



MÉTODO DE AVALIAÇÃO DA VIDA À FADIGA DE RISERS FLEXÍVEIS
ATRAVÉS DO MONITORAMENTO DAS DEFORMAÇÕES DOS ARAMES DA
ARMADURA DE TRAÇÃO

Vinícius Gasparetto

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

Orientador: Murilo Augusto Vaz

Rio de Janeiro

Março de 2017

MÉTODO DE AVALIAÇÃO DA VIDA À FADIGA DE RISERS FLEXÍVEIS
ATRAVÉS DO MONITORAMENTO DAS DEFORMAÇÕES DOS ARAMES DA
ARMADURA DE TRAÇÃO

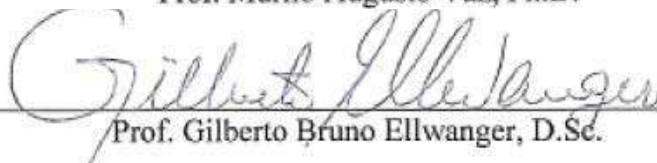
Vinícius Gasparetto

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

Examinada por:



Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.



Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.



Dr. George Carneiro Campello, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MARÇO DE 2017

Gasparetto, Vinícius

Método de Avaliação da Vida à Fadiga de Risers Flexíveis através do Monitoramento das Deformações dos Arames da Armadura de Tração/ Vinícius Gasparetto. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2017.

XVI, 80 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Murilo Augusto Vaz

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2017.

Referências Bibliográficas: p. 78-80.

1. Dutos Flexíveis. 2. Monitoramento 3. Vida à Fadiga. I Vaz, Murilo Augusto. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

À minha esposa Maiane
Aos meus pais Alcides e Gelcira

AGRADECIMENTOS

À Petrobras pela oportunidade e apoio à minha formação acadêmica.

Aos colegas de trabalho da Petrobras, que sempre estiveram dispostos a contribuir de alguma forma com o desenvolvimento do trabalho.

À minha família, cuja educação e suporte dados ao longo da vida me possibilitaram alcançar este objetivo.

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

MÉTODO DE AVALIAÇÃO DA VIDA À FADIGA DE RISERS FLEXÍVEIS
ATRAVÉS DO MONITORAMENTO DAS DEFORMAÇÕES DOS ARAMES DA
ARMADURA DE TRAÇÃO

Vinícius Gasparetto

Março/2017

Orientador: Murilo Augusto Vaz

Programa: Engenharia Oceânica

Risers flexíveis são elementos críticos de um sistema de produção *offshore*. Em função da complexidade dessas estruturas, uma série de fatores influenciam na avaliação de sua integridade, sendo a aplicação de sistemas de monitoramento essencial para garantir a segurança operacional, além de possibilitar a redução do conservadorismo de projeto. Com o objetivo de monitorar em tempo real a vida à fadiga do conector de topo e primeira conexão intermediária de risers flexíveis, este trabalho propõe um método de cálculo baseado na medição das deformações dos arames da armadura externa da estrutura do riser de topo. Para avaliação do método, foram utilizados dados de um teste dinâmico em escala real de uma estrutura de duto flexível de 8 polegadas e dados do sistema de monitoramento MODA de dois risers instalados em uma unidade flutuante ancorada a 2200 m de profundidade. O dano à fadiga calculado com base nas tensões obtidas através do modelo foi similar ao dano previsto para o teste dinâmico. Para os dados de campo, as tensões obtidas pelo modelo foram comparadas às tensões calculadas através de modelos numéricos utilizando dados de monitoramento da unidade flutuante. Os resultados apresentaram boa correlação das amplitudes de tensão do modelo numérico indicando a aplicabilidade do modelo para o monitoramento da vida à fadiga dos conectores de dutos flexíveis.

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

METHOD OF EVALUATING THE FATIGUE LIFE OF FLEXIBLE RISERS BY
MONITORING THE TENSILE ARMOR WIRES STRAIN

Vinícius Gasparetto

March/2017

Advisor: Murilo Augusto Vaz

Department: Ocean Engineering

Flexible risers are critical elements in a subsea production system. Due to the complexity of these structures, a number of factors influence the evaluation of their integrity, so the application of monitoring systems is essential to ensure operational safety and reduce design conservatism. The objective of this study was to develop a method for continuous and real-time monitoring of the top end fitting and the first intermediate connection fatigue life. The method is based on measuring the strains of outer tensile wires on the top riser structure. In order to evaluate the method, a full-scale dynamic test of a 8 inch flexible pipe structure data and monitoring system data of two flexible risers, connected at a floating unit anchored into a water depth of 2200 m, are used. The fatigue damage calculated considering the stresses obtained through the model was similar to the predicted damage to the dynamic test. For the field data, the tension obtained by the model was compared to the tension calculated using numerical simulation and floating unit monitoring data. The results showed a good correlation of the tension amplitudes with numerical model, indicating the applicability of the model to monitoring the flexible riser end fitting fatigue life.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Considerações Iniciais	1
1.2 Objetivo	3
1.3 Abrangência.....	3
1.4 Organização do Trabalho.....	4
CAPÍTULO 2 - DUTOS FLEXÍVEIS	5
2.1 Introdução	5
2.2 Composição da Estrutura	6
2.3 Projeto de Dutos Flexíveis	10
2.3.1 Dados Ambientais	13
2.3.2 Movimentos da Unidade Flutuante.....	14
2.3.3 Condições Operacionais do Duto	15
2.3.4 Análises Globais	16
2.3.5 Estado de Tensões da Estrutura	17
2.3.6 Contagem dos Ciclos de Carregamento	19
2.3.7 Análise de Fadiga	20
2.3.8 Correção da Tensão Média	21
2.4 Acessórios	22
2.4.1 Conector	23
2.4.2 Enrijecedores	24
2.5 Sistemas de suportaçãõ	25
CAPÍTULO 3 - TÉCNICAS DE MONITORAMENTO	27
3.1 Introdução	27
3.2 Monitoramento do Espaço Anular	27
3.2.1 Monitoramento do Gás Percolado	27
3.2.2 Monitoramento por Ultrassom	28
3.2.3 Monitoramento por Fibra Ótica.....	29
3.3 Monitoramento da Torção	31
3.3.1 Televisionamento	31

3.3.2	Monitoramento com Sensores Magnéticos	32
3.4	Monitoramento do Rompimento dos Arames.....	33
3.4.1	Monitoramento por Emissão Acústica	33
3.4.2	Monitoramento por Vibração	34
3.4.3	Monitoramento Eletromagnético.....	35
3.4.4	Monitoramento Ótico	36
3.4.4.1	Colar 3D.....	36
3.4.4.2	Monitoramento Direto dos Arames	37
CAPÍTULO 4 - MONITORAMENTO DA VIDA À FADIGA		40
4.1	Introdução	40
4.2	Método Proposto.....	41
4.2.1	Determinação das Tensões dos Arames	41
4.2.2	Contagem dos Ciclos de Tensão.....	47
4.2.3	Cálculo do Dano à Fadiga no Conector de Topo	48
4.2.4	Cálculo do Dano à Fadiga na Primeira Conexão Intermediária	49
CAPÍTULO 5 - AVALIAÇÃO DO MÉTODO PROPOSTO		53
5.1	Introdução	53
5.2	Avaliação dos Dados do Teste de Bancada	54
5.3	Avaliação dos Dados de Campo	59
5.4	Avaliação do Dano à Fadiga para a Conexão Intermediária.....	69
CAPÍTULO 6 – CONCLUSÕES		75
6.1	Conclusões	75
6.2	Recomendações para Trabalhos Futuros	76
REFERÊNCIAS		78

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Recordes mundiais que ocorreram no período de 1979 a 2016 na exploração e produção de petróleo em águas profundas [3][4].	1
Figura 2 – Exemplo de uma configuração típica de duto flexível.	6
Figura 3 – Seção transversal do perfil de uma carcaça de dutos flexíveis.	7
Figura 4 – Permeação dos gases para o anular a estrutura.	8
Figura 5 – Exemplos de perfis de armadura de pressão de dutos flexíveis.	8
Figura 6 – Exemplo da seção transversal de um arame da armadura de tração.	9
Figura 7 – Etapas da análise de projeto de um riser flexível [6].	11
Figura 8 – Configurações de risers normalmente utilizadas em águas ultraprofundas.	12
Figura 9 – Eixos de movimento da unidade flutuante.	15
Figura 10 – Componentes de tensão em uma seção infinitesimal da camada do duto [15].	17
Figura 11 – Sistema de coordenadas e carregamentos atuantes nos arames da armadura de tração [15].	18
Figura 12 – Componentes de tensão atuantes nos arames da armadura de tração [15].	18
Figura 13 – Representação esquemática de curvas no ar e em meio corrosivo [14].	21
Figura 14 – Diagrama de Haigh.	22
Figura 15 – Corte transversal de um conector de duto flexível [20].	23
Figura 16 – Dobra das armaduras de tração na montagem dos conectores [21].	23
Figura 17 – Enrijecedor de curvatura.	24
Figura 18 – Sistema de suportação acoplado [7].	25
Figura 19 – Sistema de suportação desacoplado [7].	26
Figura 20 – Sistema de monitoramento de gás percolado [22].	28
Figura 21 – Comparação do resultado e inspeção por ultrassom para anulares seco e alagado [12].	29
Figura 22 – Monitoramento temperatura de riser flexível [8].	31
Figura 23 – Configuração e interface do sistema de televisionamento [25].	32
Figura 24 – Esquema de montagem do monitoramento por sensores magnéticos [25].	32
Figura 25 – Esquema de montagem dos aceler�metros no riser e sinal característico da ruptura de um arame [27].	34
Figura 26 – Sensores do sistema MAPS-FR [29].	35
Figura 27 – Esquema de colagem dos sensores do colar 3D [31].	36
Figura 28 – Sinal do rompimento de um arame captado pelo colar 3D [31].	36

Figura 29 – Monitoramento Ótico Direto nos Arames – MODA instalado no conector de uma linha flexível [31][32].	37
Figura 30 – Eventos de rompimento dos arames da armadura interna detectados pelo sistema MODA [32].	38
Figura 31 – Fibra ótica colada em canais laterais dos arames da armadura de tração [8].	41
Figura 32 – Deformações resultantes das tensões atuantes nos arames da armadura de tração [15].	42
Figura 33 – Variação de deformação dos arames [7].	43
Figura 34 – Diferença de tensão da armadura interna em relação à tensão da armadura externa para uma estrutura de duto flexível de 8 polegadas com um par de armaduras.	44
Figura 35 – Seção longitudinal do arame de uma armadura de tração antes e após carregamento axial.	44
Figura 36 – Medidas de deformação do MODA com referencial dos sensores para condição da linha descarregada (tração = 0 kN, pressão interna = 0 MPa).	45
Figura 37 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1100 kN, pressão interna = 0 MPa).	45
Figura 38 – Representação gráfica da Equação (13).	46
Figura 39 – Filtro de baixa frequência aplicado ao sinal do MODA.	47
Figura 40 – Fluxo de análise do modelo proposto para o cálculo do dano acumulado do conector de topo.	49
Figura 41 – Variação das tensões ao longo do riser.	49
Figura 42 – Comparação entre a tração da conexão intermediária obtida na análise global com a estimada a partir da tração de topo da mesma análise.	50
Figura 43 – Etapas do processo para o cálculo da vida à fadiga da conexão intermediária.	51
Figura 44 – Posicionamento dos sensores do MODA e strain gages na amostra do duto flexível.	54
Figura 45 – Comparação de deformação, sensores MODA x strain gages.	55
Figura 46 – Comparação de deformação média dos sensores do MODA x strain gages, para os carregamentos do bloco 2.	55
Figura 47 – Comportamento da variação de tensão das armaduras externas, estimadas pela Equação (11) e pelo FRAES para cada um dos blocos de carregamento do teste.	56
Figura 48 – Comparação tração real x estimada pela Equação (12).	59
Figura 49 – Medidas de deformação do MODA com referencial dos sensores para condição da linha descarregada (tração = 0 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 1.	60

Figura 50 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1640 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 1.....	60
Figura 51 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1640 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 1, com intervalos de medição de 1 mês.	61
Figura 52 – Medidas de deformação do MODA com referencial dos sensores para condição da linha descarregada (tração = 0 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 2.	61
Figura 53 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1100 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 2.....	62
Figura 54 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1100 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 2, com intervalos de medição de 1 mês.	62
Figura 55 – Variação da tensão dos arames em função da variação da pressão interna do riser 1.....	63
Figura 56 – Comparação da deformação média com a deformação dos arames, riser 1.	64
Figura 57 – Atenuação da deformação média pela defasagem de fase das deformações, Riser 1.	64
Figura 58 – Sistemas de eixos considerados na análise.....	65
Figura 59 – Amplitude de movimentos verticais do suporte do riser 1, gerados pelos movimentos de Roll, Pitch e Heave.	65
Figura 60 – Deformações médias dos arames do riser 1 para um determinado intervalo de tempo.	66
Figura 61 – Movimentos verticais no suporte do riser 1.	66
Figura 62 – Resultado da contagem de ciclos para as tensões estimadas a partir da deformação média dos arames, Equação (11).....	67
Figura 63 – Resultados da contagem de ciclos para as tensões estimadas a partir do modelo numérico com dados de movimento imposto.	67
Figura 64 – Histogramas de tensão média. (a) estimada (b) numérico.	68
Figura 65 – Histogramas de tensão alternada. (a) estimada (b) numérico.	68
Figura 66 – Representação gráfica da configuração analisada no caso 2.....	70
Figura 67 – Diferença entre tração estática de topo e primeira conexão intermediária, caso 1.....	71
Figura 68 – Comparação do percentual da tração alternada em relação à tração média para o topo e primeira conexão intermediária, caso 1.....	71
Figura 69 – Razão entre percentual de amplitude da conexão intermediária e topo do riser, caso 1.	72
Figura 70 – Comparação das trações estimadas a partir das cargas de topo e trações obtidas da análise global para conexão intermediária, caso 1.....	72

Figura 71 – Diferença entre tensão estática de topo e da primeira conexão intermediária, caso 2.....	73
Figura 72 – Comparação do percentual da tração alternada em relação à tração média para o topo e primeira conexão intermediária, caso 2.....	73
Figura 73 – Razão entre percentual de amplitude da conexão intermediária e de topo do riser, caso 2.	74
Figura 74 – Comparação das trações estimadas a partir das cargas de topo e trações obtidas da análise global para conexão intermediária, caso 2.....	74

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Exemplo de um diagrama de dispersão de ondas [14].	13
Tabela 2 – Diagrama de dispersão de ondas agrupados em blocos [14].	14
Tabela 3 – Comparação das tensões dos arames da armadura externa obtidas pela Equação (11) e pelo FRAES.	56
Tabela 4 – Parâmetros da Curva SN.....	57
Tabela 5 – Resultados do ENDFLEX para o cálculo do dano à fadiga na região do conector para as tensões estimadas pela Equação (11) e as calculadas pelo FRAES.	57
Tabela 6 – Comparação das trações do corpo obtidas pela Equação (12) com as medidas no teste.	58
Tabela 7 – Resultados do ENDFLEX para o cálculo do dano à fadiga na região do conector para as trações estimadas pela Equação (12) e as medidas no teste.....	58

GLOSSÁRIO

Anular – região do duto flexível situada entre a camada plástica externa e a camada plástica mais interna.

Bonded – termo em inglês para designar um duto flexível com camadas aderentes.

End cap force – termo em inglês utilizado para definição da força axial gerada pelo diferencial das pressões interna e externa.

End fitting – acessório utilizado nas terminações de dutos flexíveis para ancoragem e selagem das camadas da estrutura.

FAR – termo técnico em inglês utilizado para descrever a condição em que o topo do riser se afasta do ponto de toque no fundo (TDP).

FBG – *Fiber Bragg Grating* – tipo de sensor ótico baseado na lei de Bragg.

FPSO – *Floating Production Storage and Offloading* – abreviação do termo em inglês de unidade flutuante de produção, armazenamento e transferência.

Flowline – termo em inglês utilizado para designar trecho de duto sobre o solo marinho.

HDPE – *High-Density Polyethylene* – polietileno de alta densidade.

Jumper – termo em inglês utilizado para designar trecho curto de duto que conecta dois equipamentos ou um equipamento à plataforma, podendo ter aplicação estática ou dinâmica.

lazy wave – configuração de riser flutuada composta por três segmentos de catenária.

MODA – Monitoramento Ótico Direto nos Arames.

NEAR – termo técnico em inglês utilizado para condição do riser aproximando-se o topo do ponto de toque no fundo, TDP.

On-line – termo em inglês utilizado para descrever ações em tempo real que estejam conectadas.

Off-line – termo em inglês utilizado para descrever ações que não sejam em tempo real ou conectadas.

Offshore – termo em inglês para designar instalações/serviços afastados da costa marítima.

PA – poliamida.

Pull-in – Operação de conexão de um riser na plataforma.

PVDF – *polyvinylidene fluoride* – fluoreto de polivinilideno.

RAO – Response Amplitude Operator – função de resposta de movimentos de um navio em função das condições ambientais.

Riser – termo em inglês utilizado para designar trecho de duto que conecta o sistema submarino à unidade de produção.

Riser tower – configuração de riser composta de uma estrutura de duto rígido na vertical, sustentado por uma boia presa no topo da estrutura.

Rough bore – termo em inglês utilizado para designar estruturas de dutos flexíveis com carcaça interna.

Smooth bore – termo em inglês utilizado para designar estruturas de dutos flexíveis com liner interno.

Spread Mooring – Sistema de ancoragem distribuída, que consiste em quatro grupos de linhas de ancoragem, normalmente distribuídas de maneira simétrica ligadas tanto à proa quanto à popa da unidade flutuante.

Strain gage – extensômetro resistivo.

TDP – Touch Down Point – termo técnico em inglês utilizado para indicar a posição de toque do riser no leito marinho.

TPE – Thermoplastic Elastomer – nome comum para elastômero termoplástico.

Turret – Sistema de ancoragem de plataforma flutuante que permite o alinhamento da unidade flutuante com a condição ambiental predominante.

Unbonded – termo em inglês para designar um duto flexível com camadas não aderentes

UTS – Ultimate Tensile Strength – limite de resistência.

XLPE – Cross-Linked Polyethylene – polietileno reticulado.

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1 Considerações Iniciais

Desde o início da indústria de petróleo e gás *offshore* no ano de 1950, o desenvolvimento de campos de petróleo tem sido acompanhado pelo aumento da lâmina d'água. A Figura 1 apresenta os recordes de profundidade da exploração *offshore* no período de 1979 a 2016. No Brasil, a primeira descoberta de petróleo no mar ocorreu em 1968, no Campo de Guaricema (SE), a 80 m de profundidade [1]. Atualmente, 94,9% da produção de petróleo brasileira é proveniente de campos marítimos, sendo 48% desse volume extraído de campos do pré-sal, localizados em profundidades superiores a 2000 m [2].

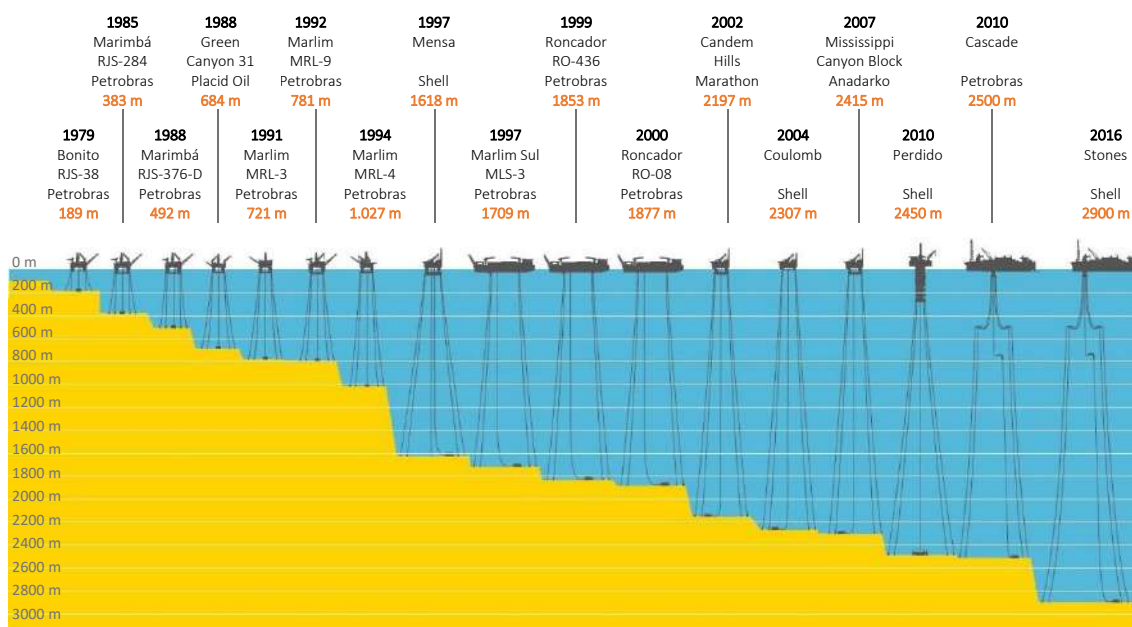


Figura 1 – Recordes mundiais que ocorreram no período de 1979 a 2016 na exploração e produção de petróleo em águas profundas [3][4].

Como parte da estratégia do desenvolvimento dos campos de petróleo *offshore*, alguns projetos fazem uso de dutos flexíveis para interligação dos equipamentos submarinos à plataforma, dada sua baixa rigidez flexional, capacidade de absorção de movimentos e facilidade de instalação. No entanto, um dos principais desafios para aplicação dessas estruturas em águas ultraprofundas está relacionado aos altos

carregamentos no topo do riser e, conseqüentemente, ao atendimento à vida útil para os fatores de segurança requeridos pelos projetos. Como forma de minimizar as cargas de topo e atender aos requisitos de projeto, são utilizadas configurações flutuadas, cujos efeitos colaterais são o aumento dos problemas de interferência entre linhas, além do alto custo de fabricação e instalação.

Com a queda dos preços do petróleo desde o final de 2014, a extensão de vida de projetos maduros, visando à utilização de estruturas existentes, e a redução dos custos de implantação de novos projetos tornaram-se um dos principais focos da indústria de óleo e gás. Uma das maneiras de se alcançar esses objetivos é reduzir o conservadorismo aplicado no projeto dos equipamentos, utilizando-se o conhecimento do histórico operacional dos sistemas de produção. No caso dos risers flexíveis, é usualmente adotado um fator de segurança de 10 [5] para o cálculo da vida à fadiga, o qual tem impacto direto na solução da configuração de riser a ser utilizada.

Para que seja possível a redução dos fatores de segurança, avaliação do histórico operacional e operação segura desses equipamentos, técnicas de monitoramento em tempo real devem ser aplicadas, já que a falha de um riser pode trazer sérias conseqüências econômicas e ambientais. Além disso, custos com intervenções para reparo ou substituição desses dutos são elevados.

Um dos principais modos de falha de risers flexíveis é a fadiga nas armaduras de tração, a qual tende a ser mais crítica na região de topo do riser, em especial nos conectores e enrijeedor. Visto o número de falhas nessas regiões, um grande esforço da indústria e operadores foi feito para entender melhor o comportamento da estrutura e aprimorar as ferramentas de cálculo [6][7]. Embora o conhecimento sobre a estrutura e métodos de cálculo tenha avançado significativamente, parâmetros operacionais diferentes daqueles considerados no projeto podem afetar a vida à fadiga da estrutura. Seja pela operação em condições mais severas, que levaria a uma falha prematura, ou em condições mais amenas, em que o conhecimento da vida remanescente evitaria uma substituição desnecessária.

Atualmente, a maioria das técnicas de monitoramento aplicadas em campo está focada na detecção da ruptura dos arames da armadura de tração do riser de topo, a qual, geralmente, ocorre em estágios avançados de dano à fadiga. Isso impossibilita que o operador planeje adequadamente a manutenção ou substituição do duto, sem que ocorram paradas não programadas. Além disso, não dá indicação de quanto da vida útil

da linha já foi consumida, a qual é primordial para avaliação da extensão de vida dos risers.

É de interesse da indústria, o desenvolvimento de sistemas de monitoramento que permitam avaliar de maneira mais precisa o dano à fadiga em risers flexíveis. Técnicas com o emprego de fibra ótica, eletromagnetismo e emissão acústica têm sido testadas [8][9], no entanto ainda carecem de desenvolvimento para aplicação em campo ou se limitam à aplicação em risers novos.

1.2 Objetivo

Visando contribuir com o desenvolvimento de sistemas de monitoramento da vida à fadiga de risers flexíveis, este trabalho tem como objetivo avaliar o comportamento das deformações dos arames da armadura de tração externa do riser de topo. Com base na leitura dessas deformações, calcular as tensões atuantes no corpo tubular, que, juntamente com a contagem de ciclos, permitirá estimar, em tempo real, o dano à fadiga para a região do conector de topo do riser. Em função da limitação da solução proposta, o trabalho também se propõe a avaliar a possibilidade de estimar o dano na conexão intermediária do riser a partir do monitoramento das cargas do topo.

A proposta visa à utilização de informações do sistema de Monitoramento Ótico Direto dos Arames – MODA, utilizado para detecção do rompimento de arames do riser de topo. Esse sistema já se encontra instalado em grande parte dos risers flexíveis aplicados nos campos do pré-sal, em lâminas d'água superiores a 2000 m, operados pela Petrobras.

O resultado do monitoramento contínuo das deformações, permitindo a determinação das tensões axiais, possibilitará reavaliar as premissas de cálculo para projetos futuros, reduzindo os fatores de segurança aplicados e, conseqüentemente, os custos de implantação dos projetos. Além disso, permitirá uma avaliação da extensão de vida das linhas de maneira mais precisa.

1.3 Abrangência

O escopo do trabalho se restringe a trechos do riser com curvaturas desprezíveis, sendo aplicado para a conexão de topo do riser e primeira conexão intermediária,

instalados em unidades com sistema de suportação com enrijecedor desacoplado do conector. A avaliação do dano   fadiga na região do enrijecedor carece de um sistema de monitoramento de deflexão angular da linha, que não está disponível no momento, mas que poderá ser incorporado em estudos futuros.

1.4 Organiza o do Trabalho

O segundo capítulo faz uma breve apresenta o das estruturas de dutos flexíveis, listando os principais pontos que se correlacionam com o trabalho, passando pelas camadas que compõem a estrutura, tensões atuantes na armadura de traço até a metodologia comumente utilizada para análise de fadiga. No terceiro capítulo, são descritos alguns sistemas de monitoramento de risers flexíveis atualmente utilizados e estudados pela indústria. Serão apresentados ainda, a base teórica de cada sistema, a aplica o em risers flexíveis e o status de desenvolvimento. No quarto capítulo, será abordado o método de avalia o da vida   fadiga baseado nas deforma es dos arames, em que são descritas as premissas adotadas, assim como a formula o utilizada para o cálculo das tensões. No quinto capítulo, são avaliadas as deforma es dos arames de uma amostra em escala real, submetida a um teste dinâmico de fadiga, e de dois risers flexíveis em configura o *lazy wave*, instalados em lâmina d'água de 2200 m, a fim de validar o método proposto. Neste capítulo, também são apresentados dois estudos de caso para avalia o da vida   fadiga da conexão intermediária com base nos carregamentos de topo. Por fim, o último capítulo apresenta as conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2 - DUTOS FLEXÍVEIS

2.1 Introdução

O objetivo deste capítulo é fazer uma breve apresentação da tecnologia de dutos flexíveis cujos tópicos estejam relacionados ao desenvolvimento do trabalho.

