNV-RP-F105 (2006).

8.2. Conclusões

O CAPÍTULO 7 sintetiza de todo o trabalho apresentado. Ele aborda a utilização e a importância, no âmbito de projeto, dos parâmetros relevantes ao projeto do *jumper* rígido, bem como a aplicação da metodologia de avaliação do dano à fadiga. Pode-se concluir que o projeto deste tipo de estrutura é muito complexo porque, além de ser uma estrutura de interface, ou seja, de conexão com outros equipamentos submarinos, ela ainda não possui uma norma ou um guia de verificação.

O *jumper* foi verificado estruturalmente pela ASME-B31.8, entendendo-se esta como uma norma padrão e suficiente para o cálculo e verificação do estado de tensões em dutos.

Foram verificados os cálculos da vida à fadiga para o *jumper*, com base nas premissas de cálculo presentes na norma DNV-RP-F105 (2006). Uma vez que a referida norma não oferece nenhum tipo de cálculo analítico, as frequências naturais e amplitudes de tensão foram extraídas por meio de um modelo numérico estruturado por métodos matriciais baseados no método de elementos finitos.

Os danos finais advindos da avaliação à fadiga para eventos de longo prazo e para as condições de operação e temporária, respectivamente $2.016E-03$ e $8.658E-05$, mostraram-se suficientemente baixos e sem impacto no projeto ou redução da vida do mesmo. Porém, para outro caso/estudo, onde a seção tubular do *jumper* seja menor, como por exemplo, 12 e 14 polegadas, e sujeita a correntes mais altas, o dano associado à fadiga poderá ser muito elevado, levando à falha do material e ao possível rompimento do duto. Outro ponto interessante de ser avaliado é sobre a utilização dos Supressores de Vortex, *Helicoidal Strakes*, que reduzem em torno de 80% as amplitudes de vibração e, portanto o dano à fadiga. O estudo da aplicação destes supressores poderá ser de grande valia para determinados projetos em que não se tem a possibilidade de mudança, seja na seção tubular ou nas considerações das correntes.

8.3. Sugestões para Trabalhos Futuros

Mediante resultados apresentados ficou evidenciado que os danos devidos aos eventos cíclicos não resultaram em grandes esforços e, portanto, não causaram problemas de fadiga no *jumper*.

Recomenda-se, para trabalhos futuros, que a fadiga do *jumper* devido às VIV seja mais bem avaliada para eventos de curto prazo, explorando o fato da descoberta de novas tecnologias onde é possível coletar mais dados reais a fim de se caracterizar melhor a realidade.

Recentemente os projetistas têm solicitado que se associem durações aos eventos extremos, que passaram a ser analisados também para cômputo da vida à fadiga dos *risers*. A maior dificuldade é definir a duração destes perfis extremos, uma vez que as medições são da ordem de grandeza de poucos anos, e perfis, como o centenário, só ocorrem muito raramente, não havendo medições que permitam avaliar a sua duração.

Em outra linha, recomenda-se a execução de testes experimentais com modelos reduzidos, para realmente se ter uma noção dos movimentos induzidos pelas correntes e para comprovar se os modos de vibração obtidos através da análise dinâmica estão de acordo com os encontrados. Tudo isso ajudará na avaliação dos modos, das frequências naturais e amplitudes de tensão. Como esse tipo de estrutura foi muito pouco estudado e não possui uma bibliografia, é de extrema importância essa avaliação, para a implementação de uma rotina.

Outro problema importante a ser estudado, é o caso das vibrações induzidas pelo fluxo interno devido à passagem do fluido, em termos de mudança nas respostas de frequência natural, conseqüentemente na vida à fadiga. Entende-se que, o efeito do fluido passando por dentro do *jumper* implica em vibrações. Estas podem ser avaliadas em conjunto com os outros efeitos já descritos nesse trabalho. Este tema é de extrema dificuldade por requerer, dependendo da situação analisada, análises dinâmicas detalhadas, superposição modal, e uma interação fluido-estrutura mais complexa.

Nesse trabalho, durante a fase de coleta das frequências naturais e obtenção das máximas tensões induzidas pelos modos, não foi contemplado o fato do *jumper* já estar deformado devido ao efeito do peso próprio. O autor não conseguiu representar no *software* ANSYS este cenário, pois necessitava de uma análise de pretensão onde as frequências e tensões deveriam contemplar o modelo deformado pelo peso próprio.

Como sugestão de trabalhos futuros seria interessante que fosse executada uma análise estática apenas com o peso próprio, onde o *jumper* estaria submerso com as mesmas condições da análise modal, porém, com as massas específicas das curvas e dos trechos retos certos. Após essa análise, faz-se a superposição dos modelos, onde a extração modal é executada levando-se em consideração os efeitos de massa adicionada (sendo assim as massas específicas das curvas e dos trechos retos deverão ser ajustadas), e as tensões sejam acrescidas das já encontradas na análise estática. Dessa forma é feita uma superposição das tensões, levando-se em consideração os efeitos de massa adicionada.

A grande dificuldade encontrada foi em separar as análises das entradas dos dados. Para se levar em consideração o efeito da massa adicionada na obtenção dos modos de vibração, foi modelada uma seção com diâmetro e espessura igual ao do tubo real, porém, com uma massa específica relativa superior a real (conforme apresentado no trabalho). Sendo assim, o peso total do *jumper* não corresponde ao peso submerso real, conforme explicado no capítulo. Uma maneira de se tentar reparar essa diferença na do peso para a análise estática seria mudar o valor da gravidade, de modo que este “compense” (como se fosse um fator de ajuste) o valor acrescido das massas específicas. Ou seja, como só posso entrar uma única vez com as propriedades de cada seção, logo entraria com as massas específicas alteradas levando-se em consideração o efeito da massa adicionada, corrigiria a gravidade, de modo que o peso final fosse exatamente o peso correto do *jumper* sem contar com a massa adicionada. Dessa forma a análise estática seria executada de maneira correta, gerando o estado de tensões devido ao peso próprio corretamente e após seria possível executar a análise modal contando com o efeito da massa adicionada mais o efeito das tensões geradas pela análise estática.

Outro ponto a ser estudado é o cálculo do SCF na região da solda entre as curvas e os trechos retos. Neste trabalho foi adotado o SCF de acordo com a tabela 2-4

da norma DNV-RP-C203. Este foi calculado levando-se em consideração soldas entre tubos de mesma espessura, o que nem sempre é verdade. A máxima tensão pode sim ocorrer na ligação entre a curva e o trecho reto, onde existe uma diferença de espessura entre as seções. Prevendo este cenário, a norma utilizada apresenta em seu anexo, uma nova formulação onde essa descontinuidade é levada em consideração no cálculo do SCF. O autor gostaria de salientar que a diferença entre os SCFs é relativamente mínima (ordem de 5%), não influenciando muito no dano calculado.

CAPÍTULO 9

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

2HOFFSHORE, 2013. Disponível em:

<<http://www.2hoffshore.com/documents/papers/OMAE-2009-79487.pdf>>.

Acesso em: 04 ago. 2013, 17:36:22.

AKERSOLUTION, 2013. Disponível em:

<<http://www.akersolutions.com/en/Global-menu/Products-and-Services/Subsea-technologies-and-services/Subsea-production-systems-and-technologies/Tie-in-connections-and-tooling/Diverless-connection-systems/Guide-and-hinge-over-connection-system/>>. Acesso em: 05 ago. 2013, 14:36:22.

API-RP-1111, *Design, Construction, Operation, and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines (Limit State Design)*. American Petroleum Institute, December 2009 (Errata, May 2011).

API-5L, *Specification for Line pipe*, American Petroleum Institute, October 2004.

ASME-B31.8, *Gas Transmission and Distribution Piping Systems*. American Society of Mechanical Engineers, June 2010.

AVELEDA, A.A., 2003, *Utilização de sistemas de alto desempenho no processamento de sinais na análise de problemas de vibrações induzidas por desprendimento de vórtices em estruturas offshore*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

BAY, Y., 2010, *Subsea Structure Engineering Handbook*. 1ª ed., Amsterdam, Editora ELSEVIER.

BANDEIRA, V., 2009, *Proposta de um Suporte Mecânico para Dutos Rígidos Submarinos*. Projeto Final de Curso – Engenharia Mecânica – UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

BANDEIRA, V., 2012, *Análise de Múltiplos Vãos Livres de Dutos Submarinos*. Tese M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

- BANDEIRA, F., 2012, *Análise de Flambagem Global de Dutos Submarinos*. Tese M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- BARLTROP, N.D.P., 1998, *Floating Structures: a guide for design and analysis*, v. 2, ch. 13, The Centre for Marine and Petroleum Technology (CMPT), England, OPL.
- BLEVINS, R. D., 1994, *Flow-Induced Vibrations*, 2nd ed. Florida, Krieger Publishing Company.
- BMPWORLDWIDE, 2012. Disponível em: <<http://www.bmpworldwide.com>>. Acesso em: 28 mar. 2012, 16:44:08.
- BRAESTRUP, M. W., ANDERSEN, J. B., ANDERSEN, L.W. et al., 2005, *Design and Installation of Marine Pipelines*, 1st ed., Oxford, Blackwell Science Ltd.
- BREDERO, 2013. Disponível em: <<http://www.brederoshaw.com/>> Acesso em: 06 ago. 2013, 19:56:22.
- BS-EN-14161, *Petroleum and Natural Gas Industries – Pipeline Transportation Systems (ISO 13623:2009 modified)*. British Standards Institution, July 2011.
- CLOUGH, R.W., PENZIEN, J., 2003, *Dynamics of Structures*.3rd ed. Tokyo, Japan, McGraw-Hill Kogakusha.
- COELHO, F. M., 2010, *Porosidade Dirigida no Controle de Vibrações Induzidas por Vórtice em Aplicações com Um e Dois Graus de Liberdade*. Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- CONNELY, L. M., ZETTLEMOYER, N., 1993, “Stress Concentration at Girth Welds of Tubulars with Axial Wall Misalignment” In: *Proceedings of International Symposium on Tubular Structures*, pp. 498-507, Nottingham, Agosto 25-27.
- COSTA, L. P., 2010, *Avaliação da Incerteza de Medição no Levantamento de Curvas de Fadiga S-N de Materiais Metálicos à Temperatura Ambiente*. Tese de MSc., PPGE-3M/UFRGS, Porto Alegre, RS, Brasil.

- CURRIE, I. G., TURNBULL, D.H., 1987, “Streamwise Oscillations of Cylinders near the Critical Reynolds Number”. *Journal of Fluids and Structures*, v. 1, pp. 185-196.
- DNV-Guideline N°14, *Free Spanning Pipelines*. Det Norske Veritas, June 1998.
- DNV-OS-F101, *Submarine Pipeline Systems*. Det Norske Veritas, August 2012.
- DNV-RP-C203, *Fatigue Design of Offshore Steel Structures*. Det Norske Veritas, October 2011.
- DNV-RP-C205, *Environmental Conditions and Environmental Loads*. Det Norske Veritas, October 2010.
- DNV-RP-F105, *Free Spanning Pipelines*. Det Norske Veritas, March 2002.
- DNV-RP-F105, *Free Spanning Pipelines*. Det Norske Veritas, February 2006.
- DNV-RP-F109, *On-bottom Stability Design of Submarine Pipelines*. Det Norske Veritas, October 2010.
- DNV-RP-F110, *Global Buckling of Submarine Pipelines*, Det Norske Veritas, October 2007.
- EKLUND, T., HOGMOEN, K., PAULSEN, G., 2007, “Ormen Lange Pipelines Installation and Seabed Preparation”. In: *Proceedings of International Conference on Offshore Technology Conference*, pp. 503-510, Houston, Abril 30- Maio 3.
- ELLWANGER, G. B., 2009, *Notas de Aula – Tecnologias de Exploração de Petróleo*, PEC/COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- FENG, C. C., 1968, *The Measurement of Vortex Induced Effects on Flow Past Stationary and Oscillating Circular and D-Section Cylinders*. Dissertação de MSc., Universidade de British de Columbia, XXX , Canada.

FILHO, J. F. A. P., 2011, *Estudo de Formulações Analíticas para Determinação das Freqüências Naturais de Dutos Submarinos em Vãos Livres*. Dissertação de M.Sc. COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

FOLHA, 2012. Disponível em:

<<http://www1.folha.uol.com.br/infograficos/2013/10/78594-riqueza-profunda.shtml>>. Acesso em: 04 jan. 2014, 17:19:54.

FOUNDUCEA, 2012. Disponível em: <<http://www.foundocean.com/>>. Acesso em: 04 jan. 2014, 17:36:22.

FOX, R. W., McDONALD, A.T., et al., 2006, *Introdução à Mecânica dos Fluidos*. 6ed. Rio de Janeiro, LTC Editora.

FRANCISS, R., 1999, *Vibrações Induzidas por Vórtices em Membros Esbeltos de Estruturas Offshore Flutuantes*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

FREIRE, J. L. F., 2009, *Engenharia de Dutos*. 1 ed., Rio de Janeiro, Editora ABCM.

FYRILEIV, O., MØRK, K., 2002, “Structural Response of Pipeline Free Spans based on Beam Theory”. In: *Proceedings of the 21st International Conference on Offshore Mechanics & Arctic Engineering*, pp. 175-183, Oslo, Junho 23-28.

FYRILEIV, O., CHEZIAN, M., MØRK, K. J., et al., 2003, “Assessment of Free Spanning Pipelines According to the New DNV-RP-F105”. In: *Proceedings of International Conference on Australian Pipeline Industry Association*, Darwin.

FYRILEIV, O., NIELSEN, F.G., SØREIDE, T. et al., 2004, “Deep Water Pipelines – The Ormen Lange Design Approach for Free Spans”, PetroMinDeepwater Conference, Kuala Lumpur, Maio 18-20.

FYRILEIV, O., COLLBERG, L., “Influence of Pressure in Pipeline Design – Effective Axial Force.” 24th *International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. OMAE 67502 June 2005.

- FYRILEIV, O., MØRK, K., CHEZIAN, M., 2005, “Experiences using DNV-RP-F105 in Assessment of Free Spanning Pipelines”. In: *Proceedings of the 24th International Conference on Offshore Mechanics & Arctic Engineering*, pp. 175-183, Halkidiki, Junho 12-17.
- GALGOUL, N., GUEVARA, N., MASSA, A., 2009, “The Influence of Internal Pressure on Pipeline Natural Frequency”. In: *Proceedings of International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. 559-566, Hawaii, Maio 31- Junho 5.
- GENESIS O&G, 2013. Disponível em: <<http://www.genesisoilandgas.com/Our-Business/subsea/PublishingImages/croppedsubsea.jpg>>. Acesso em: 22 dez. 2013, 17:36:22.
- GOMES, M. H. A., 2012, *Análise de Fadiga e Estimativa de Vida Útil de um Duto Submarino Apoiado em Vão Livre Submetido a Vibrações Induzidas por Difusão de Vórtices*. Dissertação de M.Sc, UFF, Niterói, RJ, Brasil.
- GUO, B., SONG, S., CHACKO, J. et al., 2005, *Offshore Pipelines*, 1st ed. Oxford, Elsevier.
- HADDAD, D. M., 2011, *Análise de Confiabilidade em Flambagem Lateral de Dutos Rígidos Submarinos*. Dissertação de M.Sc, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- HAGEN, Ø., MØRK, K.J., NIELSEN, F.G. et al., 2003, “Evaluation of Free Spanning Pipeline Design in a Risk Based Perspective”. In: *Proceedings of the 22nd International Conference on Offshore Mechanics & Arctic Engineering*, pp. 789-799, Cancun, Junho 08-13.
- HOBBS, R. E., 1986, “Influence of Structural Boundary Conditions on Pipeline Free Span Dynamics”. In: *Proceedings of the 5th International Conference on Offshore Mechanics & Arctic Engineering*, pp. 685-691, Louisiana, Fevereiro 23-27.

- ISO-13623, *Petroleum and Natural Gas Industries – Pipeline Transportation Systems*. International Organization for Standardization, June 2009.
- ISO-15590, *Petroleum and Natural Gas Industries – Pipeline Transportation Systems*. Induction Bends, Fittings and Flanges for Pipelines Transportation Systems, November 2009.
- JACOVAZZO, B. M., 2012, *Ferramentas Numéricas para Análise de Operações de Lançamento de Dutos Offshore*, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- KOUSHAN, K., 2009, *Vortex Induced Vibrations of Free Span Pipelines*. Ph.D. Dissertation, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Trøndelag, Norway.
- KOOPMAN, G. H., 1967, “The Vortex Wakes of Vibrating Cylinders at Low Reynolds Numbers”. *Journal of Fluid Mechanics*, v. 28, pp. 501-512.
- LEFFLER, 2012, “*Deepwater Petroleum E&P*”. *Nontechnical Guide*. Pennwel 2012.
- LIMA, A. J., 2007, *Análise de Dutos Submarinos Sujeitos a Vibrações Induzidas por Vórtices*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- LOPES, R. K. D., 2006, *Análise de Estruturas Sujeitas a Vibrações Induzidas por Vórtices*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- LOTSBERG, I., 1998, “Stress Concentration Factors at Circumferential Welds in Tubulars”. *Marine Structures*, v. 11, n. 1 (July), pp. 203-230.
- LOTSBERG, I., 2008, “Stress Concentration Factors at Welds in Pipelines and Tanks Subjected to Internal Pressure and Axial Force”. *Marine Structures*, v. 21, n. 2 & 3 (April-July), pp. 138-159.
- LOTSBERG, I., ROVE, H., 2000, “Stress Concentration Factors for Butt Welds in Stiffened Plates”. In: *Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics & Arctic Engineering*, New Orleans.

- LYONS, G.J; PATEL, M.H.; WITZ, J.A. *Vertical Riser Design Manual*. London: University College. 1994.
- MADDOX, S. J., 1985, “Fitness for Purpose Assessment of Misalignment in Transverse Butt Welds Subjected to Fatigue Loading”. In: *Proceedings of International Institute of Welding*, pp. 1180-1185, London.
- MASSA, A. L. L., 2003, *Contribuição ao Estudo de Flambagem em Dutos Rígidos Submarinos Conduzindo Fluido Aquecido*. Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- MOMENTUM, 2012. Disponível em: <<http://www.momentumdubai.com/>>. Acesso em: 26 mar. 2012, 18:45:12.
- MØRK, K., FYRILEIV, O., CHEZIAN, M., et al., 2003, “Assessment of VIV Induced Fatigue in Long Free Spanning Pipelines”. In: *Proceedings of the 22th International Conference on Offshore Mechanics & Arctic Engineering*, pp. 583-589, Cancun, Junho 8-13.
- MØRK, K., VITALI, L., VERLEY, R., 1997, “The MULTISPAN Project: Design Guideline for Free Spanning Pipelines”. In: *Proceedings of the 16th International Conference on Offshore Mechanics & Arctic Engineering*, pp. 31-45, Yokohama, Abril 13-17.
- NORDNES, 2012. Disponível em: <<http://www.nordnes.nl/rockinstallation>>. Acesso em: 21 mai. 2012, 19:43:02.
- ONIP, 2012. Disponível em: <<http://www.onip.org.br>>. Acesso em: 25 fev. 2012, 21:32:42.
- ORMEN LANGE PROJECT, 2001, *Ormen Lange 3D Model Tests*. In.: Report 512326.00.01, Marintek, Trondheim, Norway.
- ORMEN LANGE PROJECT, 2002, *Ormen Lange 3D Phase II Model Tests*. In.: Report 512352, Marintek, Trondheim, Norway.
- PALMER, A. C., BALDRY, J. A. S., 1974, “Lateral Buckling of Axially Constrained Pipelines”, ASCF, *Journal of Petroleum Technology*, Vol. 26, pp. 1283-1284.

- PETROBRAS, 2012. Disponível em: <[http:// www.petrobras.com.br](http://www.petrobras.com.br)>. Acesso em: 05ago. 2012, 20:34:06.
- RUKKI, 2013. Disponível em: < <http://www.ruukki.com/Products-and-solutions/Steel-products/Line-pipes>>.
- SAGE, 2012. Disponível em: <<http://www.sage-profile.com>>. Acesso em: 23 jul. 2012, 22:23:54.
- SANTOS, C.M.P.M., 2005, *Análise de Estruturas Esbeltas Offshore Sujeitas a Vibrações Induzidas por Vórtices (VIV)*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SARPKAYA, T., 1978, “Fluid Forces on Oscillating Cylinders”. *ASCE Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Division*, v.104, pp. 275-290.
- SEA-STRUCT, 2012. Disponível em: <<http://www.sea-struct.com.au>>. Acesso em: 10 jul. 2012, 20:01:03.
- SOUSA, J.R.M., 2005, *Análise Local de Linhas Flexíveis pelo Método dos Elementos Finitos*, Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- SPARKS, C. P., 1984, “The influence of tension, pressure and weight on pipe and riser deformations and stresses”. *Transactions of ASME. Journal of Energy Resources Technology*. 106 (March), 46-54.
- SPARKS, C. P., 2007, “Fundamentals of Marine Riser Mechanics: Basic Principles and Simplified Analyses.” 1st ed. Oklahoma, PennWell Corporation.
- STRUCTURAL ANALYSIS WEEBLY, 2014. Disponível em: <<http://structureanalysis.weebly.com/thin-walled-pressure-vessels.htm>>. Acesso em: 21 JUN. 2014, 23:26:55.
- SUMER, B. M., FREDSSØE, J., 2006, *Hydrodynamics Around Cylindrical Structures*. Advanced Series on Ocean Engineering – Volume 26 (Revised Edition). Singapore, World Scientific Publishing Company.

SUPRIMENTOS, 2013. Disponível em:

<<http://www.manutencaoesuprimentos.com.br/conteudo/3647-sonangol-anuncia-resultados-do-concurso-de-exploracao-em-aguas-profundas/>>. Acesso em: 21 JUN. 2013, 18:26:55.

TIMOSHENKO, S. P., WOINOWVSKY-KRIEGER, S., 1959, *Theory of Plates and Shells*. 2nd ed. New York, McGraw-Hill Book Company Inc.

TRANSPETRO, 2012. Disponível em: <http://www2.dbd.pucrio.br/pergamum/tesesabertas/0311068_05_cap_03.pdf>. Acesso em: 04 jan. 2014, 18:26:55.

TURMA DO PETRÓLEO, 2010. Disponível em:

<turmadopetroleomossoro.blogspot.com>. Acesso em: 05 out. 2013, 20:58:05.

USGS, 2012. Disponível em: <http://mo.water.usgs.gov/current_studies/Scour>. Acesso em: 05 ago. 2012, 14:03:47.

UALBERTA, 2012. Disponível em: <<http://webdocs.cs.ualberta.ca/>>. Acesso em: 25 set. 2012, 21:22:09.

UNDERWATER, 2011. Disponível em:

< <http://www.theunderwatercentre.com/fort-william/diver-training/>>

VANDIVER, J.K., LI LI, 2005, *SHEAR7 v4.4 Program Theoretical Manual*, Technical Report, MIT, Cambridge, Massachusetts, USA.

VOLPINI, 2011. Disponível em: < <http://www.slideshare.net/volpini/ondas-do-mar>>
Acesso em: 05 ago. 2013, 15:41:07.

WORLD OIL, 2013. Disponível em: <http://www.worldoil.com/april_2013_Hydrate_characterization_and_dissociation_strategies.html>. Acesso em: 05 AGO. 2013, 17:36:22.

ANEXO A

RESULTADO DAS ANÁLISES EM ANSYS

Neste anexo, estão disponibilizados os resultados, planilhas e saídas gráficas relativo à análise feita no ANSYS. As tensões apresentadas são as máximas entre as equivalentes (von Mises) e as principais (Tresca). Nas figuras abaixo, estão apresentadas as incidências da corrente na estrutura. Esta incidência define os tipos de movimento induzidos, ou seja, para corrente atuando 90° (*out-of-plane*) com a estrutura o movimento na direção da corrente será tratado como *in-line* e o transversal à corrente o *cross-flow*. E vice-versa para a corrente *in-plane*.

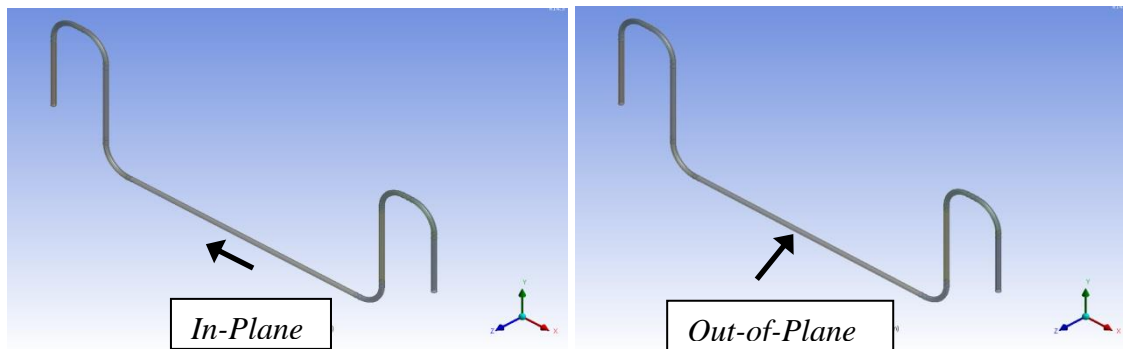


Figura A-1 – Modelos incidência de Corrente *In-Plane* e *Out-of-Plane*.

Na Tabela A-1 e Tabela A-2 estão apresentados os parâmetros de entrada do FATFREE para o modelo Far-Far na condição *As-landed*, *in-plane* e *out-of-plane*.

Tabela A-1 – Amplitudes de Tensão Normalizadas - Resultados ANSYS – AL/OP

<i>As-landed - Far-Far – Intacto – OUT-OF-PLANE</i>							
Modo N°	Frequência (Hz)	Máx Tensão (MPa)	Deslocamento (mm)	OD (mm)	α	$A_{IL/CF}$ FATFREE(MPa)	Tipo Modo
1	0.3559	190.7600	1000.0000	515.2	0.5152	98.280	IL (Modo 1)
2	0.7886	648.0000	1000.0000	515.2	0.5152	333.850	CF (Modo 1)
3	0.8920	325.2600	1000.0000	515.2	0.5152	167.574	IL (Modo 2)
4	0.9463	978.3400	1000.0000	515.2	0.5152	504.041	CF (Modo 2)
5	1.3702	1851.0000	1000.0000	515.2	0.5152	953.635	CF (Modo 3)
6	1.4348	1199.0000	1000.0000	515.2	0.5152	617.725	IL (Modo 3)
7	1.6953	1359.8000	1000.0000	515.2	0.5152	700.569	IL (Modo 4)
8	2.1579	1304.5000	1000.0000	515.2	0.5152	672.078	IL (Modo 5)
9	2.3039	1384.7000	1000.0000	515.2	0.5152	713.397	CF (Modo 4)
10	3.4955	3554.7000	1000.0000	515.2	0.5152	1831.381	CF (Modo 5)

Tabela A-2 – Amplitudes de Tensão Normalizadas - Resultados ANSYS – AL/IP

<i>As-landed - Far-Far – Intacto – IN-PLANE</i>							
Modo N°	Frequência (Hz)	Máx Tensão (MPa)	Deslocamento (mm)	OD (mm)	α	$A_{IL/CF}$ FATFREE(MPa)	Tipo Modo
1	0.3559	190.7600	1000.0000	515.2	0.5152	98.280	CF (Modo 1)
2	0.7886	648.0000	1000.0000	515.2	0.5152	333.850	IL (Modo 1)
3	0.8920	325.2600	1000.0000	515.2	0.5152	167.574	CF (Modo 2)
4	0.9463	978.3400	1000.0000	515.2	0.5152	504.041	IL (Modo 2)
5	1.3702	1851.0000	1000.0000	515.2	0.5152	953.635	IL (Modo 3)
6	1.4348	1199.0000	1000.0000	515.2	0.5152	617.725	CF (Modo 3)
7	1.6953	1359.8000	1000.0000	515.2	0.5152	700.569	CF (Modo 4)
8	2.1579	1304.5000	1000.0000	515.2	0.5152	672.078	CF (Modo 5)
9	2.3039	1384.7000	1000.0000	515.2	0.5152	713.397	IL (Modo 4)
10	3.4955	3554.7000	1000.0000	515.2	0.5152	1831.381	IL (Modo 5)

Nas figuras a seguir estão apresentadas todas as saídas do ANSYS, ou seja, deformadas, tensões de von Mises e Principais para todos os modos de vibração.

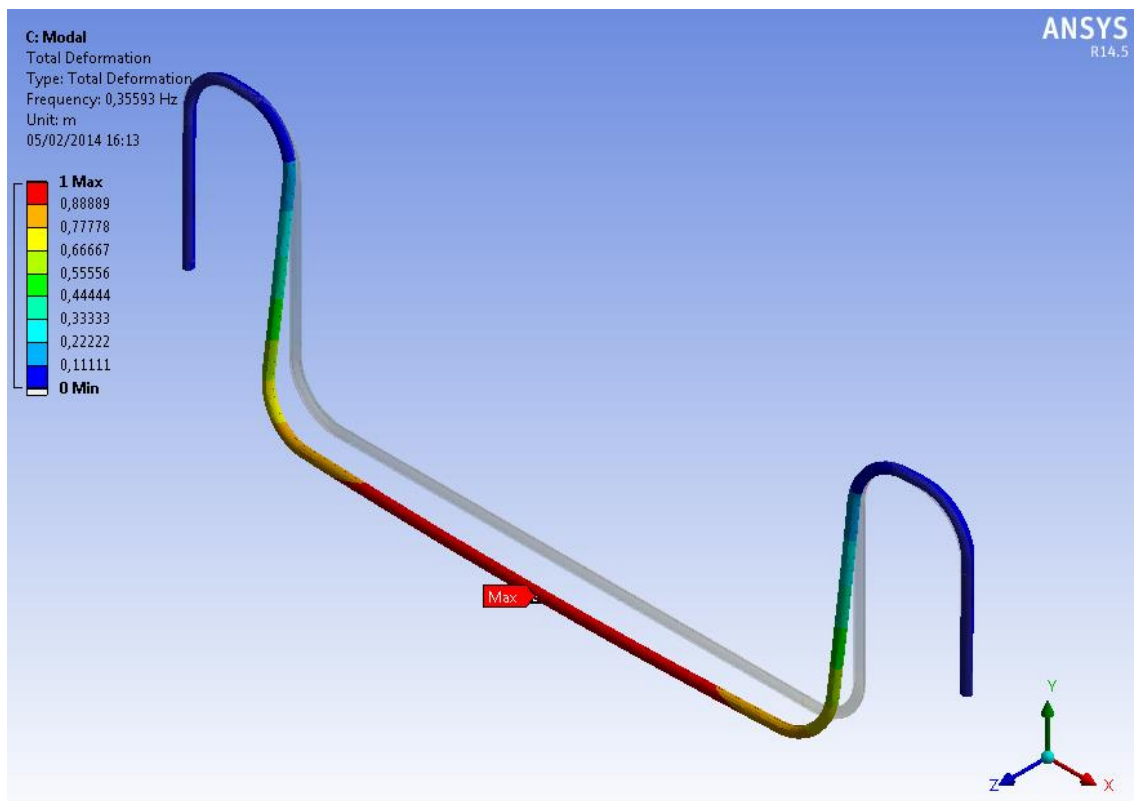


Figura A-2 – Deformada associada - 1º modo de vibração - ($f_1=0.3559\text{Hz}$).

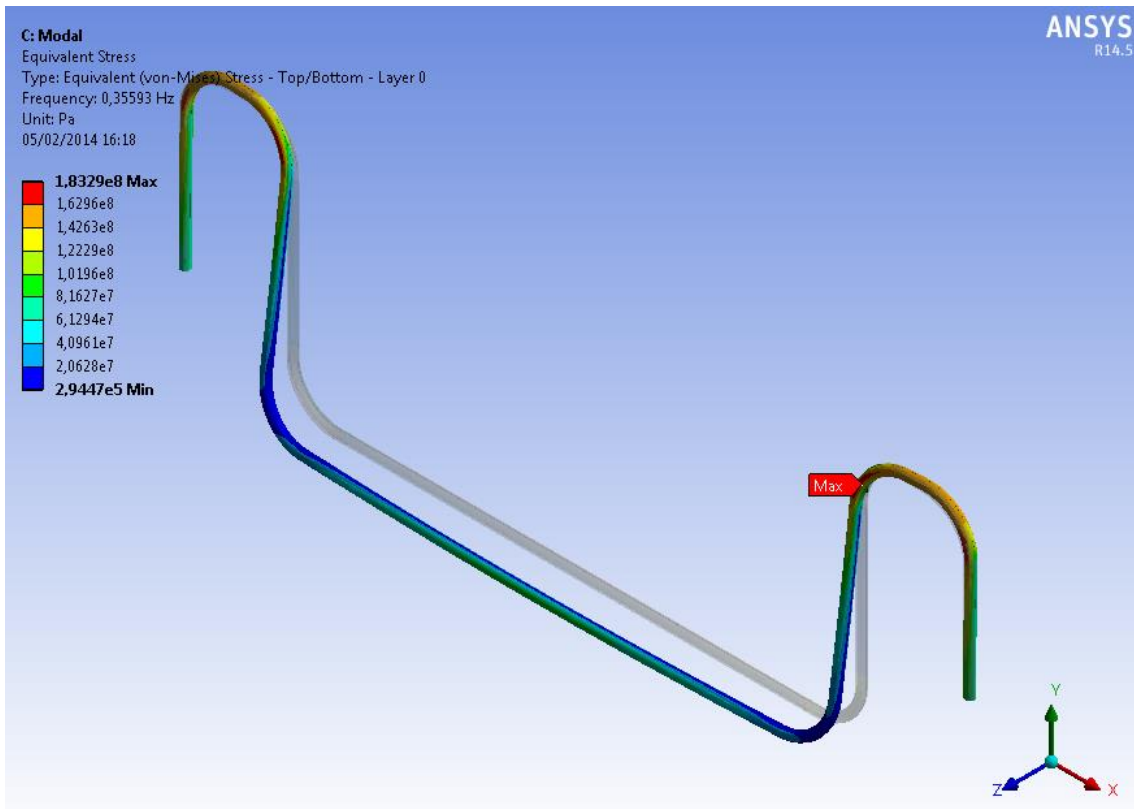


Figura A-3 – Tensões de von Mises - 1º modo de vibração - ($f_1=0.3559\text{Hz}$).

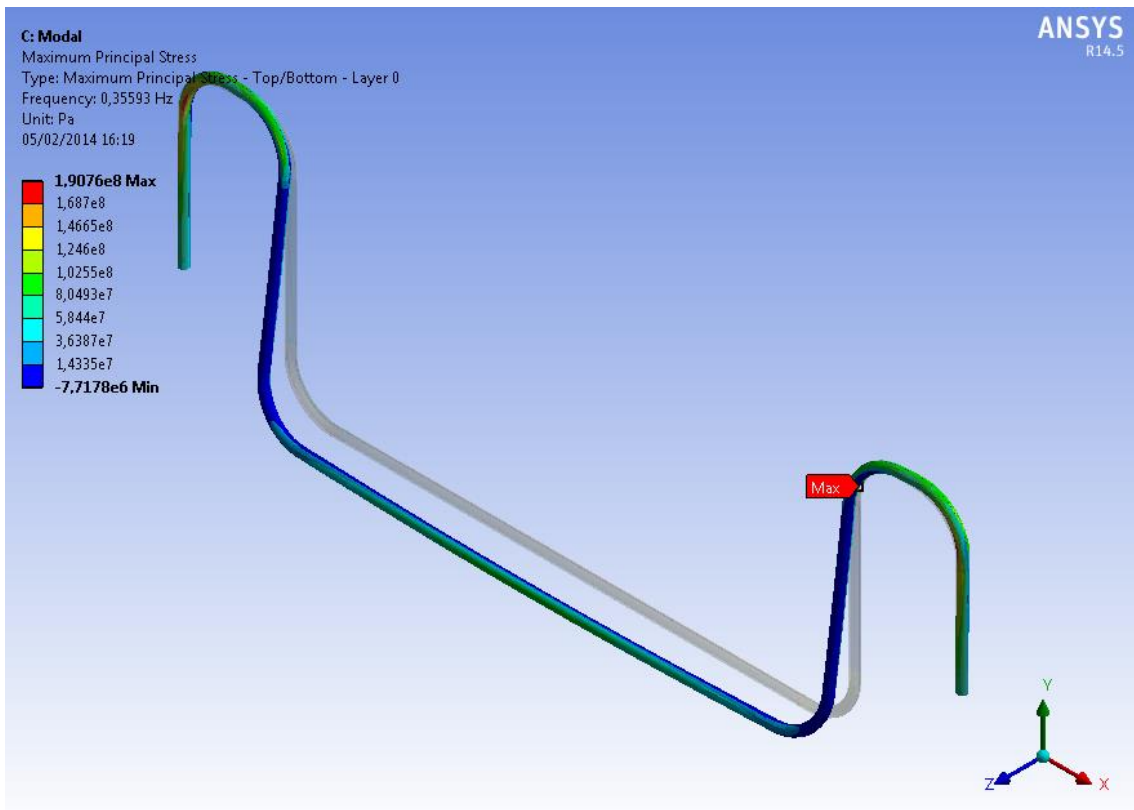


Figura A-4 – Tensões Principais - 1º modo de vibração - ($f_1=0.3559\text{Hz}$).

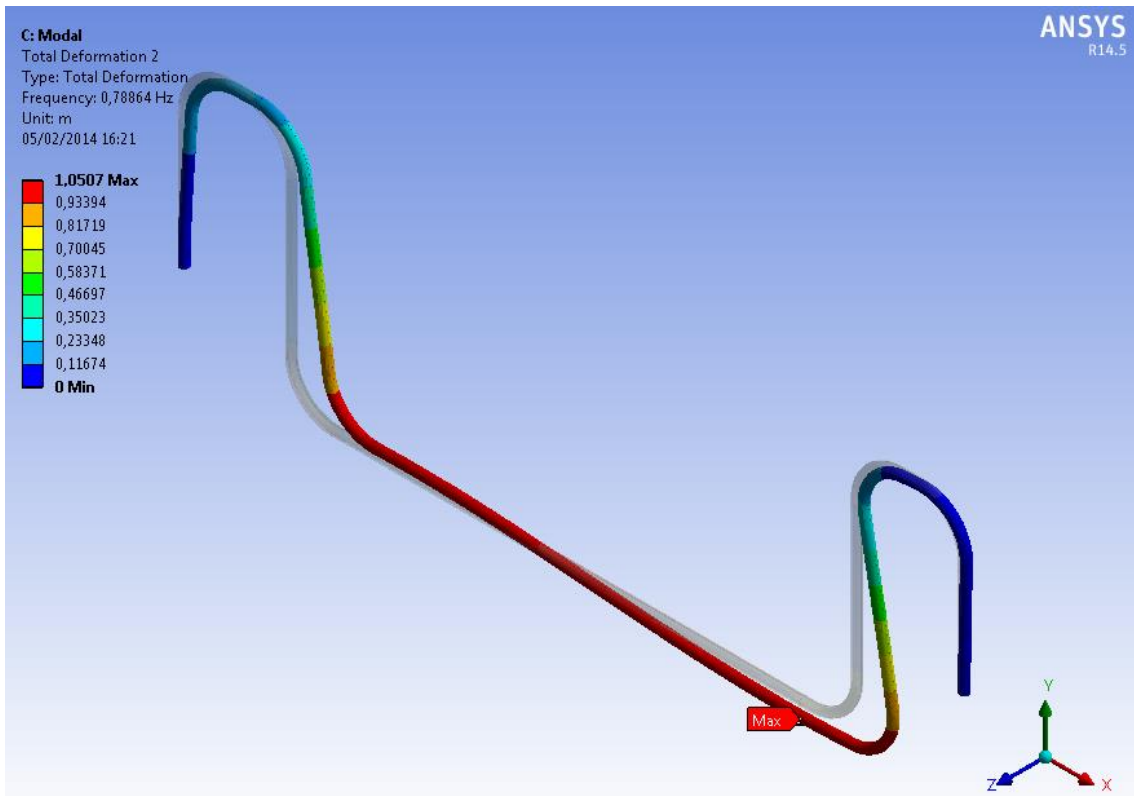


Figura A-5 – Deformada associada - 2º modo de vibração – ($f_2=0.7886\text{Hz}$).

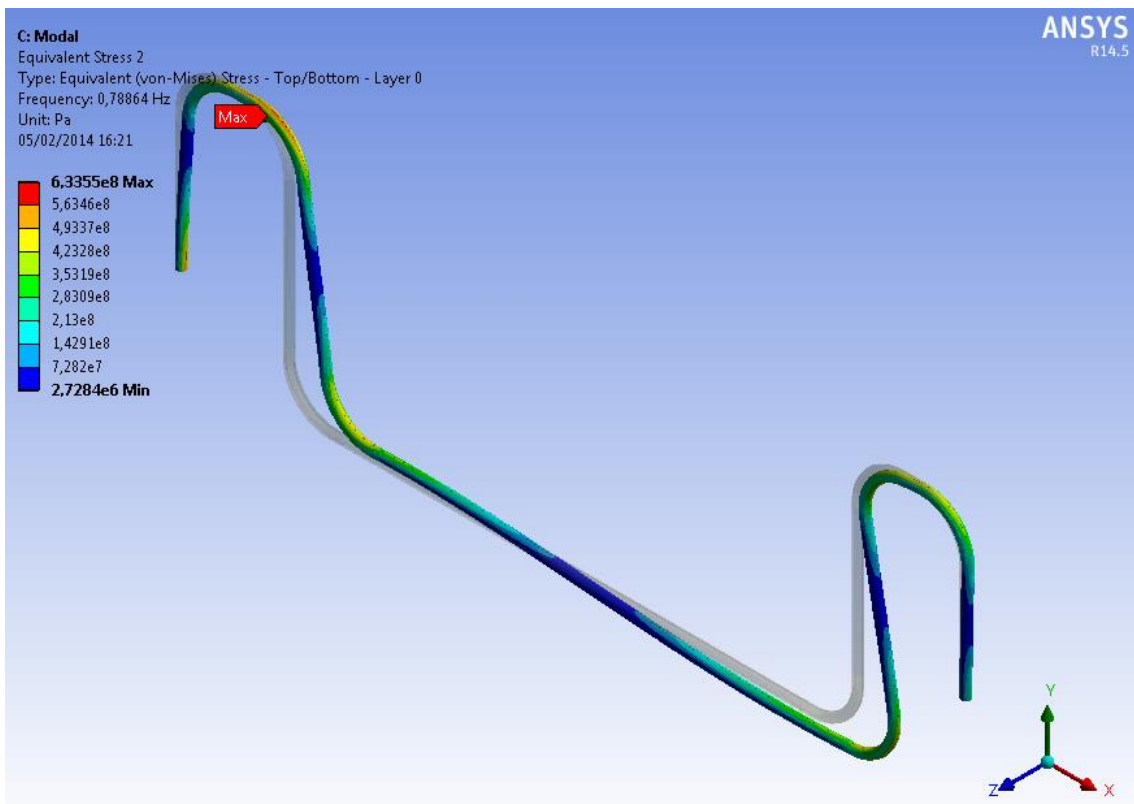


Figura A-6 – Tensões de von Mises - 2º modo de vibração – ($f_2=0.7886\text{Hz}$).

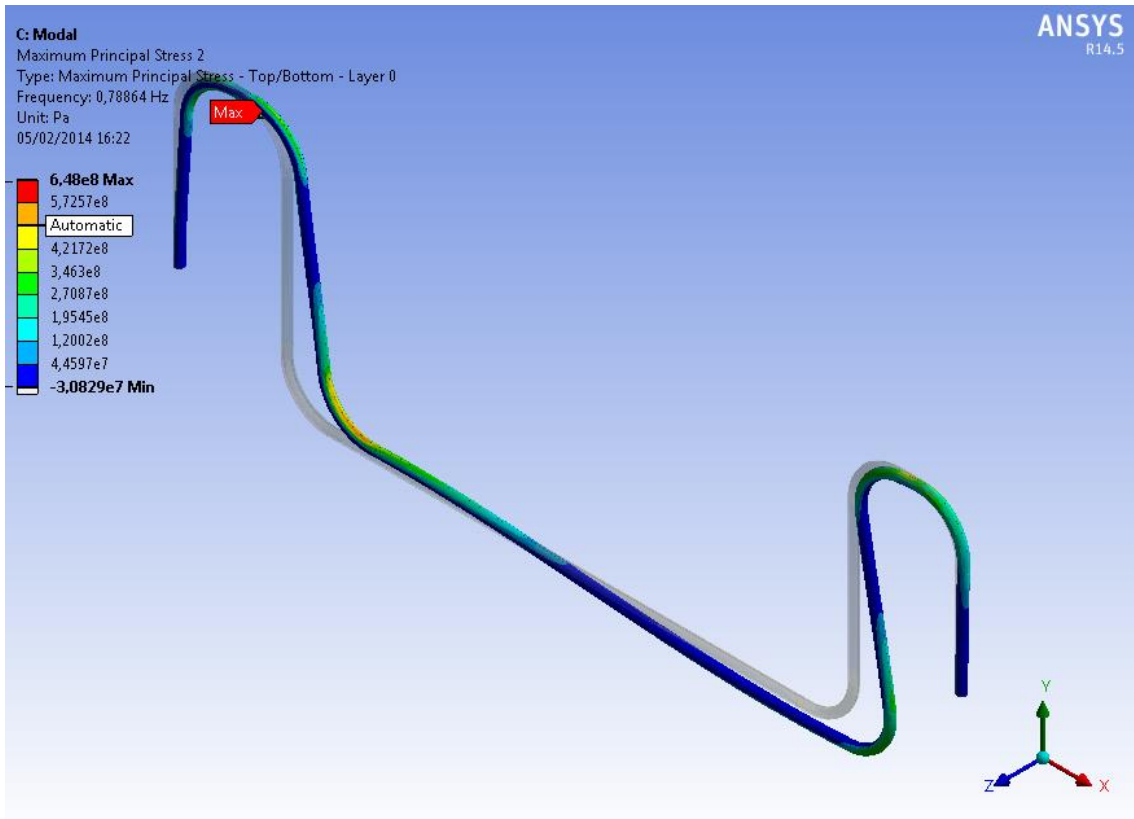


Figura A-7 – Tensões Principais - 2º modo de vibração – ($f_2=0.7886\text{Hz}$).

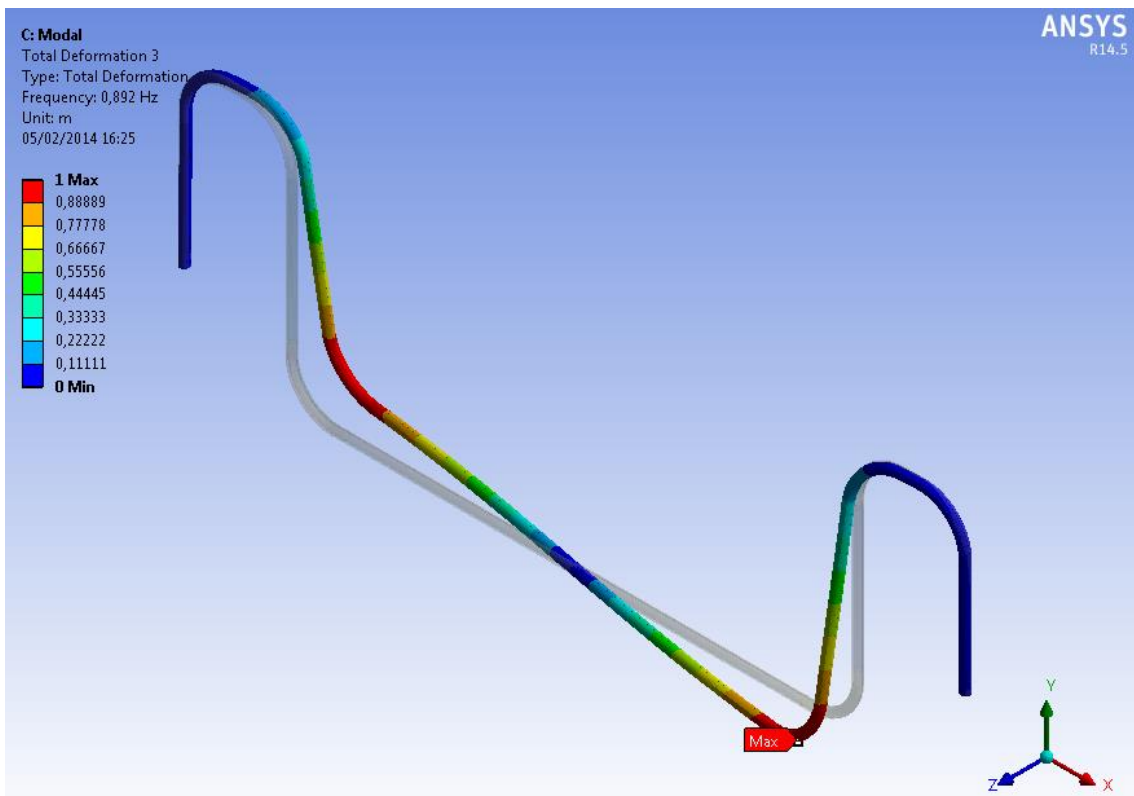


Figura A-8 – Deformada associada - 3º modo de vibração - ($f_3=0.892\text{Hz}$).

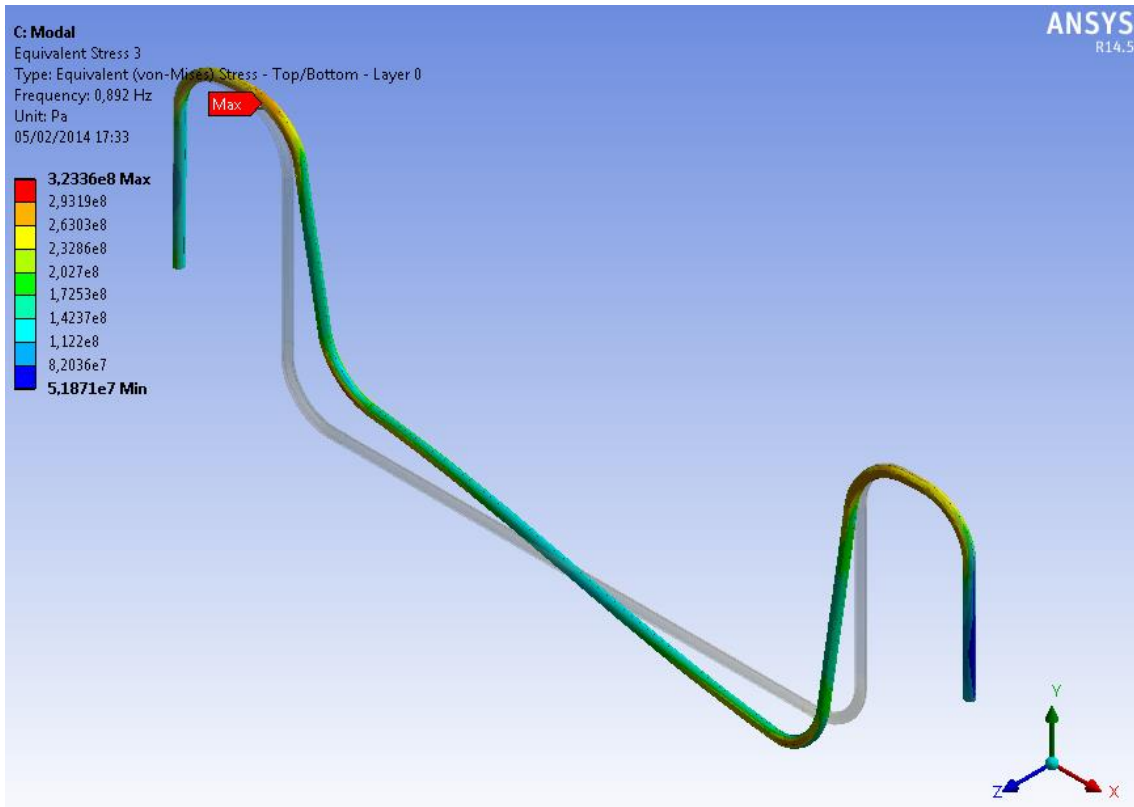


Figura A-9 – Tensões de von Mises - 3º modo de vibração - ($f_3=0.892\text{Hz}$).

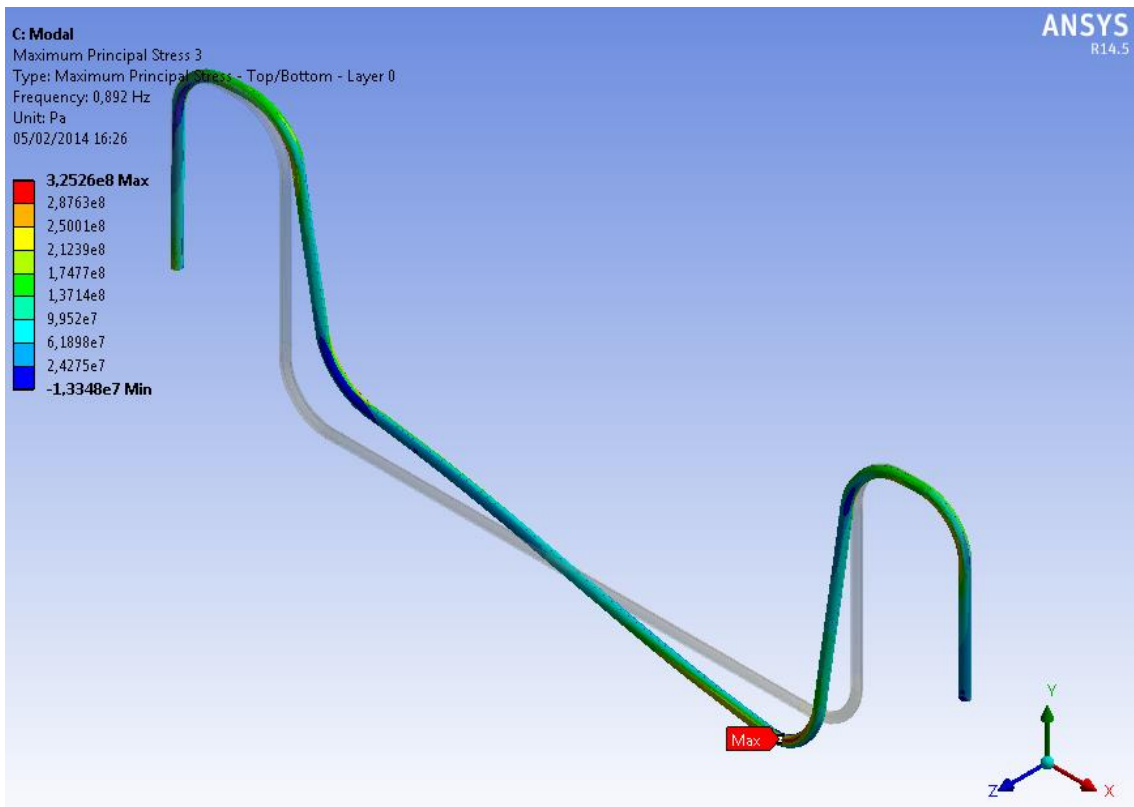


Figura A-10 – Tensões Principais - 3º modo de vibração - ($f_3=0.892\text{Hz}$).

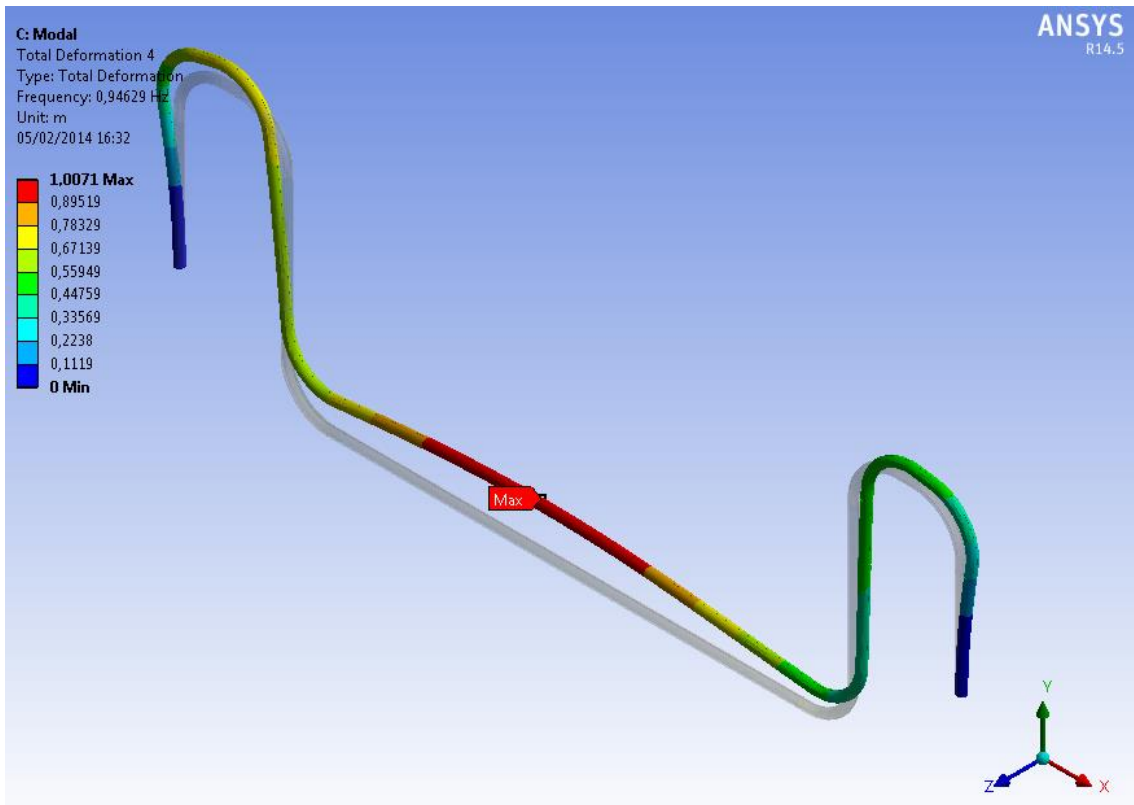


Figura A-11 – Deformada associada - 4º modo de vibração – ($f_4=0.9463\text{Hz}$).

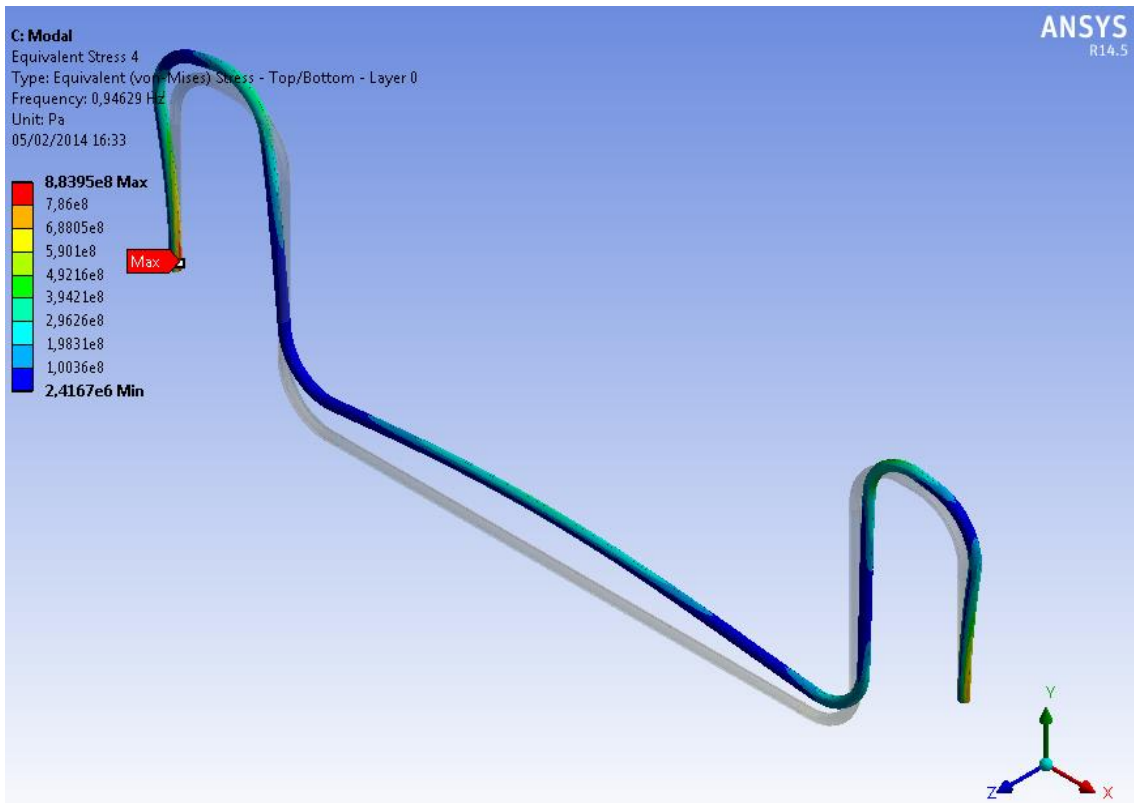


Figura A-12 – Tensões de von Mises - 4º modo de vibração – ($f_4=0.9463\text{Hz}$).