Dutos flexíveis são estruturas compostas por multicamadas metálicas, poliméricas e/ou elastoméricas interpostas entre si, que podem ser unidas, estruturas conhecidas como *bonded*, ou agrupadas, de modo que cada camada esteja livre para se movimentar sobre a outra, sujeita apenas aos esforços de fricção entre elas. Tais estruturas são conhecidas como *unbonded*. Como exemplo de estruturas *bonded*, pode-se citar mangotes utilizados para *offloading* de FPSOs. Neste trabalho, serão analisadas somente estruturas *unbonded*, as quais são utilizadas pela indústria de óleo e gás *offshore* para transporte de hidrocarbonetos, condensados, injeção de água, gás e produtos químicos. O detalhamento de cada uma das camadas desse tipo de estrutura será apresentado na seção 2.2.

Dutos flexíveis podem ser fabricados com diâmetros internos variando de 2 a 20 polegadas, para aplicações em trechos estáticos, que compreendem os trechos de linhas sobre o solo marinho, conhecidos como *flowlines* ou trechos dinâmicos, como *jumpers* e *risers*, que conectam os equipamentos e *flowlines* à unidade flutuante.

Uma das grandes vantagens do uso de dutos flexíveis em relação a dutos rígidos se deve à baixa rigidez flexional em relação a sua rigidez axial, o que faz com que essas estruturas tenham alta capacidade de absorver movimentos, além de suportarem elevadas trações e pressões internas. Outras vantagens do uso de dutos flexíveis em relação a dutos rígidos são:

- Capacidade de acomodação no leito marinho, não sendo necessária uma avaliação detalhada e preparação da rota para evitar vãos livres;
- Raio de curvatura baixo, permitindo o contorno de equipamentos sem necessidade de grandes curvas;
- Facilidade de armazenamento e instalação;
- Possibilidade de reutilização dos dutos em outros projetos após a desmobilização de um campo ou poço.

Essa última vantagem pode representar uma economia significativa no desenvolvimento de um novo projeto, portanto a avaliação da vida remanescente das estruturas, principalmente para o riser, é de extrema importância. Essa avaliação é um dos itens requeridos pelas agências reguladoras [10], tanto na extensão de vida de uma linha como na sua reutilização.

Por outro lado, em função da complexidade das estruturas de dutos flexíveis, a análise de fadiga é bem mais complexa do que a de um duto rígido, para o qual as tensões atuantes na parede do corpo tubular são obtidas diretamente das análises globais. Já a análise de fadiga de dutos flexíveis requer o pós-tratamento dos dados para obtenção do estado de tensões em cada camada do duto, o qual dependerá das condições do anular, curvatura imposta e pressões interna e externa que agem sobre o trecho analisado. A forma como são executadas as análises pode levar a resultados bastante conservadores [11]. As fases do projeto de um duto flexível, assim como os principais parâmetros que impactam no atendimento da vida à fadiga, serão apresentados nas seções seguintes.

2.2 Composição da Estrutura

A estrutura de um duto flexível *unbonded* consiste numa série de camadas metálicas e poliméricas interpostas entre si. A Figura 2 apresenta as principais camadas de uma estrutura típica de duto flexível com carcaça interna, conhecida como *rough bore*. Cada camada é concebida para atender a uma função específica, podendo o número de camadas, materiais e dimensões variar conforme a aplicação do duto.

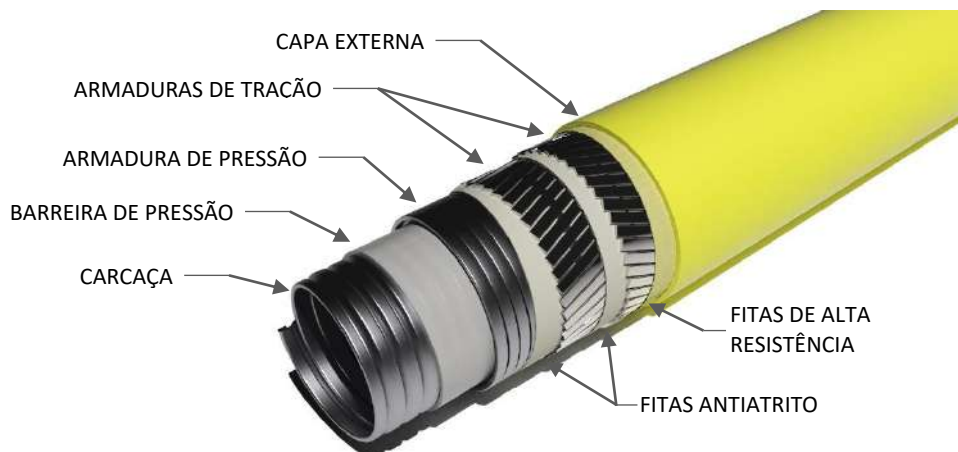


Figura 2 – Exemplo de uma configuração típica de duto flexível.

Carcaça: é a camada mais interna da estrutura do duto flexível. Tem como função evitar o colapso da estrutura devido à pressão hidrostática ou expansão do gás permeado para o anular da linha numa eventual despressurização do duto. A carcaça é fabricada em material metálico, geralmente aços inoxidáveis 304, 316L e duplex, sendo este último aplicado para serviço ácido. A tira de material metálico é conformada no formato de um perfil intertravado, Figura 3, capaz de resistir ao colapso mesmo quando o duto se encontra curvado. Algumas estruturas de dutos flexíveis, utilizadas geralmente para injeção de água, não possuem carcaça e são designadas como *smooth bore*. Essas estruturas requerem uma camada polimérica acima da armadura de pressão para evitar que a barreira de pressão colapse devido à pressão hidrostática.



Figura 3 – Seção transversal do perfil de uma carcaça de dutos flexíveis.

Barreira de pressão: camada que tem a função de conter o fluido interno. Pode ser fabricada com diferentes materiais poliméricos, de acordo com os parâmetros operacionais do duto, tais como temperatura, teor de contaminantes e pH. Os materiais comumente utilizados para fabricação dessa camada são XLPE, HDPE, PA ou PVDF [5]. Embora tenham a capacidade de conter o fluido interno, esses materiais são permeáveis, permitindo que pequenas moléculas de hidrocarbonetos, H_2S , CO_2 e H_2O migrem do interior da linha para o anular, onde entram em contato com os materiais da armadura de pressão e tração, podendo afetar a resistência à fadiga dessas camadas devido a processos corrosivos, Figura 4. O processo de permeação dos gases e a ação destes no anular da linha ainda não são completamente dominados pela indústria.

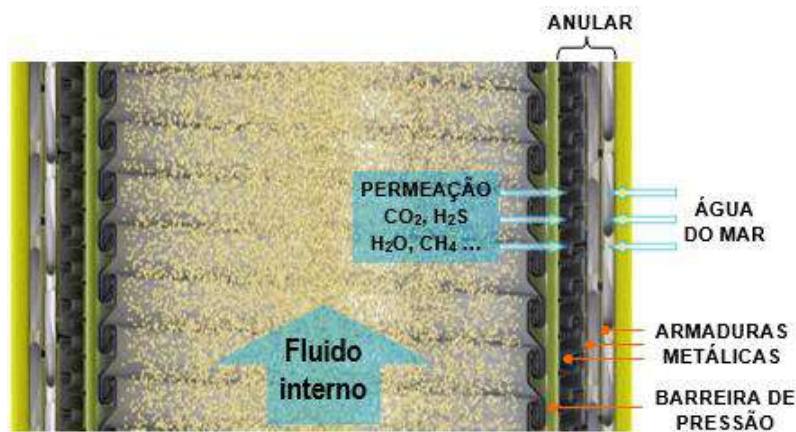


Figura 4 – Permeação dos gases para o anular a estrutura.

Armadura de pressão: camada que tem a função de conter a pressão interna do duto. Usualmente fabricada em aço carbono (UTS 850 MPa), é conformada sobre a barreira de pressão em ângulos de aproximadamente 90 graus, formando um perfil intertravado que permite a curvatura do duto, Figura 5. Em dutos sujeitos a altas pressões, uma segunda armadura pode ser necessária. A depender da concentração dos gases permeados para o anular da linha (H_2S e CO_2), há a necessidade de uso de materiais de menor resistência em função da susceptibilidade de aços de alta resistência a formar trincas induzidas por hidrogênio (HIC) e sofrer corrosão sob tensão por sulfetos (SSC).

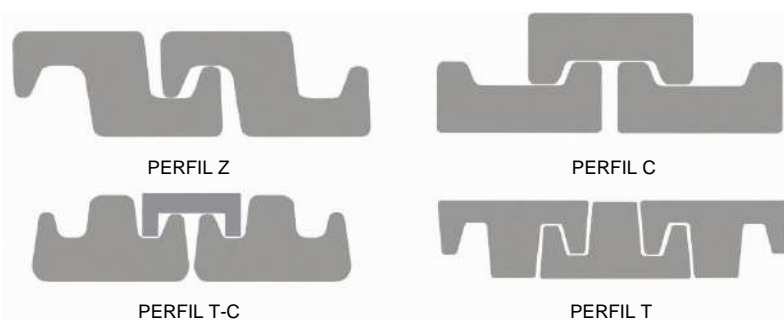


Figura 5 – Exemplos de perfis de armadura de pressão de dutos flexíveis.

Armadura de tração: camada responsável por resistir aos esforços axiais impostos à estrutura, por exemplo, no caso dos *flowlines*, aos carregamentos submetidos durante a instalação e ao efeito de *end cap* gerado pela pressão interna do duto. Já os risers, além desses esforços, são submetidos a carregamentos dinâmicos induzidos pelo movimento da unidade flutuante e cargas ambientais, como ondas e correnteza. A armadura de tração geralmente é composta por um par de camadas de arames de alta resistência (UTS 1400 MPa) de seção retangular com bordas arredondadas, Figura 6, dispostos de

forma helicoidal sobre a armadura de pressão em ângulos contrários entre si. O ângulo de assentamento dos arames pode variar, a depender da aplicação da estrutura. Normalmente, são dispostos em ângulos de ± 20 a ± 60 graus em relação ao eixo longitudinal da linha. Da mesma forma que a armadura de pressão, dutos com alta concentração de contaminantes no anular requerem o uso de aços de menor resistência. Nesses casos, podem ser utilizados dois pares de armadura para suportar as cargas às quais o duto será submetido, aumentando o peso linear da estrutura.

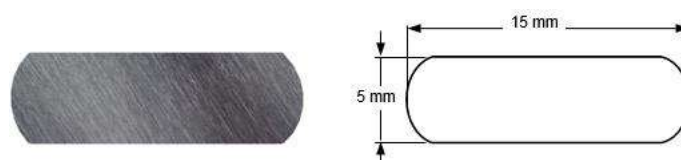


Figura 6 – Exemplo da seção transversal de um arame da armadura de tração.

Capa externa: camada responsável pela proteção das armaduras de tração e pressão do contato com a água do mar e abrasão. É fabricada em material polimérico como HDPE, PA e TPE. A permeabilidade do material dessa camada também é importante para definir as condições do anular da linha. Danos na capa externa são umas das principais causas de falha de dutos flexíveis devido à aceleração de processos corrosivos que levam à deterioração das camadas metálicas internas [12].

Adicionalmente às principais camadas citadas anteriormente, outros elementos podem ser adicionados à estrutura a depender da aplicação do duto. Entre as camadas que podem ser adicionadas estão:

Fitas antiatrito: têm como função reduzir as tensões de atrito e o desgaste dos materiais metálicos. Para dutos flexíveis utilizados em lâminas d'água ultraprofundas o atrito entre as camadas, provocado pela alta pressão externa, é um dos fatores relevantes para o projeto da estrutura.

Fitas de alta resistência: previnem a flambagem radial das armaduras de tração quando o duto está sujeito a esforços compressivos. Na sua fabricação, são utilizados materiais de alta resistência à tração, como fibra de aramida.

Camada de isolamento térmico: tem como função reduzir a troca térmica entre o fluido interno do duto e o ambiente marinho, evitando a deposição de parafinas e formação de hidratos. É usualmente utilizada em dutos de produção de óleo.

Conforme apresentado, os materiais, perfis e quantidade de camadas da estrutura do duto flexível irão depender das características operacionais requeridas para o escoamento do fluido, além dos carregamentos aos quais as estruturas serão submetidas durante a fase de instalação e operação. Na seção seguinte, serão apresentadas algumas etapas do projeto das estruturas de dutos flexíveis, em que serão comentados os principais parâmetros que influenciam na vida à fadiga do duto, formulações analíticas para obtenção das tensões na armadura de tração e a análise de fadiga do duto.

2.3 Projeto de Dutos Flexíveis

A primeira etapa do projeto de um duto flexível consiste na seleção dos materiais de cada camada de acordo com as características dos fluidos que serão transportados, como temperatura e pH (serviço ácido ou doce). Na etapa seguinte, a configuração da seção transversal é definida com base no tipo de fluido que será transportado (óleo, gás ou água) e nas pressões que o duto deverá suportar. Após a definição da estrutura, é iniciado o processo de análise para verificação dos esforços a que cada camada estará submetida durante testes hidrostáticos, instalação e operação. Para verificação desses esforços, são necessárias a definição da configuração do riser e a execução de análises globais considerando os movimentos da unidade flutuante e as condições ambientais nas quais a linha será instalada. Nessa etapa, também há necessidade de verificar se as estruturas propostas, assim como a configuração do riser, são instaláveis. Para isso, são executadas análises de instalação, considerando as características e limitações das embarcações de lançamento. Por fim, é realizado o cálculo de fadiga para verificar o atendimento à vida útil desejada de projeto. A Figura 7 apresenta de maneira simplificada o fluxo desse processo [6], o qual pode demandar várias iterações até se chegar à definição das estruturas e configuração final do riser que atendam aos requisitos e fatores de segurança estabelecidos no projeto. A norma API 17J [5] estabelece os requisitos mínimos aos quais a estrutura deverá atender. Esses requisitos podem ser complementados por outros estabelecidos pelo operador.

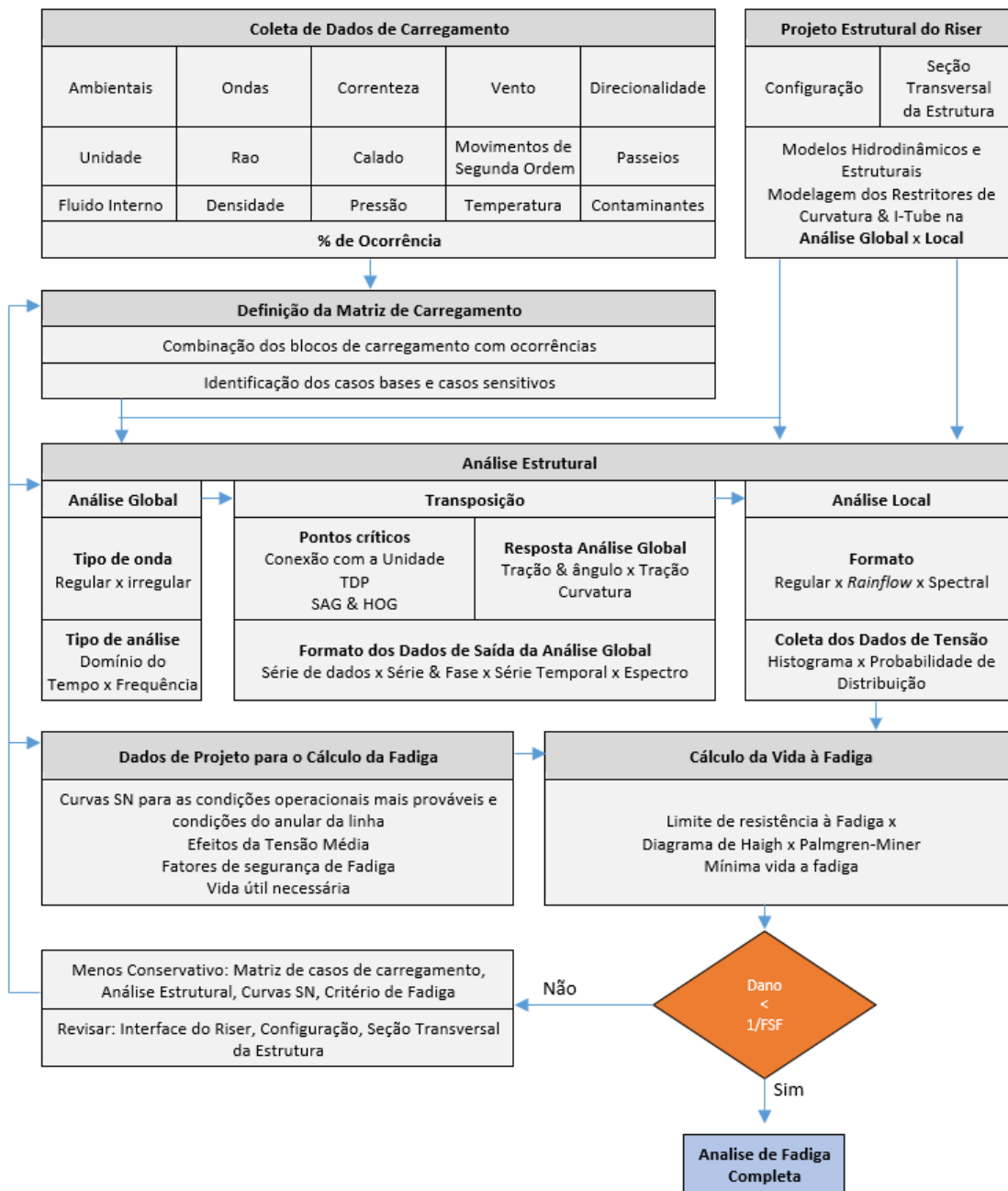


Figura 7 – Etapas da análise de projeto de um riser flexível [6].

Para lâminas d'água ultraprofundas, normalmente são utilizadas configurações de risers em catenária livre, *lazy wave*, *riser tower* com *jumpers* flexíveis ou estruturas intermediárias para sustentação do riser. A Figura 8 apresenta algumas dessas configurações.

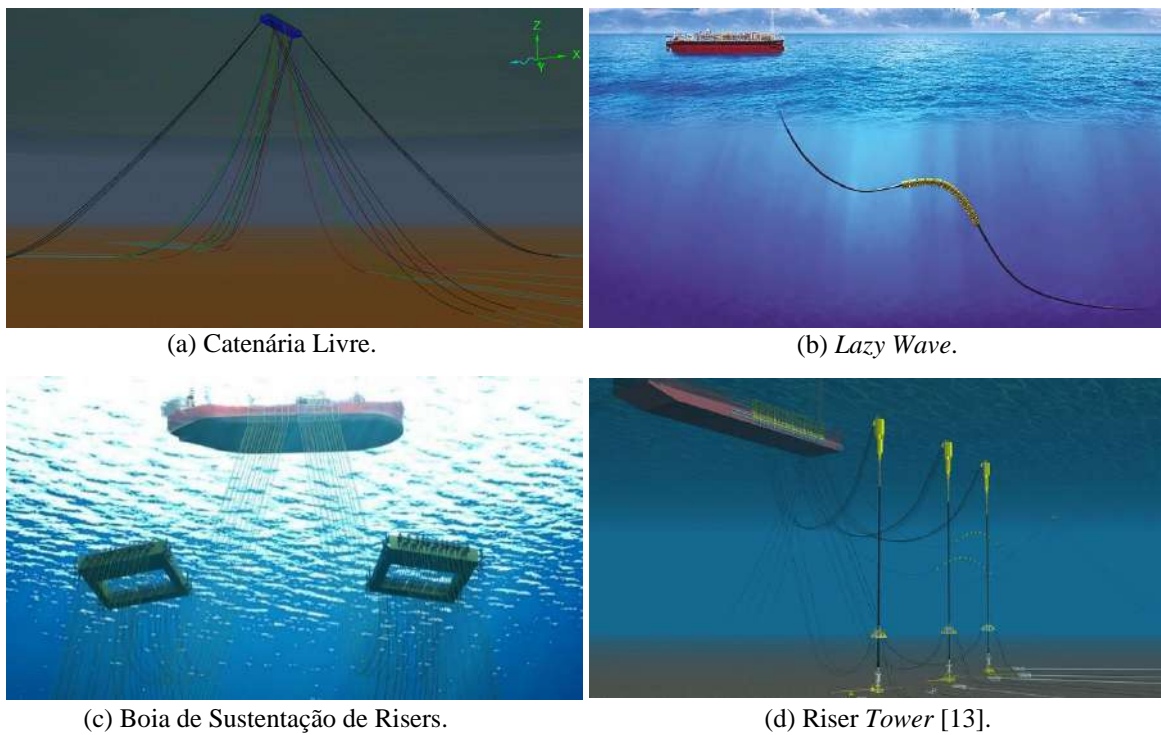


Figura 8 – Configurações de risers normalmente utilizadas em águas ultraprofundas.

Em função da menor complexidade para execução do projeto, facilidade de instalação e menor custo, a configuração em catenária livre é a mais desejada para sistema de risers. No entanto, para profundidades acima de 2000 m, essa configuração dificilmente atende aos requisitos de vida útil, dados os altos carregamentos na conexão com a unidade de produção. As regiões mais críticas para a fadiga estão na conexão de topo, enrijeecedor e primeira conexão intermediária. Mesmo para configurações flutuadas, como *lazy wave*, a fadiga nessas regiões é crítica.

Os principais fatores que impactam a vida à fadiga da estrutura são as condições ambientais do local onde a linha será instalada, os movimentos da unidade flutuante, pressão de operação e contaminantes presentes no fluido escoado, os quais, quando permeados para o anular da linha, impactarão nas curvas S-N consideradas no projeto. Além desses, o fator de segurança pode ser determinante na solução de riser a ser adotada.

2.3.1 Dados Ambientais

Os carregamentos ambientais aos quais os risers serão submetidos durante sua operação estão diretamente associados ao local onde a estrutura será instalada. Portanto, os dados oceanográficos utilizados no projeto do riser devem ser específicos da locação, além de serem medidos num intervalo de tempo suficiente para caracterização estatística dos estados de mar a serem utilizados nas análises. Esses dados são compostos de parâmetros ambientais de vento, corrente e onda. Normalmente, são coletados de forma a caracterizar o comportamento dos mesmos durante períodos de três horas de duração, chamado período de curto prazo. Os parâmetros ambientais de curto prazo de onda estão relacionados à direção de incidência e à variação temporal da elevação do mar. No caso do vento, os parâmetros são a direção de incidência e a variação temporal de sua velocidade. Para a corrente, observa-se sua velocidade e direção em vários pontos ao longo da profundidade.

Os dados ambientais geralmente são apresentados em diagramas de distribuição. No caso das ondas, são dados para cada direção de incidência, altura significativa e seu período de pico, Tabela 1. A altura significativa é a média do terço superior de todas as ondas (distância entre a crista e o cavado), ordenadas em ordem crescente de tamanho, e o período de pico, a média dos períodos de todas as ondas identificadas. Os dados de corrente e velocidade do vento são representados de maneira similar.

Tabela 1 – Exemplo de um diagrama de dispersão de ondas [14].

Alt. Sig. (m)	Período de Pico (s)																			Total
	0-3	3-4	4-5	5-6	6-7	7-8	8-9	9-10	10-11	11-12	12-13	13-14	14-15	15-16	16-17	17-18	18-19	19-20	>20	
0-1	0,10	0,52	1,40	1,65	1,78	1,30	1,20	0,08	0,06	0,39	0,25	0,20	0,11	0,08	0,04	0,04	0,02	0,01	0,02	9,25
1-2	0,05	0,59	2,50	3,24	5,35	5,60	5,05	4,35	3,00	2,18	1,45	0,90	0,61	0,41	0,25	0,13	7,00	0,05	0,07	42,78
2-3		0,04	0,37	1,20	2,20	3,60	4,20	3,60	2,50	2,26	1,40	0,94	0,50	0,33	0,15	0,09	0,05	0,03	0,04	23,50
3-4			0,02	0,16	0,64	1,41	2,10	2,05	2,09	1,60	1,00	0,60	0,40	0,21	0,11	0,06	0,03	0,01	0,01	12,50
4-5				0,01	0,08	0,31	0,72	1,05	1,22	1,06	0,80	0,45	0,28	0,13	0,07	0,03	0,01	0,01		6,23
5-6						0,04	0,50	0,39	0,60	0,64	0,53	0,34	0,17	0,09	0,04	0,02	0,01			3,37
6-7							0,02	0,09	0,21	0,30	0,30	0,20	0,10	0,06	0,03	0,01				1,32
7-8								0,01	0,05	0,11	0,26	0,11	0,09	0,04	0,02	0,01				0,70
8-9									0,01	0,02	0,04	0,06	0,05	0,03	0,01					0,22
9-10											0,01	0,02	0,03	0,02	0,01					0,09
10-11												0,01	0,01	0,01						0,03
11-12														0,01						0,01
12-13																				0,00
13-14																				0,00
14-15																				0,00
Total	0,15	1,15	4,29	6,26	10,05	12,26	13,79	11,62	9,74	8,56	6,04	3,83	2,35	1,42	0,73	0,39	7,12	0,11	0,14	100,00

Em função do grande número de análises necessárias para representar todas as condições ambientais possíveis, é comum se aplicar simplificações. Pode-se, por

exemplo, desprezar a direcionalidade relativa entre as variáveis ambientais (onda, corrente e vento) e considerar a ação de forma colinear em direções relativas ao riser, *NEAR* (aproximando-se o topo do ponto de toque no fundo, TDP), *FAR* (afastando-se esses pontos) e Transverso ou Cruzado em que carregamentos de outras direções são agrupados. Outra simplificação é o agrupamento do diagrama de dispersões em blocos [14], Tabela 2. Esse agrupamento é definido em função do tipo de resposta e percentual de ocorrência de cada onda. A seleção dos casos deverá levar em conta também o tipo de unidade flutuante e seu RAO, uma vez que os casos selecionados podem resultar em movimentos irreais da unidade flutuante [11][14], como no caso da seleção de períodos de ressonância da estrutura.

Tabela 2 – Diagrama de dispersão de ondas agrupados em blocos [14].