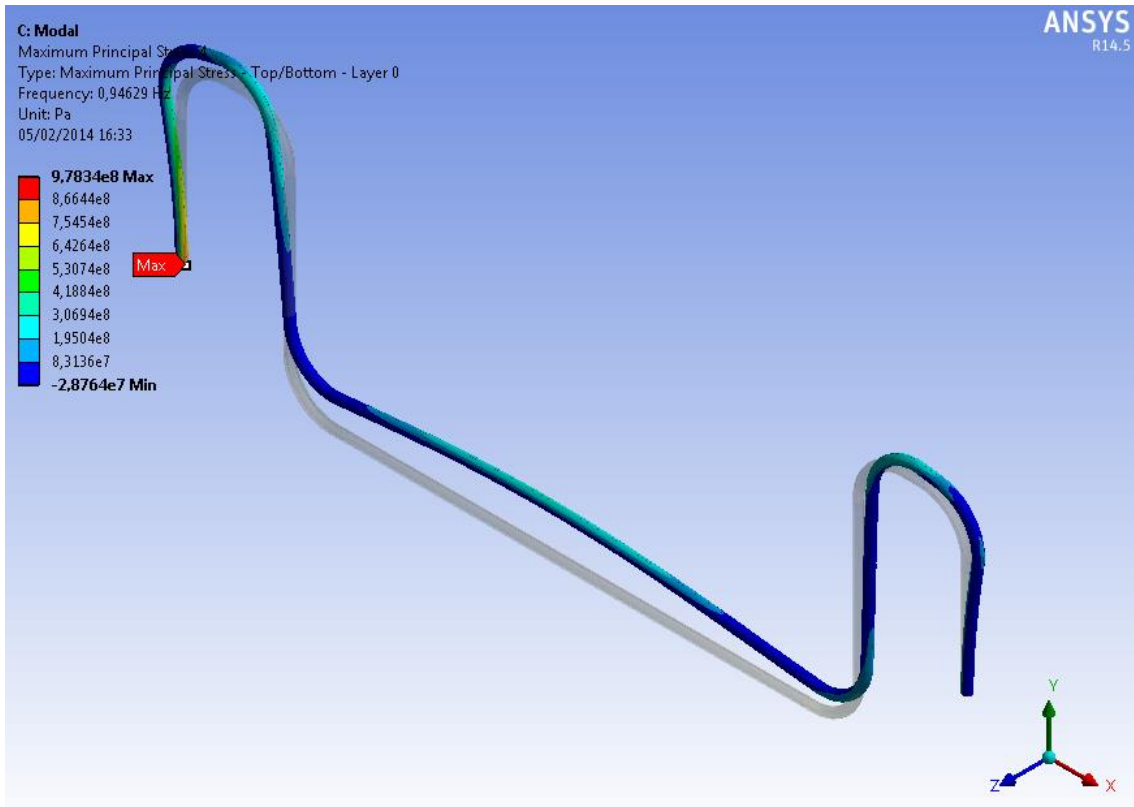


Figura A-13 – Tensões Principais - 4º modo de vibração – ($f_4=0.9463\text{Hz}$).

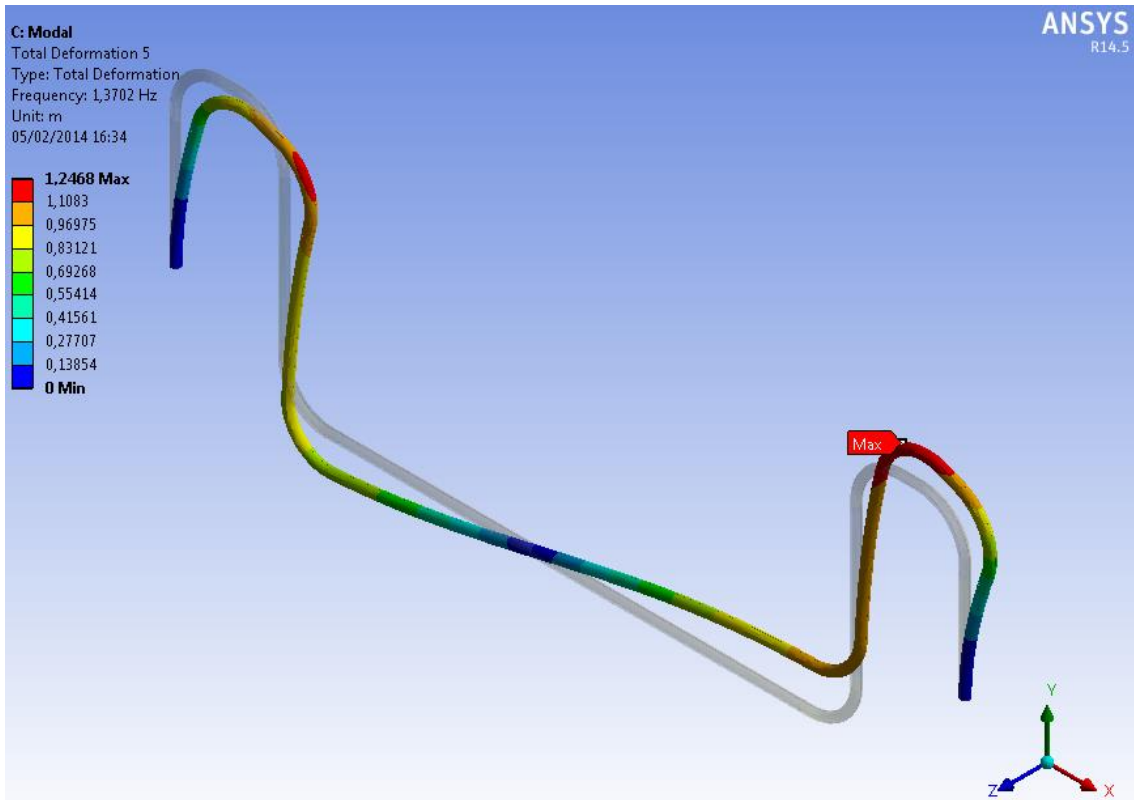


Figura A-14 – Deformada associada - 5º modo de vibração - ($f_5=1.3702\text{ Hz}$).

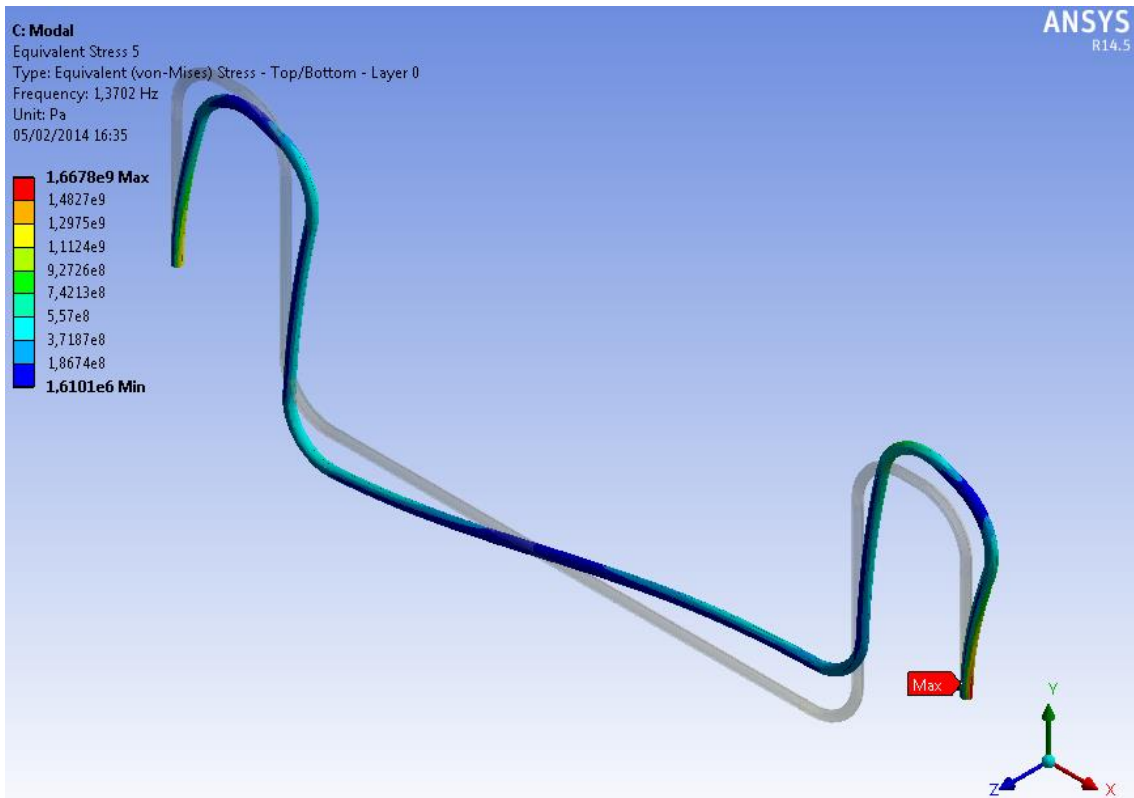


Figura A-15 – Tensões de von Mises - 5º modo de vibração - ($f_5=1.3702$ Hz).

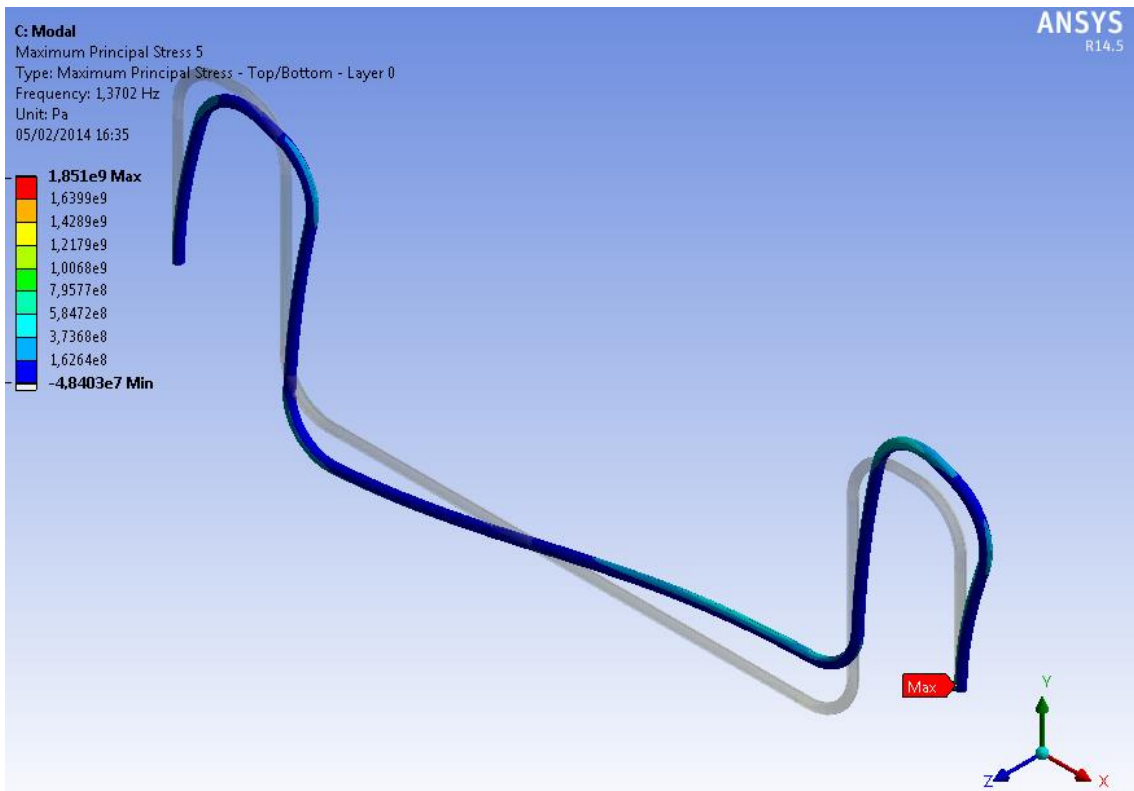


Figura A-16 – Tensões Principais - 5º modo de vibração - ($f_5=1.3702$ Hz).

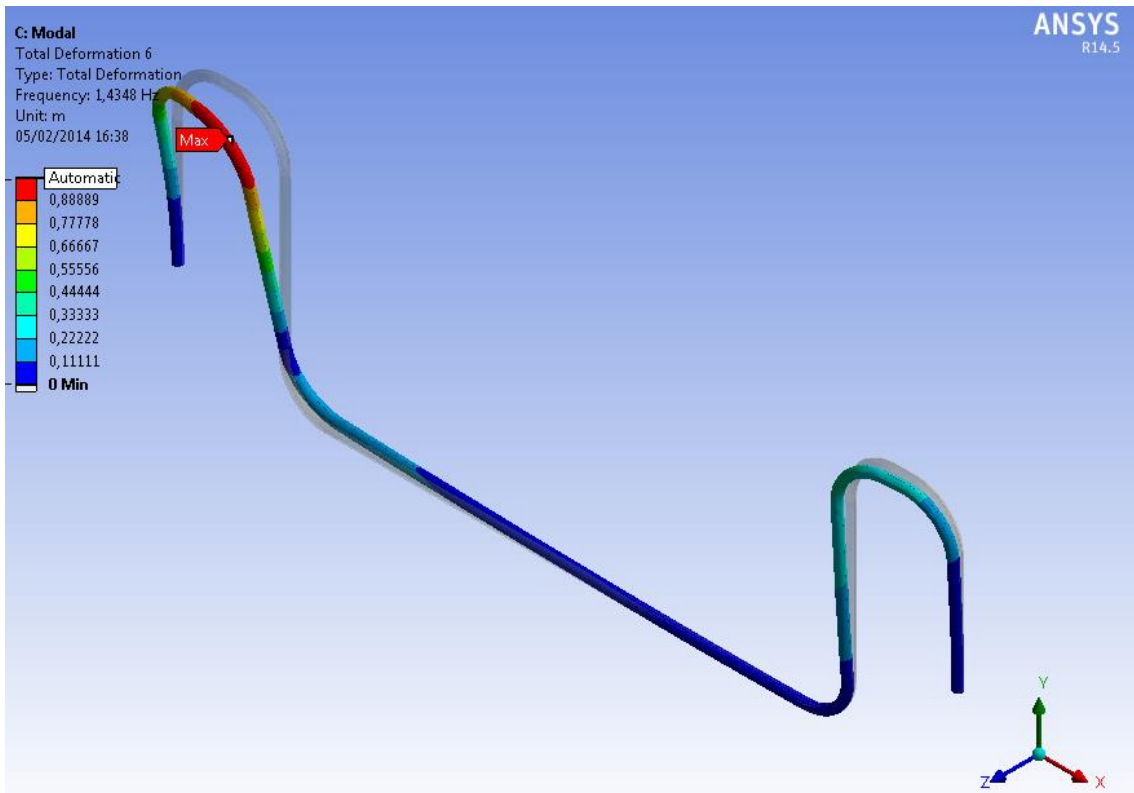


Figura A-17 – Deformada associada - 6º modo de vibração - ($f_6=1.4348\text{Hz}$).

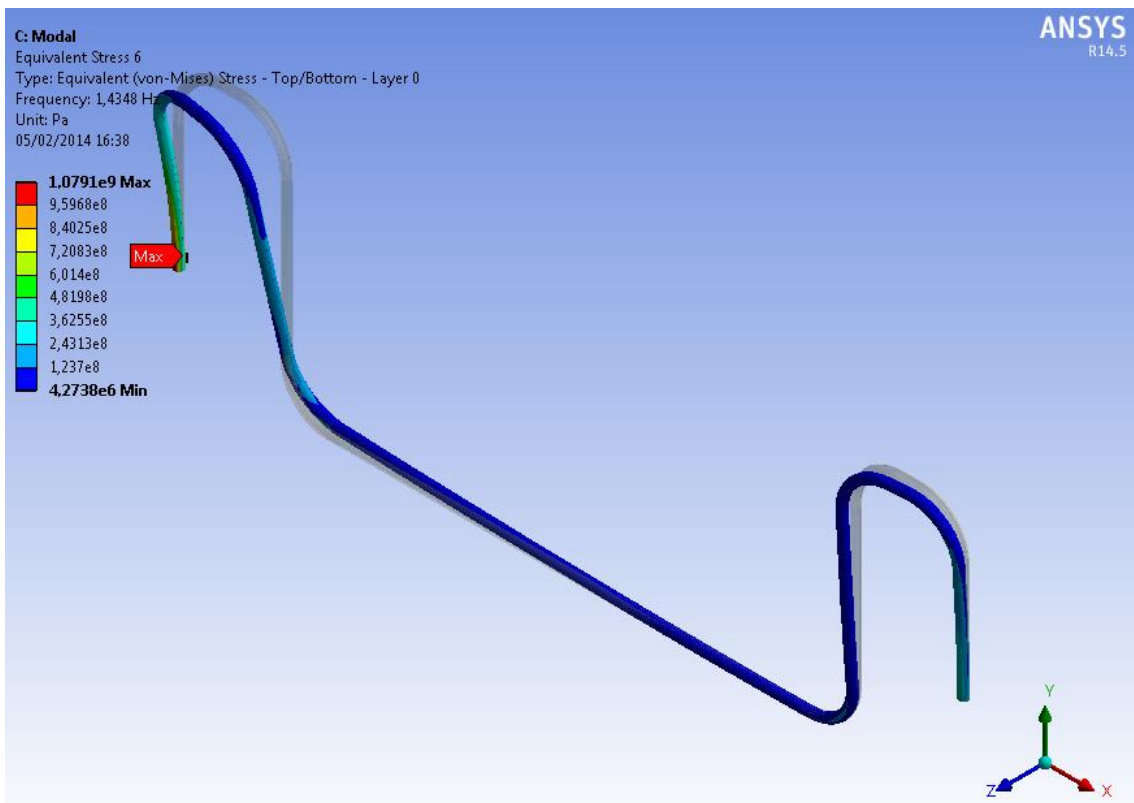


Figura A-18 – Tensões de von Mises - 6º modo de vibração - ($f_6=1.4348\text{Hz}$).

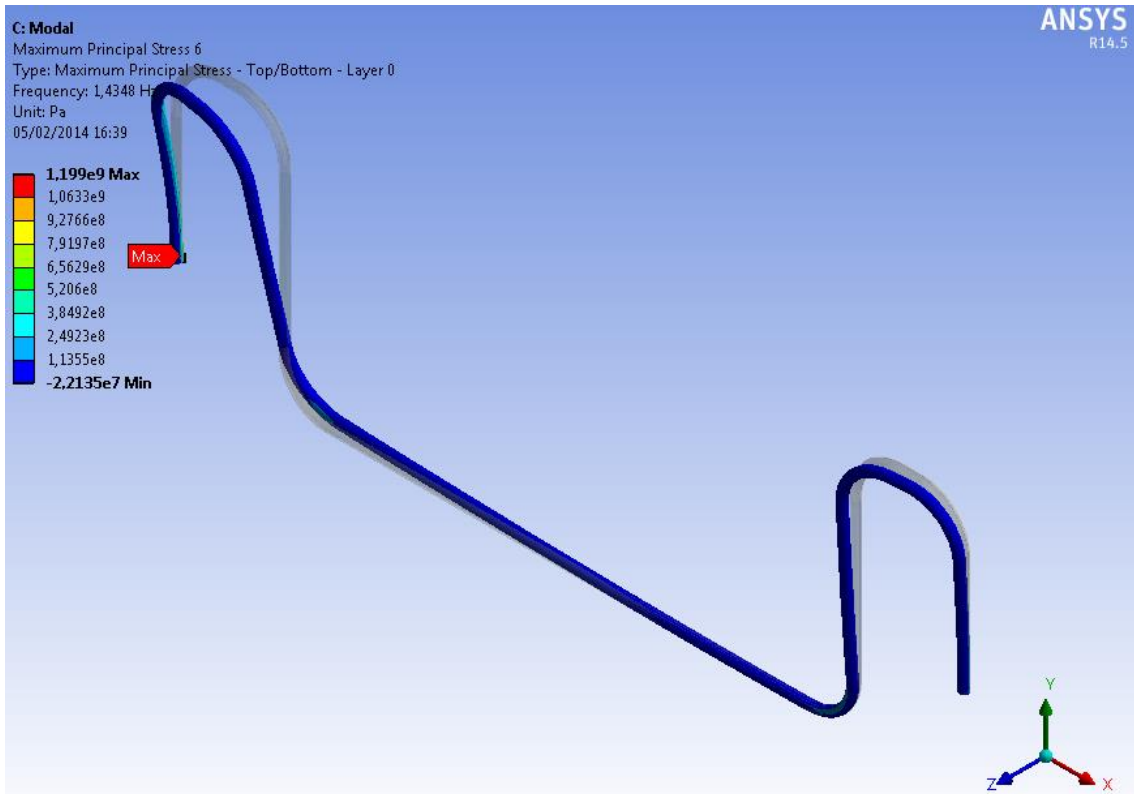


Figura A-19 – Tensões Principais - 6º modo de vibração - ($f_6=1.4348\text{Hz}$).

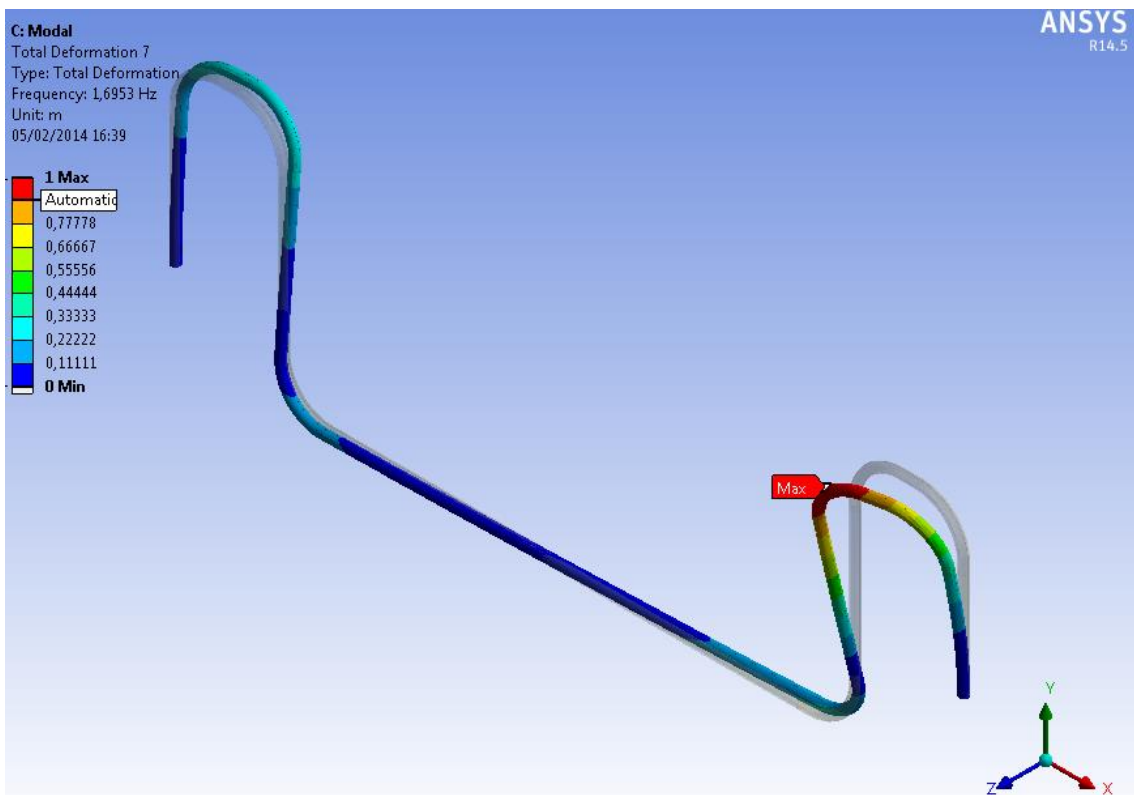


Figura A-20 – Deformada associada - 7º modo de vibração - ($f_7=1.6953\text{ Hz}$).

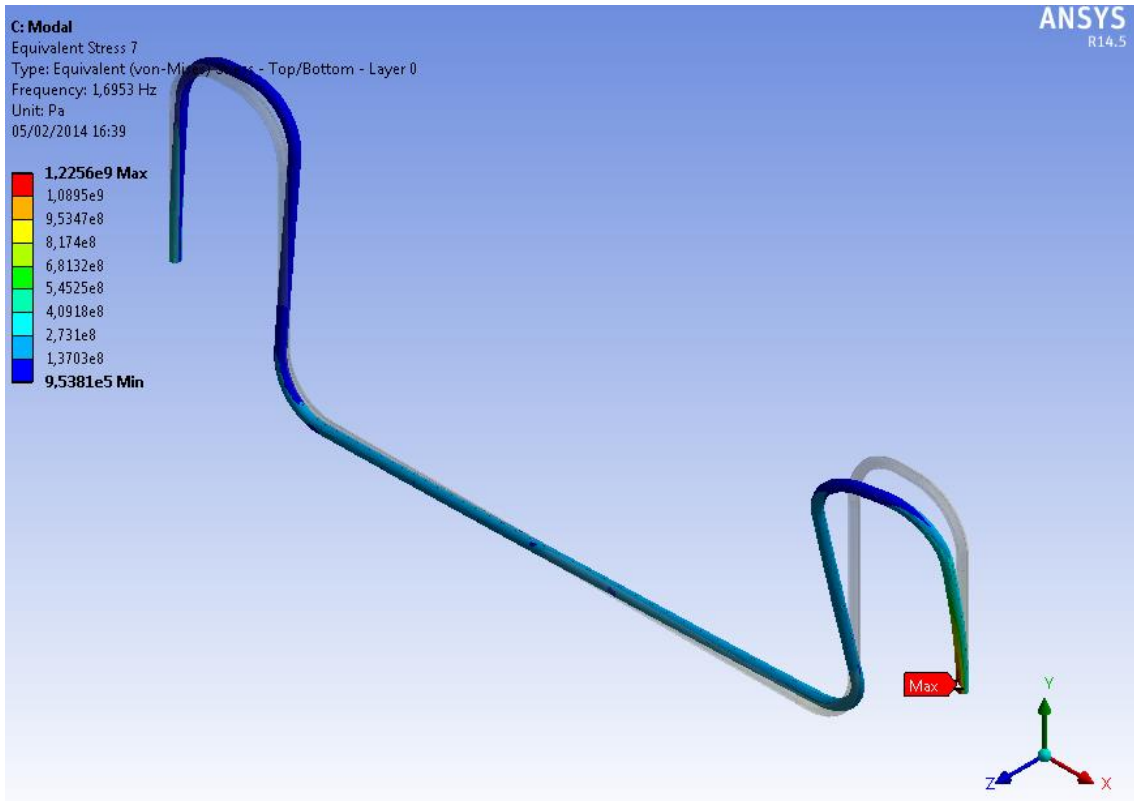


Figura A-21 – Tensões de von Mises - 7º modo de vibração - ($f_7=1.6953$ Hz).

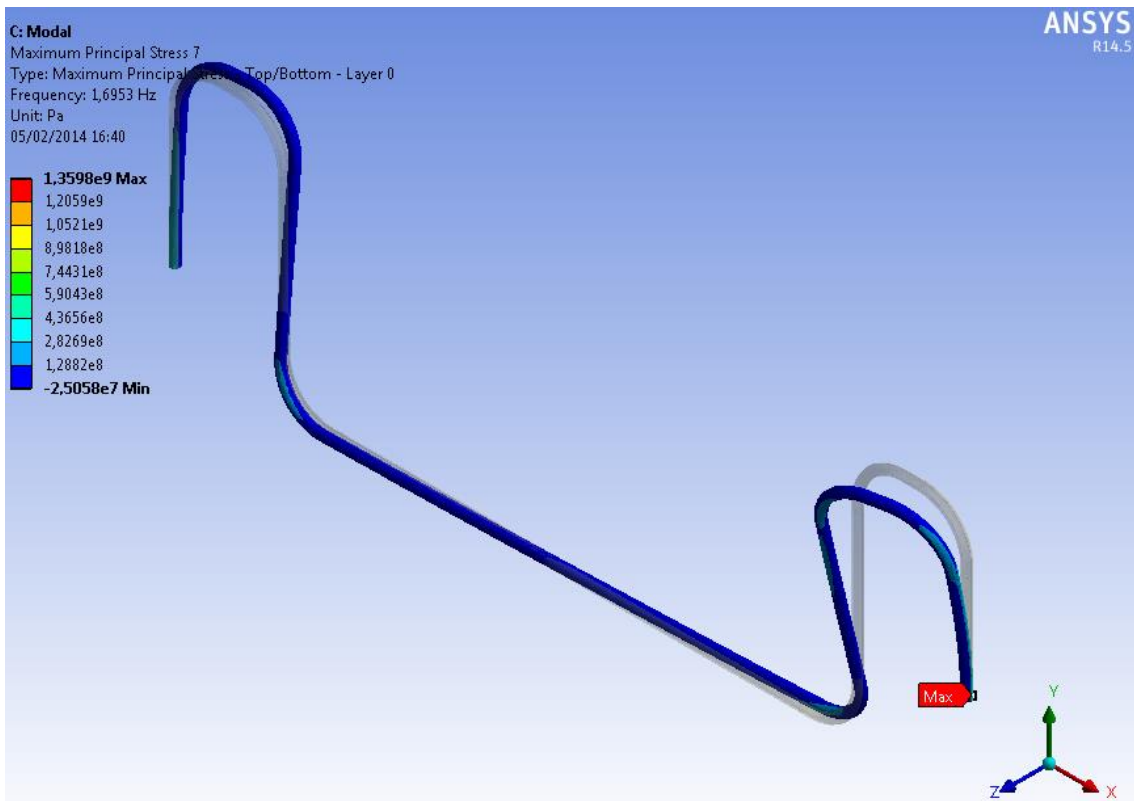


Figura A-22 – Tensões Principais - 7º modo de vibração - ($f_7=1.6953$ Hz).