Alt. Sig. (m)	Período de Pico (s)																			Total	
	0-3	3-4	4-5	5-6	6-7	7-8	8-9	9-10	10-11	11-12	12-13	13-14	14-15	15-16	16-17	17-18	18-19	19-20	>20		
0-1																					0,00
1-2									52,03												52,03
2-3																					0,00
3-4									36,00												36,00
4-5																					0,00
5-6									9,60												9,60
6-7																					0,00
7-8																					2,02
8-9																					0,00
9-10																					0,31
10-11																					0,04
11-12																					0,00
12-13																					0,00
13-14																					0,00
14-15																					0,00
Total	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	88,03	9,60	2,02	0,31	0,04	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	100,00	

2.3.2 Movimentos da Unidade Flutuante

Os movimentos da unidade flutuante compreendem os movimentos nos seis graus de liberdade (*Surge*, *Sway*, *Heave*, *Roll*, *Pitch* e *Yaw*, Figura 9), obtidos a partir do RAO, além da variação de calado e passeio da unidade. O RAO representa uma função de transferência adimensionalizada em função das características das ondas, que irão variar em função do calado da unidade flutuante. Em geral, a elaboração do RAO é feita de forma desacoplada e não considera as forças dependentes da velocidade (amortecimento) e aceleração (inercial) das linhas de ancoragem e risers conectados à unidade flutuante. Os efeitos das linhas de ancoragem e risers são considerados quase-estaticamente por meio de molas não lineares, isto é, forças de restauração quase-

estáticas nas equações de movimento da unidade flutuante. Essa abordagem introduz algumas simplificações que podem afetar consideravelmente a precisão dos resultados, se pronunciando com o aumento da profundidade da lâmina d'água e número de linhas conectadas à plataforma. Recentemente, há alternativas para substituir essa forma de abordagem por modelos acoplados, no entanto deve-se considerar que, em função do cronograma de implantação de um projeto, o número de linhas instaladas na plataforma pode demorar anos para atingir o número máximo previsto.

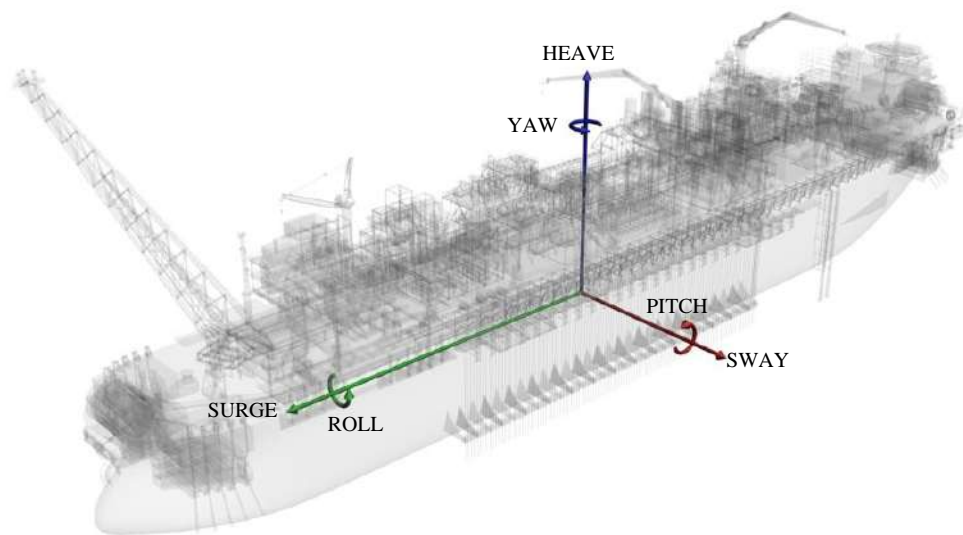


Figura 9 – Eixos de movimento da unidade flutuante.

Desta forma, o número de análises necessárias para se representar todas as condições operacionais às quais os risers podem ser submetidos ao longo de sua vida, considerando os estados de mar, variações de calado da unidade, número de linhas conectadas à plataforma, além dos parâmetros operacionais, torna-se muito elevado, o que demandaria um enorme tempo de análise. Em função disso, são adotadas considerações conservadoras para execução das análises, tal como uso de RAOs sem risers ou para um único calado, que podem impactar consideravelmente a vida à fadiga calculada para os risers.

2.3.3 Condições Operacionais do Duto

Outro fator que também tem impacto direto na vida à fadiga de um riser está relacionado com as condições operacionais às quais o duto é submetido ao longo de sua

vida. Representar todas as condições possíveis não é uma tarefa fácil. Muitas vezes, tais condições podem variar significativamente em relação ao considerado no projeto, devido ao comportamento do reservatório. Normalmente, são consideradas nas análises de fadiga condições operacionais conservadoras, para pressão e temperatura de operação, densidade do fluido e contaminantes, dentre aquelas previstas no projeto. A pressão de operação e densidade do fluido afetarão a tensão média e tensões de contato nas armaduras de tração da estrutura, enquanto a temperatura e o teor de contaminantes determinarão a curva S-N a ser selecionada em função das condições do espaço anular do duto flexível.

2.3.4 Análises Globais

As análises globais dos risers fazem parte do processo de detalhamento de engenharia para obtenção das tensões e curvaturas necessárias para análise de fadiga. Em geral, as análises globais são executadas no domínio do tempo em função das não linearidades do sistema. Estas podem ser executadas de maneira determinística ou aleatória. Pela simplicidade do tratamento dos dados e tempo computacional gasto, fornecedores usualmente executam análises determinísticas. Recentemente, análises aleatórias vêm sendo utilizadas para o refinamento nos casos de maior dano ou na extensão de vida de linhas.

Para determinação das tensões atuantes em cada camada do duto, os dados de tração média e curvatura de cada nó da configuração de elementos finitos da análise global necessitam ser tratados em *softwares* desenvolvidos para análise local. Após a obtenção das tensões é possível então se calcular o dano à fadiga. Diferentes formas de transferência dos dados das análises globais podem ser aplicadas, sendo a mais representativa a transferência do par tração e curvatura obtido em cada instante de tempo da análise. A descrição detalhada de cada uma dessas formas pode ser encontrada em [6].

2.3.5 Estado de Tensões da Estrutura

O estado de tensões em cada camada do duto flexível é composto pelas componentes de tensões normais σ_1 , σ_2 e σ_3 , e componentes de cisalhamento σ_{13} , σ_{23} e σ_{12} conforme representado na Figura 10. Devido às características construtivas da estrutura, nas quais cada camada tem uma função específica, a resistência estrutural será governada pelas camadas metálicas. Já as camadas plásticas influenciarão como os carregamentos são distribuídos entre as camadas.

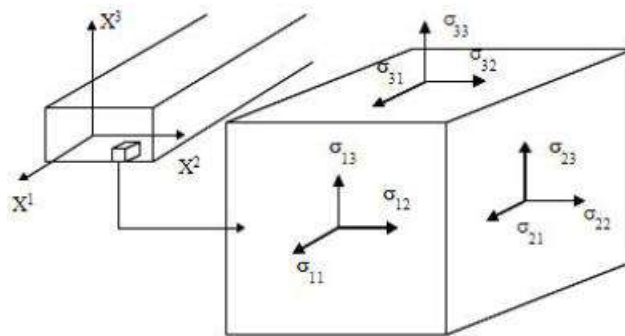


Figura 10 – Componentes de tensão em uma seção infinitesimal da camada do duto [15].

Uma série de metodologias analíticas e numéricas para determinação das tensões e interações entre as camadas foram desenvolvidas por diversos autores, sendo a principal referência o método proposto por Ferét e Bournazel [16].

Os carregamentos atuantes nas camadas da estrutura podem ser divididos em dois tipos: os carregamentos axissimétricos, os quais induzem respostas axiais no duto, tendo pequenas deformações relativas entre as camadas (tais carregamentos incluem ação da tração, torção e pressões interna e externa); e carregamentos devidos à flexão do duto, para os quais ocorrem deformações significativas entre as camadas.

Como o interesse deste trabalho está na fadiga das armaduras de tração para pontos onde não há curvatura do duto ou onde o efeito desta seja desprezível (conexão de topo e primeira conexão intermediária), será apresentada apenas a formulação simplificada para determinação dos carregamentos axiais da armadura de tração. A Figura 11 apresenta o sistema de coordenadas de referência e os carregamentos atuantes nos arames.

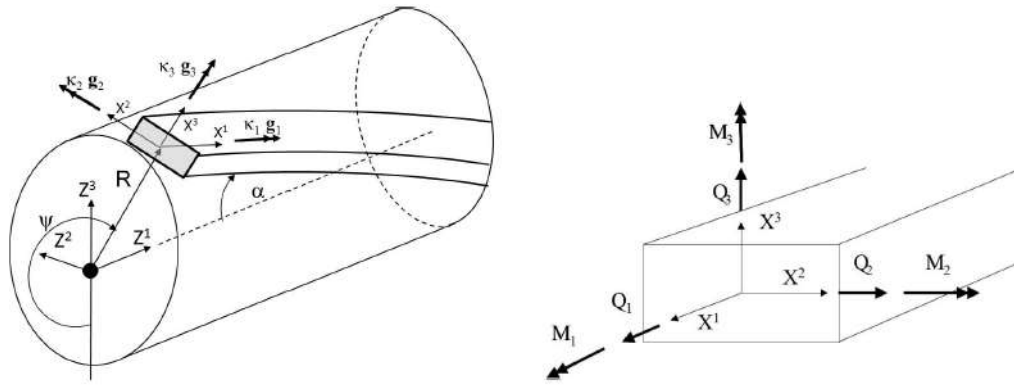


Figura 11 – Sistema de coordenadas e carregamentos atuantes nos arames da armadura de tração [15].

As componentes de tensão resultantes dos carregamentos da Figura 11 são mostradas na Figura 12. As tensões cortantes, σ_{12} e σ_{23} , geradas pelas forças Q_2 e Q_3 são desprezíveis. Para o caso de carregamentos axissimétricos, as tensões resultantes da torção e curvatura dos arames também são pequenas e podem ser desprezadas [15], sendo o estado de tensões dos arames governado pela tensão axial.

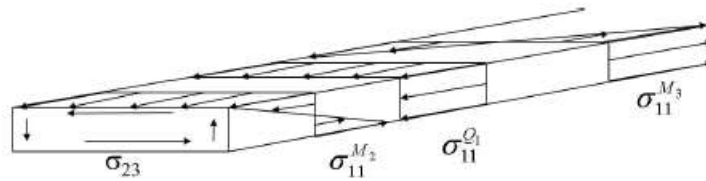


Figura 12 – Componentes de tensão atuantes nos arames da armadura de tração [15].

A equação de equilíbrio de forças para carregamentos axiais é dada pela equação (1).

$$\sum_{j=1}^{N_a} n_j \sigma_{11j} A_j \cos \alpha_j = T_d + p_{int} \pi R_{int}^2 - p_{ext} \pi R_{ext}^2 \quad (1)$$

Em que N_a é o número de camadas que atuam na distribuição dos esforços, n_j é o número de arames da camada, σ_{11j} é a tensão axial do arame, A_j é a área da seção transversal do arame, α_j é o ângulo de assentamento da armadura, T_d é a tração no duto, p_{int} e p_{ext} são as pressões interna e externa, e R_{int} e R_{ext} são os raios onde a pressão interna e externa atuam. Uma vez que o ângulo de assentamento da armadura de pressão é próximo a 90 graus, a contribuição dessa camada no balanço de forças é praticamente nulo, sendo os carregamentos axiais suportados predominantemente pelos arames da

armadura de tração. Dessa forma, a tensão em cada arame pode ser calculada de maneira simplificada pela Equação (2) [15],

$$\sigma = \frac{T_d + p_{int}\pi R_{int}^2 - p_{ext}\pi R_{ext}^2}{nA_t \cos \alpha} \quad (2)$$

em que n é o número total de arames das armaduras de tração e A_t é a área da seção transversal de um arame. Essa simplificação assume que a tensão dos arames de cada camada da armadura de tração é idêntica e próxima à média. Métodos mais apurados para determinação das tensões mostram uma pequena diferença entre as tensões das armaduras interna e externa, a qual se deve principalmente ao balanço de forças de torção e à pressão interna do duto [6]. Essa mesma formulação é considerada nos cálculos de fadiga em [6][7] e [14].

Neste trabalho, de forma a simplificar o tratamento dos dados e uma futura implementação do sistema de monitoramento, será utilizada a equação (2) para obtenção das tensões dos arames e tração imposta à linha. Para avaliar o impacto da adoção dessa simplificação no cálculo da vida à fadiga, será feita uma comparação com o modelo proposto por Batista [17], cujo método é a base do programa FRAES, desenvolvido pela Petrobras em parceria com a COPPE.

2.3.6 Contagem dos Ciclos de Carregamento

Sempre que são executadas análises aleatórias, utilizando mar irregular ou dados de campo, nas quais os carregamentos aplicados à estrutura são aleatórios, métodos para contagem dos ciclos precisam ser aplicados. No caso das análises teóricas, a contagem de ciclos poderá ser feita sobre os resultados das análises globais ou locais. Isso irá depender de como serão transferidas as trações e curvaturas para execução das análises locais [6].

Um dos métodos mais reconhecidos para contagem dos ciclos é o *rainflow* desenvolvido por Matsuishi. O detalhamento do método pode ser encontrado na norma ASTM E1049-85. Neste trabalho, será utilizado o algoritmo de *rainflow* desenvolvido em ambiente Matlab por [18].

2.3.7 Análise de Fadiga

Normalmente, a armadura de tração é a camada limitante da vida à fadiga de um riser. As regiões mais críticas são aquelas sujeitas a altas trações e curvaturas, como conectores de topo e enrijecedor de curvatura. O primeiro, devido aos concentradores de tensões resultantes do processo de montagem [7], já o segundo, pelas tensões resultantes da curvatura do duto [15].

O cálculo da vida à fadiga é feito com base nas tensões médias e alternadas, obtidas a partir das análises locais para cada região do duto analisada.

$$\Delta\sigma = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{a}x}}{2} \quad (3)$$

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{a}x}}{2} \quad (4)$$

Para obtenção do dano acumulado é aplicada a regra de Palmgren-Miner, Equação (5).

$$D = \sum_{i=1}^N \frac{n_i}{N_i(\Delta\sigma_i, \bar{\sigma}_i)} \quad (5)$$

em que n_i é o número de ocorrências para uma determinada variação de tensão $\Delta\sigma_i$ e uma tensão média $\bar{\sigma}_i$ e N_i o número de ciclos máximos até a falha, dado pela curva S-N do material, Equação (6).

$$\log N_i = \log a - m \cdot \log(\Delta\sigma_i) \quad (6)$$

As curvas S-N dos materiais das armaduras de tração são levantadas nas condições previstas para o anular da linha durante a fase de projeto. Atualmente, no projeto de linhas flexíveis, é considerada tanto a situação de anular seco como anular alagado. A consideração do ambiente corrosivo afeta sensivelmente a curva de fadiga, como demonstrado esquematicamente na Figura 13 [19].

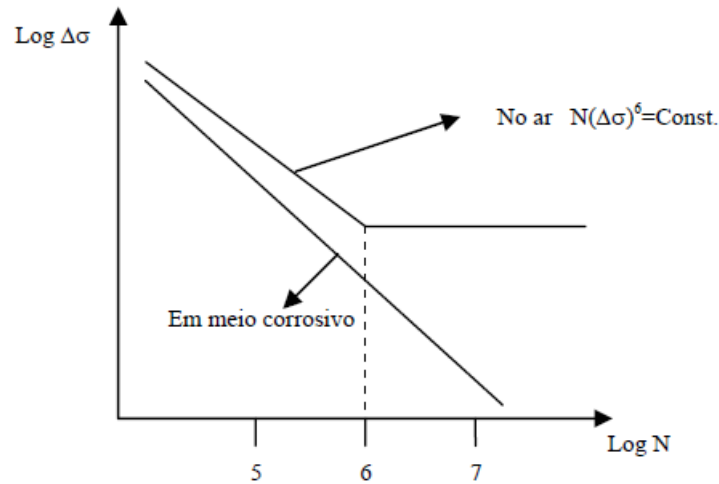


Figura 13 – Representação esquemática de curvas no ar e em meio corrosivo [14].

2.3.8 Correção da Tensão Média

O levantamento de curvas S-N dos arames da armadura de tração é normalmente executado para tensões uniaxiais, mantendo-se a tensão média ou razão de tensões R constantes. Em geral, são executados para razões de tensões da ordem de 0,1 a 0,5, de forma a evitar tensões compressivas [15].

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{máx}} \quad (7)$$

Uma vez que o levantamento de curvas S-N para todas as tensões vistas pela estrutura durante sua operação seria muito onerosa, é necessário considerar um fator de correção para tensão média na qual a curva S-N foi obtida. Há vários modelos disponíveis na literatura para correção da tensão média, dentre eles:

- O modelo de Gerber, que liga por uma parábola a tensão limite de fadiga e a tensão de ruptura do material.

$$\Delta\sigma_{corrigido} = \frac{\Delta\sigma}{1 - \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_{II}}\right)^2} \quad (8)$$

- O modelo de Goodman, que liga por uma reta a tensão limite de fadiga e a tensão de ruptura do material.

$$\Delta\sigma_{corrigido} = \frac{\Delta\sigma}{1 - \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_{II}}\right)} \quad (9)$$

- O modelo de Soderberg, que liga por uma reta a tensão limite de fadiga e a tensão de escoamento do material.

$$\Delta\sigma_{corrigido} = \frac{\Delta\sigma}{1 - \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_Y}\right)} \quad (10)$$

A Figura 14 apresenta os três métodos no diagrama de Haigh. Conforme representado, o método de Soderberg é o mais conservador dos três, sendo raramente utilizado. Para o cálculo da fadiga de dutos flexíveis, usualmente são utilizados os métodos de Goodman e Gerber.

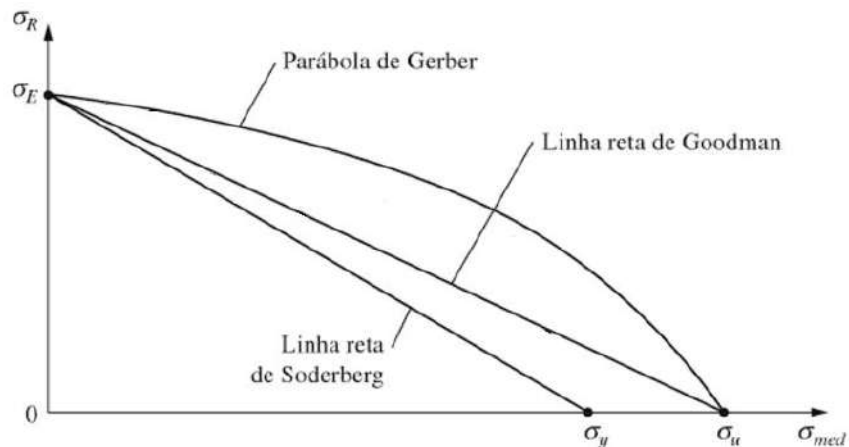


Figura 14 – Diagrama de Haigh.

2.4 Acessórios

Um duto flexível, em sua configuração mínima, consiste na estrutura tubular com duas terminações, conhecidas como conectores ou *end fittings*. Essas terminações têm como função ancorar e prover a selagem das camadas da estrutura de forma que seja possível a conexão com outros trechos e equipamentos. Além dos conectores, outros elementos podem ser necessários para restringir a curvatura do duto ou prover uma transição suave entre a estrutura rígida do equipamento ou plataforma e o corpo tubular. Esse tipo de acessório é conhecido como enrijecedor.

2.4.1 Conector

Os conectores correspondem a um dos acessórios mais críticos do duto flexível. Estes deverão ser capazes de suportar as pressões internas e externas além dos esforços de tração aos quais o duto será submetido durante as fases de instalação e operação. Os conectores são compostos por um conjunto de peças que fazem a ancoragem e vedação de cada camada do duto individualmente. A Figura 15 apresenta o corte transversal de um conector de duto flexível, na qual é mostrada a região de ancoragem da armadura de tração.

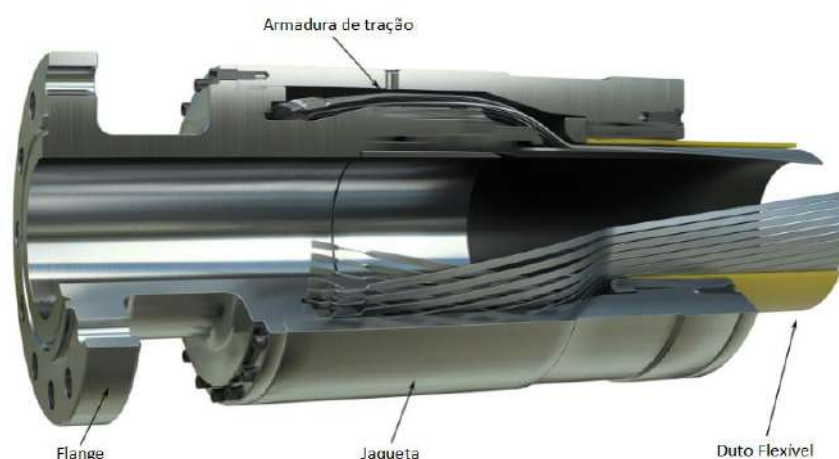


Figura 15 — Corte transversal de um conector de duto flexível [20].

Em função do projeto dos conectores, para que seja possível a montagem das peças que fazem a ancoragem e vedação das camadas mais internas do duto, é necessário dobrar os arames da armadura de tração no sentido contrário de sua conformação de fabricação, conforme mostrado na Figura 16.



Figura 16 – Dobra das armaduras de tração na montagem dos conectores [21].

Este procedimento acaba gerando deformação plástica dos arames, resultando em tensões residuais que contribuirão para aumento do dano à fadiga. Atualmente, são utilizados gabaritos para controlar as deformações dos arames, no entanto essa região ainda é um ponto crítico para a fadiga do duto. Um novo conceito de conector foi proposto por [7] em que não há necessidade de se dobrar os arames, os quais são ancorados na sua conformação de fabricação. Esse novo modelo poderá aumentar significativamente a vida à fadiga na região do conector. Campello em [7] também propôs um método analítico para estimar a vida à fadiga dos arames da armadura de tração dentro de conectores, sendo essa metodologia utilizada no desenvolvimento deste trabalho.

2.4.2 Enrijecedores

Enrijecedores são utilizados para restringir a curvatura e prover uma transição de rigidez suave entre a estrutura do duto flexível e o suporte da plataforma. Esses acessórios são fabricados em poliuretano no formato de um cone, Figura 17. Em função das altas trações e curvaturas às quais o duto flexível está sujeito nesta região, a vida à fadiga do riser neste ponto também é crítica. Neste trabalho, em função da indisponibilidade de dados de campo da deformação angular da linha junto à plataforma, o dano à fadiga para essa região não será avaliado.

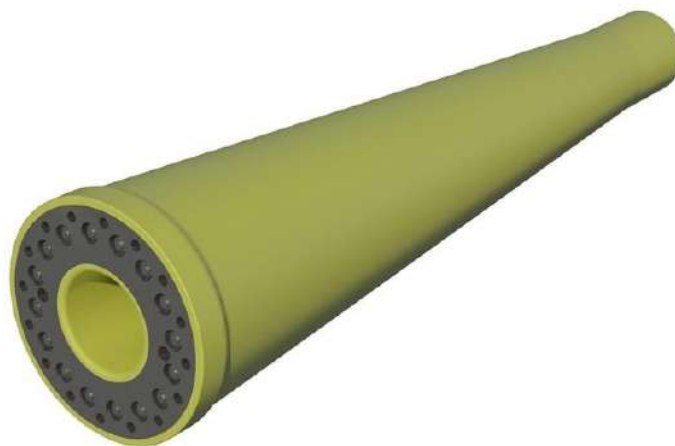


Figura 17 – Enrijecedor de curvatura.

2.5 Sistemas de suportaço

Diferentes sistemas de suportaço de riser podem ser aplicados em unidades flutuantes. Esses sistemas podem ser caracterizados como acoplados, quando conector e enrijecedor são fixados num único ponto na plataforma, ou desacoplados, quando o conector e o enrijecedor são fixos em pontos distintos.

No caso dos sistemas de suportaço acoplados, a traço, momento fletor e esforço cortante do riser são transmitidos ao conector do riser flexível que, por sua vez, transmite os carregamentos ao suporte da plataforma. Em funço da limitaço do momento aplicado aos suportes, o afastamento entre o enrijecedor e o conector pode não ser suficiente para que as tensões resultantes da curvatura do duto sejam atenuadas até a entrada do conector, impactando a vida à fadiga nesta região.

Em sistemas de suportaço desacoplados, a traço do riser é transmitida pelo conector de topo, enquanto que o momento e esforço cortante são transmitidos pelo enrijecedor. A distância entre o suporte do conector de topo e o ponto de fixaço do enrijecedor costuma ser da ordem de 10 a 28 m, comprimento suficiente para que as tensões resultantes da curvatura do duto na região do enrijecedor sejam atenuadas até o conector. Assim, pode-se considerar que as cargas vistas pelos arames do conector de topo são puramente axissimétricas. Por esse motivo, a proposta deste trabalho se aplica apenas a risers com sistema de suportaço desacoplado. Esse tipo de sistema é adotado pela Petrobras para os FPSOs instalados nos campos do pré-*sal*.

A Figura 18 e a Figura 19 mostram cada um desses sistemas.

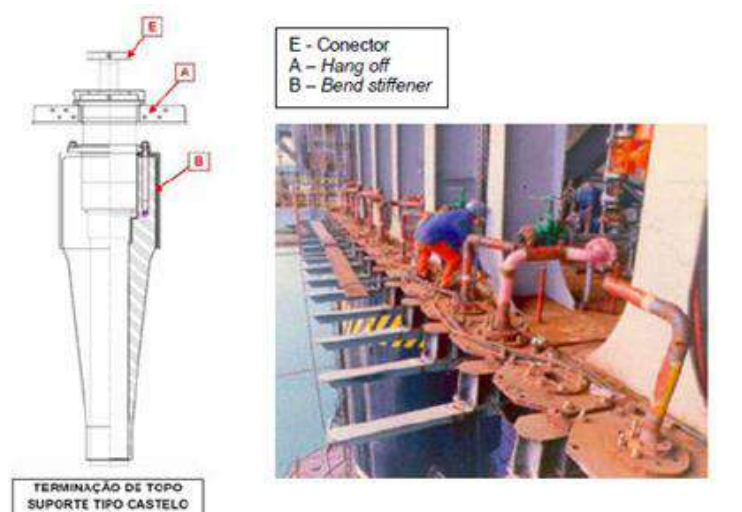


Figura 18 – Sistema de suportaço acoplado [7].

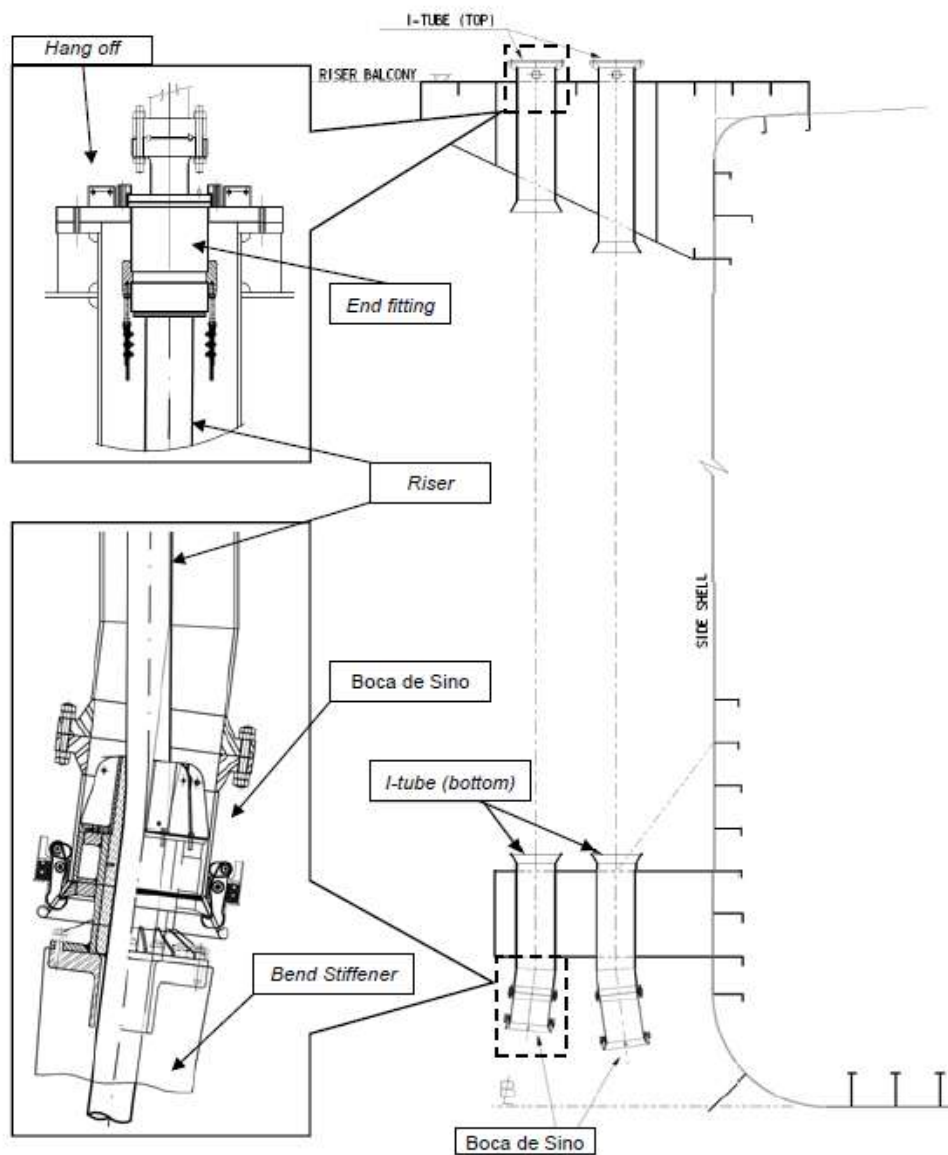


Figura 19 – Sistema de suportaç3o desacoplado [7].

CAPÍTULO 3 - TÉCNICAS DE MONITORAMENTO

3.1 Introdução

Conforme apresentado nas seções anteriores, uma série de fatores influenciam na vida à fadiga dos risers, podendo a vida em operação ser diferente daquela prevista no projeto das estruturas. De forma a operar os dutos com maior segurança, assim como reduzir gastos com inspeções periódicas, operadores fazem uso de sistemas de monitoramento contínuos. O uso desses sistemas permite o monitoramento de variáveis-chaves para integridade do duto, possibilitando ao operador planejar a manutenção e reparo dos dutos com maior antecedência ou mesmo parar a operação antes que uma falha ocorra.

A seguir serão apresentados alguns dos sistemas de monitoramento já em uso, bem como novas técnicas ainda em desenvolvimento. Para cada sistema, será abordada a base teórica, a aplicação em risers flexíveis e o status de desenvolvimento.

3.2 Monitoramento do Espaço Anular

O monitoramento do espaço anular é uma importante ferramenta para avaliação da integridade do riser. Com base no conhecimento das condições do anular é possível inferir danos na capa externa, degradação da barreira de pressão e danos na selagem dos conectores, além de possibilitar a seleção das curvas S-N que melhor representem a fadiga dos materiais metálicos para as condições encontradas.

3.2.1 Monitoramento do Gás Percolado

O sistema de monitoramento do gás percolado consiste num sistema conectado ao anular do riser topo, que tem a função de monitorar a pressão, vazão e composição dos gases permeados do interior da linha. O sistema é configurado para aliviar a pressão do anular assim que esta atingir um limite estabelecido, normalmente 2 bar, de forma a manter a integridade da capa externa. Monitoram-se a vazão do gás e a frequência de abertura da válvula. Tendo-se conhecimento prévio do volume do anular, podem-se

inferir alagamentos acidentais, condensação de água, problemas na selagem dos conectores ou na barreira de pressão.

Diferentes algoritmos para interpretação dos dados foram desenvolvidos pela indústria com diferentes graus de complexidade. A maior dificuldade no desenvolvimento desses algoritmos está associada às variações das condições operacionais do duto, tais como mudanças de temperatura, pressão e composição do fluido ao longo da vida do projeto, requerendo uma constante calibração do modelo. Caso contrário, alarmes falsos podem ser gerados. A Figura 20 apresenta a tela do sistema de monitoramento desenvolvido pela Total, em parceria com a Schlumberger, aplicado no campo de Congo [22]. As regiões marcadas em amarelo representam alterações no fluxo de gás devido a mudanças das condições operacionais do duto que poderiam gerar alarmes falsos.

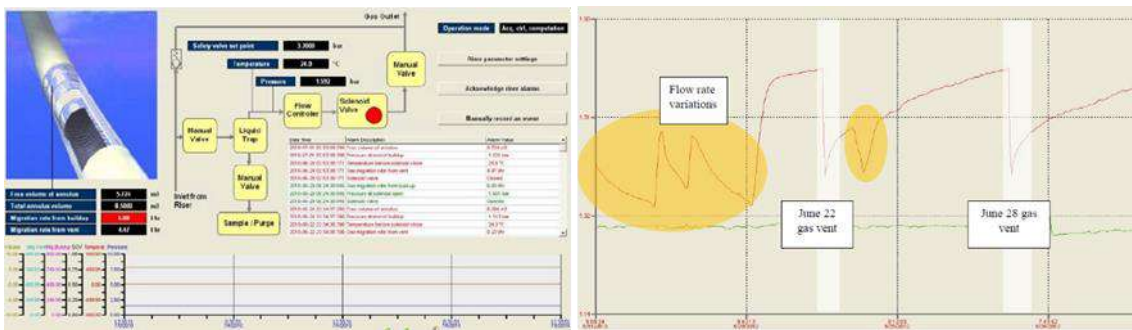


Figura 20 – Sistema de monitoramento de gás percolado [22].

3.2.2 Monitoramento por Ultrassom

Ensaio não destrutivo por ultrassom são muito utilizados pela indústria para verificação de defeitos em peças metálicas. O equipamento consiste numa fonte de energia ligada a um transdutor que converte a corrente elétrica em energia na forma de ondas sonoras. As ondas são então transmitidas através do corpo que se quer avaliar e, pela intensidade do sinal refletido, é possível verificar defeitos existentes na peça ou medir sua espessura. Para que a transmissão das ondas seja efetiva, deve-se eliminar o ar entre o transdutor e a peça. Para isso, podem ser utilizados lubrificantes ou graxas. No caso de inspeções embaixo d'água, a própria água pode ser utilizada como meio condutor. Com base neste princípio, a técnica de ultrassom pode ser utilizada para detecção do alagamento do anular de linhas flexíveis. Além disso, pode ser utilizada

para monitoramento da espessura dos arames quando estes estiverem em ambiente alagado e sujeitos à corrosão.

A Figura 21 apresenta o resultado da inspeção de um duto flexível com anular seco (esquerda) e anular alagado (direita) feita pelo sistema de monitoramento FlexGard desenvolvido pela empresa Flexlife [23]. O sistema pode ser instalado por ROV para risers já em operação. Conforme informações do fornecedor, a precisão do equipamento é da ordem 0,1 mm.

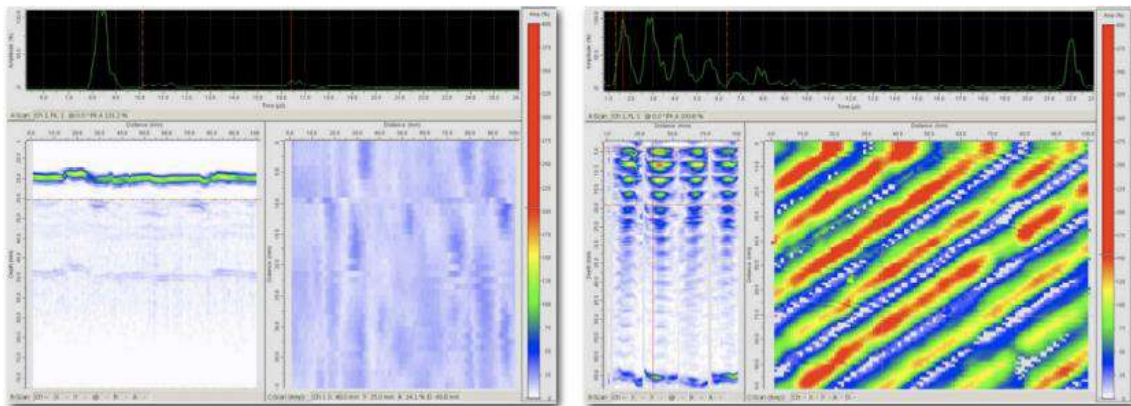


Figura 21 – Comparação do resultado e inspeção por ultrassom para anulares seco e alagado [12].

Embora o sistema já tenha sido testado em campo com resultados satisfatórios, a tecnologia ainda depende de desenvolvimento para o aumentar a lâmina d'água de operação e em dutos isolados, nos quais a camada de isolamento pode interferir na leitura do transdutor.

3.2.3 Monitoramento por Fibra Ótica

O monitoramento por fibra ótica se expandiu muito nas últimas décadas em função de inovações na indústria de comunicação optoeletrônica, que reduziram significativamente os preços dos componentes óticos, além do aumento de sua qualidade. Esse tipo de sistema tem como vantagens a imunidade às interferências eletromagnéticas, dimensões reduzidas, grande capacidade de transporte de informação e baixa atenuação. Além das vantagem citadas, é mais simples de ser aplicado em áreas classificadas devido à ausência de eletricidade.

Os sistemas de monitoramento ótico fazem uso de uma fibra ótica para transportar pulsos de luz. Os pulsos refletidos ao longo da fibra retornam para um interrogador que mede as mudanças no comprimento de onda da luz refletida, convertendo-o para propriedades físicas, como temperatura ou deformação. A relação entre o comprimento de onda e essas propriedades físicas se dá pela variação do índice de refração da fibra ótica.

No caso de dutos flexíveis, a fibra ótica é instalada no anular da estrutura junto aos arames da armadura de tração, podendo-se utilizar duas tecnologias para o monitoramento da temperatura do anular: sistemas de monitoramento com sensores baseados em redes de Bragg (FBG) ou no espalhamento de Raman [8]. Com base na leitura da temperatura do anular da linha, pode-se inferir se o anular está alagado, assim como calibrar os cálculos de permeação.

A diferença entre os dois sistemas está na forma em que os feixes de luz são refletidos. No caso da rede de Bragg, filtros óticos são criados ao longo da fibra através da exposição desta à luz ultravioleta. O pulso de luz, ao passar por esses filtros, é parcialmente refletido, retornando com um comprimento de onda específico para cada sensor. No caso do espalhamento de Raman, o feixe de luz é refletido ao longo de toda a fibra pela variação do índice de refração em função das mudanças de temperatura ou deformação. Ambos os sistemas permitem a avaliação de vários pontos com uma única fibra ótica, sendo o primeiro método limitado a até 80 pontos, a depender da faixa de leitura do interrogador. Já o segundo método, apesar de não ter limitação de pontos de medição, possui uma resolução espacial limitada a 1 m [8].

Esse tipo de monitoramento já foi testado em aplicado em campo [24], por empresas como NOV e Schlumberger. A Figura 22 apresenta um caso de aplicação em campo.

O monitoramento das condições do anular é uma importante ferramenta para o gerenciamento da integridade de risers flexíveis. No entanto, por si só não garante a segurança operacional, devendo ser utilizado em conjunto com outras técnicas de monitoramento.

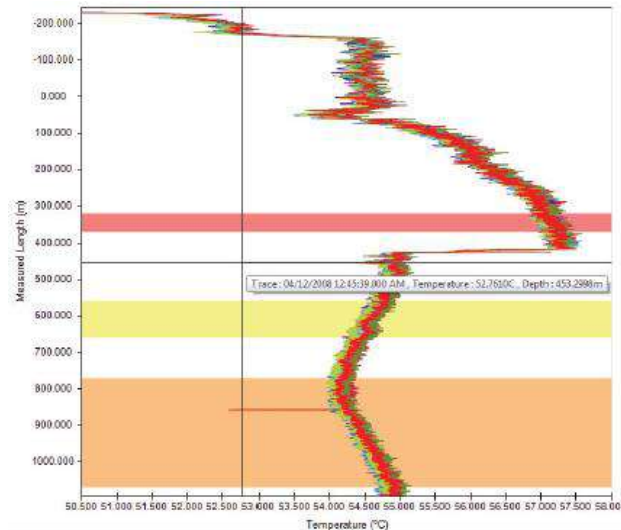


Figura 22 – Monitoramento temperatura de riser flexível [8].

3.3 Monitoramento da Torção

A torção permanente de um duto flexível pode indicar o rompimento de arames da armadura de tração da estrutura. Essa torção é gerada pela redistribuição dos carregamentos entre as camadas à medida que os arames vão se rompendo. Dois sistemas foram desenvolvidos pela Petrobras para o monitoramento da torção de risers.

3.3.1 Televisionamento

O sistema de televisionamento utiliza o processamento de imagem para inferir medidas de torção identificando e digitalizando um alvo fixo preso à capa externa do riser. O sistema é capaz de medir com precisão variações de 0,3 graus [25]. O esquema de montagem e a tela do sistema de monitoramento são apresentados na Figura 23. Os dados de monitoramento são armazenados num banco de dados permitindo a avaliação da torção ao longo da vida do riser. O sistema já é aplicado há muitos anos pela Petrobras no monitoramento de risers.

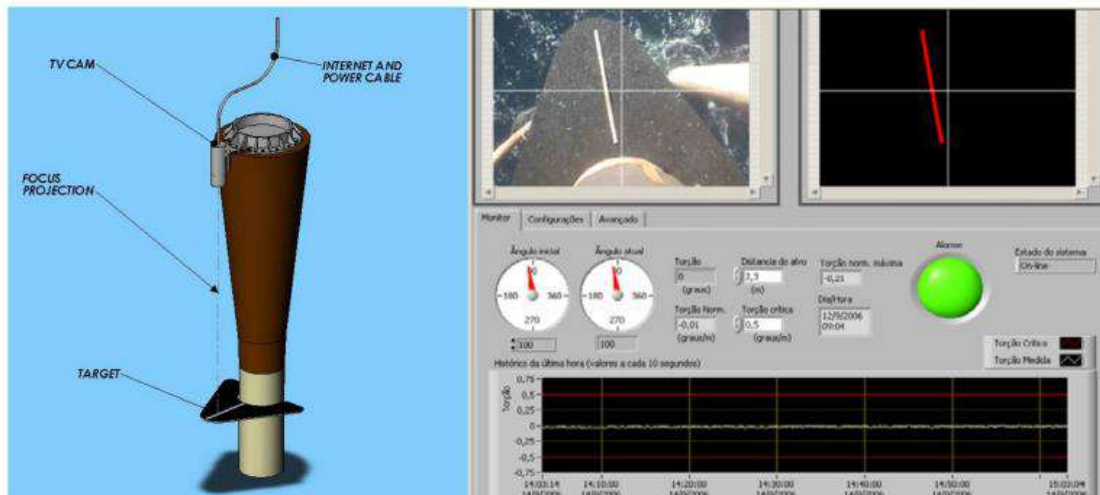


Figura 23 – Configuração e interface do sistema de televisionamento [25].

3.3.2 Monitoramento com Sensores Magnéticos

O sistema com sensores magnéticos é semelhante ao televisionamento, no qual um colar com barras metálicas é preso à capa externa do riser e a torção da linha é monitorada através de sensores magnéticos. A Figura 24 apresenta o esquema de montagem desse sistema.

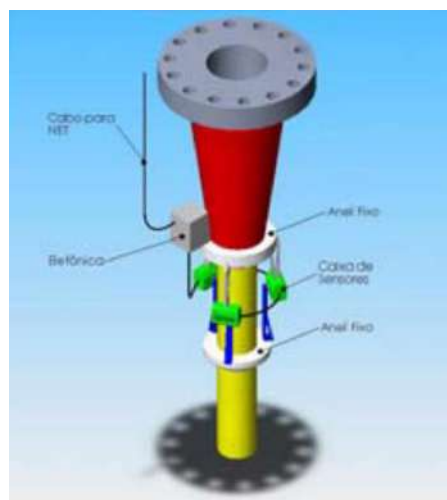


Figura 24 – Esquema de montagem do monitoramento por sensores magnéticos [25].

Embora a técnica de monitoramento da torção possa dar o indicativo do rompimento de arames, ela é pouco confiável, uma vez que a sequência de rompimento de arames da camada interna e externa podem contrabalançar os efeitos de torção do

riser mascarando a falha, que assim poderá evoluir até a queda do riser sem que seja constatado qualquer indício. Além disso, o desprendimento do alvo, devido ao efeito de expansão e contração da capa externa, pode gerar alarmes falsos.

3.4 Monitoramento do Rompimento dos Arames

A detecção do rompimento dos arames é uma das formas mais seguras de se avaliar a integridade de um riser flexível, permitindo ao operador antecipar a manutenção ou mesmo parar a operação antes que alguma falha ocorra. Diversas técnicas para esse tipo de monitoramento foram estudadas pela indústria visando aumentar a confiabilidade dos sistemas. Algumas delas são apresentadas a seguir.

3.4.1 Monitoramento por Emissão Acústica

A técnica de emissão acústica é um método de ensaio não destrutivo utilizado para avaliar a integridade de estruturas metálicas. O princípio básico, no qual a técnica está fundamentada, é a detecção de ondas transientes geradas pelo processo de degradação do material. No caso de dutos flexíveis, o método foi ajustado para que os sensores sejam capazes de converter a energia liberada na forma de onda elástica acústica, que ocorre no momento da ruptura, em sinais elétricos e, com esses sinais elétricos, identificar e caracterizar o evento de ruptura do arame. Para aplicação em campo, o desenvolvimento de filtros para remoção dos ruídos provenientes de estruturas adjacentes ao riser é um dos principais desafios ao método. Embora o sistema seja fornecido por uma variedade de empresas, não há nenhuma publicação comprovando a eficiência para aplicações em campo. Resultados da aplicação em campo apresentados em [26] diferem dos resultados constatados após a dissecação do riser. A aplicação do sistema em campo requer maior desenvolvimento dos filtros e algoritmos utilizados para detecção dos eventos de rompimento.

3.4.2 Monitoramento por Vibração

A técnica de monitoramento por vibração, semelhante ao monitoramento acústico, visa detectar o sinal de vibração característico do evento de ruptura de um arame. Existem diferentes tipos de acelerômetros que podem ser utilizados para esse tipo de monitoramento, como sensores óticos com redes de *Bragg*, capacitivos, eletromecânicos, piezoelétricos, entre outros. A escolha do tipo de sensor dependerá do sinal a ser medido. Testes foram realizados pela Petrobras para avaliar o comportamento do sinal de ruptura dos arames, assim como selecionar o tipo de sensor mais adequado para a aplicação em campo [27]. Os resultados demonstraram que o sinal depende das dimensões dos arames, sendo maior para arames de maiores dimensões. Testes de bancada apresentaram bons resultados, no entanto, da mesma forma que o monitoramento acústico, a aplicação em campo requer o desenvolvimento de filtros para remoção de ruídos provenientes de outras partes da plataforma. A Figura 25 apresenta, de forma esquemática, a instalação dos sensores em um riser e o sinal característico do rompimento de um arame no teste de bancada. Com a instalação de sensores em diferentes posições, pode-se inferir o ponto de rompimento do arame, pela intensidade do sinal e diferença de tempo de leitura entre os sensores. A técnica ainda requer desenvolvimento para aplicação em campo de forma confiável, contudo tem sido utilizada com sucesso para detecção de rupturas em testes dinâmicos em escala real.

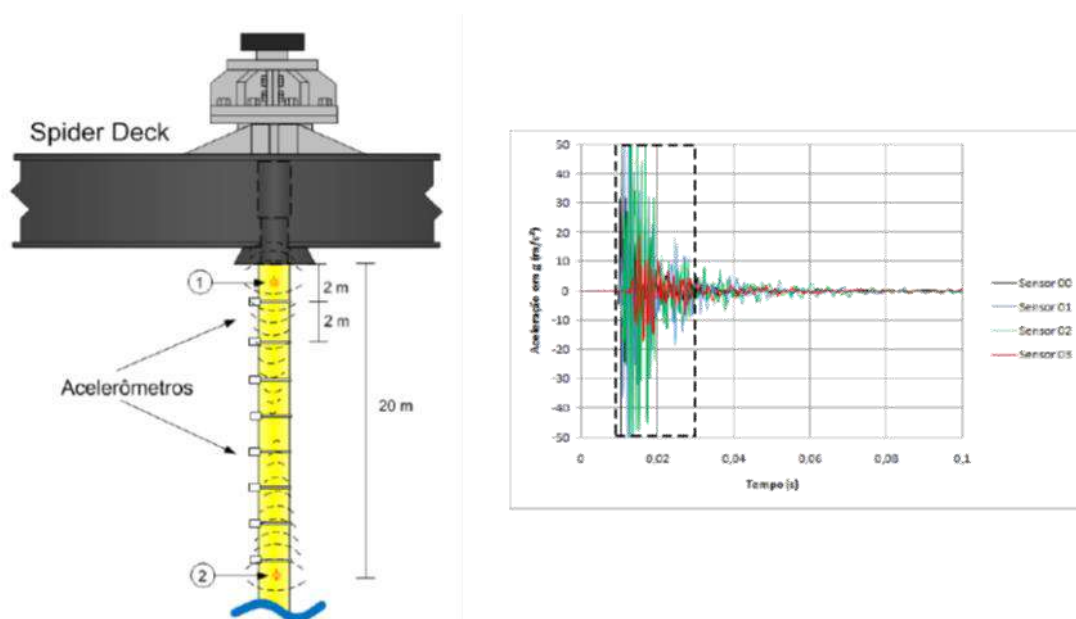


Figura 25 – Esquema de montagem dos acelerômetros no riser e sinal característico da ruptura de um arame [27].

3.4.3 Monitoramento Eletromagnético

A técnica de monitoramento eletromagnético consiste em um método não intrusivo para medição da tensão dos arames da armadura de tração. Uma vez que estes são fabricados em materiais ferromagnéticos e as propriedades magnéticas dos metais são alteradas em função da tensão, é possível estimar a tensão dos arames com base na medição das variações do campo magnético. Através do monitoramento contínuo, podem-se detectar os eventos de ruptura pelo decaimento da tensão dos arames rompidos.

A ferramenta MAPS-FR, mostrada na Figura 26, foi desenvolvida pela empresa MAPS Technology em parceria com a Petrobras para aplicação em risers flexíveis. A aplicação da ferramenta nos testes de bancada conseguiu identificar os eventos de ruptura dos arames. A precisão das medições de tensões dessa técnica é afetada pela distância dos sensores em relação à armadura de tração [28]. Isso pode ser um problema para linhas com capa dupla ou isolamento térmico. Além disso, filtros e algoritmos para tratamento dos dados são necessários para eliminar os ruídos dos sinais provocados pelo contato entre as armaduras, alterações de microestrutura, variação de dureza, textura superficial e outras variáveis, que podem afetar as propriedades magnéticas do material [30]. Futuramente, a avaliação das tensões das armaduras, com base nessa técnica, poderá ser utilizada para estimar a fadiga do riser.

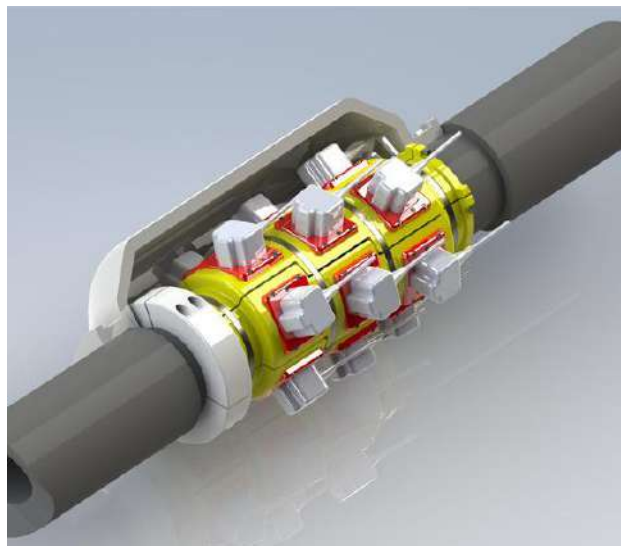


Figura 26 – Sensores do sistema MAPS-FR [29].

3.4.4 Monitoramento Ótico

3.4.4.1 Colar 3D

O colar ótico 3D foi estudado pela Petrobras em parceria com a PUC-Rio para monitorar de forma indireta o rompimento de arames das armaduras de tração de risers flexíveis. Sensores óticos são colados na capa externa do duto na forma de uma roseta extensométrica capaz de medir continuamente as deformações circunferenciais, longitudinais e torcionais, Figura 27. Ao romper um arame, a capa externa do riser sofre uma deformação em função da redistribuição dos carregamentos dos arames. Essas deformações são captadas pelos sensores possibilitando inferir o rompimento dos arames, Figura 28. A técnica teve resultados satisfatórios em bancada, no entanto sua eficiência ainda não foi comprovada em campo [31]. Linhas com isolamento térmico ou capa dupla podem dificultar a aplicação do sistema.

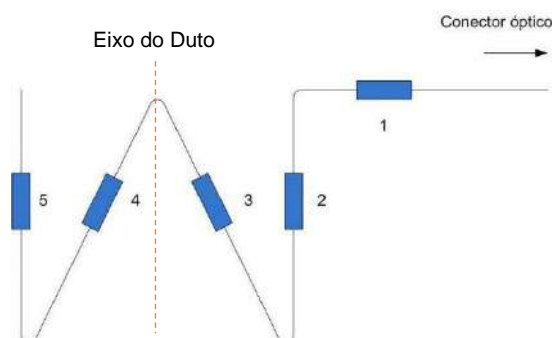


Figura 27 – Esquema de colagem dos sensores do colar 3D [31].