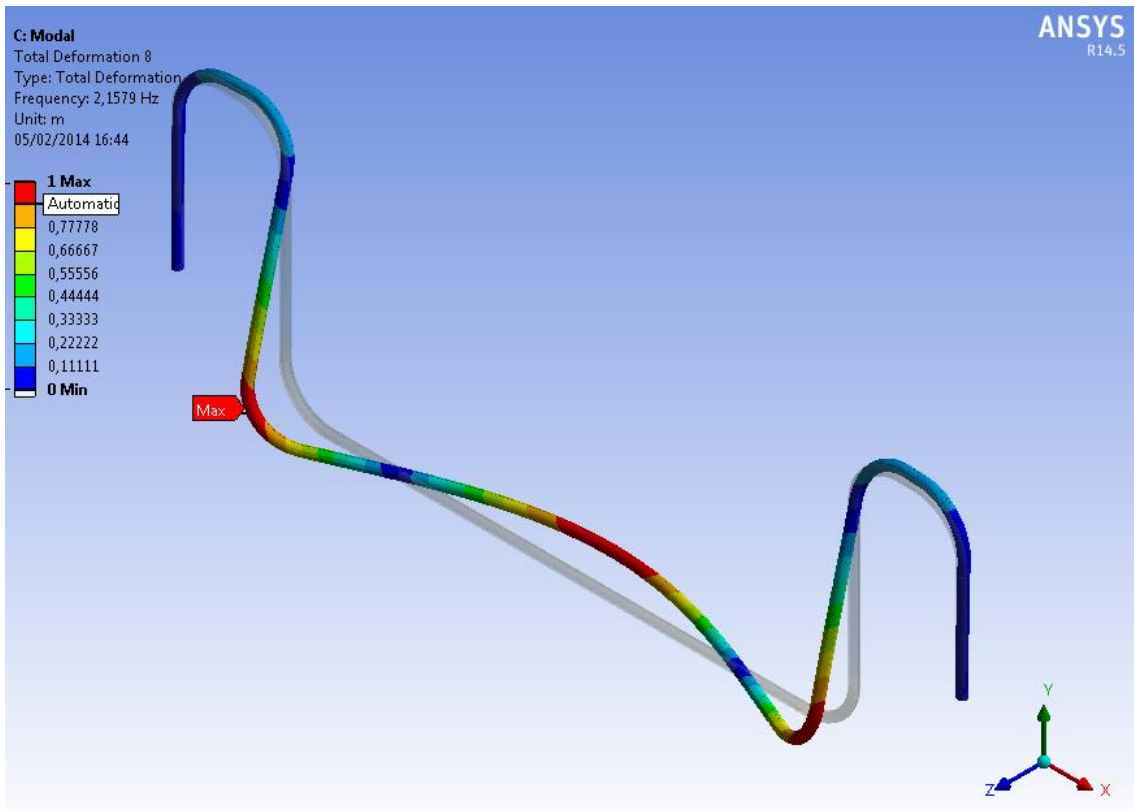


Figura A-23 – Deformada associada - 8º modo de vibração - ($f_8=2.1579\text{Hz}$).

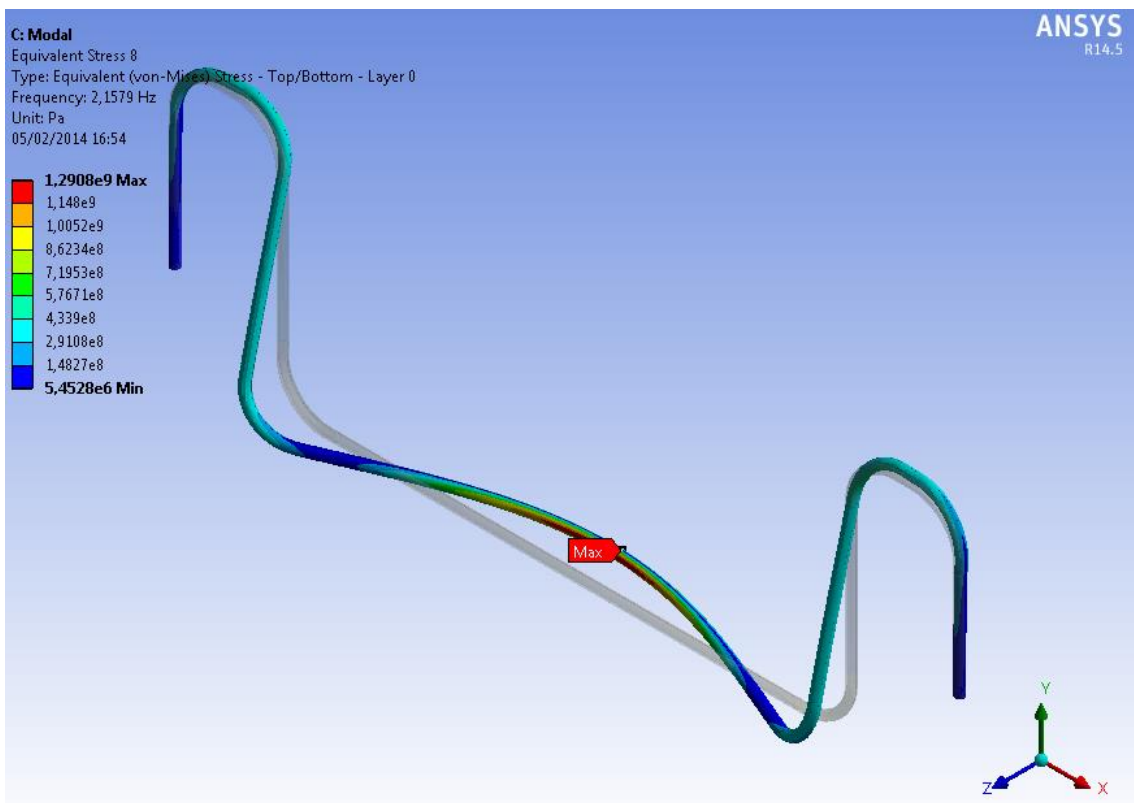


Figura A-24 – Tensões de von Mises - 8º modo de vibração - ($f_8=2.1579\text{Hz}$).

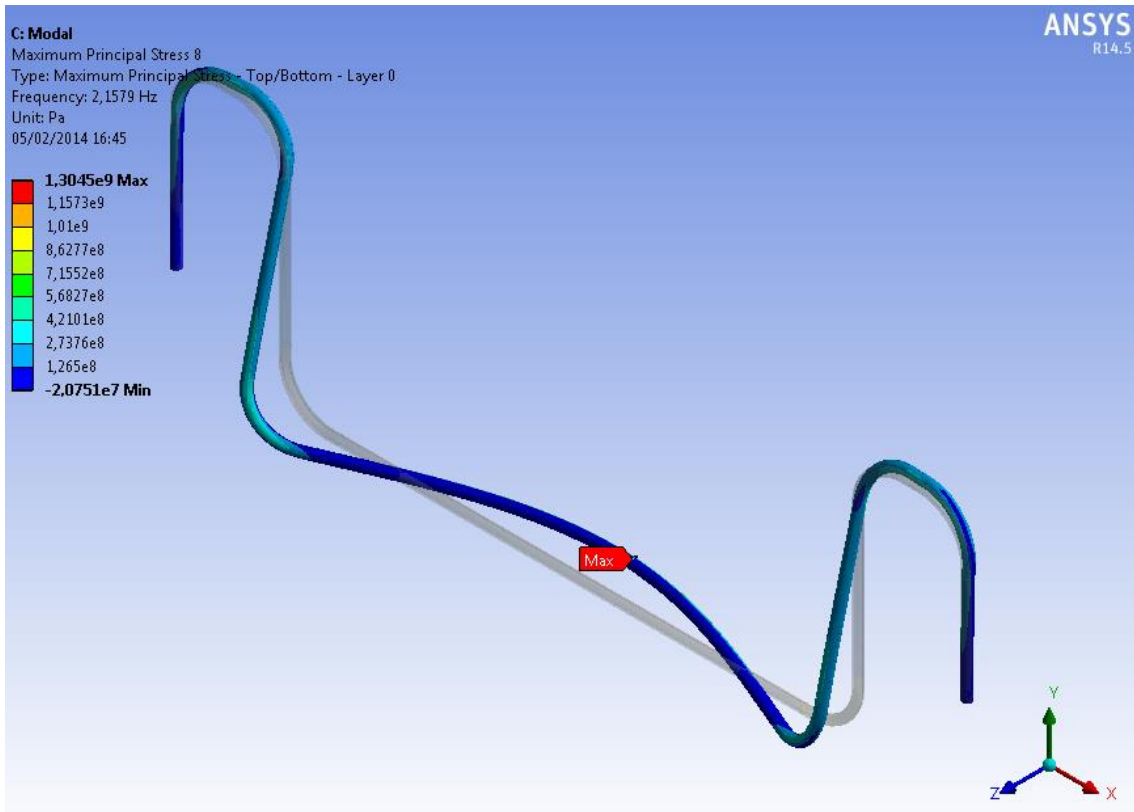


Figura A-25 – Tensões Principais - 8º modo de vibração - ($f_8=2.1579\text{Hz}$).

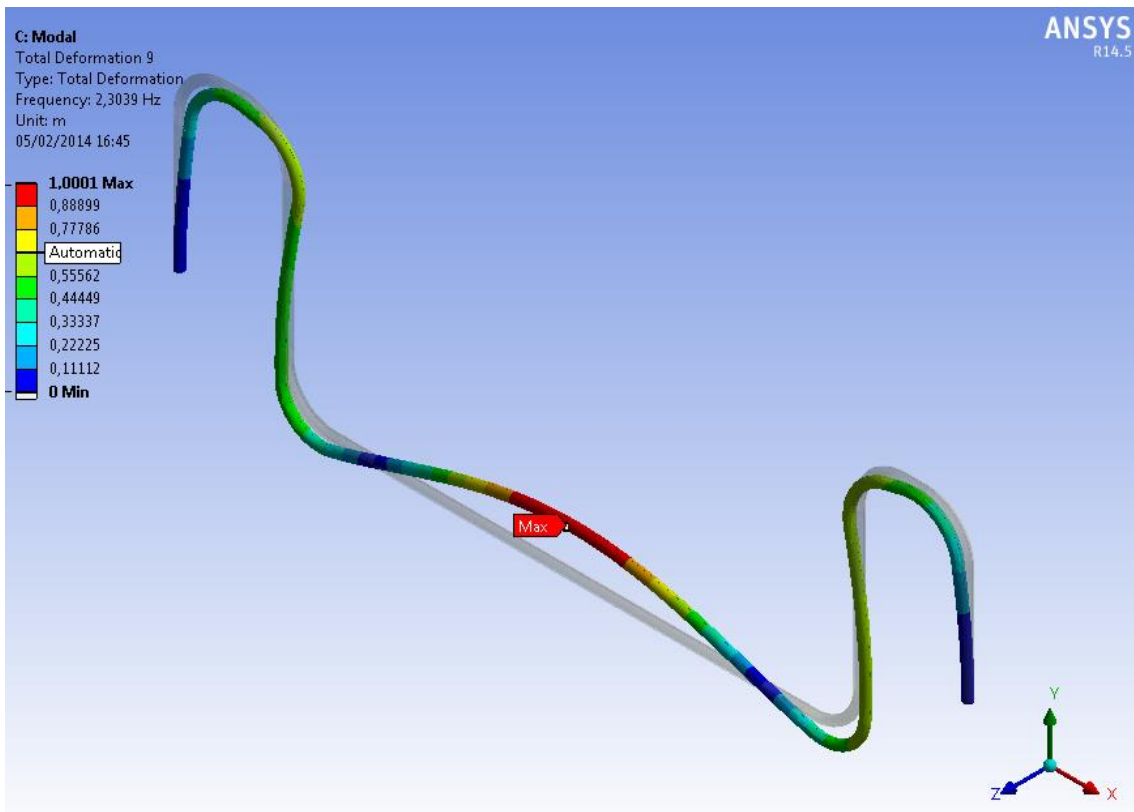


Figura A-26 – Deformada associada - 9º modo de vibração - ($f_9=2.3039\text{ Hz}$).

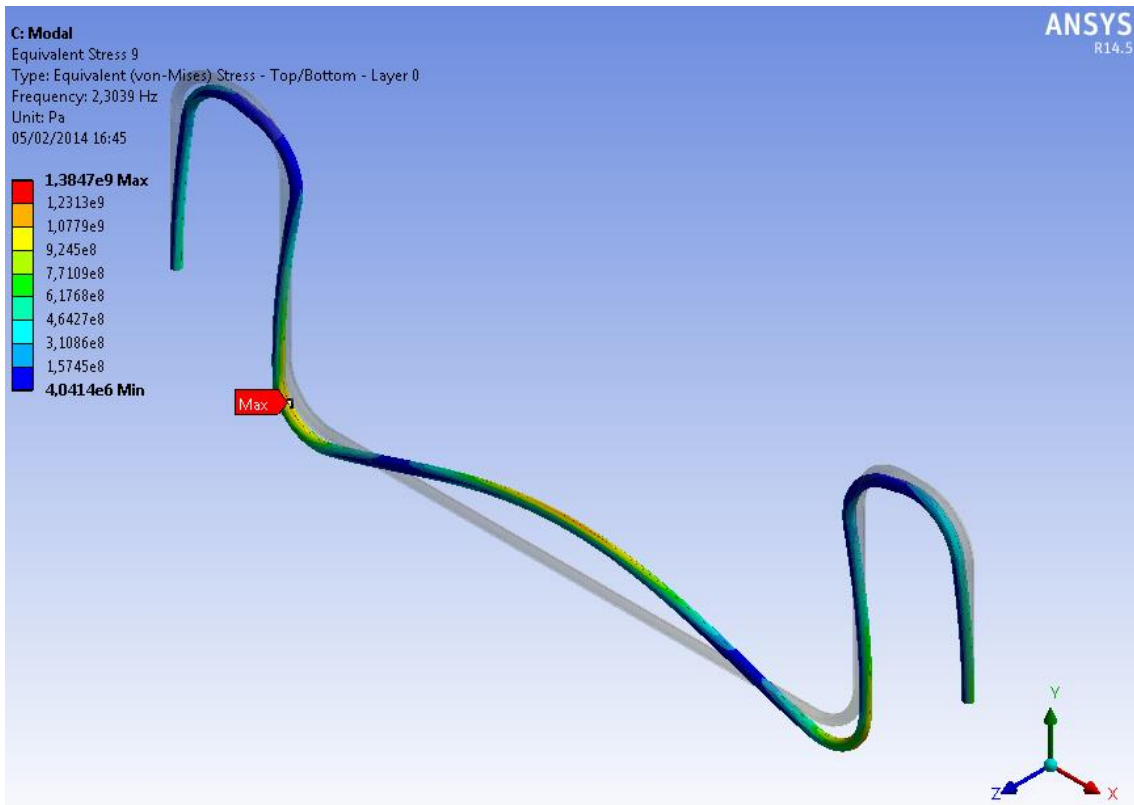


Figura A-27 – Tensões de von Mises - 9º modo de vibração - ($f_9=2.3039$ Hz).

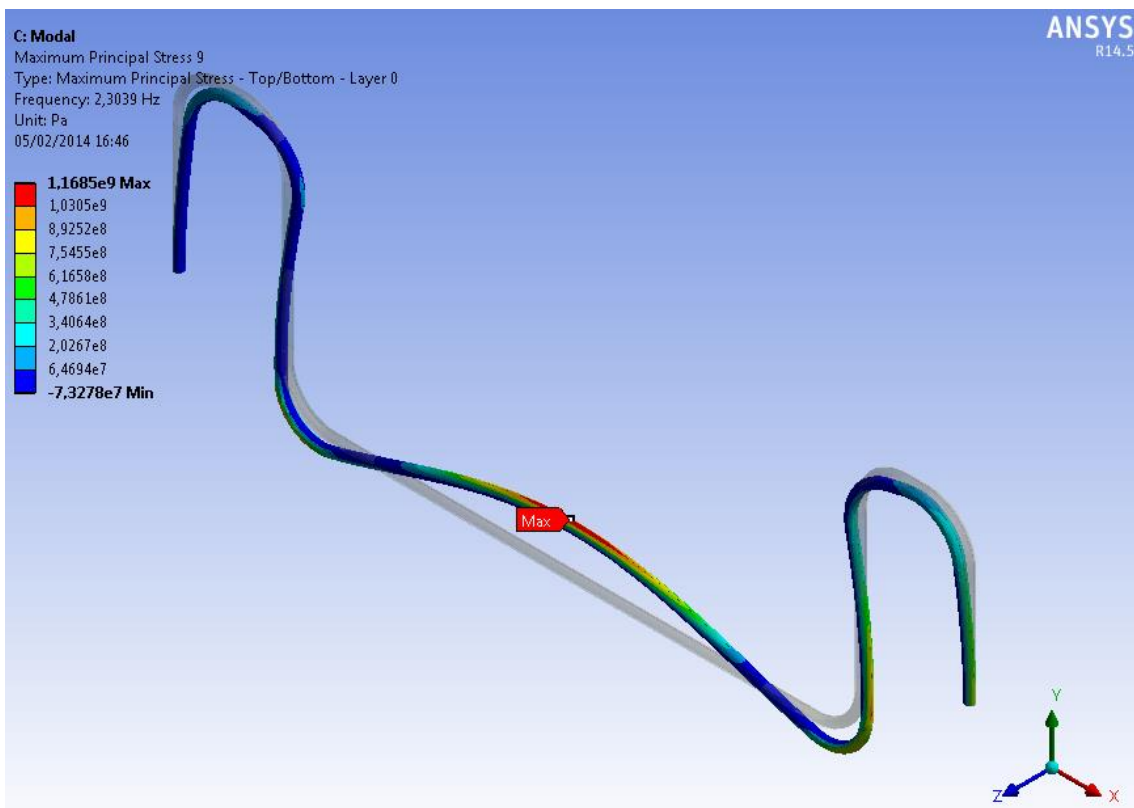


Figura A-28 – Tensões Principais - 9º modo de vibração - ($f_9=2.3039$ Hz).

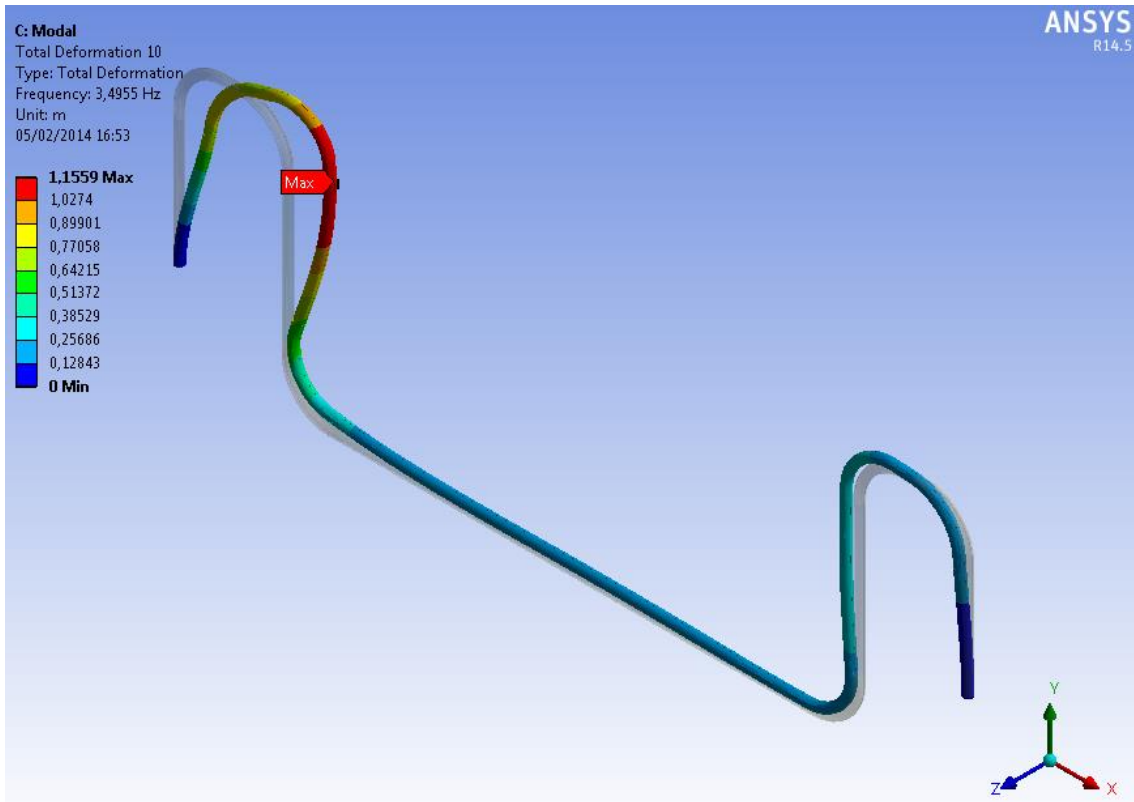


Figura A-29 – Deformada associada - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.4955\text{Hz}$).

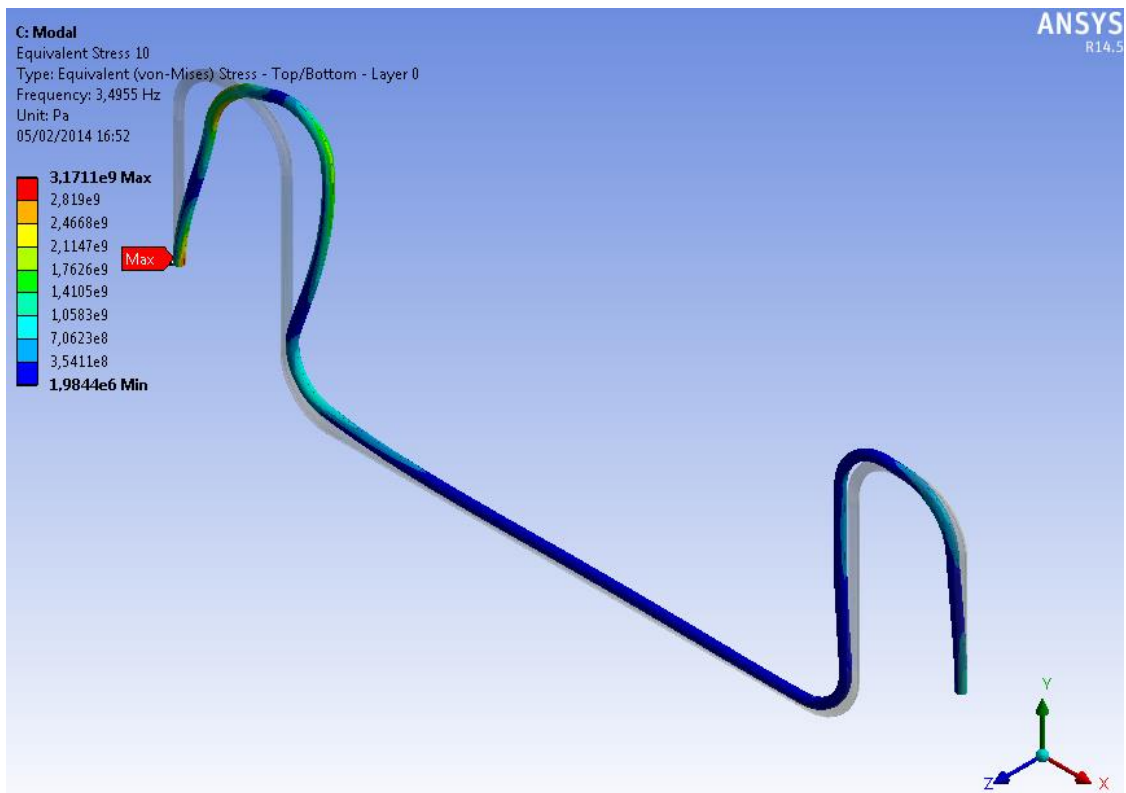


Figura A-30 – Tensões de von Mises - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.4955\text{Hz}$).

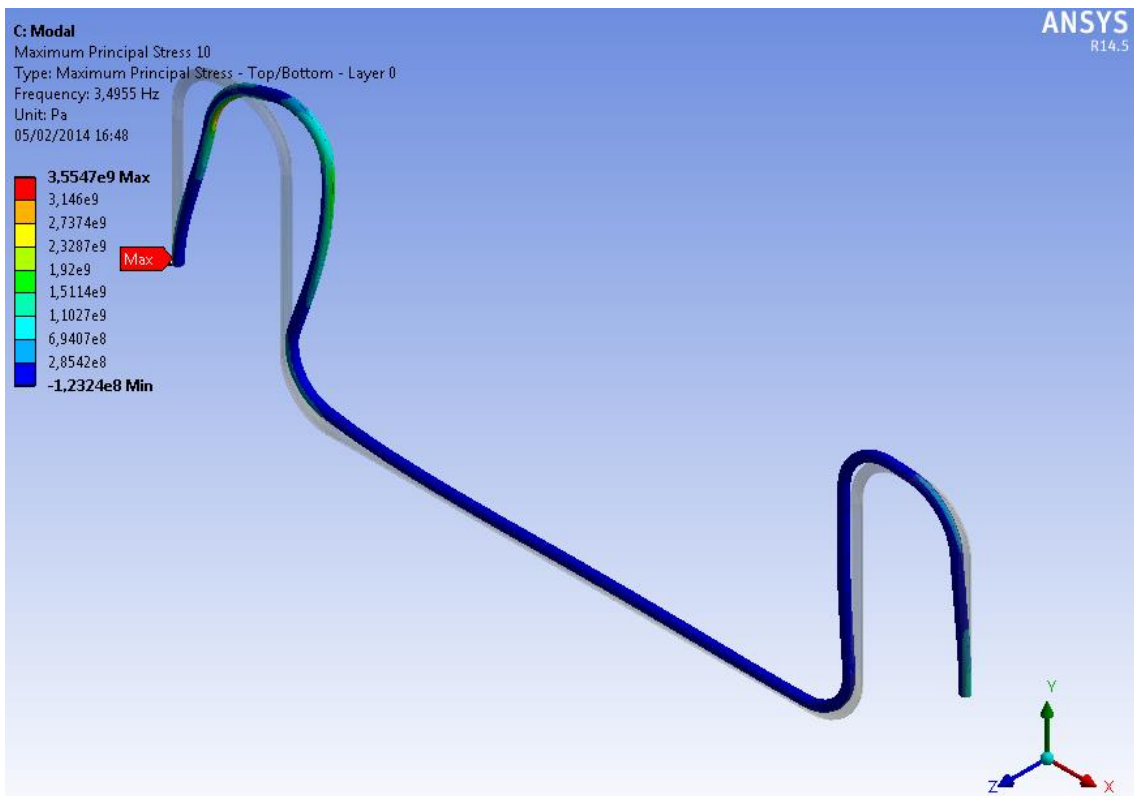


Figura A-31 – Tensões Principais - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.4955\text{Hz}$).

Na Figura A-32 estão apresentados novamente os esquemas dos modos devido às incidências de corrente, apenas para melhorar a apresentação dos resultados.

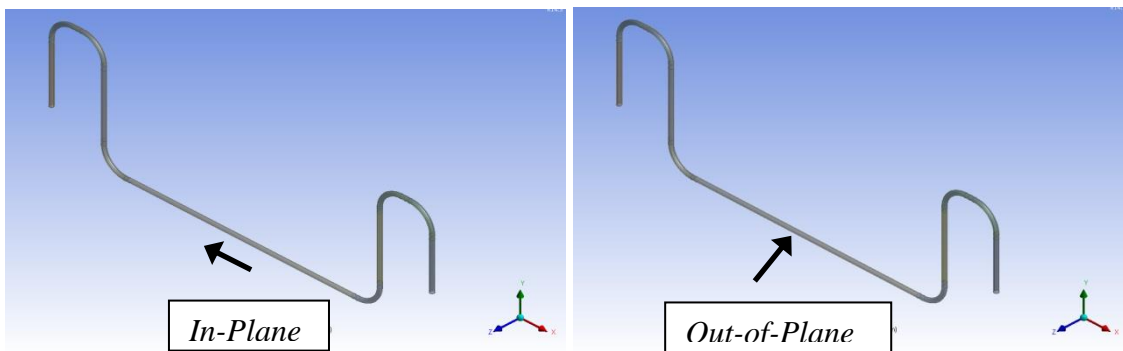


Figura A-32 – Modelos incidência de Corrente *In-Plane* e *Out-of-Plane*.

Na Tabela A-3 e Tabela A-4 estão apresentados os parâmetros de entrada do FATFREE para o modelo Far-Far na condição de Operação (1/2 corrosão), *in-plane* e *out-of-plane*.

Tabela A-3 – Amplitudes de Tensão Normalizadas - Resultados ANSYS – OP/OP

Operação - Far-Far – ½ corroido – OUT-OF-PLANE							
Modo N°	Frequência (Hz)	Máx Tensão (MPa)	Deslocamento (mm)	OD (mm)	α	$A_{IL/CF}$ FATFREE(MPa)	Tipo Modo
1	0.3903	227.7200	1000.0000	515.2	0.5152	117.321	IL (Mode 1)
2	0.8544	648.6400	1000.0000	515.2	0.5152	334.179	CF (Mode 1)
3	0.9838	333.7100	1000.0000	515.2	0.5152	171.927	IL (Mode 2)
4	1.0305	985.0700	1000.0000	515.2	0.5152	507.508	CF (Mode 2)
5	1.4911	1947.4000	1000.0000	515.2	0.5152	1003.300	CF (Mode 3)
6	1.5810	1222.7000	1000.0000	515.2	0.5152	629.935	IL (Mode 3)
7	1.8255	1340.4000	1000.0000	515.2	0.5152	690.574	IL (Mode 4)
8	2.3747	1296.2000	1000.0000	515.2	0.5152	667.802	IL (Mode 5)
9	2.5111	1382.1000	1000.0000	515.2	0.5152	712.058	CF (Mode 4)
10	3.8045	3613.1000	1000.0000	515.2	0.5152	1861.469	CF (Mode 5)

Tabela A-4 – Amplitudes de Tensão Normalizadas - Resultados ANSYS – OP/IP

Operação - Far-Far – ½ corroido – IN-PLANE							
Modo N°	Frequência (Hz)	Máx Tensão (MPa)	Deslocamento (mm)	OD (mm)	α	$A_{IL/CF}$ FATFREE(MPa)	Tipo Modo
1	0.3903	227.7200	1000.0000	515.2	0.5152	117.321	CF (Mode 1)
2	0.8544	648.6400	1000.0000	515.2	0.5152	334.179	IL (Mode 1)
3	0.9838	333.7100	1000.0000	515.2	0.5152	171.927	CF (Mode 2)
4	1.0305	985.0700	1000.0000	515.2	0.5152	507.508	IL (Mode 2)
5	1.4911	1947.4000	1000.0000	515.2	0.5152	1003.300	IL (Mode 3)
6	1.5810	1222.7000	1000.0000	515.2	0.5152	629.935	CF (Mode 3)
7	1.8255	1340.4000	1000.0000	515.2	0.5152	690.574	CF (Mode 4)
8	2.3747	1296.2000	1000.0000	515.2	0.5152	667.802	CF (Mode 5)
9	2.5111	1382.1000	1000.0000	515.2	0.5152	712.058	IL (Mode 4)
10	3.8045	3613.1000	1000.0000	515.2	0.5152	1861.469	IL (Mode 5)

Nas figuras a seguir estão apresentadas todas as saídas do ANSYS, ou seja, deformadas, tensões de von Mises e Principais para todos os modos de vibração.