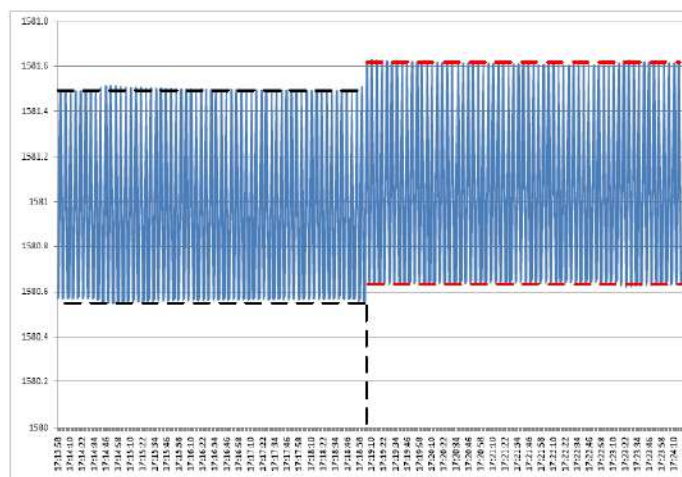


Figura 28 – Sinal do rompimento de um arame captado pelo colar 3D [31].

3.4.4.2 Monitoramento Direto dos Arames

O sistema de Monitoramento Ótico Direto nos Arames – MODA foi desenvolvido pela Petrobras, através de programas de Pesquisa e Desenvolvimento – P&D [32]. O MODA emprega extensometria ótica baseada em sensores de redes de Bragg dispostos em uma mesma fibra ótica, medindo continuamente as deformações em cada arame da armadura de tração externa. De posse do conjunto de medidas de deformação individual de todos os arames, é possível se obter mapas contínuos no tempo e, com essas informações, fazer inferências ou detectar comportamentos que representem anomalias, Figura 29.

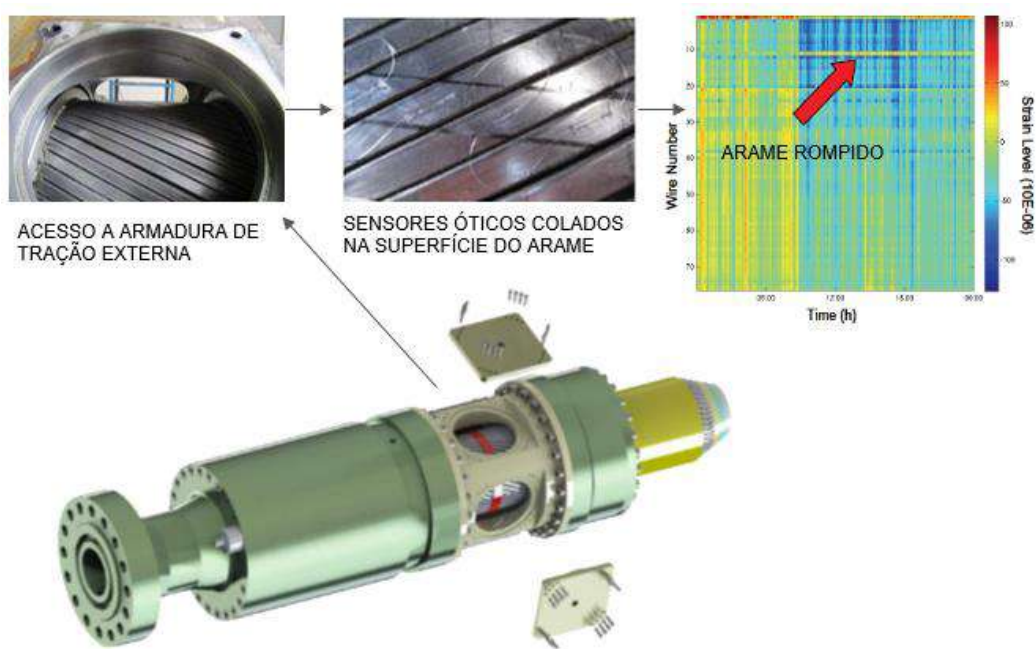


Figura 29 – Monitoramento Ótico Direto nos Arames – MODA instalado no conector de uma linha flexível [31][32].

Embora aplicado somente à camada externa da armadura de tração, o sistema também é capaz de detectar a ruptura de arames da camada interna. A detecção é feita através de aplicação de filtros que visam detectar eventos de curto período, como a propagação da energia liberada pelo rompimento de um arame da armadura interna, tal como o sistema de monitoramento por vibrações. A Figura 30 apresenta os eventos de rompimento das armaduras internas detectados pelo sistema de monitoramento MODA em um teste de bancada [32]. Na parte superior da figura, são representados os ciclos de carregamentos aplicados à amostra em função do tempo. Na parte inferior, as linhas

escuras na vertical indicam os eventos de rompimento dos arames da armadura interna. A identificação dos eventos é feita através da aplicação de filtros de alta e baixa frequência que separam os sinais gerados pelo carregamento da estrutura de vibrações características do momento do rompimento de um arame.

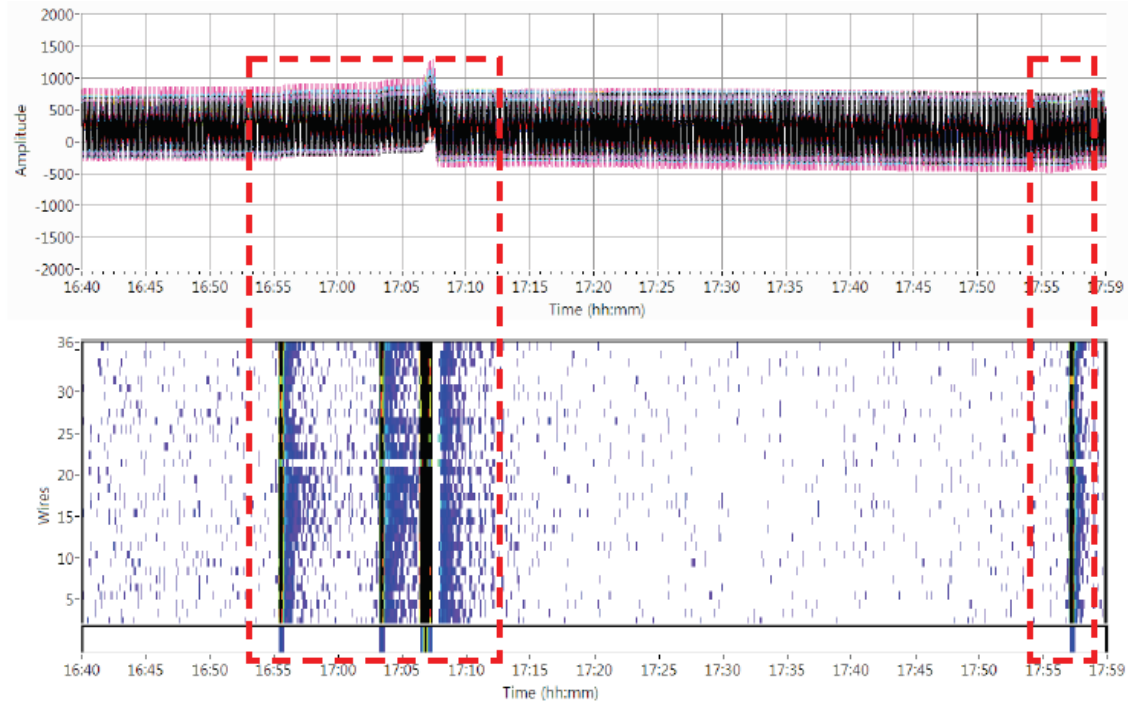


Figura 30 – Eventos de rompimento dos arames da armadura interna detectados pelo sistema MODA [32].

Para possibilitar a instalação e manutenção do sistema, sem a necessidade de abertura de janelas na capa externa do riser, foi desenvolvido um conector especial, denominado olho mágico [34], com um prolongamento posterior a sua traseira para permitir a exposição das armaduras de tração, conforme apresentado na Figura 29. As janelas do conector possuem um sistema de vedação, de forma a impedir o ingresso de água para o anular da linha durante a operação de instalação. O desenvolvimento desse tipo de conector permitiu a aplicação do sistema em escala industrial.

Para risers já instalados, que não possuem esse tipo de conector, há a possibilidade de instalar os sensores, abrindo-se uma janela na capa externa do riser e, após sua instalação, fazer o reparo da capa, aplicando-se técnicas convencionais.

Em função da confiabilidade do sistema, a Petrobras adotou o MODA como o sistema de monitoramento de risers nos seus novos projetos [33], sendo uma das 10 tecnologias reconhecidas pelo prêmio OTC de 2015. Esse sistema de monitoramento já

se encontra instalado na maioria dos risers flexíveis do pré-sal, em lâminas d'água superiores a 2000 m.

CAPÍTULO 4 - MONITORAMENTO DA VIDA À FADIGA

4.1 Introdução

Embora a detecção do rompimento dos arames da armadura de tração seja suficiente para segurança operacional do riser de topo, a técnica não permite verificar quanto da vida útil da estrutura já foi consumida, ou mesmo avaliar a integridade de outras seções do riser. Essas informações são importantes quando se quer estender a vida operacional de um riser ou mesmo remanejá-lo para outra unidade. A detecção do rompimento por si só não permite verificar se o projeto do duto está ou não adequado às condições operacionais, dado que, com a aplicação de um fator de segurança para a fadiga igual a 10, teoricamente, nenhum rompimento ocorreria em situações normais de operação.

O monitoramento da vida à fadiga de um riser flexível não é uma tarefa simples, uma vez que envolve uma série de parâmetros. Os parâmetros básicos para essa avaliação consistem no monitoramento das tensões das armaduras de tração e das condições do anular da linha, necessários para seleção das curvas S-N. As tensões das armaduras podem ser obtidas pelo monitoramento das cargas de topo e deformações angulares do enrijecedor, além da pressão interna do duto. Já as condições do anular, através das técnicas de monitoramento, citadas no capítulo anterior, ou por inspeções periódicas com teste de vácuo e monitoramento dos contaminantes presentes no fluido escoado pela linha. O monitoramento de todas essas variáveis, ao longo de anos, pode gerar uma enorme quantidade de dados para serem tratados.

Um das técnicas mais promissoras para esse tipo de avaliação é a instalação de fibras óticas coladas ao longo dos arames, apresentada em [8], Figura 31. No entanto, essa técnica se aplica somente a risers novos. Além disso, não há garantia da integridade do sistema ao longo da operação do duto, sendo impossível realizar reparos. Até o momento, não foram apresentados resultados práticos de campo dessa tecnologia para o cálculo do dano à fadiga.

Outras formas de aferição da vida à fadiga, com o monitoramento dos parâmetros operacionais, citados no parágrafo acima, são apresentadas pela indústria. No entanto, há pouquíssimas publicações mostrando os métodos utilizados para tratamento dos dados e resultados obtidos para aplicações em risers flexíveis.

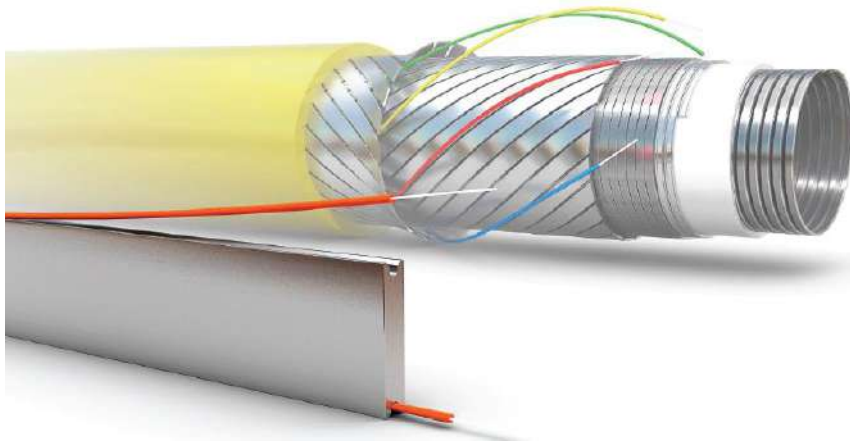


Figura 31 – Fibra ótica colada em canais laterais dos arames da armadura de tração [8].

Visando aproveitar a infraestrutura já instalada e as informações geradas pelo sistema de Monitoramento Ótico Direto dos Arames – MODA – e, além disso, contribuir com o desenvolvimento de sistemas para o monitoramento da vida à fadiga de risers, neste capítulo será proposto um método para avaliação do dano à fadiga para conexão de topo e primeira conexão intermediária. O dano à fadiga na região do enrijecedor carece de um sistema de monitoramento de deflexão da linha, que não está disponível no momento, no entanto tal sistema será incorporado no futuro.

4.2 Método Proposto

4.2.1 Determinação das Tensões dos Arames

Conforme apresentado no capítulo anterior, o sistema de Monitoramento Ótico Direto no Arame consiste no monitoramento das deformações dos arames da armadura de tração externa. Nesse sistema, os sensores óticos são colados na superfície externa dos arames, logo atrás da região de ancoragem das armaduras, em um prolongamento do conector, Figura 29. As deformações medidas pelos sensores serão resultantes das tensões axiais $\sigma_{11}^{Q_1}$ e das tensões geradas pela flexão do arame $\sigma_{11}^{M_2}$, conforme apresentado na Figura 33. As deformações resultantes da tensão $\sigma_{11}^{M_3}$ não são medidas pelos sensores, uma vez que estes estão colados no centro do arame e alinhados com o eixo longitudinal do mesmo. Os eixos de aplicação das cargas são mostrados na Figura 11, do item 2.3.5.

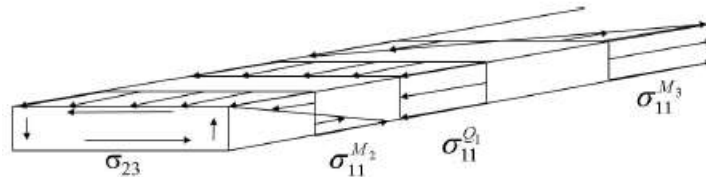


Figura 32 – Deformações resultantes das tensões atuantes nos arames da armadura de tração [15].

Para carregamentos axissimétricos, o efeito da tensão axial é predominante em relação às demais tensões atuantes no arame [15]. Portanto a componente de deformação ϵ_{11}^{M2} será pequena em relação à componente ϵ_{11}^{Q1} , podendo-se assumir que a deformação total medida pelos sensores será puramente resultante dos carregamentos axiais (ϵ_{11}^{Q1}). Essa assunção é ainda mais pronunciada quando o duto está submetido a altos carregamentos de tração, como no caso do riser de topo.

Assumindo essa premissa, pode-se estimar a tensão axial atuante no arame através da equação (11).

$$\sigma_{11}^{Q1} = E \cdot \epsilon_{11}^{Q1} \quad (11)$$

Em que E é o módulo de elasticidade do material do arame.

Determinadas as tensões axiais atuantes nos arames, poder-se-ia estimar a tração do corpo tubular isolando-se a variável T_d da Equação (2) apresentada no item 2.3.5.

$$T_d = \sigma_{11}^{Q1} n A_t \cos \alpha - p_{int} \pi R_{int}^2 + p_{ext} \pi R_{ext}^2 \quad (12)$$

A aplicação da formulação acima seria verdadeira caso as tensões fossem uniformemente distribuídas entre os arames. No entanto, essa consideração não é estritamente válida, pois as tensões dos arames das camadas internas são, em geral, levemente superiores às tensões dos arames da armadura externa, o que poderia resultar em cargas de tração inferiores às reais. Essa diferença se deve às tensões de contato entre as camadas, ao balanço das forças de torção e à diferença no número de arames da camada interna e externa. Além disso, devido ao processo de montagem dos conectores, a distribuição das tensões entre os arames de uma mesma camada também não é uniforme, podendo variar até $\pm 20\%$ em relação à média dos arames, Figura 33 [7].

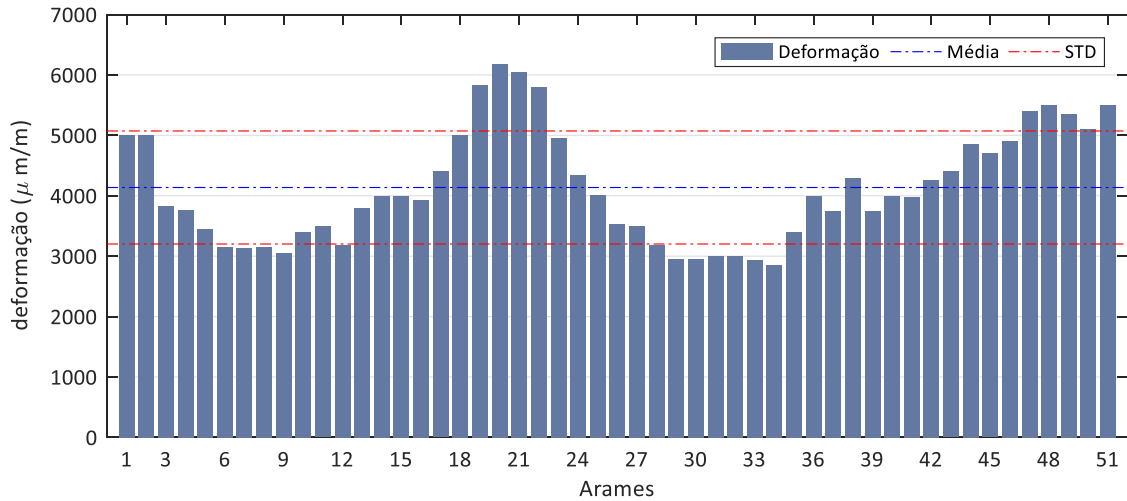


Figura 33 – Variação de deformação dos arames [7].

Vistos os pontos citados anteriormente, há necessidade de se verificar qual deformação poderia ser utilizada para determinação das tensões e o quanto a diferença entre as tensões da armadura interna e externa afetaria o resultado do dano à fadiga caso a tração no corpo tubular fosse obtida a partir da equação (12).

Em relação ao desbalanceamento das forças entre os arames, pressupõe-se que o uso da deformação média dos arames da armadura de tração externa seja adequado, uma vez que a média das deformações representa a média das forças nos arames da armadura externa. Já para a diferença entre a tensão dos arames da camada interna e externa, poderia ser utilizado um fator de correção em função da pressão interna do duto e tensão medida na armadura externa. A Figura 34 apresenta a diferença de tensão da armadura interna em relação à tensão da armadura externa para uma estrutura de 8 polegadas, com um par de armaduras de tração. Os valores foram obtidos através do *software* FRAES, de propriedade de Petrobras, que tem como base a metodologia proposta por Batista [17]. Para a maioria das estruturas, espera-se que essa diferença fique abaixo de 13%.

Além das questões relacionadas à distribuição de tensões dos arames, todo sistema de medição de deformação requer um referencial nulo ou um instante em que se conheça a carga aplicada à estrutura.

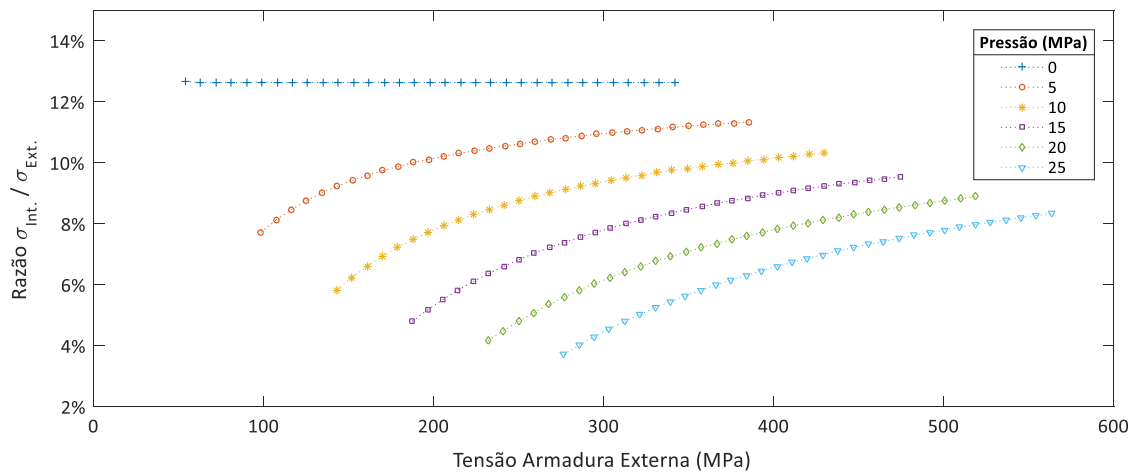


Figura 34 – Diferença de tensão da armadura interna em relação à tensão da armadura externa para uma estrutura de duto flexível de 8 polegadas com um par de armaduras.

No caso de corpos simples ou testes de bancada, nos quais os carregamentos são conhecidos, esse referencial é fácil de ser determinado. Para os risers flexíveis, embora a montagem do MODA seja feita com o duto sem carga, a necessidade de remoção das fitas de alta resistência para instalação dos sensores pode fazer com que os arames saiam de sua posição de conformação original. Assim, os arames, quando submetidos a carregamentos axiais, tendem a voltar para sua posição original comprimindo as fibras superiores até que as folgas entre as camadas sejam eliminadas. Essa mudança de curvatura do arame pode resultar em tensões negativas, Figura 35.

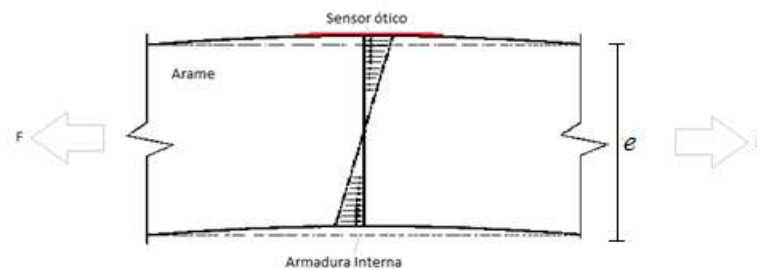


Figura 35 – Seção longitudinal do arame de uma armadura de tração antes e após carregamento axial.

A Figura 36 apresenta as deformações do sistema MODA para uma linha tracionada a aproximadamente 1200 kN com o zero dos sensores definido em referência à linha sem nenhum carregamento, ainda na fábrica. Pode-se notar que o resultado de deformação de alguns dos arames é negativo, mesmo quando a linha está sujeita a trações elevadas. A Figura 37 apresenta as deformações dos arames da mesma linha

para o mesmo instante, considerando-se um referencial de deformação determinado após a instalação do riser. Esse referencial foi definido para o ponto de menor carga média vista pelo riser após sua instalação (1100 kN) e com a linha despressurizada, sendo escolhido apenas para que as deformações lidas pelo sistema MODA fossem positivas, de forma a facilitar a comparação com as deformações em relação ao referencial obtido em fábrica.

Como se pode notar, as deformações dos arames são mais homogêneas, em função da atenuação da flexão dos mesmos em relação à condição da linha descarregada.

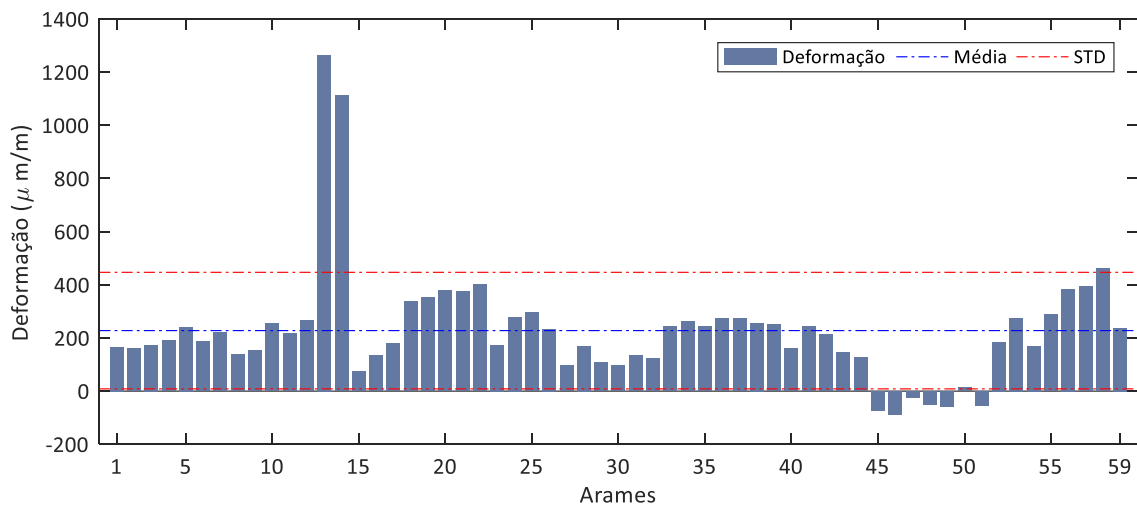


Figura 36 – Medidas de deformação do MODA com referencial dos sensores para condição da linha descarregada (tração = 0 kN, pressão interna = 0 MPa).

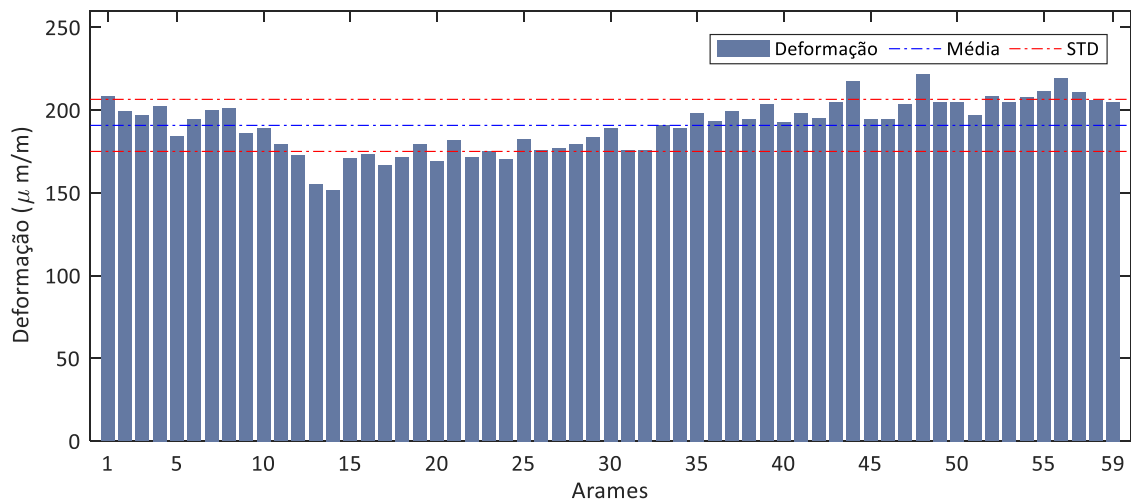


Figura 37 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1100 kN, pressão interna = 0 MPa).

Como o uso do referencial de deformação da linha descarregada não pode ser utilizado, pois resultaria em tensões irreais, há necessidade de determinar o referencial com a linha carregada, de modo que as deformações resultantes da flexão dos arames sejam minimizadas. Uma das formas de se obter esse referencial seria medir a tração do riser através da célula de carga do guincho de *pull-in* no momento da instalação da linha. Essa medida necessitaria da conexão do sistema MODA com a linha ainda presa ao guincho, não sendo uma operação segura. Outra possibilidade seria determinar teoricamente a tensão média em um determinado instante de tempo, em que as variáveis necessárias para análise são conhecidas. Das variáveis necessárias, a única que não poderia ser obtida com precisão seria a corrente marinha atuante sobre o riser, a qual poderia afetar a tensão média calculada. No entanto, o efeito dessa componente representa uma parcela pequena na carga média de tração da linha em relação aos demais carregamentos, tendo um pequeno efeito no cálculo da fadiga, já que as tensões alternadas têm maior peso.

Definido o referencial para o sistema MODA, as tensões dos arames para os instantes seguintes, considerando o comportamento linear entre a tensão e deformação, podem ser determinadas a partir da Equação (13).

$$\sigma_{11}^{Q_1}(t+1) = \sigma_{11}^{Q_1}(0) + E \cdot \Delta \epsilon_{11}^{Q_1}(t+1) \quad (13)$$

A Figura 38 apresenta de forma gráfica a equação (13).

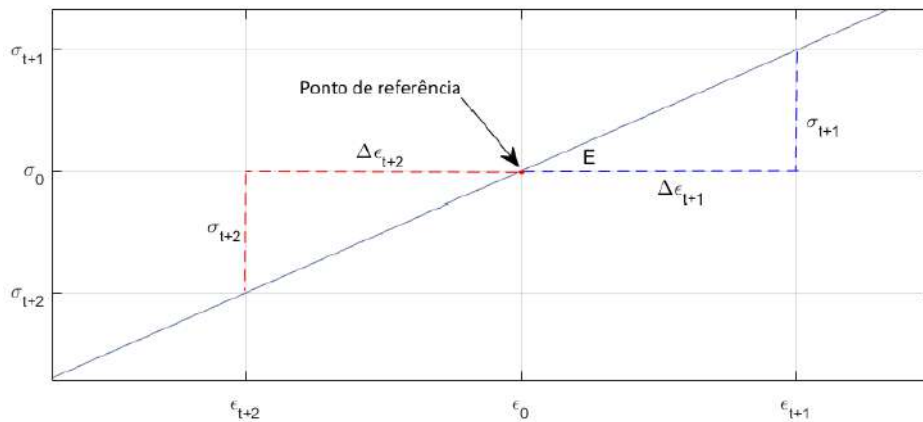


Figura 38 – Representação gráfica da Equação (13).

Uma vez que o índice de refração dos sensores óticos é afetado tanto pela temperatura como pela deformação da fibra, é necessário fazer a compensação da temperatura na leitura de deformação do MODA. A compensação é feita subtraindo-se

da variação do comprimento de onda dos sensores de deformação a variação do comprimento de onda do sensor de temperatura presente na fibra, que não se encontra colado nos arames, Equação (14).

$$\Delta\lambda_{\varepsilon\text{corrigido}} = \Delta\lambda_{\varepsilon} + \Delta\lambda_T \quad (14)$$

A relação entre a variação do comprimento de onda e a deformação medida pelos sensores óticos utilizados no MODA é de $\Delta 1,2 \text{ nm} \rightarrow \Delta 1000 \mu\text{m}/\text{m}$. Para a temperatura, a relação é de $\Delta 0,01 \text{ nm} \rightarrow \Delta 0,13 \text{ }^\circ\text{C}$.

O sistema de monitoramento MODA adquire os dados a uma taxa de 2Hz, a qual é suficiente para captar com precisão as variações de tensão resultantes das condições ambientais com períodos de movimento da embarcação da ordem de 5 a 15 segundos.

4.2.2 Contagem dos Ciclos de Tensão

Além das tensões, para a avaliação da vida à fadiga de uma estrutura, é necessário contar o número de ciclos de tensão ao qual a mesma foi submetida. Uma das formas mais aceitas para a contagem de ciclos em análises de fadiga é o método de *rain flow* desenvolvido por Matsuishi. Neste trabalho, será utilizado o algoritmo desenvolvido por [18], o qual segue a norma ASTM E1049-85. No entanto, devido aos ruídos existentes no sinal dos sensores de deformação, há a necessidade de aplicação de filtros de baixa frequência para tratamento do sinal. A Figura 39 apresenta o sinal do MODA antes e após a aplicação do filtro.

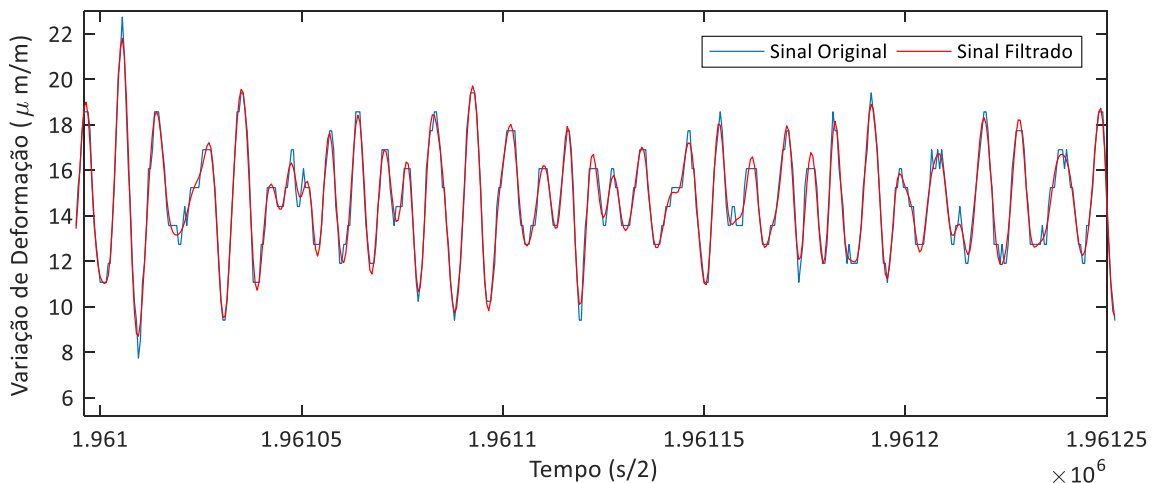


Figura 39 – Filtro de baixa frequência aplicado ao sinal do MODA.

4.2.3 Cálculo do Dano à Fadiga no Conector de Topo

Determinado o número de ciclos e as tensões atuantes nos arames do corpo tubular, é possível então computar o dano à fadiga. No caso dos risers, como os maiores danos estão nos conectores e na região do enrijeecedor, as tensões dos arames devem ser transferidas para esses pontos para que os efeitos dos concentradores de tensões existentes nessas regiões sejam computados. Neste trabalho, como a medida da deflexão do enrijeecedor não está disponível, serão avaliados apenas os danos nos conectores.

No caso do conector de topo, as tensões obtidas para os arames da armadura externa podem ser utilizadas diretamente no cálculo do dano no conector, visto que os arames da armadura externa possuem maiores concentradores de tensões em relação aos da armadura interna. Isso se deve à maior deformação destes durante o processo de montagem do conector, quando os arames são dobrados no sentido contrário da sua conformação de fabricação, conforme explicado no item 2.4.1.

A seleção da curva S-N deverá ser feita com base nos dados do monitoramento ou inspeção do anular, para identificação de alagamentos, juntamente com o monitoramento dos parâmetros operacionais do duto como pressão, temperatura e contaminantes.

Para determinação dos fatores de concentração de tensões e cálculo do dano à fadiga dos conectores, será utilizada a metodologia analítica desenvolvida por [7] e implementada no *software* chamado de ENDFLEX. A formulação para correção do efeito da tensão média já está embutida nos cálculos do programa, o qual permite utilização tanto do método de Gerber como de Goodman. Nas avaliações feitas neste trabalho, será utilizado o método de Gerber.

A Figura 40 representa o fluxo de análise do modelo proposto.

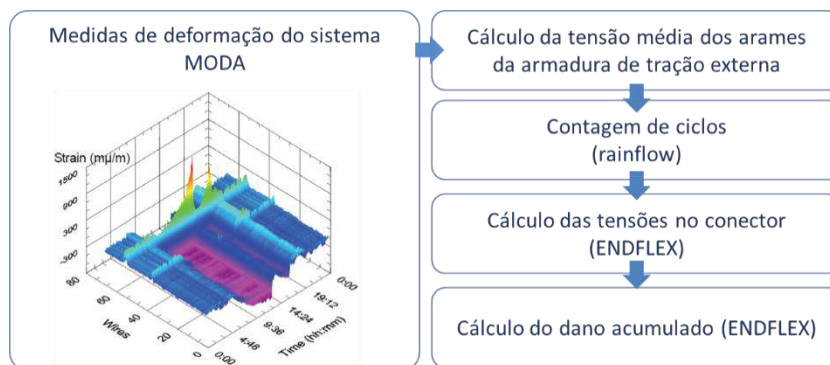


Figura 40 – Fluxo de análise do modelo proposto para o cálculo do dano acumulado do conector de topo.

4.2.4 Cálculo do Dano à Fadiga na Primeira Conexão Intermediária

Considerando que o decaimento da tração da linha seja proporcional ao peso linear da mesma, ao longo do comprimento do riser, e as variações de tração sejam proporcionais às variações de tração vistas no topo, seria possível avaliar o dano à fadiga na primeira conexão intermediária com base na medição das trações de topo. Essa hipótese está baseada nos resultados teóricos de análises globais, nas quais verifica-se esse comportamento para as posições das conexões intermediárias usualmente utilizadas nas configurações dos risers. A Figura 41 apresenta as variações de tração ao longo de um riser, em configuração *lazy wave* instalado a 2200 m, para um determinado caso de análise. Como se pode notar, as amplitudes de tração são próximas às amplitudes do topo do riser.

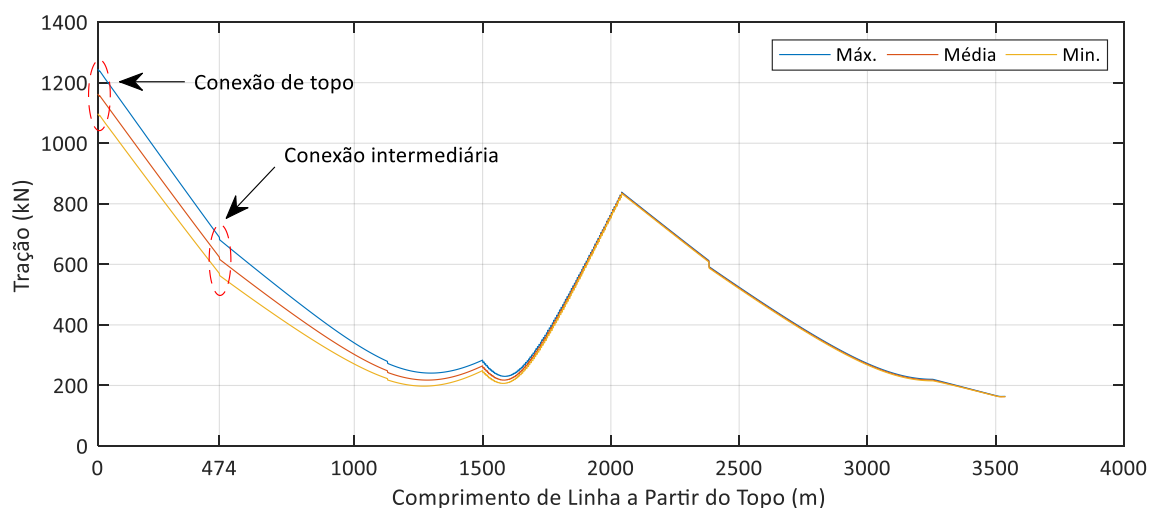


Figura 41 – Variação das tensões ao longo do riser.

O erro resultante dessa consideração para o caso analisado foi inferior a 5%, conforme mostrado na Figura 42, na qual são comparadas as trações obtidas nas análises globais, da conexão intermediária com as trações da conexão de topo, descontada a diferença entre a tração estática das duas posições.

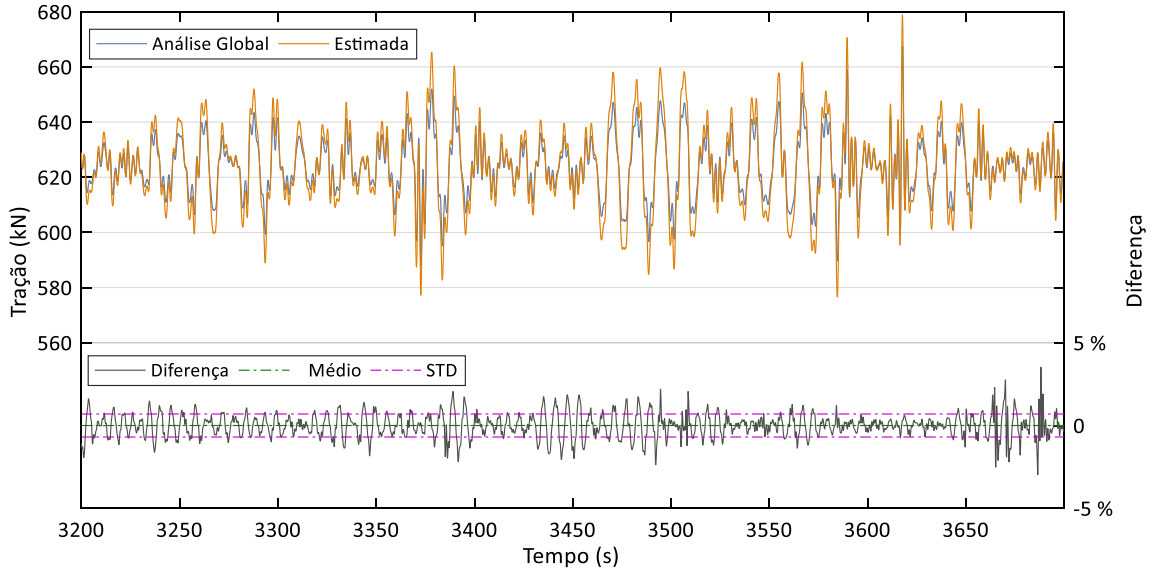


Figura 42 – Comparação entre a tração da conexão intermediária obtida na análise global com a estimada a partir da tração de topo da mesma análise.

Essa avaliação pode nem sempre ser verdadeira, sendo necessária uma análise prévia para sua aplicação. Isso pode ser feito durante a etapa de projeto de engenharia do riser, avaliando-se o comportamento das trações para os casos de carregamento analisados. Além disso, é necessário verificar a curvatura do duto nessa região, já que esta pode induzir tensões superiores às tensões axissimétricas.

Verificada a aplicação do método, as trações no topo do riser podem ser obtidas pela Equação (12). Cabe ainda verificar a necessidade do uso de um fator de correção para definição da tensão atuante na armadura interna. Conhecendo-se as trações no topo, o cálculo das tensões dos arames na conexão intermediária pode ser estimado a partir da Equação (2), considerando-se os efeitos das pressões interna e externa mais a diferença da carga estática entre o conector de topo e intermediário, Equações (15) e (16).

$$\bar{\sigma} = \frac{\bar{T}_d - \Delta T_{estatico} + p_{int}\pi R_{int}^2 - p_{ext}\pi R_{ext}^2}{nA_t \cos \alpha} \quad (15)$$

$$\Delta\sigma = \frac{(\overline{T_d} - \Delta T_{estatico})(\Delta T_d / \overline{T_d}) f_C}{n A_t \cos \alpha} \quad (16)$$

onde $\bar{\sigma}$ é a tensão média dos arames na conexão intermediária para a estrutura analisada, $\Delta\sigma$ é a tensão alternada, n o número de arames da estrutura, A_j é a área da seção transversal do arame, α_j é o ângulo de assentamento da armadura, $\overline{T_d}$ é a tração média no topo do riser, $\Delta T_{estatico}$ é a diferença de tração estática entre a conexão de topo e intermediária, ΔT_d é a tração alternada no topo, f_C é o fator de correção para tração alternada, obtido através análises numéricas pela relação entre as trações de topo e intermediária, p_{int} e p_{ext} são as pressões interna e externa, e R_{int} e R_{ext} são os raios onde a pressão interna e externa atuam. Geralmente, o maior dano entre os dois conectores da conexão intermediária está no conector de topo do riser intermediário, em função da menor robustez da estrutura e das curvas S-N consideradas para a análise de fadiga, as quais dependem das pressões parciais dos contaminantes no anular do riser.

Da mesma forma que o calculado para a conexão de topo, o dano à fadiga para os conectores intermediários pode ser obtido através da metodologia analítica desenvolvida por [7]. O fluxo do processo é mostrado na Figura 43.

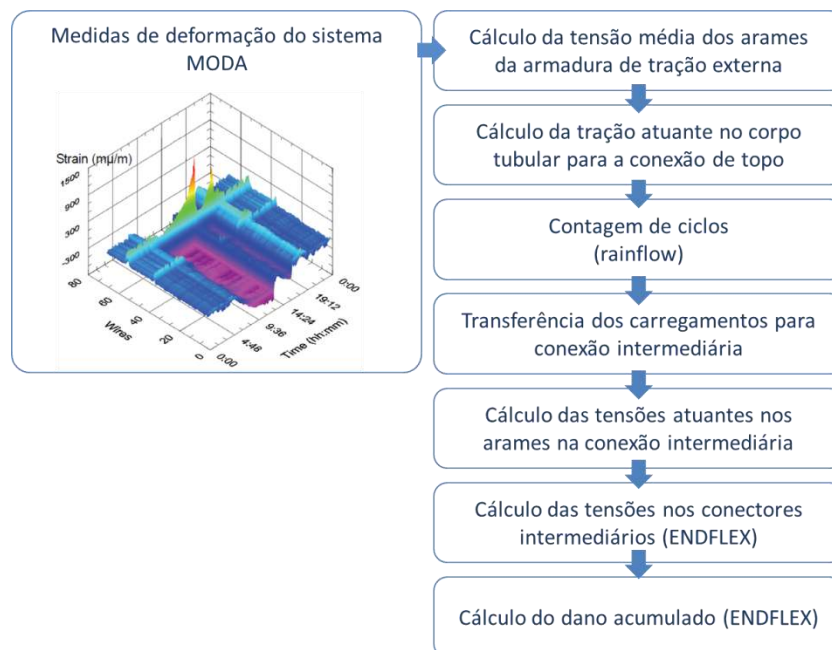


Figura 43 – Etapas do processo para o cálculo da vida à fadiga da conexão intermediária.

Tendo em vista que o método proposto baseia-se em modelos analíticos, este poderia ser implementado facilmente para medições *on-line*, considerando-se as curvas de fadiga disponíveis para as condições do anular. Como o trabalho tem o objetivo somente de avaliar a aplicabilidade do método, os dados foram tratados *off-line*, não sendo desenvolvido algoritmo específico para implantação do sistema. Isso poderá ser trabalhado futuramente.

CAPÍTULO 5 - AVALIAÇÃO DO MÉTODO PROPOSTO

5.1 Introdução

A aplicação do método visa ao uso de formulações analíticas de forma a facilitar a sua implantação no sistema de monitoramento da plataforma e tratamento da quantidade de informações geradas. Para garantir que o método seja minimamente robusto para monitoramento do dano à fadiga dos conectores, o mesmo será avaliado com base nos dados do monitoramento ótico direto dos arames de um teste dinâmico em escala real e de dois risers flexíveis instalados em configuração *lazy wave*, em lâmina d'água de 2200 m. No caso do teste dinâmico, as tensões e trações obtidas a partir do modelo serão comparadas com aquelas estabelecidas para execução do teste. Já para os risers, os dados do modelo serão comparados com os resultados de análises numéricas feitas a partir do histórico operacional do duto (pressão interna e densidade do fluido) e movimentos da unidade flutuante.

Para validação do monitoramento da vida à fadiga da conexão intermediária, serão utilizados dados de análises de fadiga de dois risers em configurações *lazy wave*, instalados em condições similares àsquelas vistas no pré-sal da Bacia de Santos e em unidades distintas. O dano acumulado para o conector intermediário, calculado com base nas tensões obtidas pelas Equações (15) e (16), as quais serão utilizadas para transferir as cargas de topo do modelo numérico para conexão intermediária, será comparado com o dano acumulado para mesma região considerando-se as cargas de tração desse ponto obtidas da análise global.

Em função da confidencialidade das informações do teste dinâmico, assim como dos risers, não serão fornecidos todos os detalhes das estruturas. As pressões serão dadas em relação à pressão de projeto da estrutura, enquanto que as trações serão dadas em relação ao limite de carregamento axial. Demais relações serão indicadas ao longo da apresentação dos resultados.

5.2 Avaliação dos Dados do Teste de Bancada

Os dados utilizados neste trabalho foram obtidos de um teste dinâmico em escala real de um duto flexível submetido a ciclos de tração, o qual estava equipado com sistema de monitoramento MODA. O teste foi realizado em uma amostra de duto flexível de 8 polegadas de diâmetro interno, com comprimento próximo a 10 m. A Figura 44 ilustra, de forma representativa, a amostra do duto flexível com a posição dos sensores óticos do MODA e *strain gages* utilizados no teste. Demais detalhes da estrutura, assim como do teste, não serão expostos neste trabalho, respeitando-se a confidencialidade das informações.

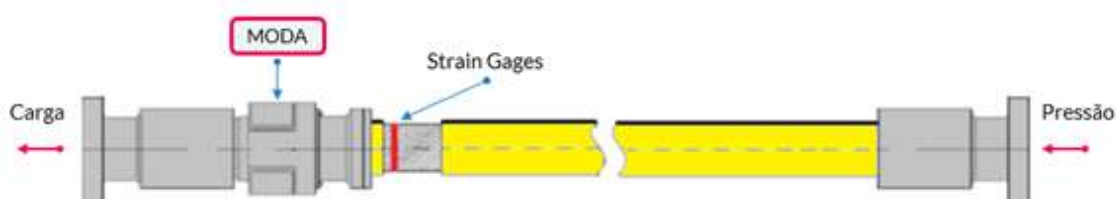


Figura 44 – Posicionamento dos sensores do MODA e *strain gages* na amostra do duto flexível.

A primeira avaliação a ser feita é a verificação das deformações medidas pelos sensores do MODA, instalados na região traseira do conector, em relação às deformações do corpo tubular, medidas por *strain gages*, instalados a aproximadamente 1 m dos sensores óticos. Essa avaliação tem como objetivo verificar se há alguma diferença na leitura das deformações axiais medidas pelos sensores. Na Figura 45, é apresentada a comparação das medidas de deformação dos sensores do MODA com as deformações medidas pelos *strain gages*, num determinado instante do teste (pressão interna de 97% da pressão de projeto e tração igual a 23% do limite de tração da estrutura). Os resultados apresentam um comportamento similar das deformações medidas pelos sensores, no entanto há arames com diferenças de deformação da ordem de 10%. As causas dessa diferença podem estar relacionadas às tensões de contato entre as camadas, gerando uma redistribuição das tensões entre os arames, ao alinhamento dos sensores com o eixo longitudinal dos arames e à flexão do arame na posição em que o sensor está instalado. O mesmo comportamento se mantém para os demais blocos de carregamento do teste.

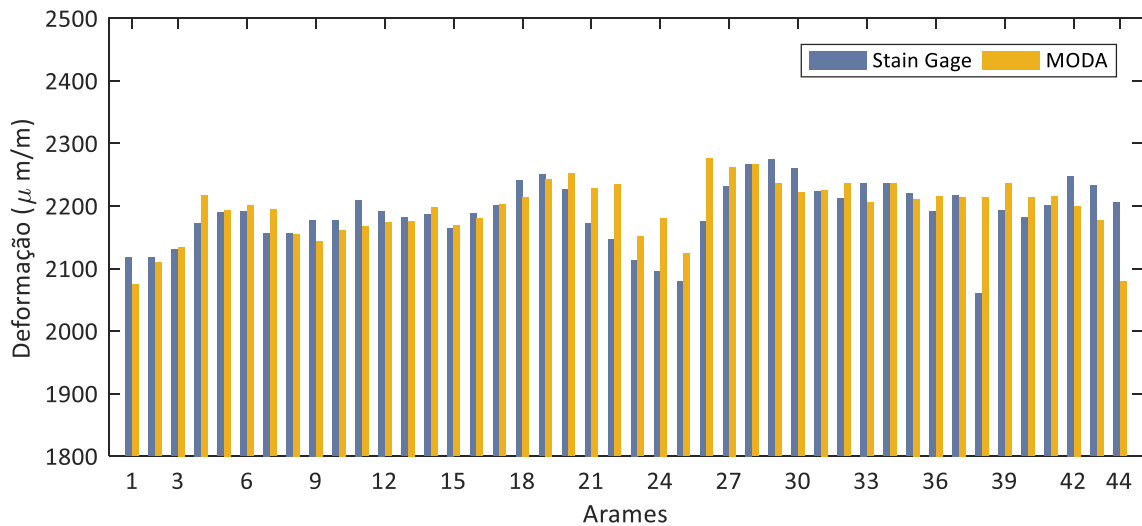


Figura 45 – Comparação de deformação, sensores MODA x *strain gages*.

Embora haja diferenças entre as medidas de deformação de alguns arames, a média das leituras é bastante próxima, com diferenças inferiores a 1% para todos os blocos do teste. Na Figura 46, apresenta-se as deformações médias, obtidas pelo sistema MODA e *strain gages*, nos arames externos para a condição de carregamento do bloco 2.

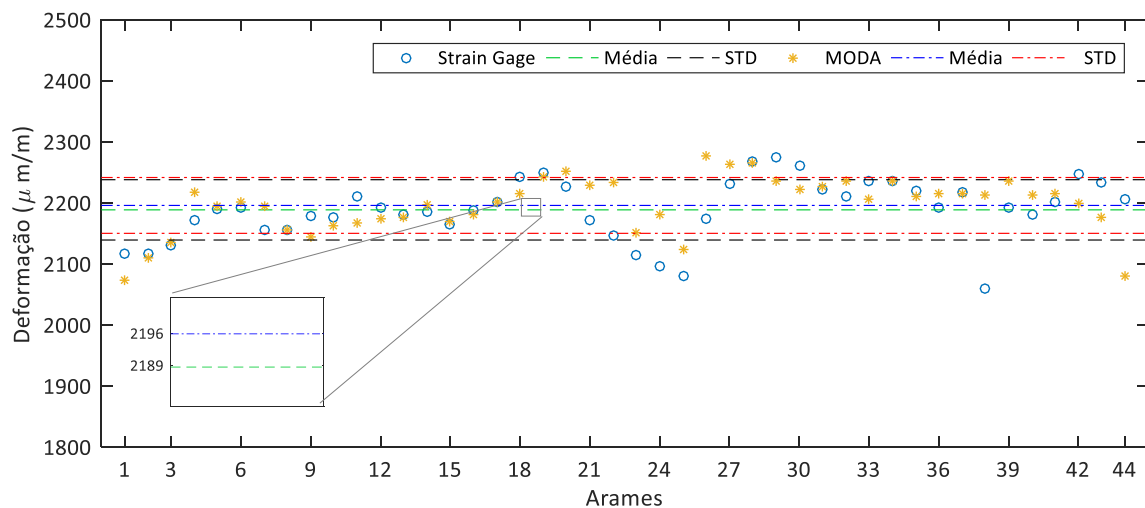


Figura 46 – Comparação de deformação média dos sensores do MODA x *strain gages*, para os carregamentos do bloco 2.