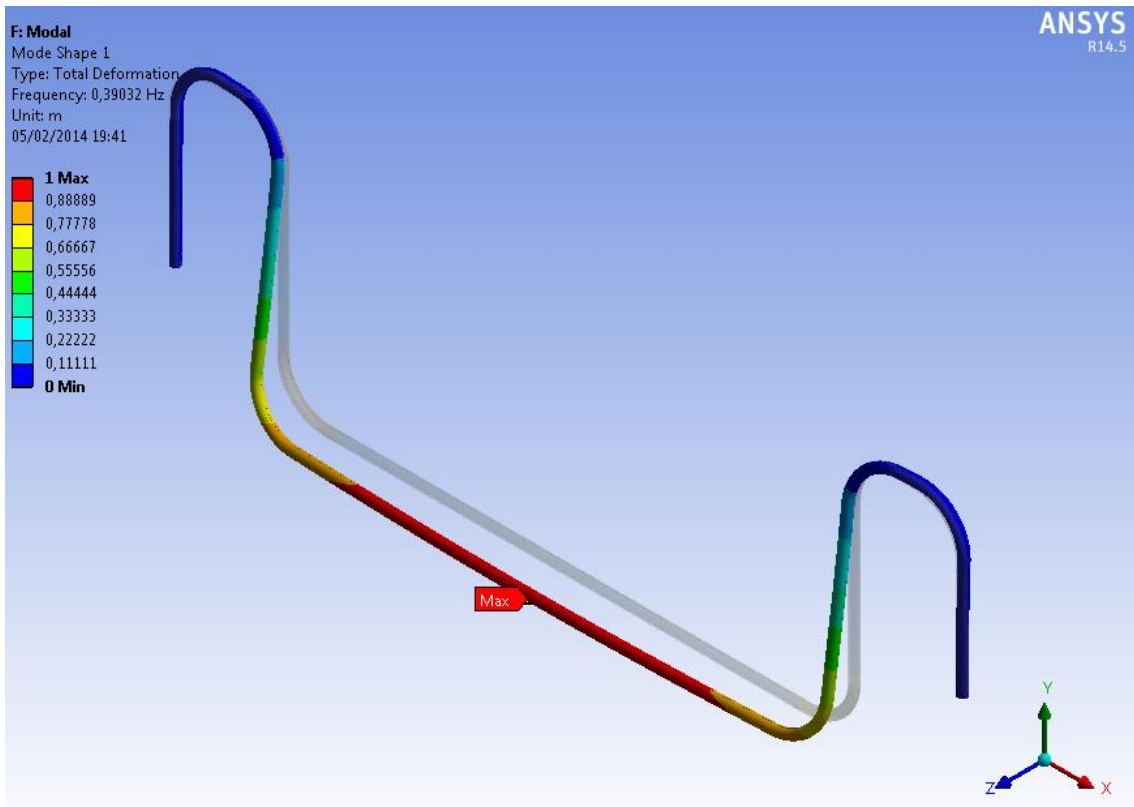


Figura A-33 – Deformada associada - 1º modo de vibração - ($f_1=0.3903\text{Hz}$).

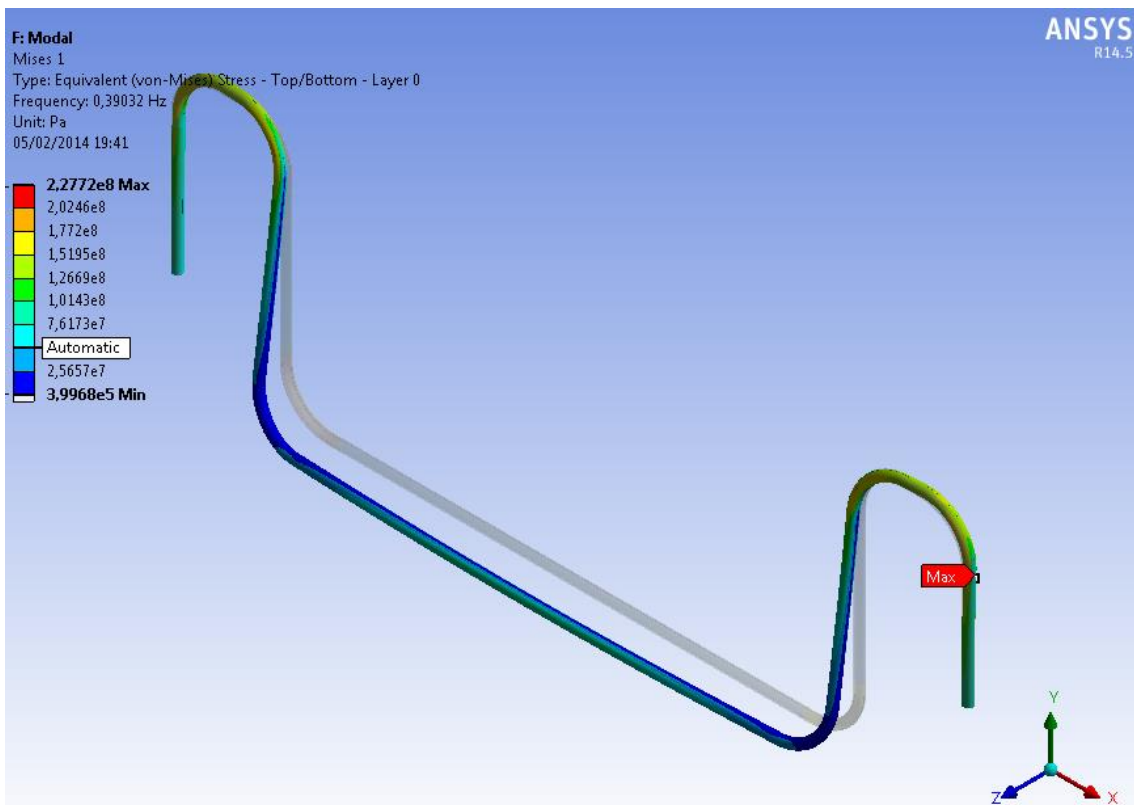


Figura A-34 – Tensões de von Mises - 1º modo de vibração - ($f_1=0.3903\text{Hz}$).

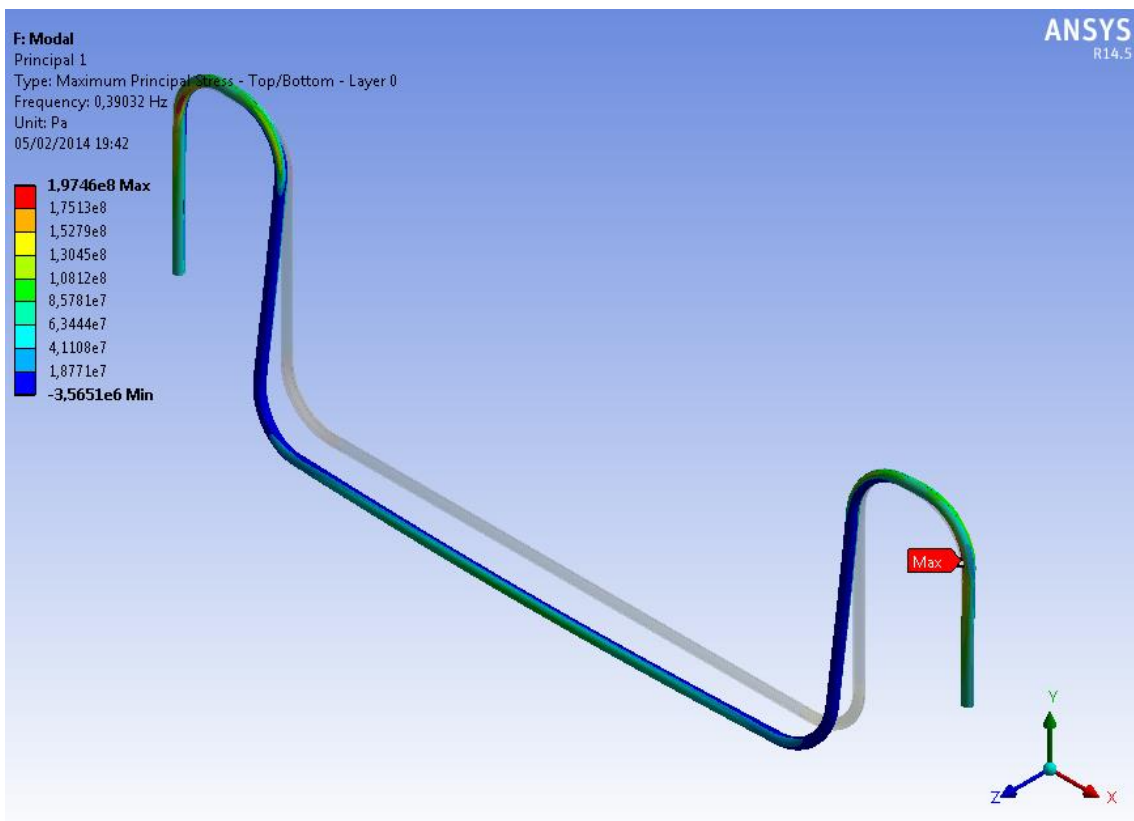


Figura A-35 – Tensões Principais - 1º modo de vibração - ($f_1=0.3903\text{Hz}$).

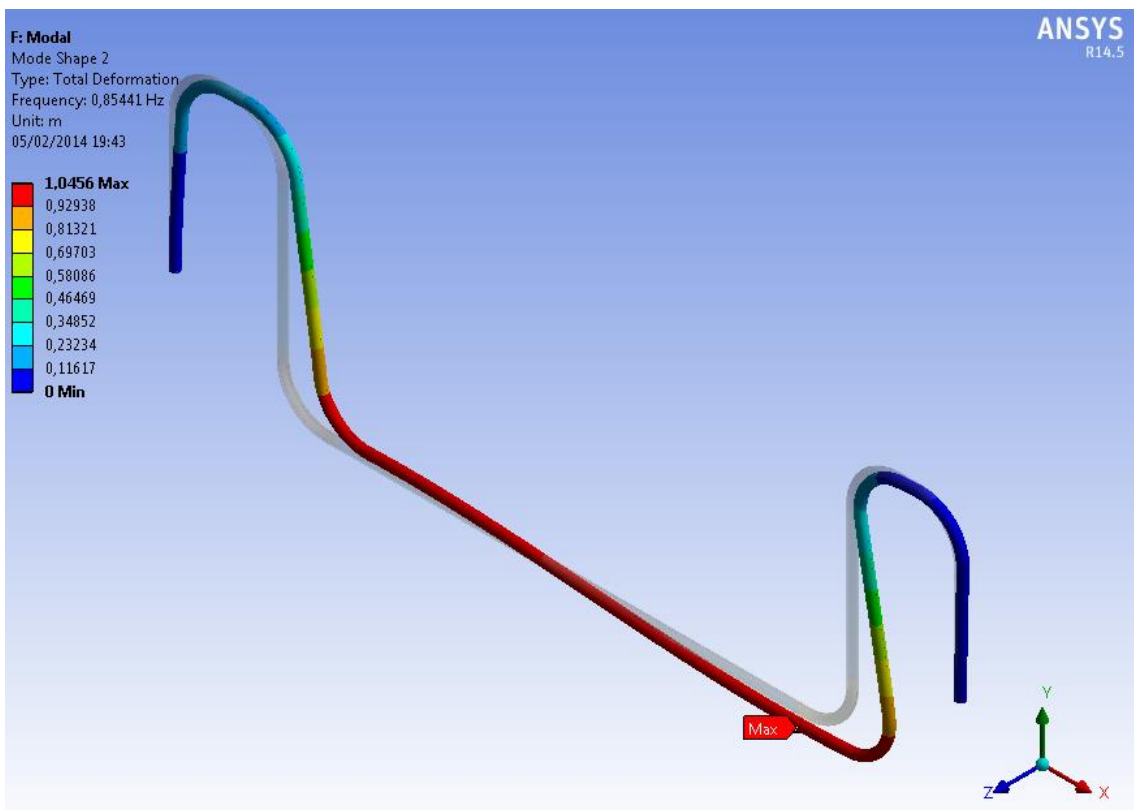


Figura A-36 – Deformada associada - 2º modo de vibração - ($f_2=0.8544\text{Hz}$).

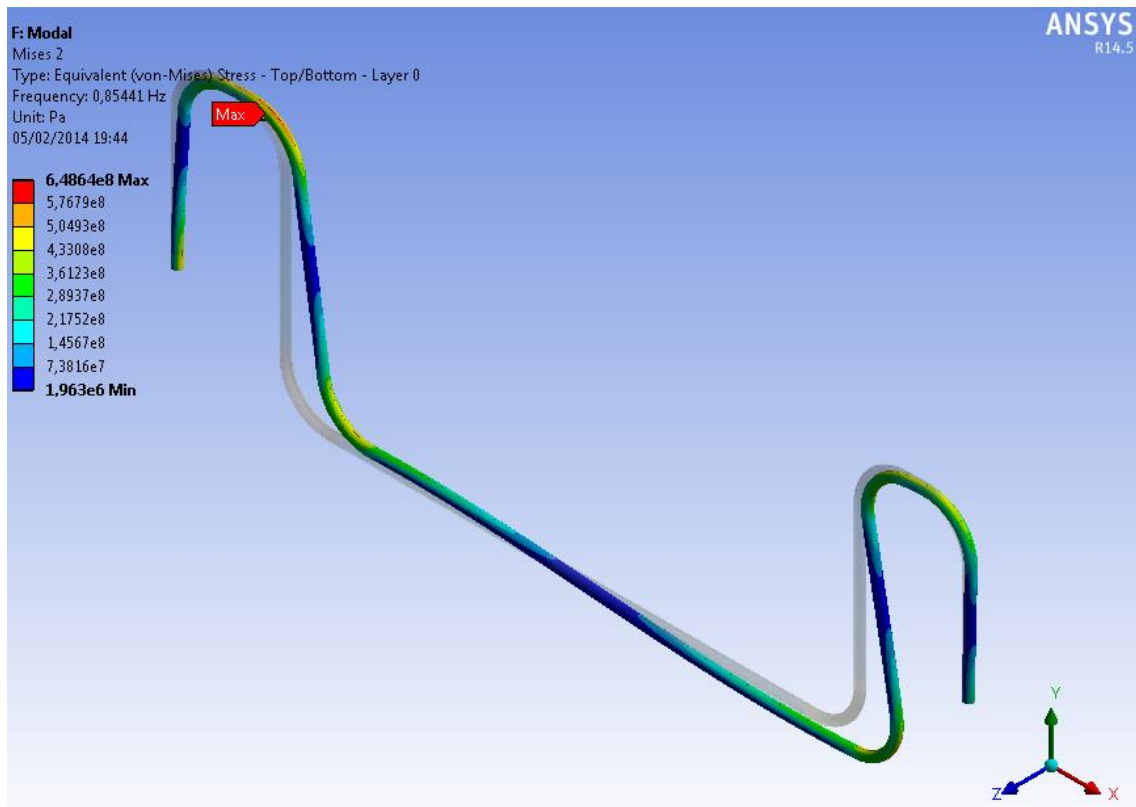


Figura A-37 – Tensões de von Mises - 2º modo de vibração - ($f_2=0.8544\text{Hz}$).

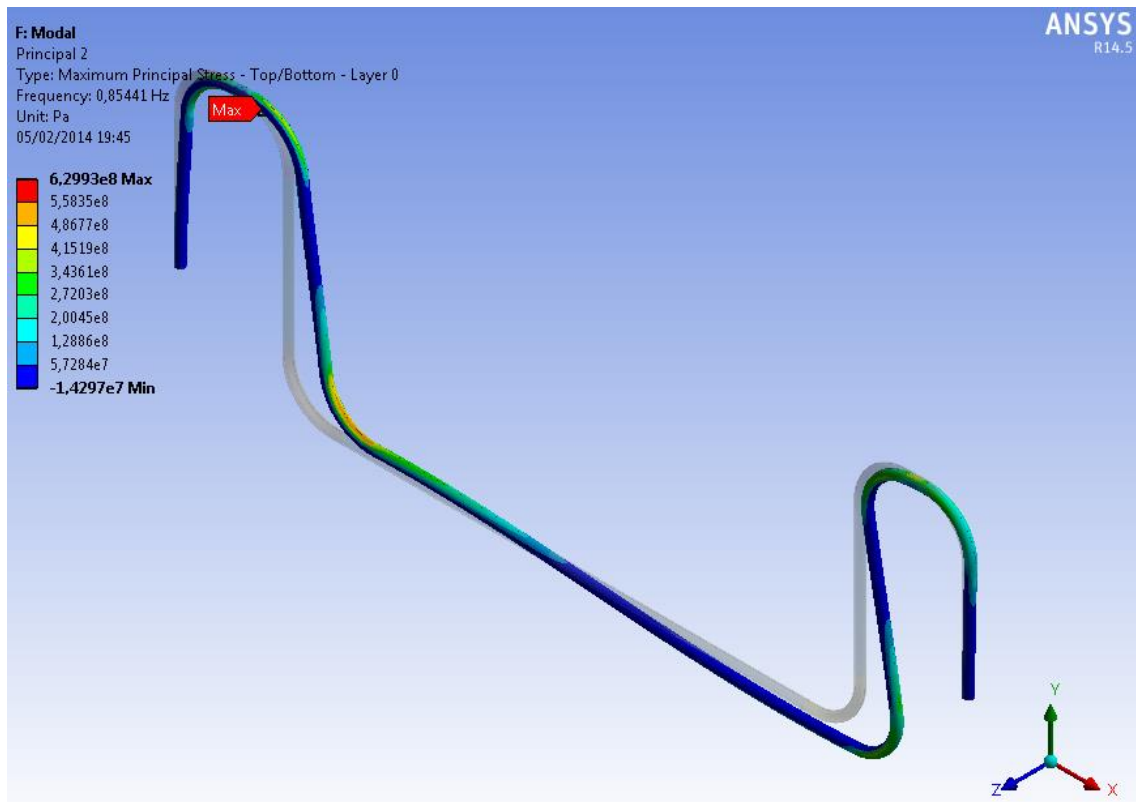


Figura A-38 – Tensões Principais - 2º modo de vibração - ($f_2=0.8544\text{Hz}$).

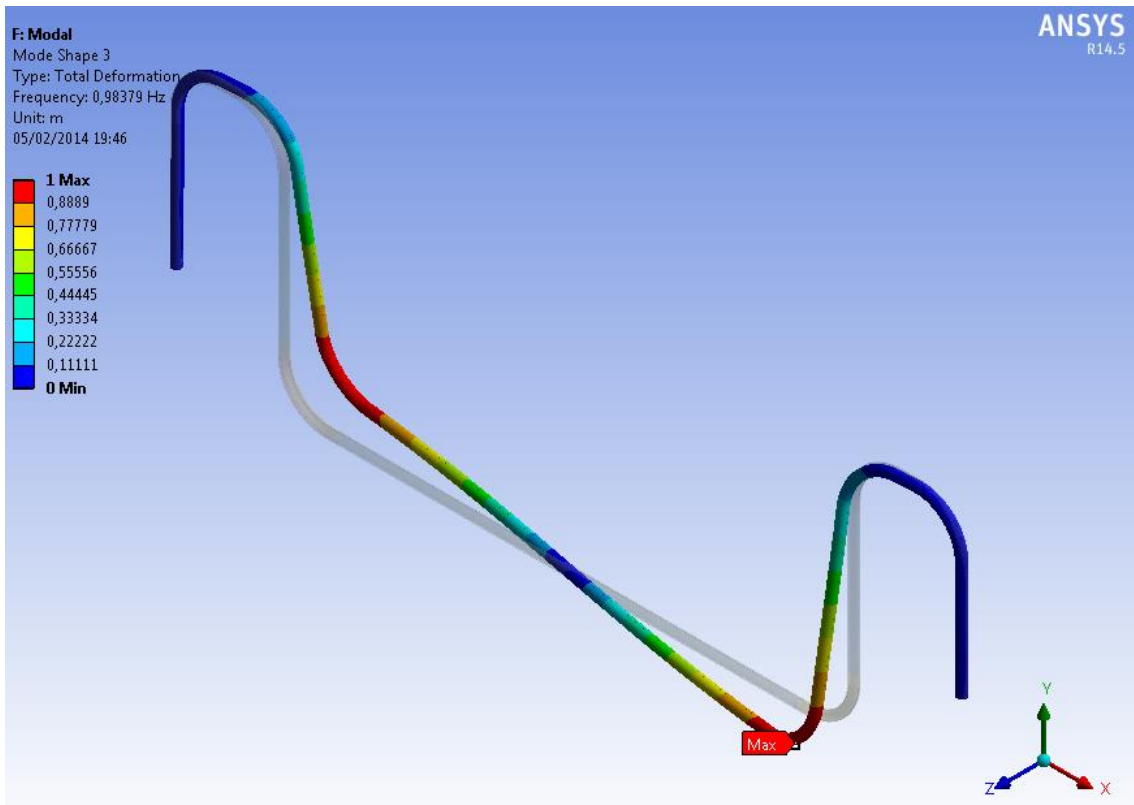


Figura A-39 – Deformada associada - 3º modo de vibração - ($f_3=0.9838\text{Hz}$).

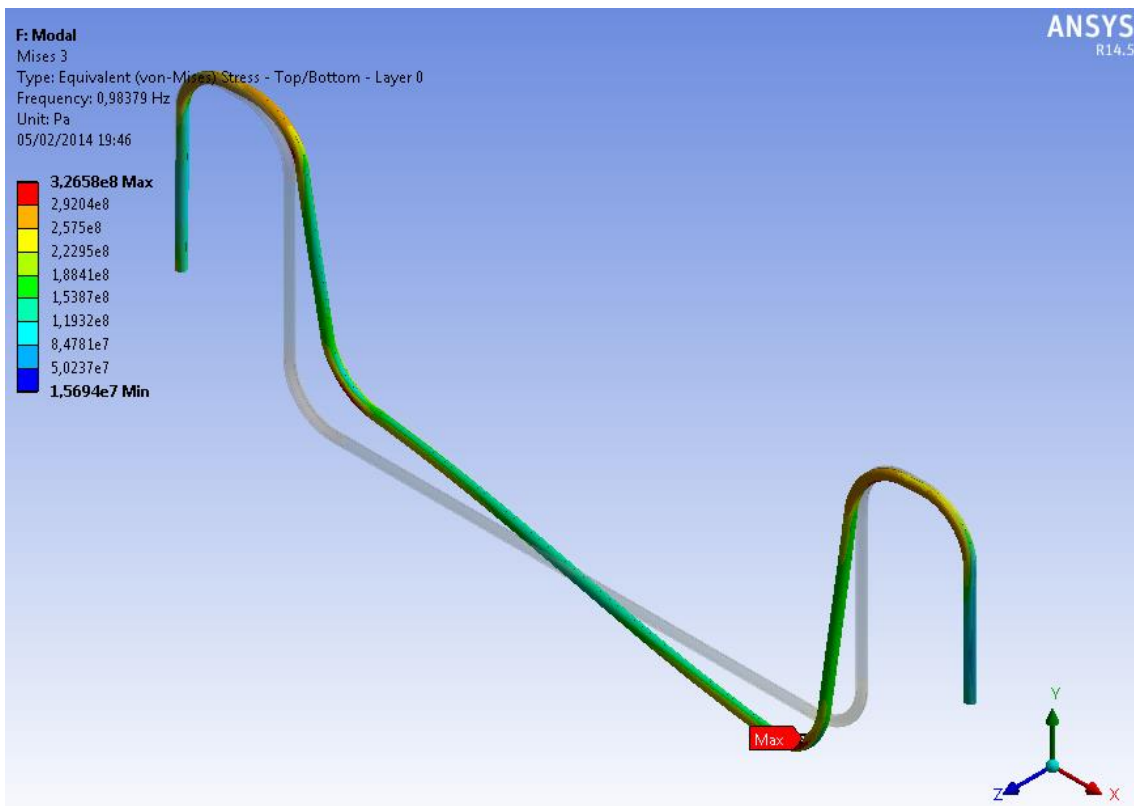


Figura A-40 – Tensões de von Mises - 3º modo de vibração - ($f_3=0.9838\text{Hz}$).

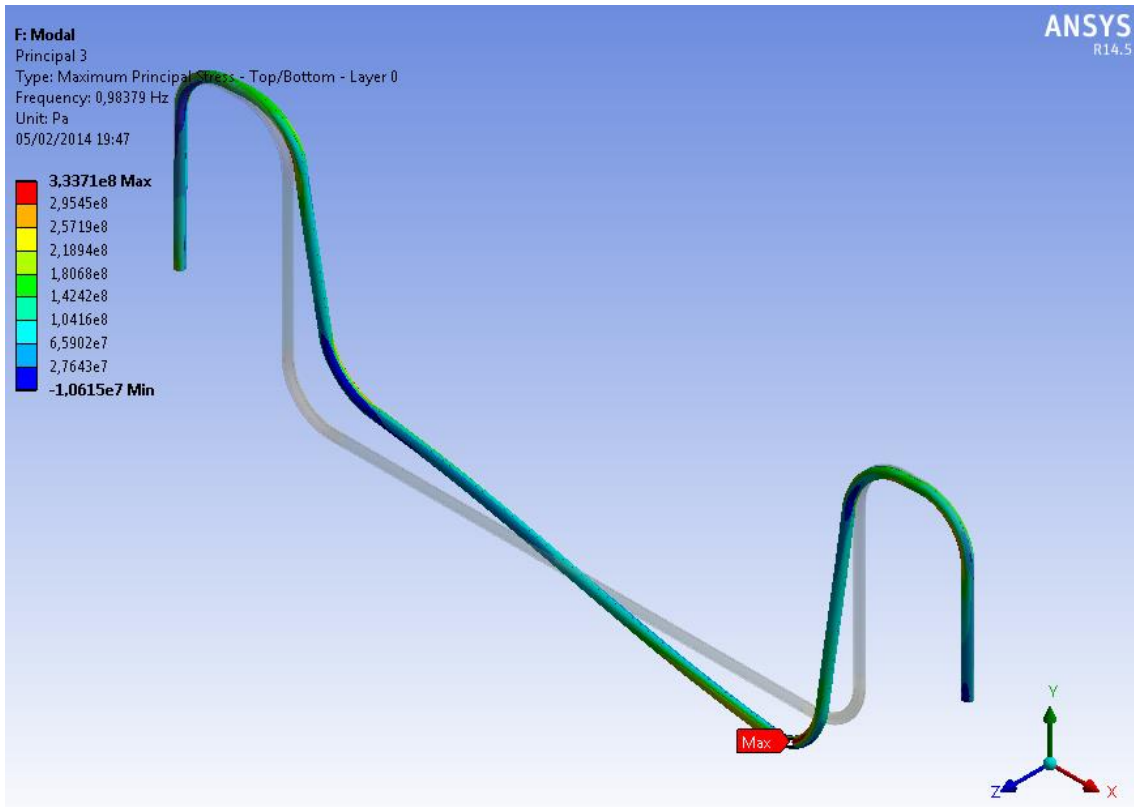


Figura A-41 – Tensões Principais - 3º modo de vibração - ($f_3=0.9838\text{Hz}$).

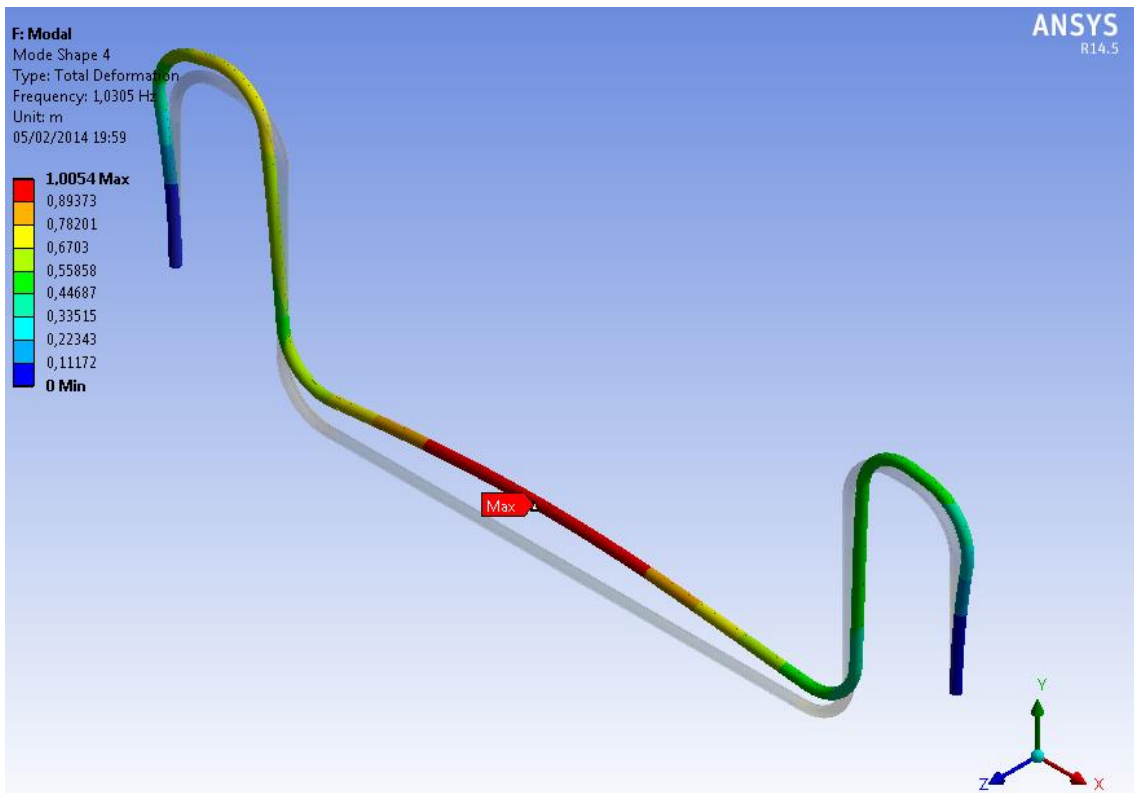


Figura A-42 – Deformada associada - 4º modo de vibração - ($f_4=1.0305\text{Hz}$).

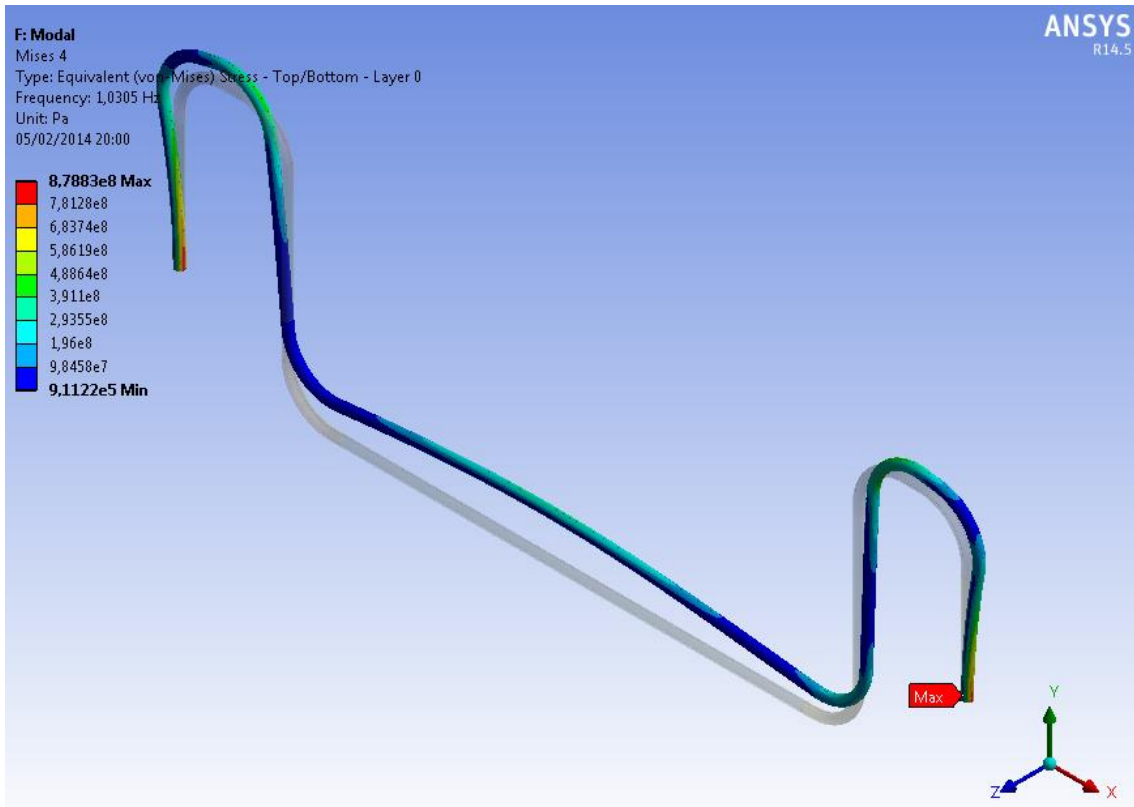


Figura A-43 – Tensões de von Mises - 4º modo de vibração - ($f_4=1.0305\text{Hz}$).

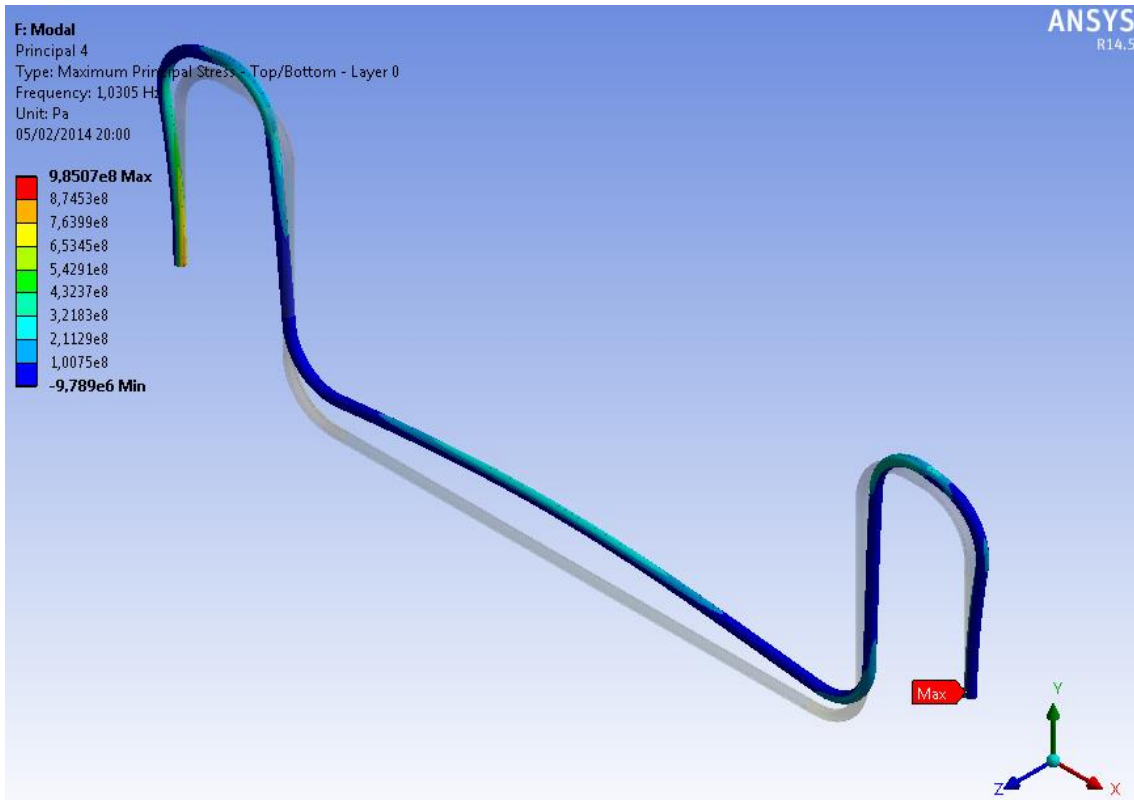


Figura A-44 – Tensões Principais - 4º modo de vibração - ($f_4=1.0305\text{Hz}$).

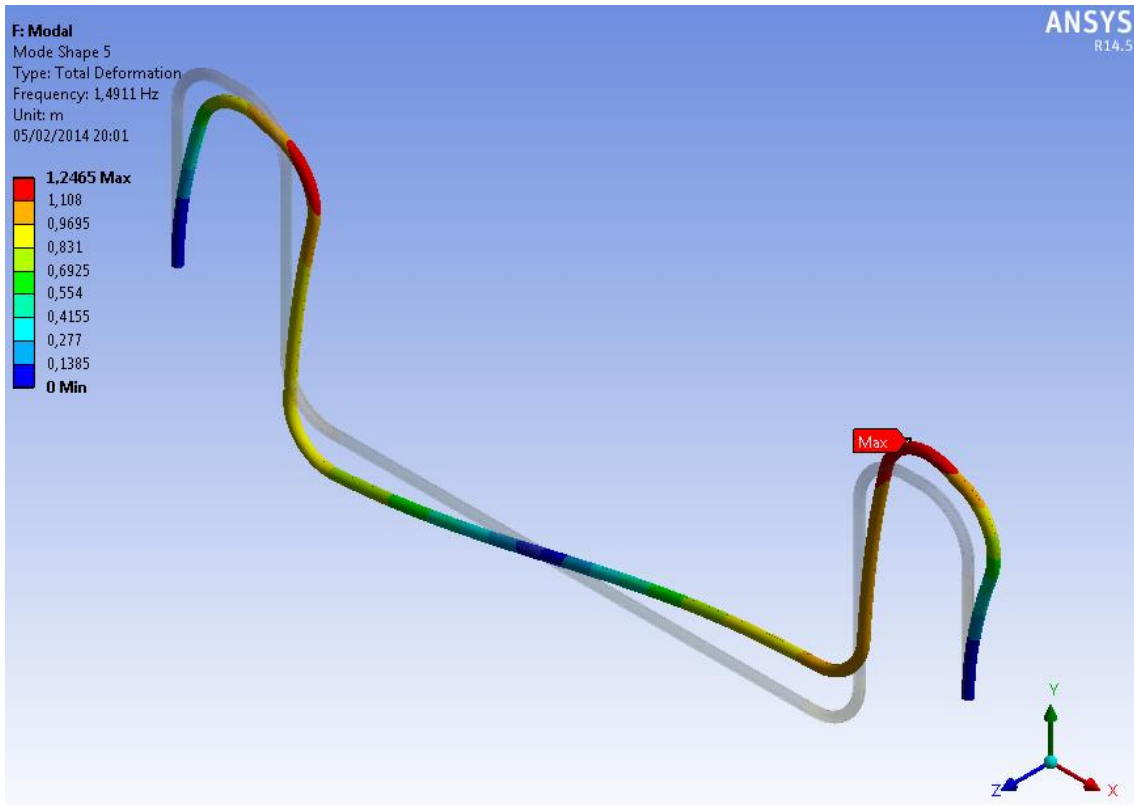


Figura A-45 – Deformada associada - 5º modo de vibração - ($f_5=1.4911\text{Hz}$).

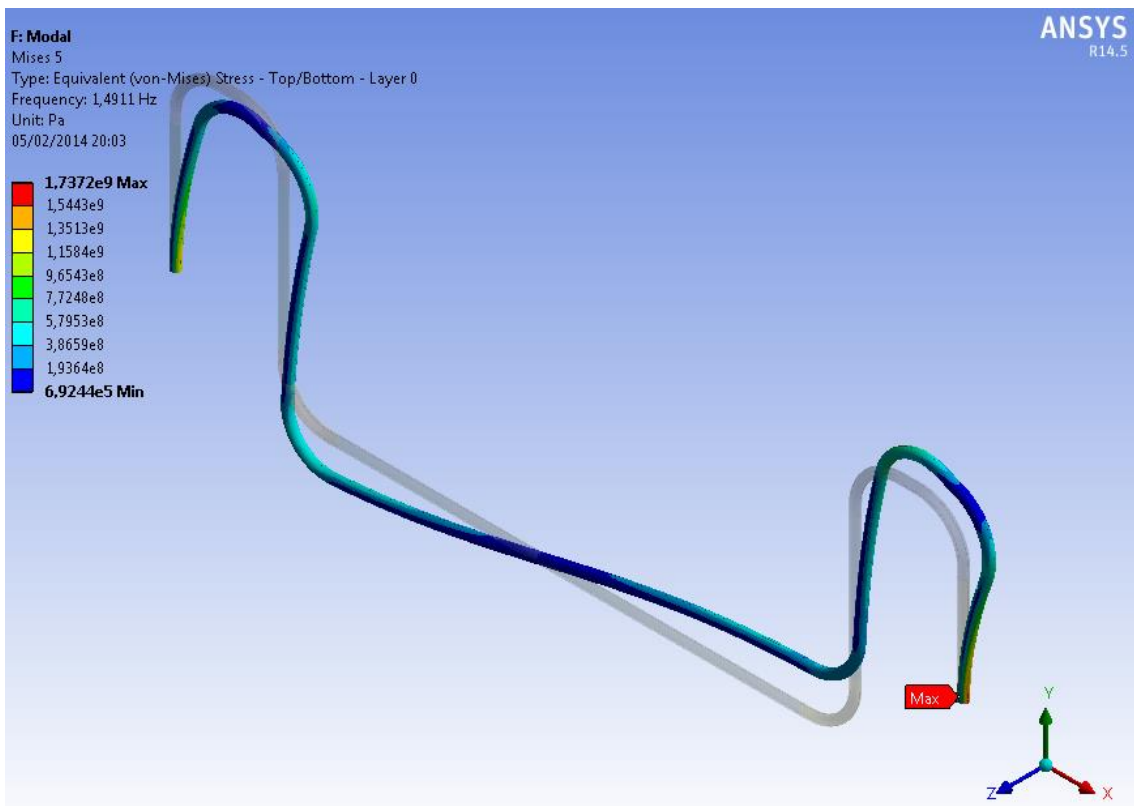


Figura A-46 – Tensões de von Mises - 5º modo de vibração - ($f_5=1.4911\text{Hz}$).

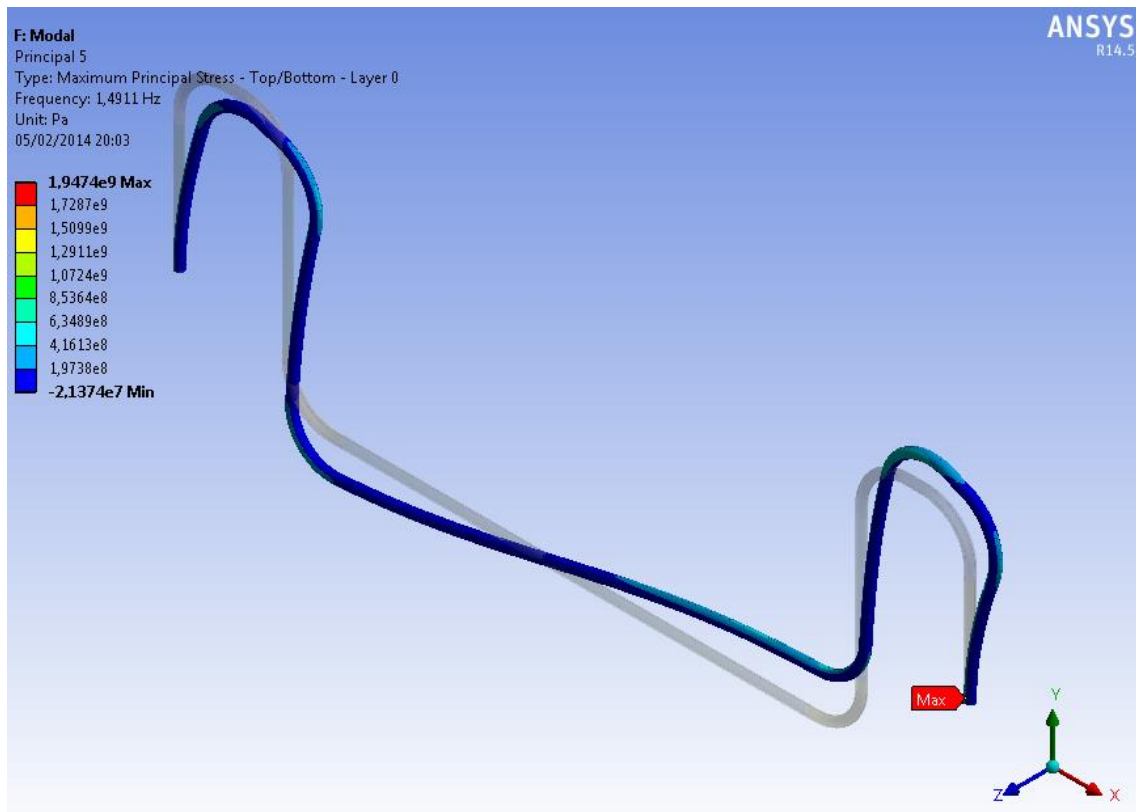


Figura A-47 – Tensões Principais - 5º modo de vibração - ($f_5=1.4911\text{Hz}$).

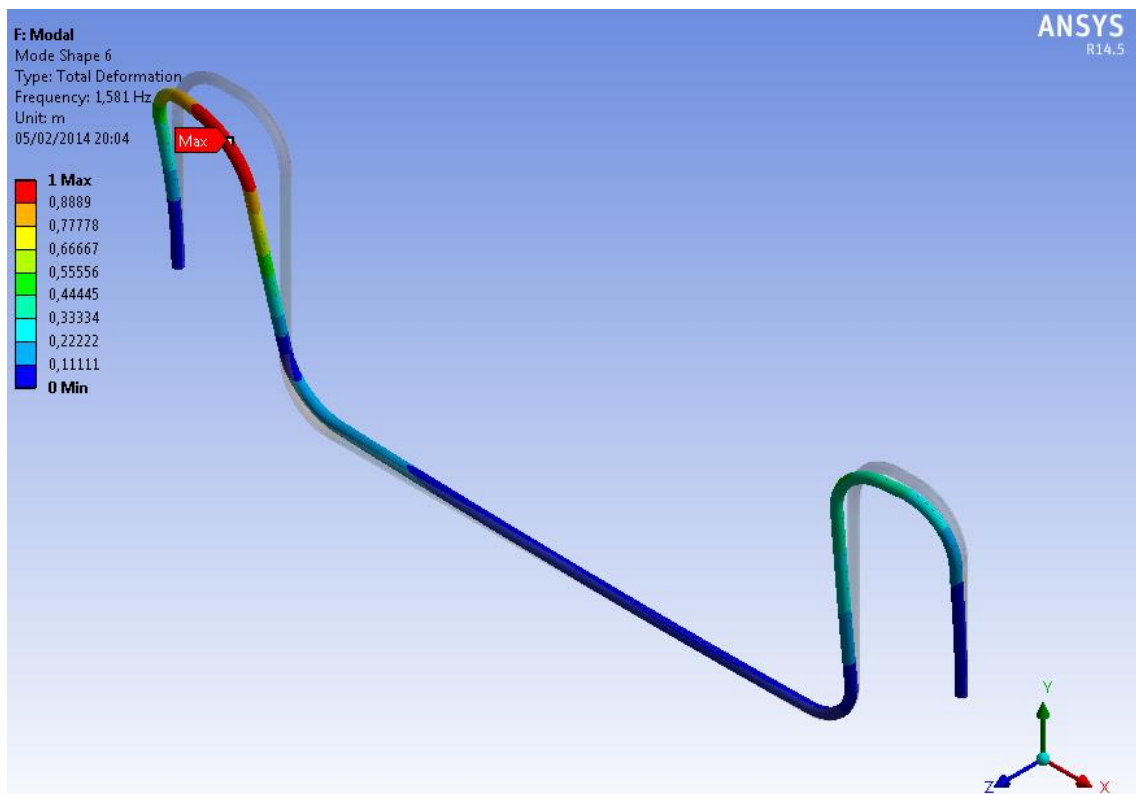


Figura A-48 – Deformada associada - 6º modo de vibração - ($f_6=1.581\text{Hz}$).

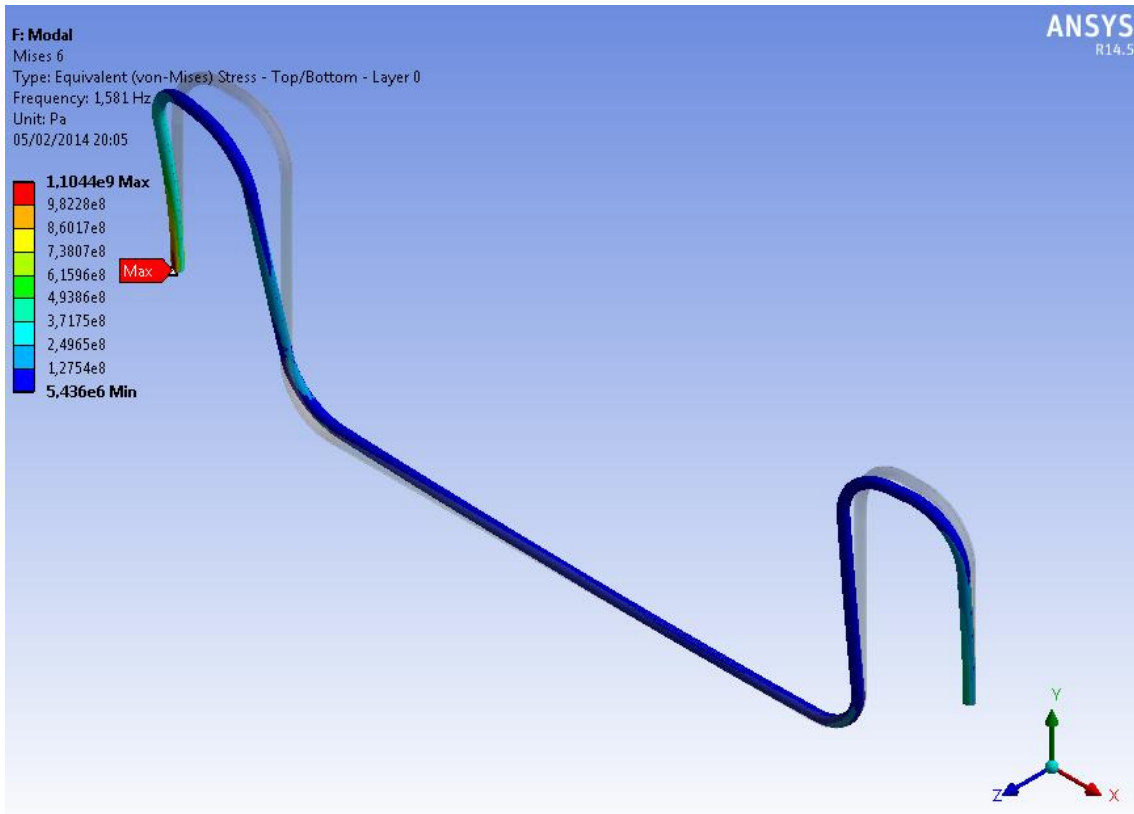


Figura A-49 – Tensões de von Mises - 6º modo de vibração - ($f_6=1.581\text{Hz}$).

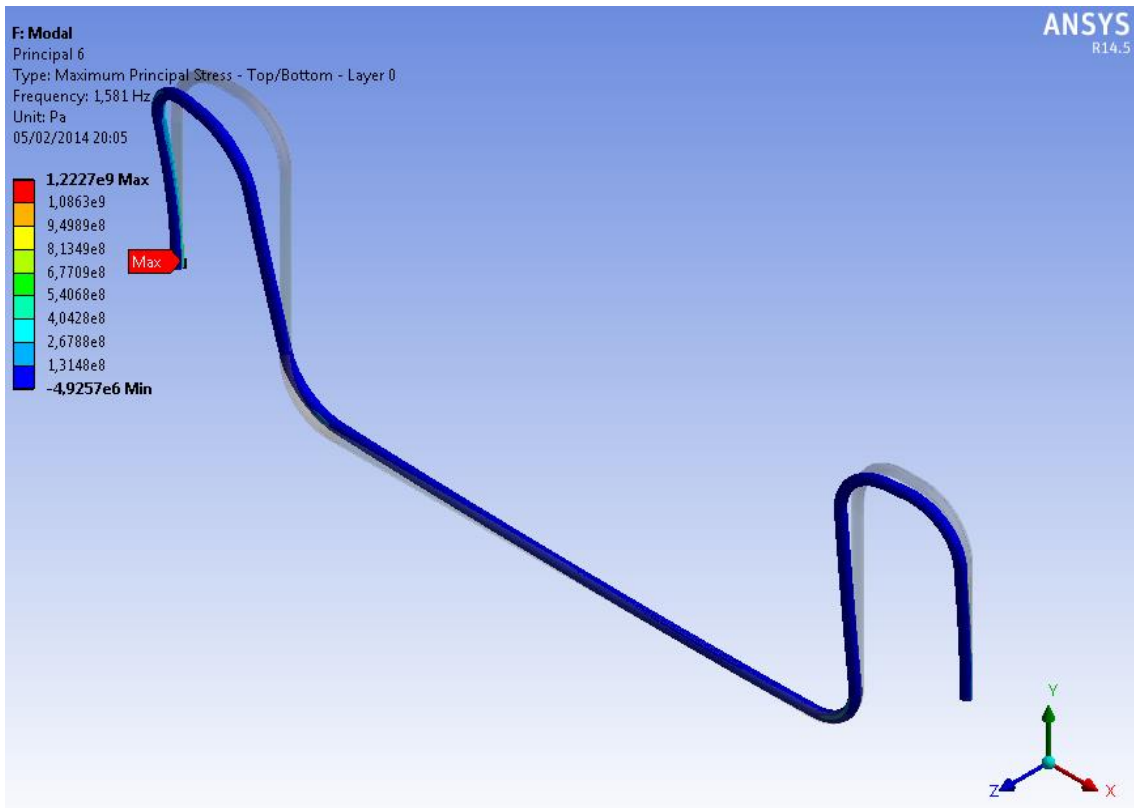


Figura A-50 – Tensões Principais - 6º modo de vibração - ($f_6=1.581\text{Hz}$).

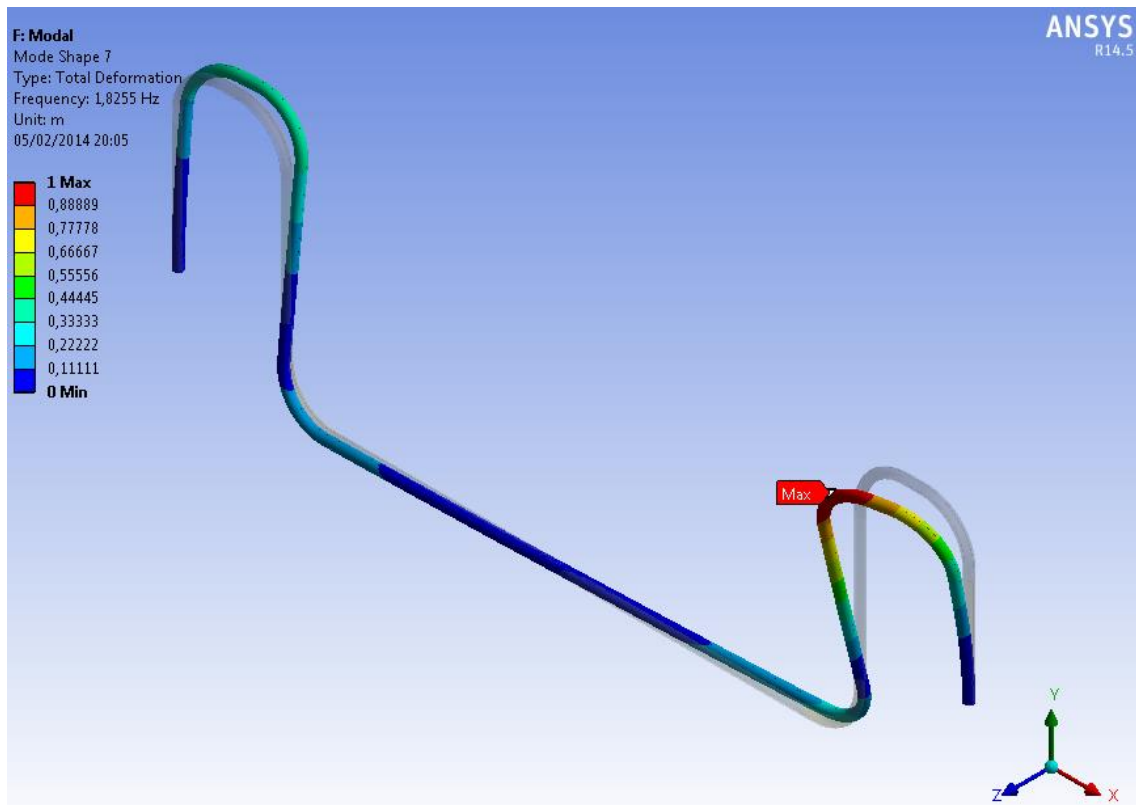


Figura A-51 – Deformada associada - 7º modo de vibração - ($f_7=1.8255\text{Hz}$).

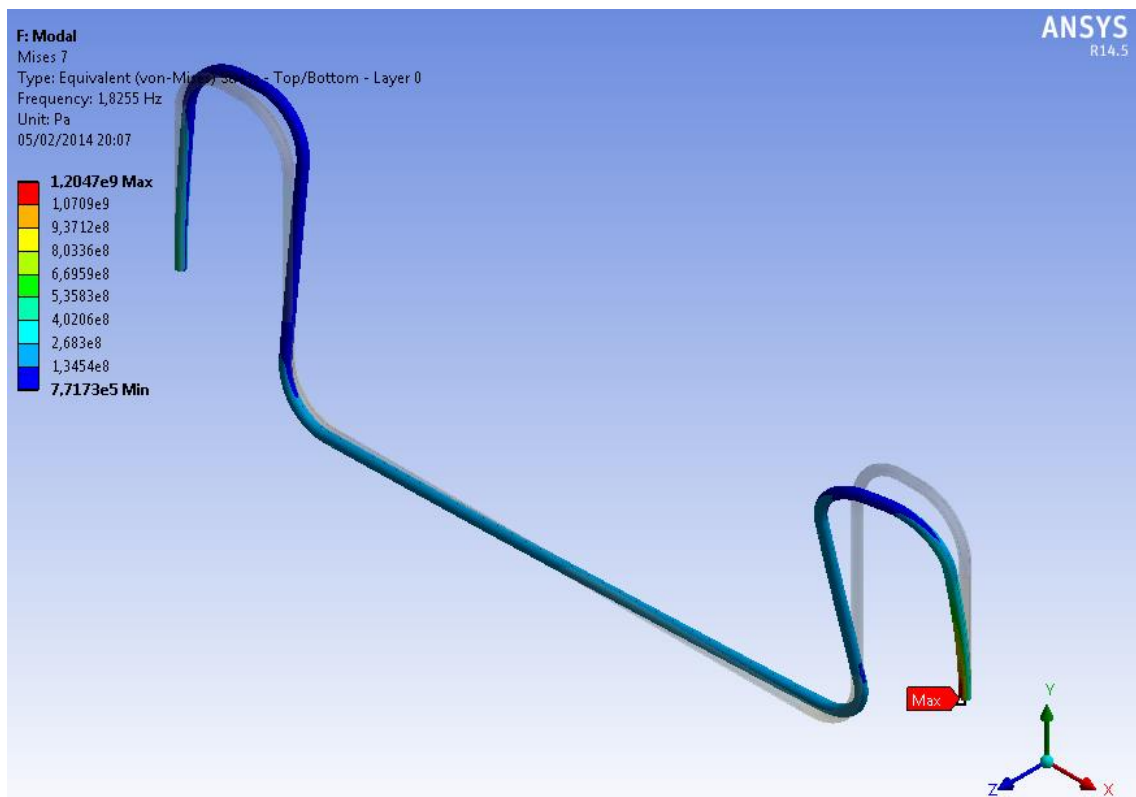


Figura A-52 – Tensões de von Mises - 7º modo de vibração - ($f_7=1.8255\text{Hz}$).