Verificado o comportamento das leituras de deformações dos arames, as tensões obtidas pela equação (11) foram comparadas com as tensões calculadas pelo FRAES, para cada bloco de carregamento. Para aplicação da Equação (11), assumiu-se a média das deformações lidas pelos sensores do MODA e o módulo de elasticidade do material igual a 200 GPa. Neste caso, não foi utilizada a Equação (13), uma vez que a leitura dos

sensores já estava com o referencial corrigido para a linha sem carga (Tração = 0; $P_{int.}=0$). Os resultados são apresentados na Tabela 3. Pode-se notar uma boa aproximação das tensões calculadas pela equação (11) com aquelas obtidas pelo FRAES, as quais foram calculadas considerando-se as trações e pressões lidas pelo sistema de monitoramento do teste. Os valores de tensão média ficaram da ordem de 2% superiores às tensões calculadas pelo FRAES, já as tensões alternadas variaram de -1% a 5%.

Tabela 3 – Comparação das tensões dos arames da armadura externa obtidas pela Equação (11) e pelo FRAES.

	Dados Teste			Tensões das Armadura Externa (Mpa)						
	Tração Mínima	Tração Máxima	Ciclos	Ciclos	FRAES		Equação (11)			
	(% tração de falha)	(% pressão de projeto)	(n.º)	n.º	Med.	Alt.	Med.	% ¹	Alt.	% ¹
Bloco 1	8,60%	31,56%	95%	1000	390,72	112,66	395,97	101%	118,08	105%
Bloco 2	6,91%	24,73%	95%	400000	341,32	87,1	346,04	101%	88,79	102%
Bloco 3	7,85%	23,62%	95%	399000	342,49	78,03	349,39	102%	77,55	99%

1- Percentual da tensão estimada pela equação (11) em relação a tensão calculada pelo FRAES.

A Figura 47 apresenta o comportamento das tensões estimadas pela Equação (11) e as calculadas através do FRAES para um ciclo de cada bloco de carregamento, na qual pode ser constatada a boa aproximação nos resultados.

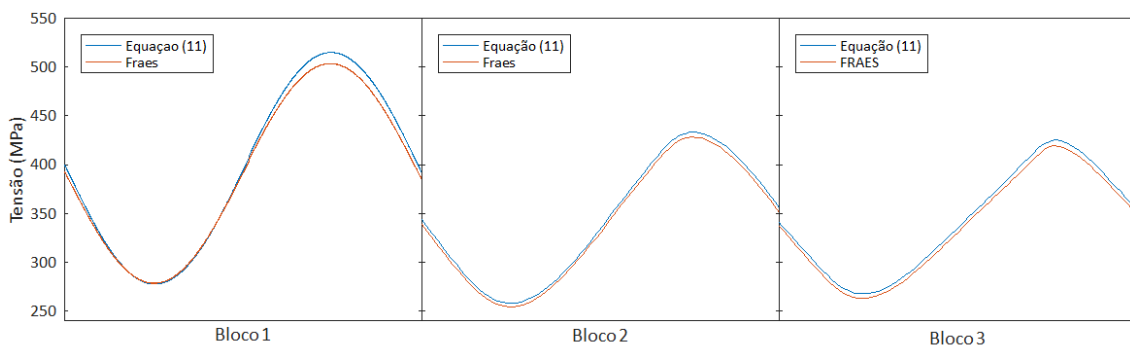


Figura 47 – Comportamento da variação de tensão das armaduras externas, estimadas pela Equação (11) e pelo FRAES para cada um dos blocos de carregamento do teste.

O dano à fadiga no conector foi calculado para as tensões obtidas pela Equação (11) e para aquelas calculadas através do FRAES, utilizando-se uma curva SN ao ar, apresentada em [7], com 2,3% de probabilidade de falha. Os parâmetros da curva são apresentados na Tabela 1Tabela 4.

O dano acumulado, considerando-se as tensões calculadas pelo FRAES, foi de 0,087, enquanto que o dano calculado para as tensões obtidas pela Equação (11) foi de 0,092. Os resultados do ENDFLEX para as tensões dos arames no conector, as correções para tensão média, assim como os fatores de concentração de tensão média e alternada são apresentados na Tabela 6 – Comparação das trações do corpo obtidas pela Equação (12) com as medidas no teste. Tabela 5.

Tabela 4 – Parâmetros da Curva SN

m1	4
logA	16,66
S	0,1003
N_cotovelo	1,00E+07
R	0,1

Tabela 5 – Resultados do ENDFLEX para o cálculo do dano à fadiga na região do conector para as tensões estimadas pela Equação (11) e as calculadas pelo FRAES.

Bloco	$\sigma_{armadura\ externa}^1$		$\sigma_{end\ fitting}^1$		SCF	SCF	$\sigma_{alt_corr_EF}^1$	Curva SN AR [7]			Dano
	Med.	Alt.	Med.	Alt.				Med.	Alt.	$\sigma_{alt_corr_RSN_EF}^1$	
1 - FRAES	390,6	112,6	749,5	141,9	1,919	1,259	198,8	193,2	386,4	2,05E+06	0.0005
2 - FRAES	341,3	87,1	688,5	107,9	2,017	1,239	142,3	140,2	280,4	7,40E+06	0.0541
3 - FRAES	342,5	78,0	689,1	96,4	2,012	1,236	127,2	125,7	251,4	1,22E+07	0,0326
1 - Eq. (11)	396,0	118,0	755,0	147,4	1,907	1,248	207,8	201,4	402,7	1,74E+06	0,0006
2 - Eq. (11)	346,0	88,8	693,3	109,6	2,004	1,235	145,3	143,0	286,0	6,83E+06	0,0586
3 - Eq. (11)	349,3	77,6	696,0	96,0	1,992	1,238	127,5	126,0	251,9	1,21E+07	0,0330

1 - Valores de tensão em MPa.

Os resultados indicam a validade da Equação (11) para determinação das tensões dos arames da armadura de tração externa a partir da deformação média dos arames. No entanto, cabe avaliar se ela pode ser aplicada para outras estruturas de dutos flexíveis diferentes das analisadas neste trabalho. Para essa avaliação, o modelo poderá ser aplicado a outros testes dinâmicos com o sistema MODA instalado que venham a ser realizados.

O passo seguinte para determinação da vida à fadiga da conexão intermediária do riser, conforme proposto em 4.2.4, consiste em verificar se a Equação (12) pode ser utilizada para determinar a tração no topo do riser. Para o cálculo da tração pela Equação (12) foram consideradas as tensões estimadas pela Equação (11), aplicando-se a correção para as tensões da armadura interna, conforme fatores obtidos através do FRAES, Figura 34, e as pressões lidas pelo sensor de pressão do teste. Os resultados das

trações estimadas pela Equação (12) são apresentados na Tabela 6. As trações divergem de -4% a 12% em relação às aquelas medidas pela célula de carga do teste.

O dano à fadiga, calculado considerando as trações estimadas pela Equação (12), foi de 0,062, sendo afetado principalmente pela atenuação das tensões alternadas. Os resultados do ENDFLEX para as tensões dos arames no conector, as correções para tensão média, assim como os fatores de concentração de tensão são apresentados na Tabela 6 – Comparação das trações do corpo obtidas pela Equação (12) com as medidas no teste. Tabela 7.

Tabela 6 – Comparação das trações do corpo obtidas pela Equação (12) com as medidas no teste.

	Dados Teste		Equação (12)			
	(% tração de falha)					
	Tração Mínima	Tração Máxima	Tração Mínima	% ¹	Tração Máxima	% ¹
Bloco 1	8,60%	31,56%	8,76%	101,90%	31,38%	99,42%
Bloco 2	6,91%	24,73%	7,42%	107,44%	23,92%	96,72%
Bloco 3	7,85%	23,62%	8,81%	112,24%	23,15%	97,99%

1- Percentual da tração estimada pela equação (12) em relação a tração medida pelo sensor de carga do teste.

Tabela 7 – Resultados do ENDFLEX para o cálculo do dano à fadiga na região do conector para as trações estimadas pela Equação (12) e as medidas no teste.

Bloco	$\sigma_{armadura\ externa}^1$		$\sigma_{end\ fitting}^1$		SCF	SCF	$\sigma_{alt_corr_EF}^1$	Curva SN AR [7]			Dano
	Med.	Alt.	Med.	Alt.				Med.	Alt.	$\sigma_{alt_corr_RSN_EF}^1$	
1 - Teste	390,6	112,6	749,5	141,9	1,919	1,259	198,8	193,2	386,4	2,05E+06	0,0005
2 - Teste	341,3	87,1	688,5	107,9	2,017	1,239	142,3	140,2	280,4	7,40E+06	0,0541
3 - Teste	342,5	78,0	689,1	96,4	2,012	1,236	127,2	125,7	251,4	1,22E+07	0,0326
1 - Eq. (12)	390,4	110,2	749,3	139,4	1,919	1,265	195,4	190,0	380,0	2,19E+06	0,0005
2 - Eq. (12)	339,4	80,1	686,6	100,7	2,023	1,258	132,6	130,9	261,8	9,73E+06	0,0411
3 - Eq. (12)	343,5	70,4	690,1	88,7	2,009	1,260	117,2	116,0	232,0	1,98E+07	0,0201

1 - Valores de tensão em MPa.

A Figura 48 apresenta o comportamento das trações estimadas pela Equação (12) e aquelas medidas pela célula de carga da bancada, para um ciclo de cada bloco de carregamento do teste. Como se pode observar, há um maior erro na estimativa das trações mais baixas do que para as trações mais altas, as quais são próximas das trações lidas pela célula de carga. Uma vez que as trações mais baixas são bem menores que aquelas a que a linha seria submetida após a instalação do riser e, para as trações mais altas, a carga estimada pela Equação (12) se aproxima das trações do teste, pode-se assumir que a Equação (12) seja aplicável para estimativa das cargas de topo do riser.

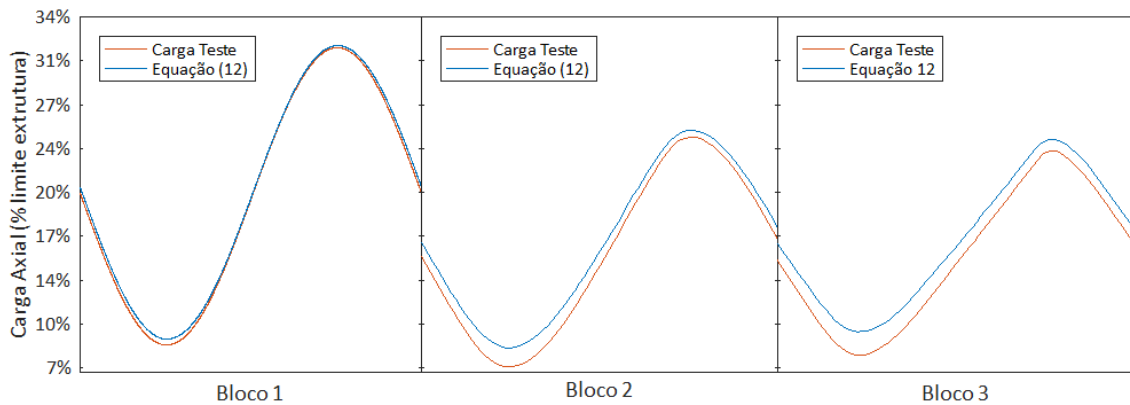


Figura 48 – Comparação tração real x estimada pela Equação (12).

5.3 Avaliação dos Dados de Campo

A avaliação dos dados de campo foi feita para dois risers em configuração *lazy wave* equipados com o sistema MODA. Esses risers estão instalados na mesma unidade flutuante, ancorada em uma lâmina d'água de 2200 m. Os suportes de cada riser estão afastados 15 m entre si, sendo o riser 1 o mais extremo e o riser 2 o mais próximo ao centro de movimentos da unidade. Os dados de deformação do MODA foram adquiridos em uma frequência de 2 Hz, já os demais parâmetros utilizados nas análises, como pressão e movimentos da unidade, a uma taxa de 1 Hz.

A primeira avaliação consiste em verificar o comportamento das deformações dos arames, verificando a dispersão das medidas, amplitudes e comportamento do sinal em função dos carregamentos resultantes da pressão interna do duto e movimentos da unidade flutuante.

A Figura 49 apresenta as deformações dos arames do riser 1 para dois instantes, t_1 e t_2 , intervalados de 2 meses, para pressões internas iguais a 66% e 58% da pressão de projeto, respectivamente, com referencial de deformação definido para a linha descarregada (tração = 0 kN, pressão interna = 0 MPa). Já a Figura 50 apresenta as deformações dos arames do mesmo riser para os mesmos instantes t_1 e t_2 em um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1640 kN, pressão interna = 0 MPa). Conforme citado anteriormente, no item 4.2.1, a escolha desse ponto foi apenas para facilitar a comparações das deformações lidas pelo MODA, de forma que elas fossem positivas. Como se pode verificar na Figura 50 as deformações dos arames são mais homogêneas devido a atenuação das deformações

causadas pela flexão dos arames, conforme exposto no item 4.2.1. O comportamento das deformações entre os arames tende a permanecer constante ao longo do tempo, conforme pode ser verificado na Figura 51, cujo espaçamento entre as medidas é de 1 mês.

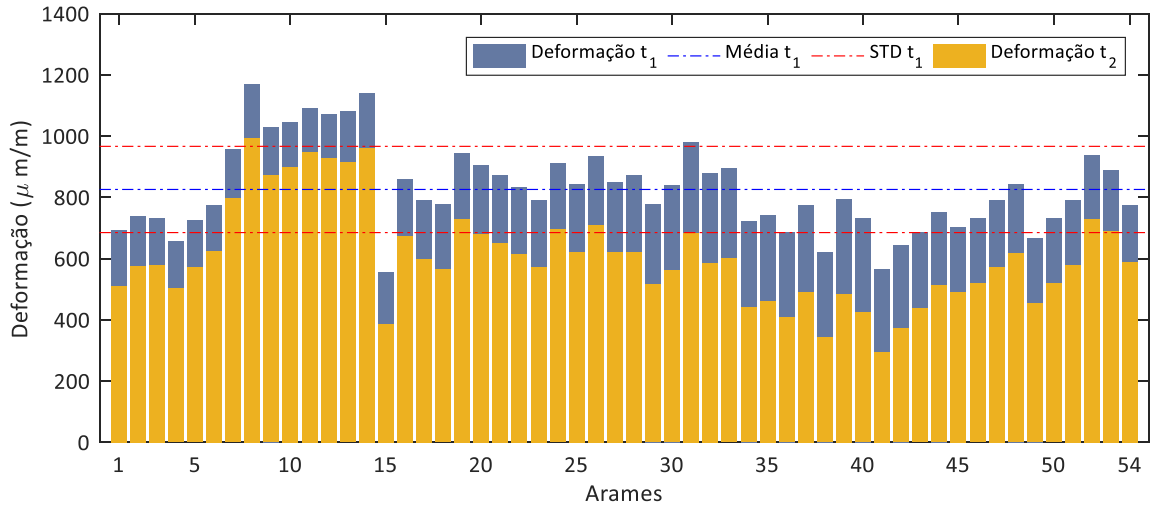


Figura 49 – Medidas de deformação do MODA com referencial dos sensores para condição da linha descarregada (tração = 0 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 1.

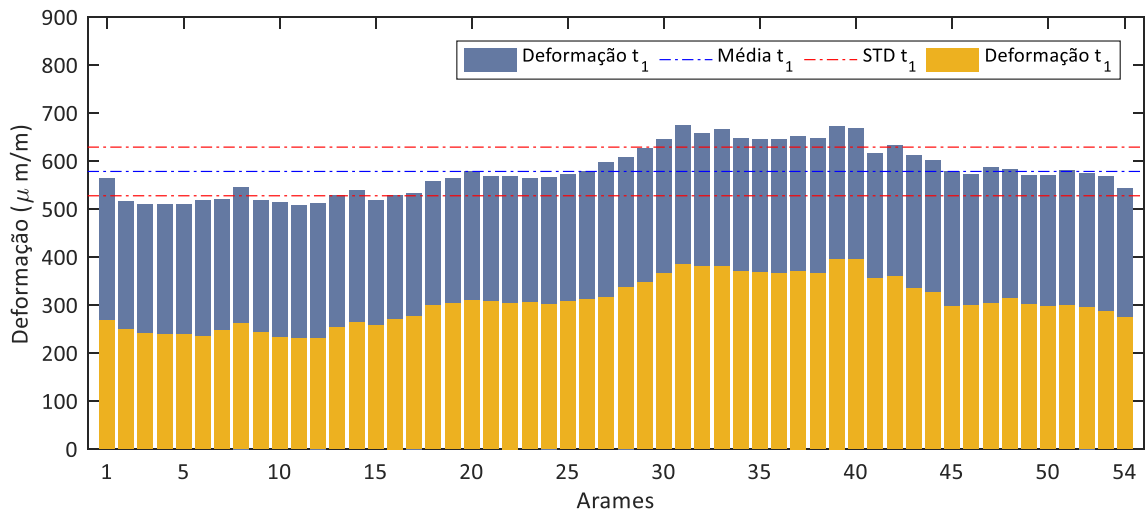


Figura 50 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1640 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 1.

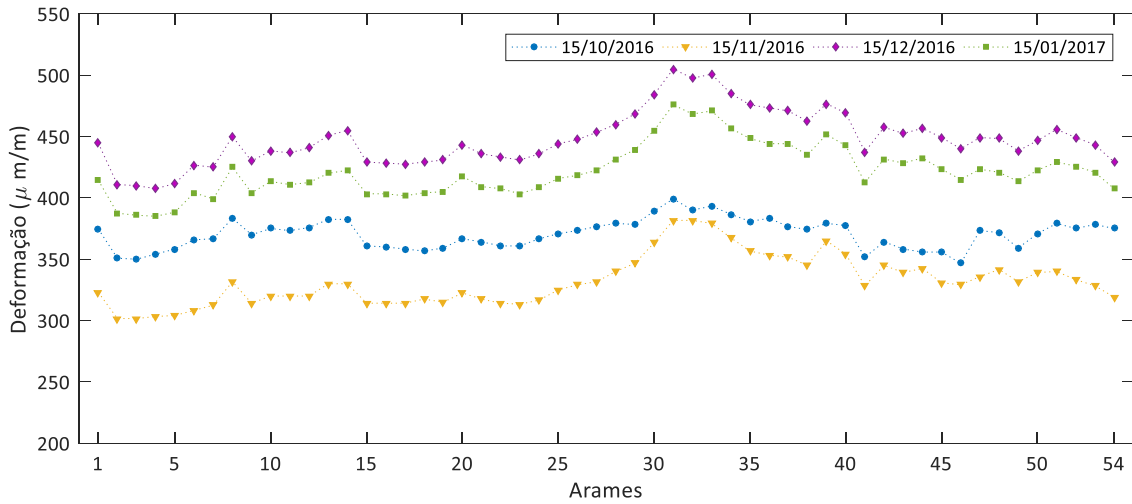


Figura 51 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1640 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 1, com intervalos de medição de 1 mês.

Para o riser 2 a mesma avaliação é mostrada na Figura 52 e Figura 53. Para ambos os casos as deformações dos arames, no geral, mantêm o mesmo comportamento ao longo do tempo, sendo o espaçamento das medidas entre t_1 e t_2 também de 2 meses. Diferentemente do riser 1, o riser 2 encontrava-se fora de operação, com pressão interna igual a 4% da pressão de projeto da linha, conseqüentemente com uma tensão dos arames inferior ao riser 1.

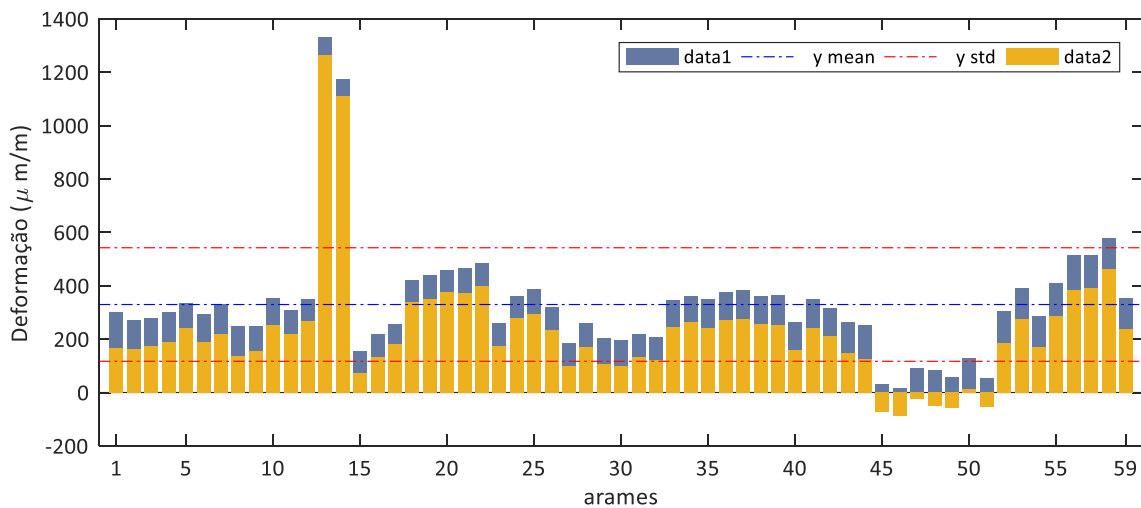


Figura 52 – Medidas de deformação do MODA com referencial dos sensores para condição da linha descarregada (tração = 0 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 2.

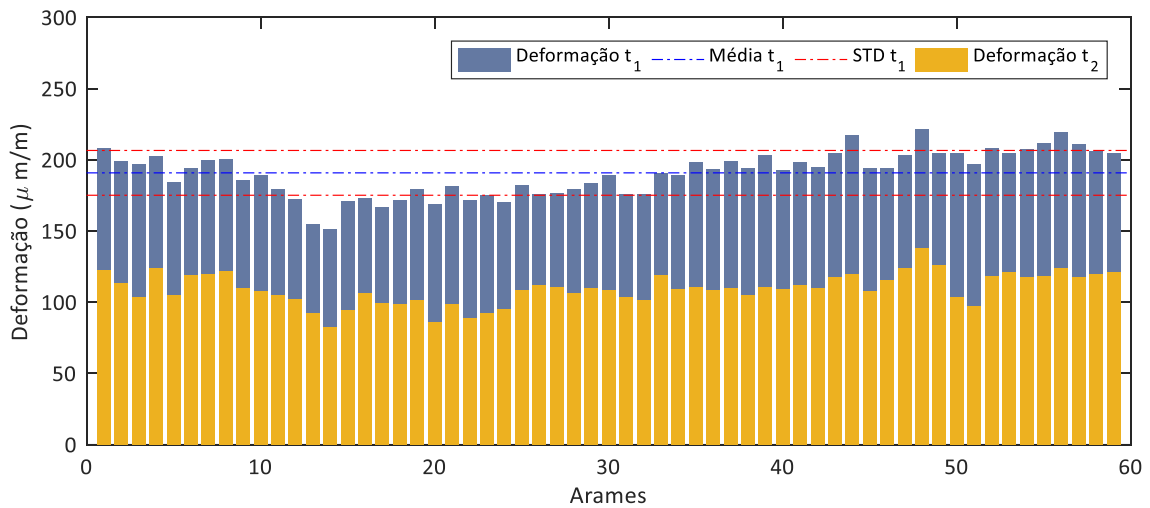


Figura 53 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1100 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 2.

Assim como o riser 1, o comportamento das deformações entre os arames também se mantém constante, mesmo a linha estando despressurizada, Figura 54.

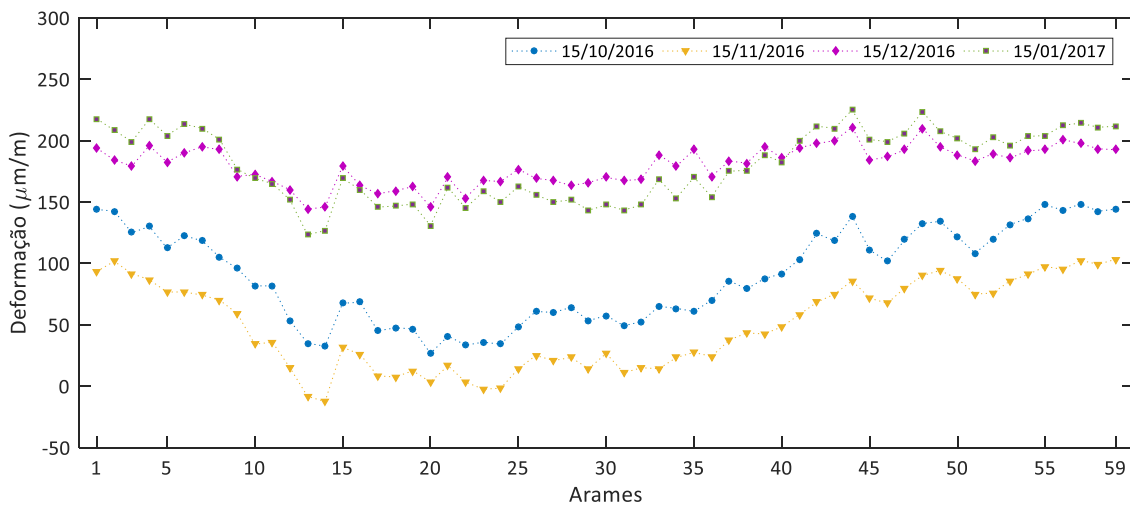


Figura 54 – Medidas de deformação do MODA para um referencial de deformação definido após a instalação da linha (tração = 1100 kN, pressão interna = 0 MPa), riser 2, com intervalos de medição de 1 mês.