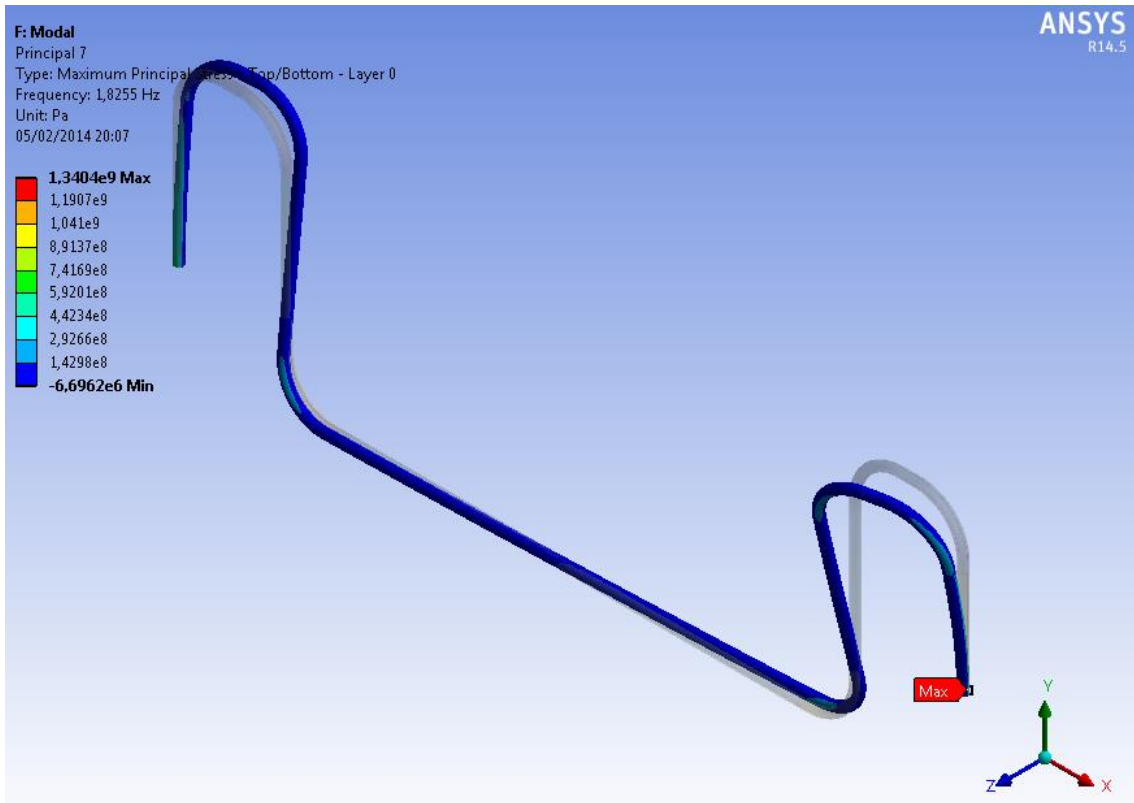


Figura A-53 – Tensões Principais - 7º modo de vibração - ($f_7=1.8255\text{Hz}$).

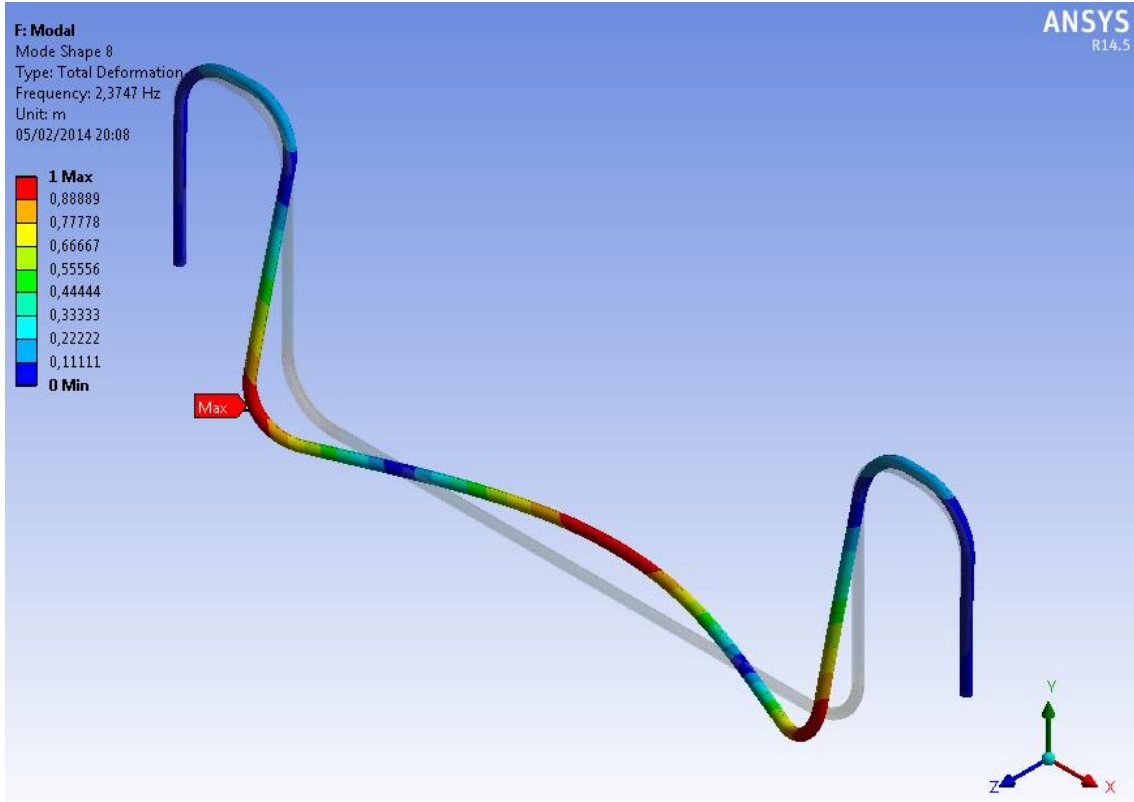


Figura A-54 – Deformada associada - 8º modo de vibração - ($f_8=2.3747\text{Hz}$).

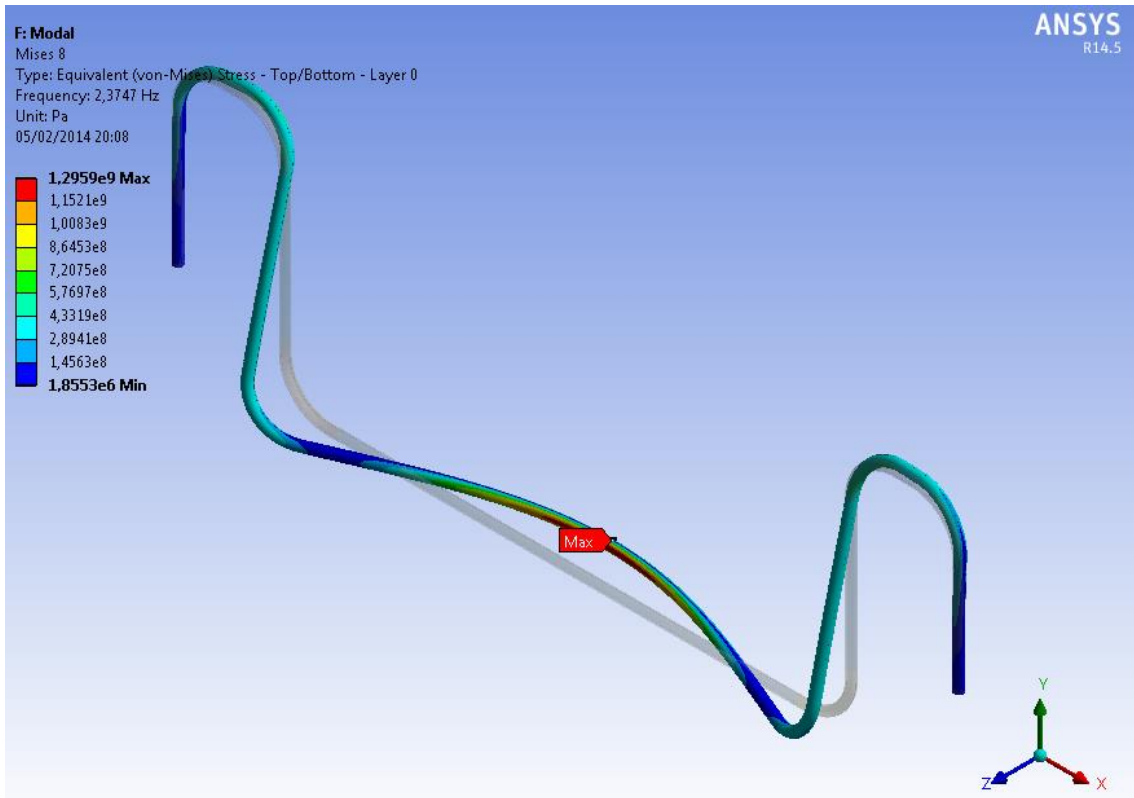


Figura A-55 – Tensões de von Mises - 8º modo de vibração - ($f_8=2.3747\text{Hz}$).

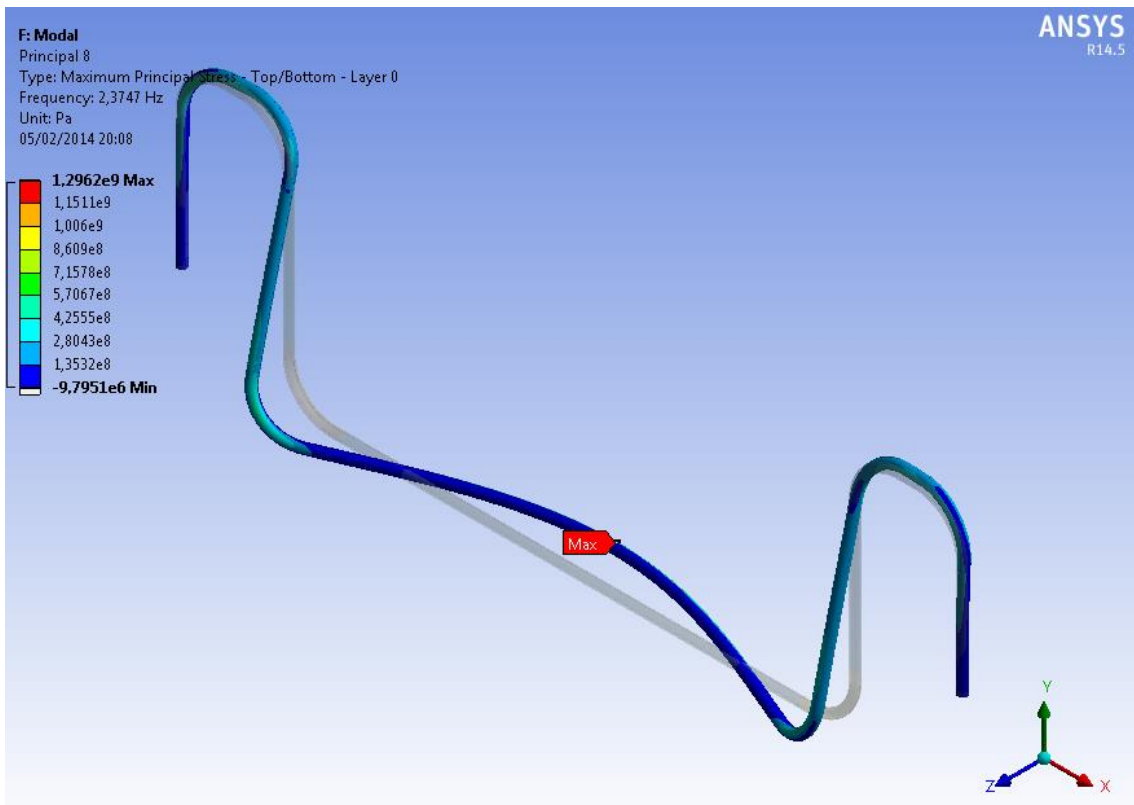


Figura A-56 – Tensões Principais - 8º modo de vibração - ($f_8=2.3747\text{Hz}$).

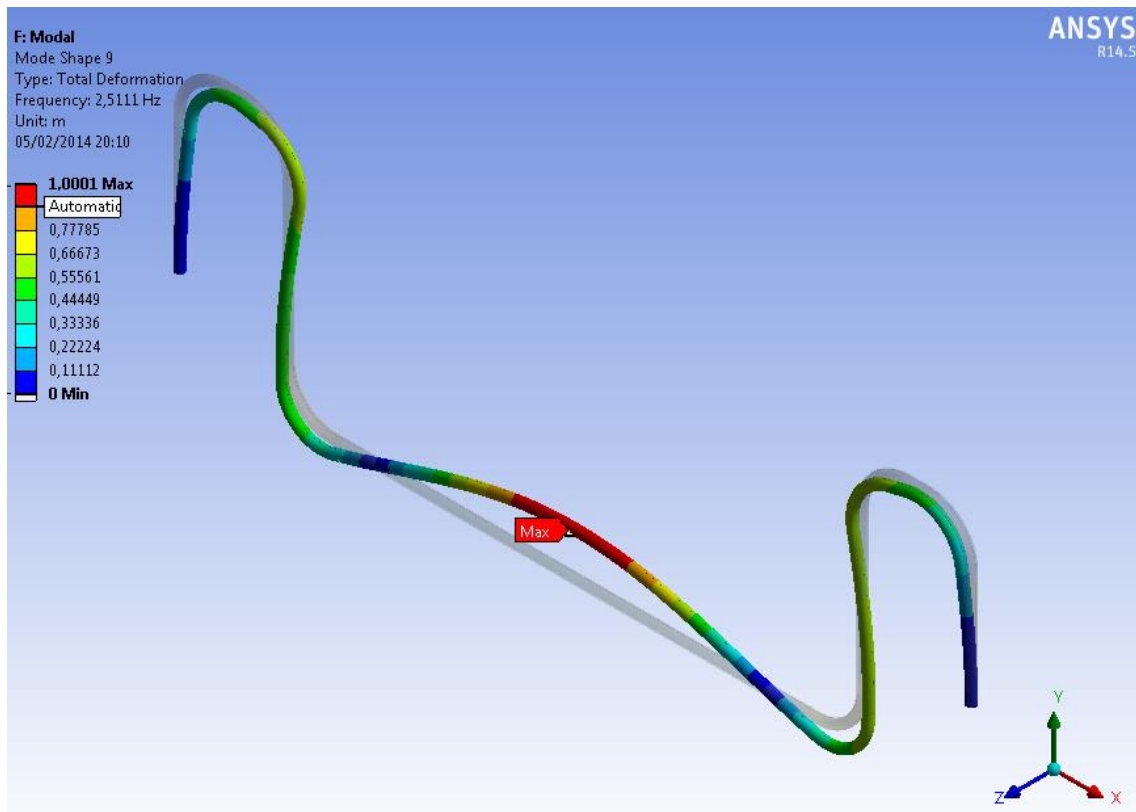


Figura A-57 – Deformada associada - 9º modo de vibração - ($f_9=2.5111$ Hz).

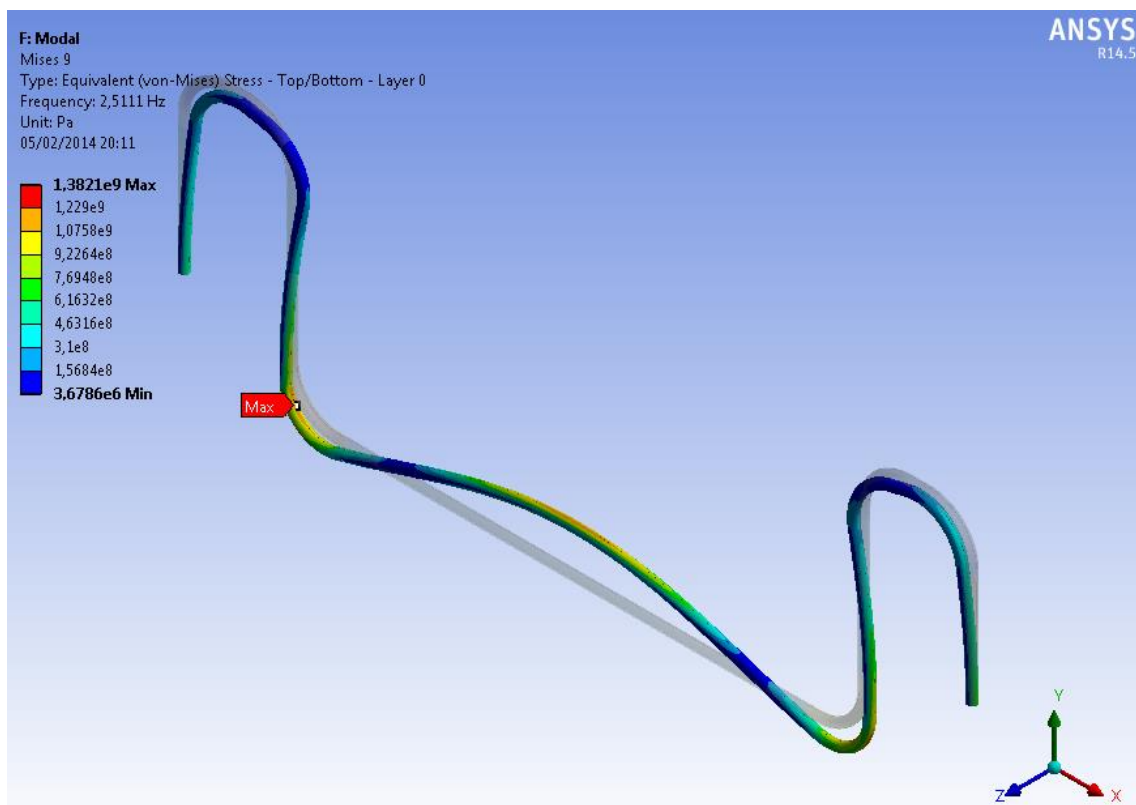


Figura A-58 – Tensões de von Mises - 9º modo de vibração - ($f_9=2.5111$ Hz).

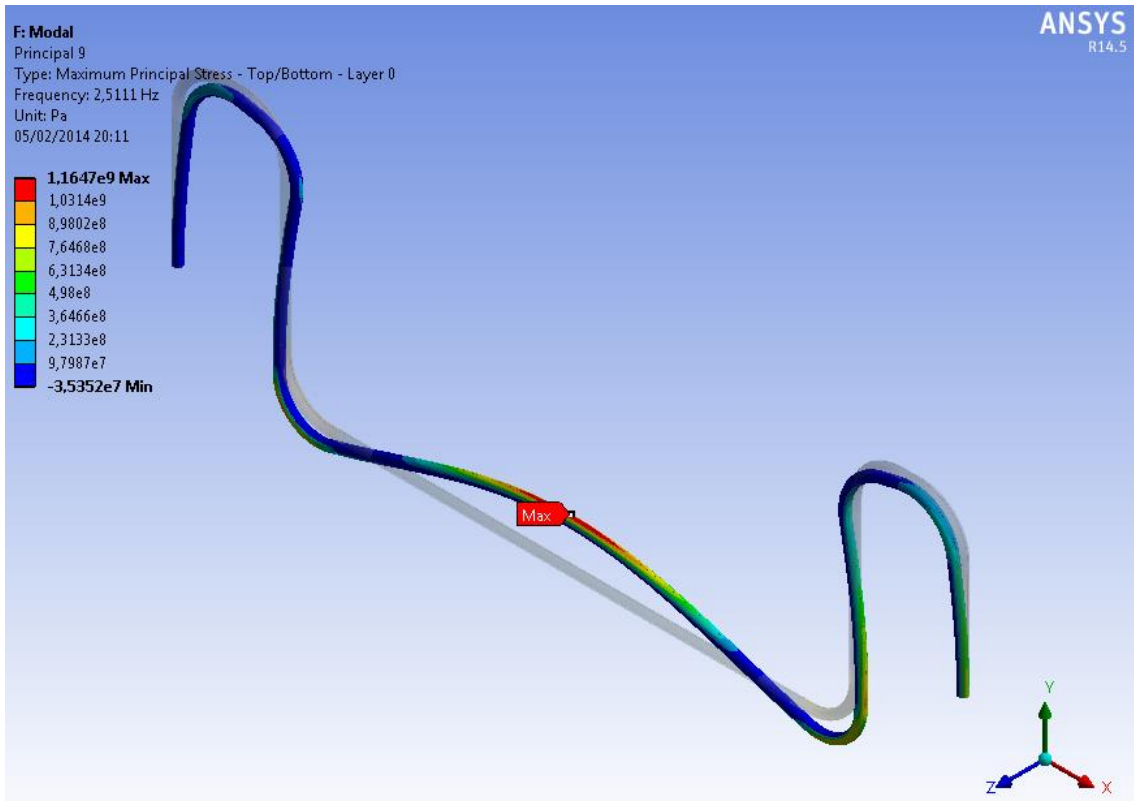


Figura A-59 – Tensões Principais - 9º modo de vibração - ($f_9=2.5111$ Hz).

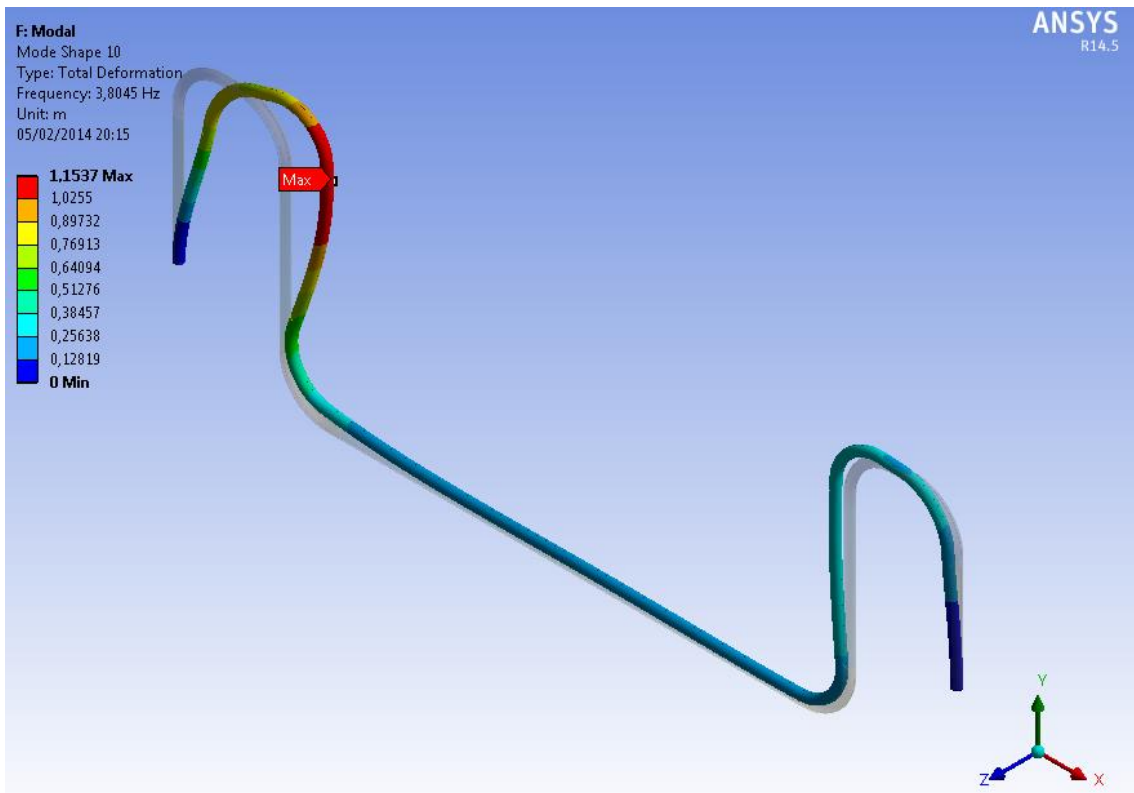


Figura A-60 – Deformada associada - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.8045$ Hz).

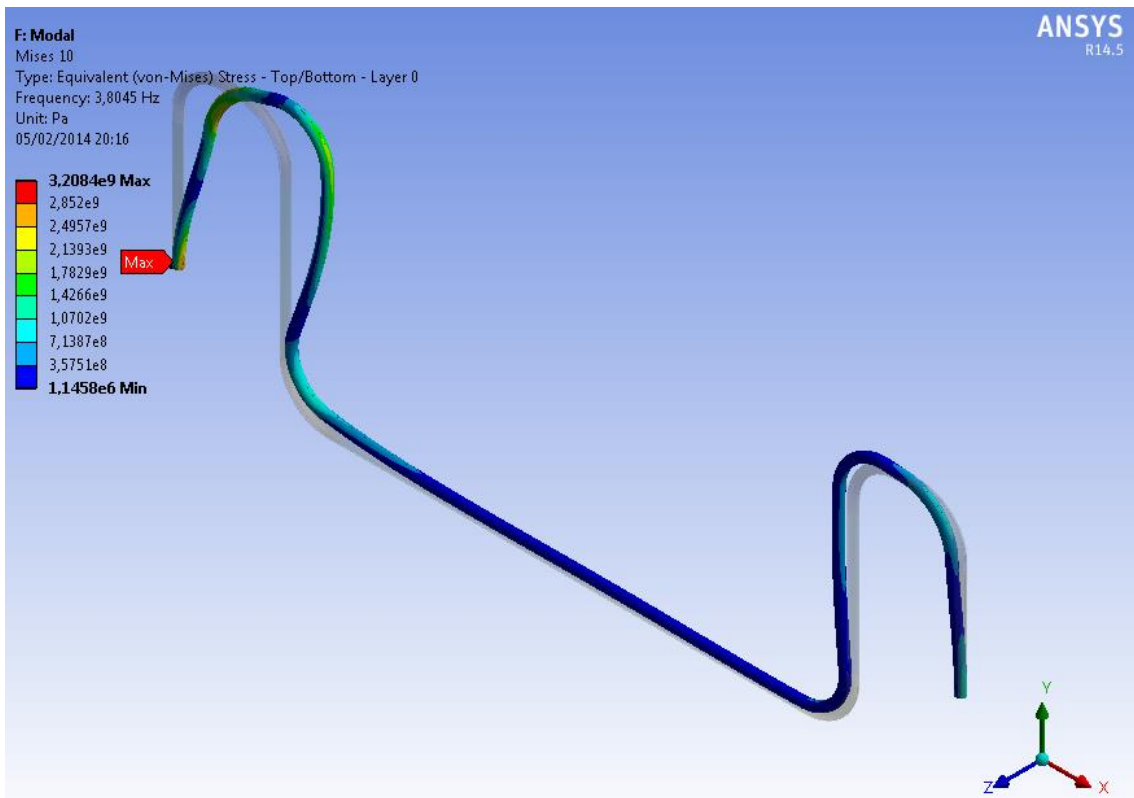


Figura A-61 – Tensões de von Mises - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.8045\text{Hz}$).

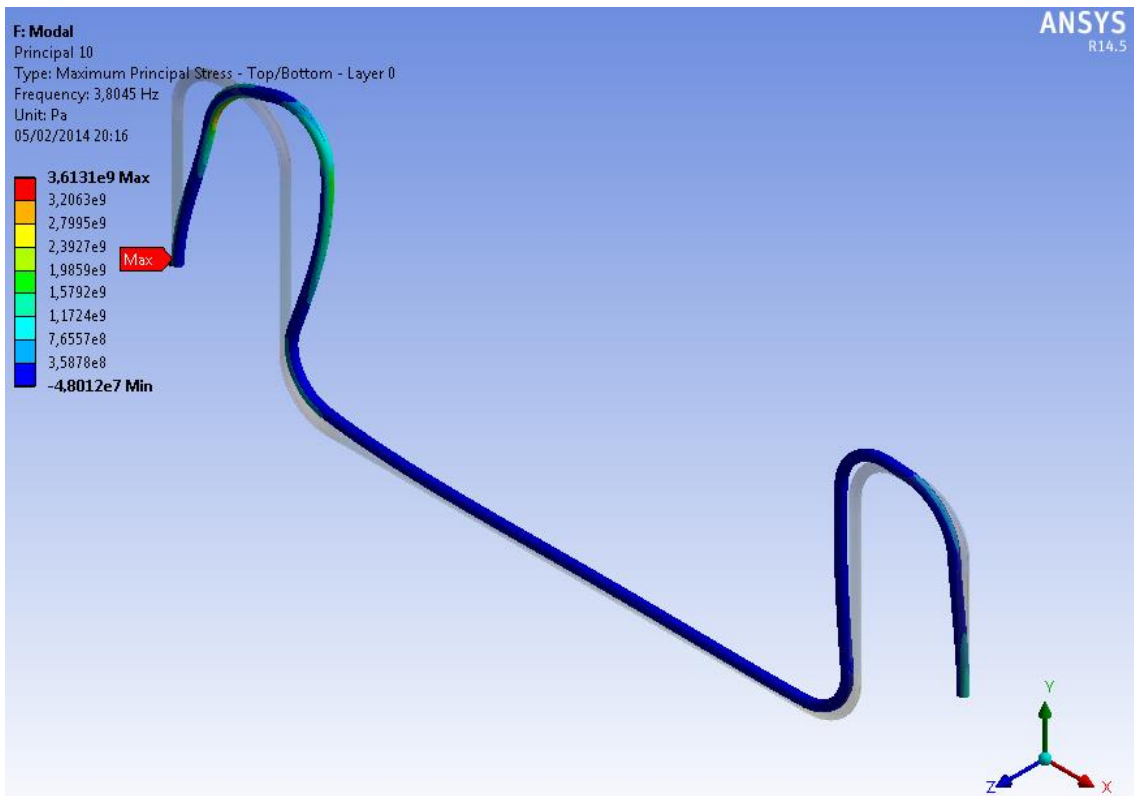


Figura A-62 – Tensões Principais - 10º modo de vibração - ($f_{10}=3.8045\text{Hz}$).

ANEXO B

INPUTS E OUTPUTS FATFREE

Neste anexo estão disponibilizados os resultados do FATFREE. São apresentados os danos atuantes na estrutura devido as VIV.

As análises feitas no FATFREE foram feitas levando-se em consideração os efeitos multimodais. O histograma de corrente utilizado para as condições de Operação e *As-landed* está apresentado na Tabela B-5.

Tabela B-5 - Histograma de Corrente utilizado no FATFREE

Uc Histogram		Identification header: do not change name or location to subsequent data							
current velocity	Direction relative to geographic North								
	omni	0	45	90	135	180	225	270	315
0.025	0.36552995	0.0321659	0.04193548	0.04341014	0.0556682	0.05437788	0.06138249	0.04156682	0.03502304
0.075	0.44912442	0.02682028	0.02700461	0.03400922	0.0481106	0.08239631	0.1359447	0.06764977	0.02718894
0.125	0.14276498	0.00101382	0.00304147	0.00479263	0.00580645	0.01788018	0.08423963	0.0202765	0.00571429
0.175	0.03078341	0.00046083	0	0	0.0002765	0.00184332	0.0237788	0.00423963	0.00018433
0.225	0.00645161	0	0	0	0	0	0.00525346	0.00119816	0
0.275	0.00359447	0	0	0	0	0	0.00248848	0.00110599	0
0.325	0.00147465	0	0	0	0	0	0.00129032	0.00018433	0
0.375	0.0002765	0	0	0	0	0	0.00018433	9.2166E-05	0
probability	1.000	0.060	0.072	0.082	0.110	0.156	0.315	0.136	0.068
mean value	0.069	0.050	0.048	0.052	0.053	0.065	0.091	0.074	0.054
1 year	0.300	0.1	0.15	0.15	0.15	0.15	0.3	0.2	0.15
10 year	0.400	0.2	0.15	0.15	0.2	0.2	0.35	0.35	0.15
100 year	0.400	0.2	0.15	0.15	0.2	0.2	0.4	0.4	0.2

B.1.1. Condição *As-Landed*

As respostas dinâmicas para o Jumper para a condição *as-landed* (corrente atuando IP e OP em relação ao *jumper*) estão apresentadas abaixo:

Tabela B-6 - Dados de entrada Multimodal – *As-landed* – OP

Dados de Entrada				
Parâmetros	Primeiro Modo	Segundo Modo	Terceiro Modo	Quarto Modo
$f_0(\text{inline})$	0.356	0.892	1.435	1.695
$f_0(\text{cr-flow})$	0.789	0.946	1.370	2.304
$A_{IL}(\text{inline})$	98	168	618	701
$A_{CF}(\text{cr-flow})$	334	504.041	954	713

Tabela B-7 - Dados de entrada Multimodal – As-landed – IP.

Dados de Entrada				
Parâmetros	Primeiro Modo	Segundo Modo	Terceiro Modo	Quarto Modo
f_0 (inline)	0.789	0.946	1.370	2.304
f_0 (cr-flow)	0.356	0.892	1.435	1.695
A_{IL} (inline)	334	504.041	954	713
A_{CF} (cr-flow)	98	168	618	701

As planilhas FATFREE apresentadas foram definidas para o cenário *Well Defined*, para Classe de segurança Normal, como apresentado abaixo:

a) Corrente Out-of-Plane

Tabela B-8 - Resultados FATFREE - As-landed OP (Curve D (Seawater)).

UPDATE SHEET	OPTIONS	OPEN CASE	FATFREE				Programmed by DNV Deep Water Technology Kim Mørk, Olav Fyriliev and Knut Vedeld Support: Software.Support@dnv.com			
CALCULATE	USER HELP	SAVE CASE	FATIGUE ANALYSIS OF FREE SPANNING PIPELINES				DNV			
SPAN RUNS	PRINT RESULTS		Version V10.7-02				Release Note			
FATFREE COMPLETED No Wave Case			Project:	Date:			Calculations by			Verified by
References:			References:			References:			References:	
Calculation options	Code	Free Span Scenario	Response Data		Soil Properties		SN-Curves		Safety Factors	
Multi-mode	RP-F105	Flat sea-bed	User Defined	User Defined	User Defined	D (seawater cp)	NORMAL			
Return Period Values	Directionality	h [m]	f_0 (in-line)	f_0 (cr-flow)	c_{soil} (in-line)	m_1	3	Well defined		
Automatic Generated	Discrete - C dir.	L [m]	0.356	0.789	c_{soil} (cr-flow)	m_2	5	η	0.50	
Current Modelling	Current Sheet Name	e [m]	A_{in} (in-line)	98	c_{soil} (cr-flow)	Log(C1)	11.764	γ_c	1.15	
Uc Histogram	Current Template	d [m]	A_{cr} (cr-flow)	334	$c_{s,PM}$	Log(C2)	15.606	γ_{IL} (in-line)	1.10	
Damage distribution vs direction			θ_{pipe}	λ_{max}	K_S (in-line)	$\log N_{VF}$	6.00	γ_{CF} (cr-flow)	1.10	
			D [m]	δ/D	K_S (cr-flow)	0.18	S_0 [MPa]	0.00	γ_S	1.30
pdf for omnidirectional current			L D ₁	$S_{gr PE}$	K_V	1.000E-09	SCF	1.19	$\gamma_{on,IL}$	1.10
			Wave Modelling		Wave Sheet Name	K_L	1.000E-09		$\gamma_{on,CF}$	1.20
			No Wave	Wave Template	$K_{V,S}$	1.000E-09			Ψ_R	1.00
STRUCTURAL MODELLING										
Coating data			Functional Loads		Pipe Dimensions [m]		Constants		Densities [kg/m³]	
k_c	0.00	H_{gr} [N]	0.00E+00	D_1	0.5080	v	0.30	ρ_{steel}	7850	
f_{cr} (MPa)	0	p [bar]	0	t_{steel}	0.0318	α [°C⁻¹]	1.17E-05	$\rho_{concrete}$	0	
		ΔT [°C]	0	$t_{concrete}$	0.0000	E [N/m²]	2.07E+11	$\rho_{coating}$	950	
				$t_{coating}$	0.0036	C_D (current)	1.00	ρ_{cont}	1115	
RESULTS										
FATIGUE LIFE					DYNAMIC STRESS [MPa]					
In-line (Response Model)			5.68E+04 yrs		Cross-flow		Inline			
Cross-Flow			1.00E+06 yrs		Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises
In-line (Force Model)			- yrs		σ_x (1 year)	0.0	174.4	σ_x (1 year)	3.1	143.6
In-line (Combined)			- yrs		σ_x (10 year)	0.0	174.4	σ_x (10 year)	5.6	143.8
					σ_x (100 year)	0.0	174.4	σ_x (100 year)	8.1	144.1

Tabela B-9 – Resultados FATFREE - As-landed OP (Curve F1 (Seawater)).

UPDATE SHEET	OPTIONS	OPEN CASE	FATFREE				Programmed by DNV Deep Water Technology					
CALCULATE	USER HELP	SAVE CASE	FATIGUE ANALYSIS OF FREE SPANNING PIPELINES				Kim Mark, Olav Fyrtlev and Knut Vedeld					
SPAN RUNS	PRINT RESULTS		Version V10.7-02				Support: Software.Support@dnv.com					
FATFREE COMPLETED			Project:	Date:		Calculations by						
No Wave Case			References:			Verified by						
Calculation options	Code	Free Span Scenario	Response Data		Soil Properties	SN-Curves	Safety Factors					
Multi-mode	RP-F105	Flat sea-bed	User Defined	User Defined	User Defined	F1 (seawater cp)	NORMAL					
Return Period Values	Directionality	h [m]	2200	f_0 (in-line)	0.356	ζ_{soil}	0.005	m_1	3	Well defined		
Automatic Generated	Discrete - C dir.	L [m]	32.057	f_0 (cr-flow)	0.789	ζ_{soil} (in-line)	0.000	m_2	5	η	0.50	
Current Modelling	Current Sheet Name	e [m]	4.10	A_{in} (in-line)	98	ζ_{soil} (cr-flow)	0.000	Log(C1)	11.299	γ_k	1.15	
Uc Histogram	Current Template	d [m]	0	A_{cr} (cr-flow)	334	ζ_{soil}	0.000	Log(C2)	14.832	$\gamma_{TL}(in-line)$	1.10	
Damage distribution vs direction			θ_{pipe}	λ_{max}	0	K_S (in-line)	0.18	logN _{int}	6.00	$\gamma_{TCP}(cr-flow)$	1.10	
			D [m]	δ/D	-3.17	K_S (cr-flow)	0.18	S_0 [MPa]	0.00	γ_S	1.30	
pdf for omnidirectional current			L D _s	S _{gr} P _E	-3.47	K_{VY}	1.000E-09	SCF	1.00	$\gamma_{on,IL}$	1.10	
			Wave Modelling	Wave Sheet Name		K_{LZ}	1.000E-09			$\gamma_{on,CF}$	1.20	
			No Wave	Wave Template		K_{VLS}	1.000E-09			Ψ_R	1.00	
STRUCTURAL MODELLING												
Coating data			Functional Loads			Pipe Dimensions [m]			Constants		Densities [kg/m ³]	
k_c	0.00	H _{ag} [N]	0.00E+00	D _s	0.5080	v	0.30	ρ_{steel}	7850			
f_{cr} (MPa)	0	p [bar]	0	t _{steel}	0.0318	α [°C ⁻¹]	1.17E-05	$\rho_{concrete}$	0			
		ΔT [°C]	0	t _{concrete}	0.0000	E [N/m ²]	2.07E+11	$\rho_{coating}$	950			
				t _{coating}	0.0036	C _p (current)	1.00	ρ_{cont}	1115			
FATIGUE LIFE						DYNAMIC STRESS [MPa]						
In-line (Response Model)			2.31E+04 yrs			Cross-flow			Inline			
Cross-Flow			1.00E+06 yrs			Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	
In-line (Force Model)			- yrs			σ_x (1 year)	0.0	174.4	σ_x (1 year)	2.6	143.5	
In-line (Combined)			- yrs			σ_x (10 year)	0.0	174.4	σ_x (10 year)	4.7	143.7	
						σ_x (100 year)	0.0	174.4	σ_x (100 year)	6.8	143.9	

b) Current In-Plane

Tabela B-10 – Resultados FATFREE - As-landed IP (Curve D (Seawater)).

UPDATE SHEET	OPTIONS	OPEN CASE	FATFREE				Programmed by DNV Deep Water Technology					
CALCULATE	USER HELP	SAVE CASE	FATIGUE ANALYSIS OF FREE SPANNING PIPELINES				Kim Mark, Olav Fyrtlev and Knut Vedeld					
SPAN RUNS	PRINT RESULTS		Version V10.7-02				Support: Software.Support@dnv.com					
FATFREE COMPLETED			Project:	Date:		Calculations by						
No Wave Case			References:			Verified by						
Calculation options	Code	Free Span Scenario	Response Data		Soil Properties	SN-Curves	Safety Factors					
Multi-mode	RP-F105	Flat sea-bed	User Defined	User Defined	User Defined	D (seawater cp)	NORMAL					
Return Period Values	Directionality	h [m]	2200	f_0 (in-line)	0.789	ζ_{soil}	0.005	m_1	3	Well defined		
Automatic Generated	Discrete - C dir.	L [m]	32.057	f_0 (cr-flow)	0.356	ζ_{soil} (in-line)	0.000	m_2	5	η	0.50	
Current Modelling	Current Sheet Name	e [m]	4.10	A_{in} (in-line)	334	ζ_{soil} (cr-flow)	0.000	Log(C1)	11.764	γ_k	1.15	
Uc Histogram	Current Template	d [m]	0	A_{cr} (cr-flow)	98	ζ_{soil}	0.000	Log(C2)	15.606	$\gamma_{TL}(in-line)$	1.10	
Damage distribution vs direction			θ_{pipe}	λ_{max}	0	K_S (in-line)	0.18	logN _{int}	6.00	$\gamma_{TCP}(cr-flow)$	1.10	
			D [m]	δ/D	-3.17	K_S (cr-flow)	0.18	S_0 [MPa]	0.00	γ_S	1.30	
pdf for omnidirectional current			L D _s	S _{gr} P _E	-3.47	K_{VY}	1.000E-09	SCF	1.19	$\gamma_{on,IL}$	1.10	
			Wave Modelling	Wave Sheet Name		K_{LZ}	1.000E-09			$\gamma_{on,CF}$	1.20	
			No Wave	Wave Template		K_{VLS}	1.000E-09			Ψ_R	1.00	
STRUCTURAL MODELLING												
Coating data			Functional Loads			Pipe Dimensions [m]			Constants		Densities [kg/m ³]	
k_c	0.00	H _{ag} [N]	0.00E+00	D _s	0.5080	v	0.30	ρ_{steel}	7850			
f_{cr} (MPa)	0	p [bar]	0	t _{steel}	0.0318	α [°C ⁻¹]	1.17E-05	$\rho_{concrete}$	0			
		ΔT [°C]	0	t _{concrete}	0.0000	E [N/m ²]	2.07E+11	$\rho_{coating}$	950			
				t _{coating}	0.0036	C _p (current)	1.00	ρ_{cont}	1115			
FATIGUE LIFE						DYNAMIC STRESS [MPa]						
In-line (Response Model)			1.00E+06 yrs			Cross-flow			Inline			
Cross-Flow			1.00E+06 yrs			Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	
In-line (Force Model)			- yrs			σ_x (1 year)	0.0	174.4	σ_x (1 year)	0.0	143.4	
In-line (Combined)			- yrs			σ_x (10 year)	0.0	174.4	σ_x (10 year)	0.0	143.5	
						σ_x (100 year)	0.0	174.4	σ_x (100 year)	0.0	143.5	

Tabela B-11 – Resultados FATFREE - As-landed IP (Curve F1 (Seawater)).

UPDATE SHEET	OPTIONS	OPEN CASE	FATFREE				Programmed by DNV Deep Water Technology				
CALCULATE	USER HELP	SAVE CASE	FATIGUE ANALYSIS OF FREE SPANNING PIPELINES				Kim Mørk, Olav Fyrtlev and Knut Vadeld				
SPAN RUNS	PRINT RESULTS		Version V10.7-02				Support: Software.Support@dnv.com				
FATFREE COMPLETED			Project:	Date:			22/07/2014				
No Wave Case			References:				Calculations by				
Calculation options			Code	Free Span Scenario	Response Data	Soil Properties	SN-Curves	Safety Factors			
Multi-mode	RP-F105	Flat sea-bed	User Defined	User Defined	User Defined	F1 (seawater cp)	NORMAL				
Return Period Values	Directionality	h [m]	2200	f_0 (in-line)	0.789	ζ_{strac}	0.005	m_1	3	Well defined	
Automatic Generated	Discrete - C dir.	L [m]	32.057	f_0 (cr-flow)	0.356	ζ_{soil} (in-line)	0.000	m_2	5	η	0.50
Current Modelling	Current Sheet Name	e [m]	4.10	A_{IL} (in-line)	334	ζ_{soil} (cr-flow)	0.000	Log(C ₁)	11.299	γ_R	1.15
Uc Histogram	Current Template	d [m]	0	A_{CF} (cr-flow)	98	ζ_{soil}	0.000	Log(C ₂)	14.832	$\gamma_{R,IL}$ (inline)	1.10
Damage distribution vs direction			θ_{slope}	λ_{max}	0	K_S (in-line)	0.18	logN _{sw}	6.00	γ_{CF} (cr-flow)	1.10
pdf for omnidirectional current			D [m]	δ/D	-3.17	K_S (cr-flow)	0.18	S_D [MPa]	0.00	γ_S	1.30
			L/D ₁	S _{sig} PE	-3.47	K_{V1}	1.000E-09	SCF	1.00	$\gamma_{on,IL}$	1.10
			Wave Modelling	Wave Sheet Name		K_{V2}	1.000E-09			$\gamma_{on,CF}$	1.20
			No Wave	Wave Template		$K_{V,3}$	1.000E-09			Ψ_R	1.00
STRUCTURAL MODELLING											
Coating data			Functional Loads			Pipe Dimensions [m]			Constants		Densities [kg.m ⁻³]
k_c	0.00	H_{sig} [N]	0.00E+00	D_p	0.5080	v	0.30	α [°C ⁻¹]	1.17E-05	ρ_{steel}	7850
f_{ct} (MPa)	0	p [bar]	0	t_{steel}	0.0318	E [N/m ²]	2.07E+11	$\rho_{concrete}$	0	$\rho_{concrete}$	950
		ΔT [°C]	0	$t_{concrete}$	0.0000	C_p (current)	1.00	$\rho_{coating}$	1115		
				$t_{coating}$	0.0036						
RESULTS											
FATIGUE LIFE						DYNAMIC STRESS [MPa]					
In-line (Response Model)			1.00E+06 yrs			Cross-flow			In-line		
Cross-Flow			1.00E+06 yrs			Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises
						σ_x (1 year)	0.0	174.4	σ_x (1 year)	0.0	143.4
In-line (Force Model)			- yrs			σ_x (10 year)	0.0	174.4	σ_x (10 year)	0.0	143.5
In-line (Combined)			- yrs			σ_x (100 year)	0.0	174.4	σ_x (100 year)	0.0	143.5

B.1.2. Operating Condition

As respostas dinâmicas para o *Jumper* para a condição de Operação (corrente atuando IP e OP em relação ao *jumper*) estão apresentadas abaixo:

Tabela B-12 – Dados de entrada Multimodal – Operação – OP.

Dados de Entrada				
Parâmetros	Primeiro Modo	Segundo Modo	Terceiro Modo	Quarto Modo
f0(inline)	0.390	0.984	1.581	1.826
f0(cr-flow)	0.854	1.031	1.491	2.511
AIL (inline)	117	171.927	630	691
ACF (cr-flow)	334	508	1003	1121

Tabela B-13 – Dados de entrada Multimodal – Operação – IP.

Dados de Entrada				
Parâmetros	Primeiro Modo	Segundo Modo	Terceiro Modo	Quarto Modo
f0(inline)	0.854	1.031	1.491	2.511
f0(cr-flow)	0.390	0.984	1.581	1.826
AIL (inline)	334	508	1003	1121
ACF (cr-flow)	117	171.927	630	691

As planilhas FATFREE apresentadas foram definidas para o cenário *Well Defined*, para Classe de segurança Normal, como apresentado abaixo:

a) Current Out-of-Plane

Tabela B-14 – Resultados FATFREE - Operação OP (Curve D (Seawater)).



UPDATE SHEET	OPTIONS	OPEN CASE	FATFREE										 Programmed by DNV Deep Water Technology Kim Mark, Olav Fyrliev and Knut Vedeld Support: Software.Support@dnv.com	
CALCULATE	USER HELP	SAVE CASE	FATIGUE ANALYSIS OF FREE SPANNING PIPELINES											
SPAN RUNS	PRINT RESULTS		Version V10.7-02										Release Note	
FATFREE COMPLETED			Project:		Date:		22/07/2014		Calculations by					
No Wave Case			References:		Verified by									
Calculation options		Code	Free Span Scenario		Response Data		Soil Properties		SN-Curves		Safety Factors			
Multi-mode	RP-F105		Flat sea-bed	User Defined	User Defined			D (seawater cp)		NORMAL				
Return Period Values		Directionality	h [m]	f_0 (in-line)	0.390	ϵ_{struc}	0.005	m_1	3	Well defined				
Automatic Generated		Discrete - C dir.	L [m]	f_0 (cr-flow)	0.854	ϵ_{soil} (in-line)	0.000	m_2	5	η	0.50			
Current Modelling		Current Sheet Name	e [m]	A_{in} (in-line)	117	ϵ_{soil} (cr-flow)	0.000	Log(C1)	11.764	γ_c	1.15			
Uc Histogram		Current Template	d [m]	A_{cr} (cr-flow)	334	$\epsilon_{soil,PM}$	0.000	Log(C2)	15.606	γ_{TL} (in-line)	1.10			
Damage distribution vs direction			θ_{pipe}	λ_{max}	0	K_S (in-line)	0.15	$\log N_{sw}$	6.00	γ_{TCP} (cr-flow)	1.10			
pdf for omnidirectional current			D [m]	δ/D	-3.17	K_S (cr-flow)	0.15	S_0 [MPa]	0.00	γ_S	1.30			
			L/D _s	$S_{sig} P_E$	-3.47	K_{VY}	1.000E-09	SCF	1.19	$\gamma_{on,IL}$	1.10			
			Wave Modelling		Wave Sheet Name	K_L	1.000E-09			$\gamma_{on,CF}$	1.20			
			No Wave		Wave Template	$K_{1/2}$	1.000E-09			Ψ_R	1.00			
STRUCTURAL MODELLING														
Coating data			Functional Loads			Pipe Dimensions [m]			Constants		Densities [kg m ⁻³]			
k_c	0.00	H_{sig} [N]	0.00E+00	D_1	0.5080	v	0.30	P_{steel}	7850					
f_{cr} (MPa)	0	p [bar]	325.8	t_{steel}	0.0318	α [°C ⁻¹]	1.17E-05	$P_{concrete}$	0					
		ΔT [°C]	6	$t_{concrete}$	0.0000	E [N/m ²]	2.07E+11	$P_{coating}$	950					
				$t_{coating}$	0.0036	C_p (current)	1.00	P_{cont}	359.9					
RESULTS														
FATIGUE LIFE				DYNAMIC STRESS [MPa]										
In-line (Response Model)				7.43E+04 yrs	Cross-flow			Inline						
Cross-Flow				1.00E+06 yrs	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises		
					σ_x (1 year)	0.0	186.1	σ_x (1 year)	2.2	111.6				
					σ_x (10 year)	0.0	186.1	σ_x (10 year)	4.9	113.4				
					σ_x (100 year)	0.0	186.1	σ_x (100 year)	7.6	115.3				

Tabela B-15 – Resultados FATFREE - Operação OP (Curve F1 (air)).

UPDATE SHEET	OPTIONS	OPEN CASE	FATFREE										 Programmed by DNV Deep Water Technology Kim Mark, Olav Fyrliev and Knut Vedeld Support: Software.Support@dnv.com	
CALCULATE	USER HELP	SAVE CASE	FATIGUE ANALYSIS OF FREE SPANNING PIPELINES											
SPAN RUNS	PRINT RESULTS		Version V10.7-02										Release Note	
FATFREE COMPLETED			Project:		Date:		22/07/2014		Calculations by					
No Wave Case			References:		Verified by									
Calculation options		Code	Free Span Scenario		Response Data		Soil Properties		SN-Curves		Safety Factors			
Multi-mode	RP-F105		Flat sea-bed	User Defined	User Defined			F1 (air)		NORMAL				
Return Period Values		Directionality	h [m]	f_0 (in-line)	0.390	ϵ_{struc}	0.005	m_1	3	Well defined				
Automatic Generated		Discrete - C dir.	L [m]	f_0 (cr-flow)	0.854	ϵ_{soil} (in-line)	0.000	m_2	5	η	0.50			
Current Modelling		Current Sheet Name	e [m]	A_{in} (in-line)	117	ϵ_{soil} (cr-flow)	0.000	Log(C1)	11.699	γ_c	1.15			
Uc Histogram		Current Template	d [m]	A_{cr} (cr-flow)	334	$\epsilon_{soil,PM}$	0.000	Log(C2)	14.832	γ_{TL} (in-line)	1.10			
Damage distribution vs direction			θ_{pipe}	λ_{max}	0	K_S (in-line)	0.15	$\log N_{sw}$	7.00	γ_{TCP} (cr-flow)	1.10			
pdf for omnidirectional current			D [m]	δ/D	-3.17	K_S (cr-flow)	0.15	S_0 [MPa]	0.00	γ_S	1.30			
			L/D _s	$S_{sig} P_E$	-3.47	K_{VY}	1.000E-09	SCF	1.00	$\gamma_{on,IL}$	1.10			
			Wave Modelling		Wave Sheet Name	K_L	1.000E-09			$\gamma_{on,CF}$	1.20			
			No Wave		Wave Template	$K_{1/2}$	1.000E-09			Ψ_R	1.00			
STRUCTURAL MODELLING														
Coating data			Functional Loads			Pipe Dimensions [m]			Constants		Densities [kg m ⁻³]			
k_c	0.00	H_{sig} [N]	0.00E+00	D_1	0.5080	v	0.30	P_{steel}	7850					
f_{cr} (MPa)	0	p [bar]	325.8	t_{steel}	0.0318	α [°C ⁻¹]	1.17E-05	$P_{concrete}$	0					
		ΔT [°C]	6	$t_{concrete}$	0.0000	E [N/m ²]	2.07E+11	$P_{coating}$	950					
				$t_{coating}$	0.0036	C_p (current)	1.00	P_{cont}	359.9					
RESULTS														
FATIGUE LIFE				DYNAMIC STRESS [MPa]										
In-line (Response Model)				3.03E+04 yrs	Cross-flow			Inline						
Cross-Flow				1.00E+06 yrs	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises	Peak	Von Mises		
					σ_x (1 year)	0.0	186.1	σ_x (1 year)	1.8	111.3				
					σ_x (10 year)	0.0	186.1	σ_x (10 year)	4.1	112.8				
					σ_x (100 year)	0.0	186.1	σ_x (100 year)	6.4	114.3				

b) Current In-Plane

Tabela B-16 – Resultados FATFREE - Operação IP (Curve D (Seawater)).

UPDATE SHEET	OPTIONS	OPEN CASE	FATFREE				Programmed by DNV Deep Water Technology Kim Mark, Olav Fyrliev and Knut Vedeld Support: Software.Support@dnv.com				
CALCULATE	USER HELP	SAVE CASE	FATIGUE ANALYSIS OF FREE SPANNING PIPELINES				DNV				
SPAN RUNS	PRINT RESULTS		Version V10.7-02				Release Note				
FATFREE COMPLETED No Wave Case			Project:	Date:		Calculations by					
References:			Free Span Scenario		Response Data	Soil Properties	SN-Curves	Safety Factors			
Calculation options	Code	RP-F105	Flat sea-bed	User Defined	User Defined	D (seawater cp)	NORMAL				
Return Period Values	Directionality		h [m]	f ₀ (in-line)	0.854	ζ _{struc}	m ₁	3	Well defined		
Automatic Generated	Discrete - C dir.		L [m]	f ₀ (cr-flow)	0.390	ζ _{soil} (in-line)	m ₂	5	η	0.50	
Current Modelling	Current Sheet Name		e [m]	A _{in} (in-line)	334	ζ _{soil} (cr-flow)	Log(C1)	11.764	γ _k	1.15	
Uc Histogram	Current Template		d [m]	A _{cr} (cr-flow)	117	ζ _{soil} M	Log(C2)	15.606	γ _{CF} (in-line)	1.10	
Damage distribution vs direction			θ _{pipe}	λ _{max}	0	K _S (in-line)	logN _{5yr}	6.00	γ _{CF} (cr-flow)	1.10	
			D [m]	δ/D	-3.17	K _S (cr-flow)	S ₀ [MPa]	0.00	γ _S	1.30	
pdf for omnidirectional current			L/D ₁	S _{sig} P _E	-3.47	K _{V1}	SCF	1.19	γ _{on,IL}	1.10	
			Wave Modelling		Wave Sheet Name	K _L	1.000E-09		γ _{on,CF}	1.20	
			No Wave		Wave Template	K _{V,S}	1.000E-09		ψ _R	1.00	
STRUCTURAL MODELLING											
Coating data			Functional Loads		Pipe Dimensions [m]	Constants		Densities [kg/m ³]			
k _c	0.00	H _{sig} [N]	0.00E+00	D ₃	0.5080	v	0.30	P _{steel}	7850		
f _{cr} (MPa)	0	p [bar]	325.8	t _{steel}	0.0318	α [°C ⁻¹]	1.17E-05	P _{concrete}	0		
		ΔT [°C]	6	t _{concrete}	0.0000	E [N/m ²]	2.07E+11	P _{coating}	950		
				t _{coating}	0.0036	C _p (current)	1.00	P _{cont}	359.9		
RESULTS											
FATIGUE LIFE			DYNAMIC STRESS [MPa]								
In-line (Response Model)	1.00E+06 yrs		Cross-flow	Peak	Von Mises	α _r (1 year)	0.0	186.1	α _r (1 year)	0.0	111.4
Cross-Flow	1.00E+06 yrs					α _r (10 year)	0.0	186.1	α _r (10 year)	0.0	111.7
In-line (Force Model)	- yrs					α _r (100 year)	0.0	186.1	α _r (100 year)	0.0	112.0
In-line (Combined)	- yrs										

Tabela B-17 – Resultados FATFREE - Operação IP (Curve F1 (air)).

UPDATE SHEET	OPTIONS	OPEN CASE	FATFREE				Programmed by DNV Deep Water Technology Kim Mark, Olav Fyrliev and Knut Vedeld Support: Software.Support@dnv.com				
CALCULATE	USER HELP	SAVE CASE	FATIGUE ANALYSIS OF FREE SPANNING PIPELINES				DNV				
SPAN RUNS	PRINT RESULTS		Version V10.7-02				Release Note				
FATFREE COMPLETED No Wave Case			Project:	Date:		Calculations by					
References:			Free Span Scenario		Response Data	Soil Properties	SN-Curves	Safety Factors			
Calculation options	Code	RP-F105	Flat sea-bed	User Defined	User Defined	F1 (air)	NORMAL				
Return Period Values	Directionality		h [m]	f ₀ (in-line)	0.854	ζ _{struc}	m ₁	3	Well defined		
Automatic Generated	Discrete - C dir.		L [m]	f ₀ (cr-flow)	0.390	ζ _{soil} (in-line)	m ₂	5	η	0.50	
Current Modelling	Current Sheet Name		e [m]	A _{in} (in-line)	334	ζ _{soil} (cr-flow)	Log(C1)	11.699	γ _k	1.15	
Uc Histogram	Current Template		d [m]	A _{cr} (cr-flow)	117	ζ _{soil} M	Log(C2)	14.832	γ _{CF} (in-line)	1.10	
Damage distribution vs direction			θ _{pipe}	λ _{max}	0	K _S (in-line)	logN _{5yr}	7.00	γ _{CF} (cr-flow)	1.10	
			D [m]	δ/D	-3.17	K _S (cr-flow)	S ₀ [MPa]	0.00	γ _S	1.30	
pdf for omnidirectional current			L/D ₁	S _{sig} P _E	-3.47	K _{V1}	SCF	1.00	γ _{on,IL}	1.10	
			Wave Modelling		Wave Sheet Name	K _L	1.000E-09		γ _{on,CF}	1.20	
			No Wave		Wave Template	K _{V,S}	1.000E-09		ψ _R	1.00	
STRUCTURAL MODELLING											
Coating data			Functional Loads		Pipe Dimensions [m]	Constants		Densities [kg/m ³]			
k _c	0.00	H _{sig} [N]	0.00E+00	D ₃	0.5080	v	0.30	P _{steel}	7850		
f _{cr} (MPa)	0	p [bar]	325.8	t _{steel}	0.0318	α [°C ⁻¹]	1.17E-05	P _{concrete}	0		
		ΔT [°C]	6	t _{concrete}	0.0000	E [N/m ²]	2.07E+11	P _{coating}	950		
				t _{coating}	0.0036	C _p (current)	1.00	P _{cont}	359.9		
RESULTS											
FATIGUE LIFE			DYNAMIC STRESS [MPa]								
In-line (Response Model)	1.00E+06 yrs		Cross-flow	Peak	Von Mises	α _r (1 year)	0.0	186.1	α _r (1 year)	0.0	111.4
Cross-Flow	1.00E+06 yrs					α _r (10 year)	0.0	186.1	α _r (10 year)	0.0	111.7
In-line (Force Model)	- yrs					α _r (100 year)	0.0	186.1	α _r (100 year)	0.0	112.0
In-line (Combined)	- yrs										