A Figura 55 mostra a variação da deformação em função da variação da pressão interna do duto para o riser 1. Pode-se notar que a deformação média possui perfil idêntico ao da variação da pressão. A variação de tensão estimada através da equação (13) para os instantes t_1 e t_2 foi comparada com a variação de tensão calculada pelo FRAES para os dois pontos. A tração média do duto para os instantes t_1 e t_2 foram calculadas modelando-se o riser em *software* de elementos finitos para as condições de

contorno conhecidas (posição da unidade, densidade do fluido interno e *as built* de instalação), sendo a tração para ambos os momentos iguais a 1678 kN. A diferença entre os resultados foi de apenas 3%, sendo de 18,1 MPa a variação de tensão calculada pelo FRAES e 17,6 MPa a calculada pela Equação (13). Esse resultado corrobora com aqueles apresentados no item 5.2, indicando a aplicabilidade da equação (13).

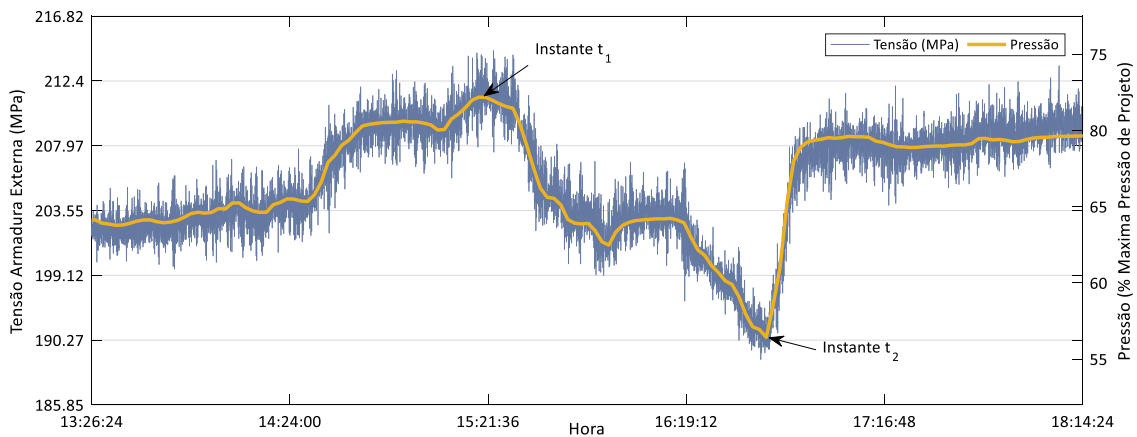


Figura 55 – Variação da tensão dos arames em função da variação da pressão interna do riser 1.

Conforme apresentado nas Figuras 51 e 54, as amplitudes de deformação dos arames são bastante similares, indicando que o uso da deformação média dos arames não afetará significativamente o resultado das tensões alternadas estimadas pela Equação (13). As Figuras 55 e 56 mostram o comportamento das deformações dos arames em relação à deformação média deles. Para períodos de maiores amplitudes de deformações, a média tem pequena diferença em relação às deformações dos arames, no entanto para baixas amplitudes, a média acaba sendo atenuada devido ao descolamento das fases das deformações dos arames, possivelmente causadas por vibrações da estrutura ou choque de ondas no riser, transferindo pequenas cargas de momento ao topo. Embora a deformação média seja atenuada para ciclos de baixa amplitude, esses ciclos representam tensões inferiores a 2 MPa, causando pouco impacto no cômputo da vida à fadiga, conforme verificado nas análises de fadiga teóricas.

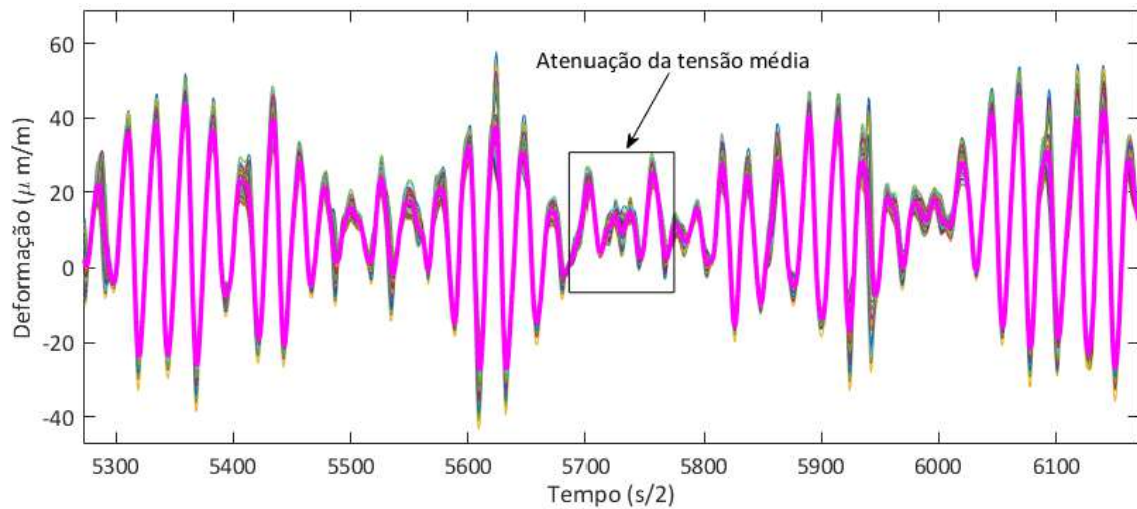


Figura 56 – Comparação da deformação média com a deformação dos arames, riser 1.

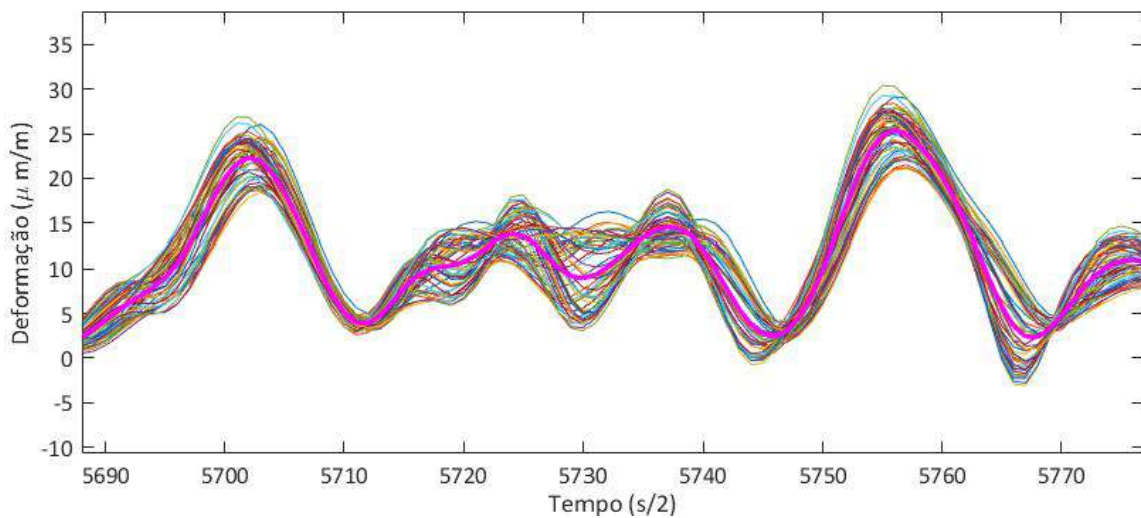


Figura 57 – Atenuação da deformação média pela defasagem de fase das deformações, Riser 1.

Avaliadas as deformações dos arames, cabe verificar se o comportamento do sinal está acompanhando os deslocamentos impostos ao suporte pelo movimento da unidade flutuante. Para essa avaliação, os movimentos da unidade nos seis graus de liberdade foram monitorados. A Figura 58 apresenta o sistema de coordenadas utilizado. Os dados registrados pelo equipamento, localizado na sala de telecomunicações da unidade, foram transferidos para o centro de movimento da unidade e deste para os suportes dos risers.

Os movimentos predominantes de excitação da linha serão os movimentos verticais, resultantes do *heave*, *pitch* e *roll*, mostradas na Figura 58. Os valores estão

plotados na posição em que a plataforma se encontrava em relação à posição zero do eixo de coordenadas, resultando em um deslocamento da escala de cada uma das componentes em relação ao zero.

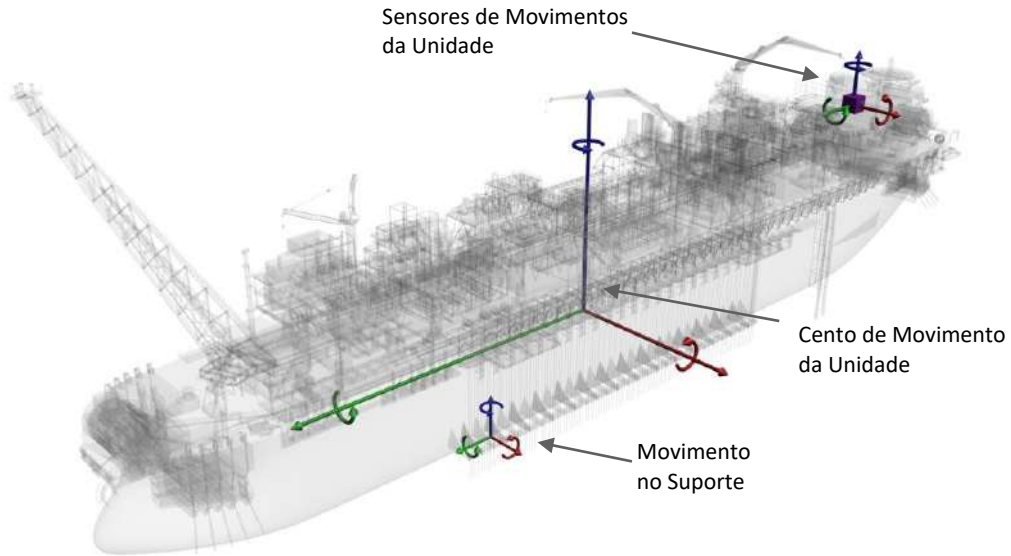


Figura 58 – Sistemas de eixos considerados na análise.

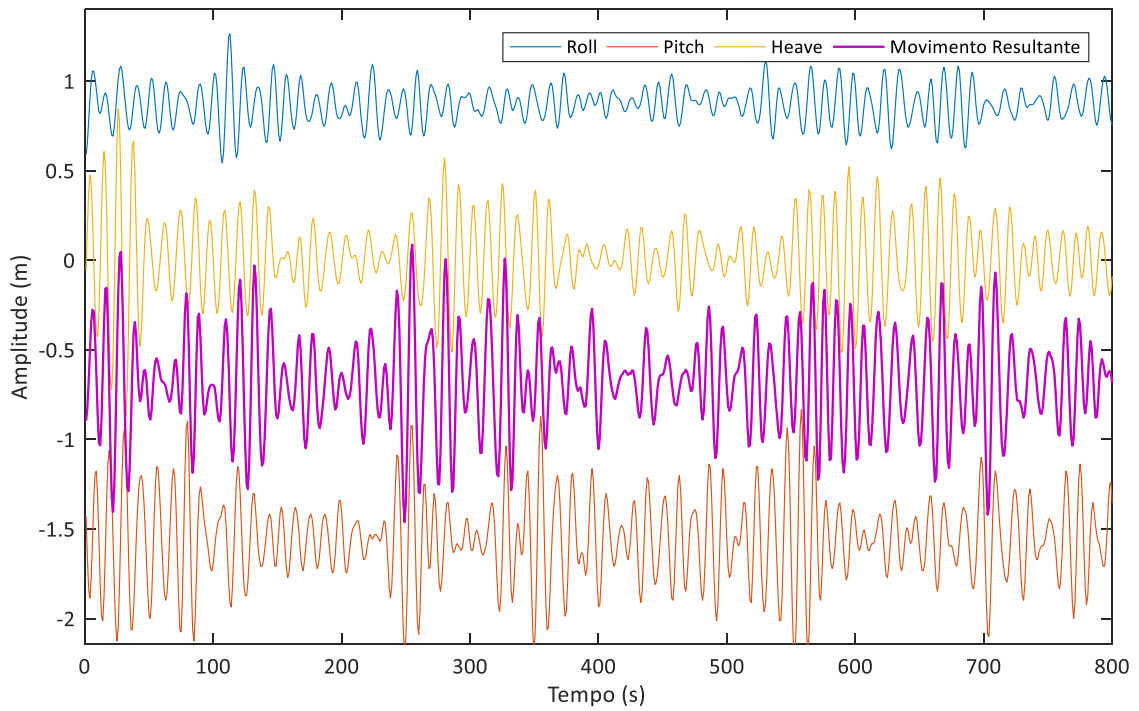


Figura 59 – Amplitude de movimentos verticais do suporte do riser 1, gerados pelos movimentos de *Roll*, *Pitch* e *Heave*.

O comportamento das deformações médias dos arames para um intervalo de tempo é apresentado na Figura 60. Comparando-se com os movimentos do suporte para esse mesmo intervalo, apresentados na Figura 61, aparentemente as deformações correspondem aos movimentos, embora já fossem esperadas algumas diferenças em função de uma série de outros fatores que afetam a dinâmica do riser, além da precisão da localização do centro de movimentos da unidade.

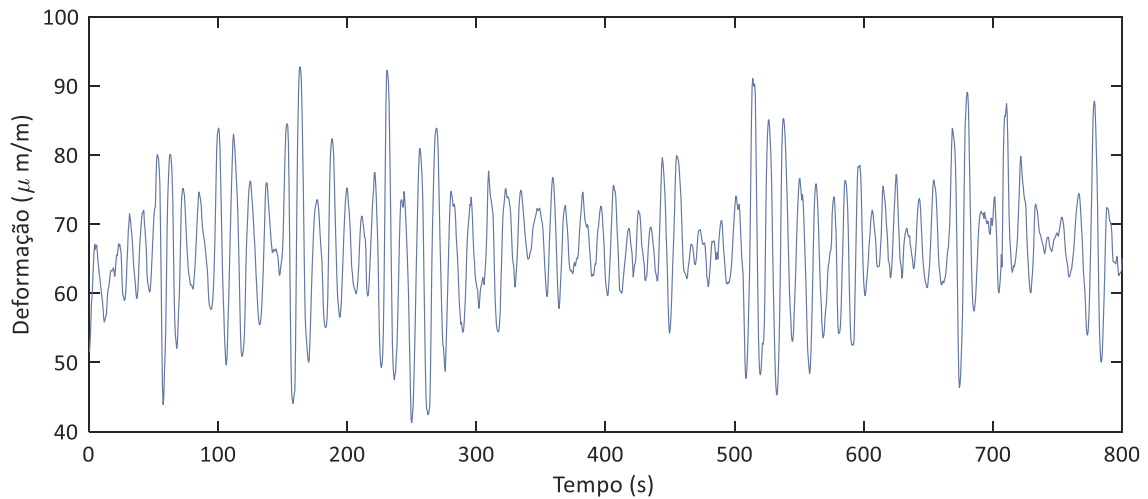


Figura 60 – Deformações médias dos arames do riser 1 para um determinado intervalo de tempo.

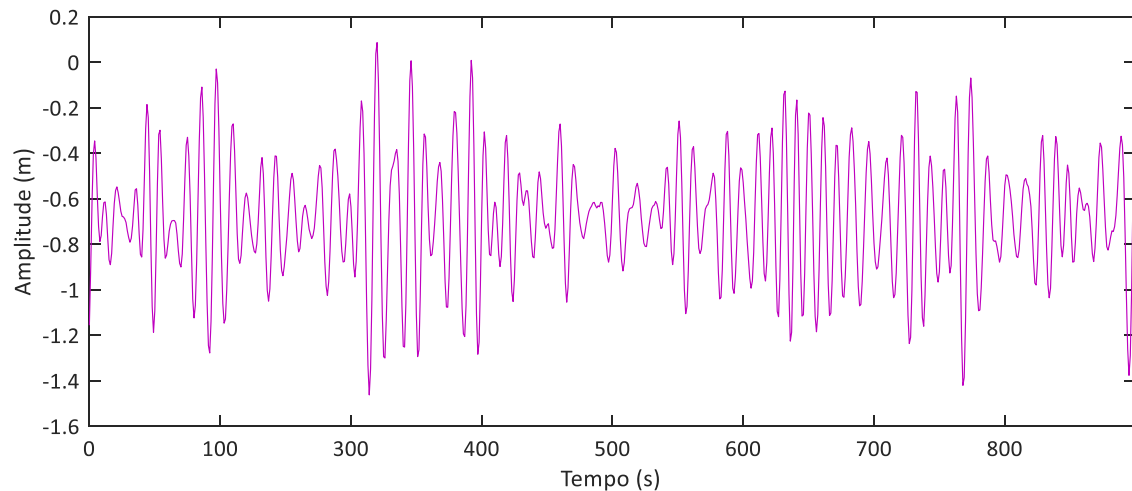


Figura 61 – Movimentos verticais no suporte do riser 1.

Para avaliar se as tensões estimadas a partir da deformação média dos arames pela equação (13) são da mesma ordem de grandeza das tensões impostas pelos movimentos da unidade e pressão interna do duto, foram simuladas duas horas de operação do riser com base nos parâmetros monitorados (pressão interna, densidade do

fluido e movimentos da unidade flutuante). Os resultados são apresentados nas Figuras 62 a 65. O referencial de tensão dos arames para aplicação da equação (13) foi determinado pela carga estática do modelo numérico para o instante inicial do período analisado.

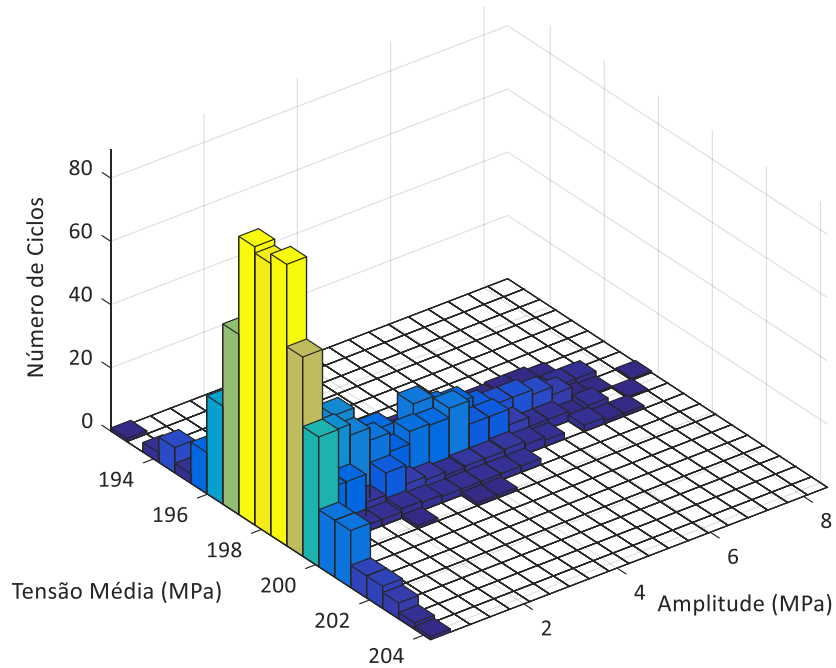


Figura 62 – Resultado da contagem de ciclos para as tensões estimadas a partir da deformação média dos arames, Equação (11).

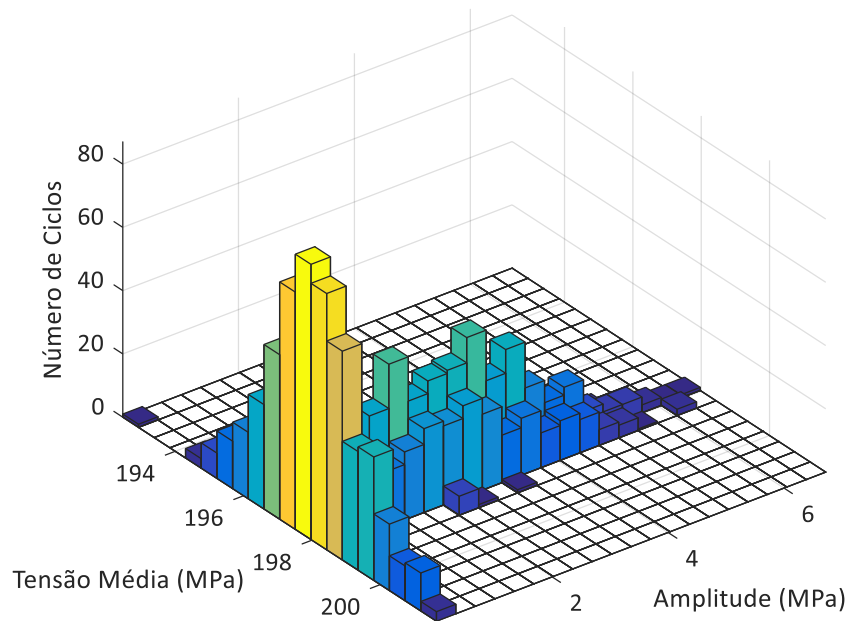


Figura 63 – Resultados da contagem de ciclos para as tensões estimadas a partir do modelo numérico com dados de movimento imposto.

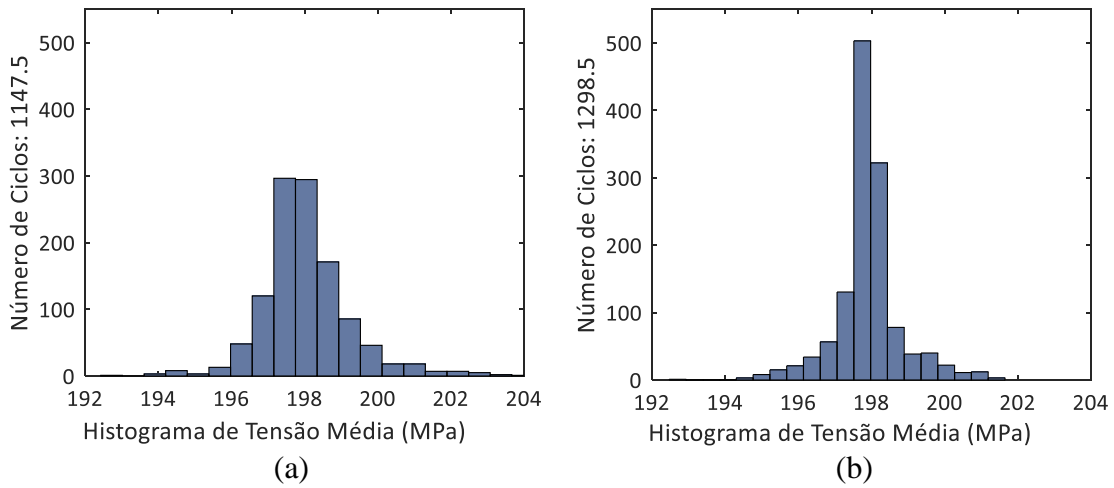


Figura 64 – Histogramas de tensão média. (a) estimada (b) numérico.

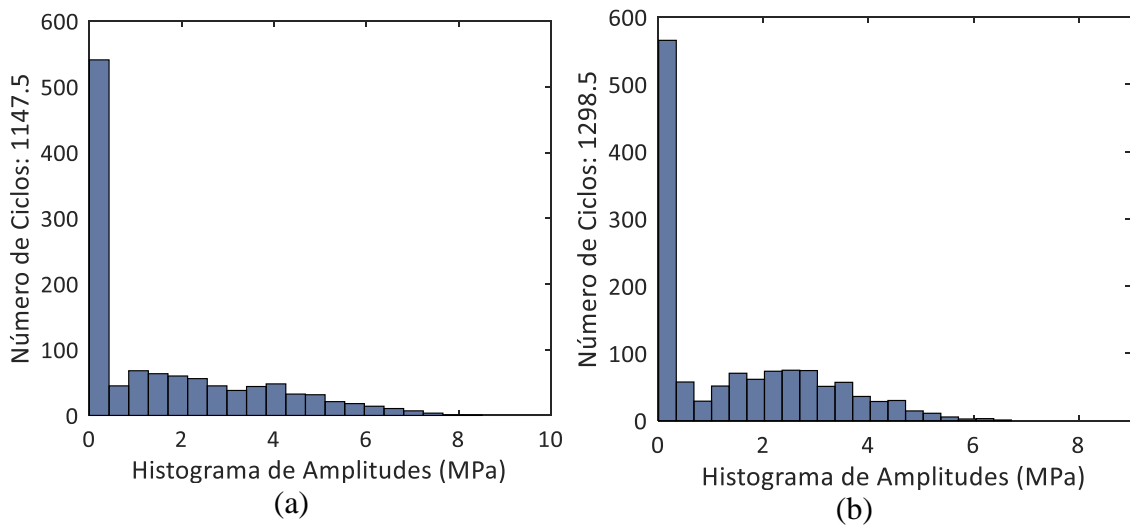


Figura 65 – Histogramas de tensão alternada. (a) estimada (b) numérico.

Embora os resultados apresentem contagens de ciclos diferentes, em função de diversos parâmetros que não são possíveis de se representar no modelo numérico, as amplitudes das tensões estão da mesma ordem de grandeza, indicando que as tensões podem ser obtidas através das deformações dos arames.

A avaliação em termos de dano à fadiga para os risers não foi avaliada devido ao curto período de aquisição dos dados, sendo o dano acumulado nulo ou muito pequeno. Essa avaliação será feita oportunamente assim que mais dados de monitoramento estiverem disponíveis.

5.4 Avaliação do Dano à Fadiga para a Conexão Intermediária

Para avaliação do dano à fadiga dos conectores da primeira conexão intermediária, a partir dos carregamentos medidos no topo, é necessário verificar se as hipóteses levantadas no item 4.2.4 são válidas. Para demonstrar a validade das Equações (15) e (16) foram rodadas duas análises de fadiga determinísticas para dois risers. As características básicas dos dois casos são informadas abaixo:

Caso 1:

- LDA: 2151 m
- Unidade flutuante: FPSO *Turret*
- Total de casos analisados: 3918
- Densidade fluido interno: 854 kg/m³
- Configuração: *lazy wave* (114 tf empuxo)
- Profundidade da corcova: 1330 m
- Posição ancoragem no fundo: 1600 m
- Estrutura de topo: ID 6" / 500 m / 205,9 kgf/m (vazia no ar) / EA = 1,7E+06 kN
- Estrutura intermediária: 1650 m / 184,3 kgf/m (vazia no ar) / EA = 4,4E+05 kN
- Estrutura de fundo: 1050 m / 180,3 kgf/m (vazia no ar) / EA = 5,2E+05 kN

Caso 2:

- LDA: 2140 m
- Unidade flutuante: FPSO *Spread Mooring*
- Total de casos analisados: 788
- Densidade fluido interno: 340 kg/m³
- Configuração: *lazy wave* (179 tf empuxo)
- Profundidade da corcova: 1130 m
- Posição ancoragem no fundo: 1800 m
- Estrutura de topo: ID 6" / 425 m / 282,6 kgf/m (vazia no ar) / EA = 2,2E+06 kN
- Estrutura intermediária: 700 m / 177,9 kgf/m (vazia no ar) / EA = 8,0E+05 kN
- Estrutura de fundo: 2200 m / 169,2 kgf/m (vazia no ar) / EA = 8,0E+05 kN

A Figura 66 apresenta graficamente o Caso 2.

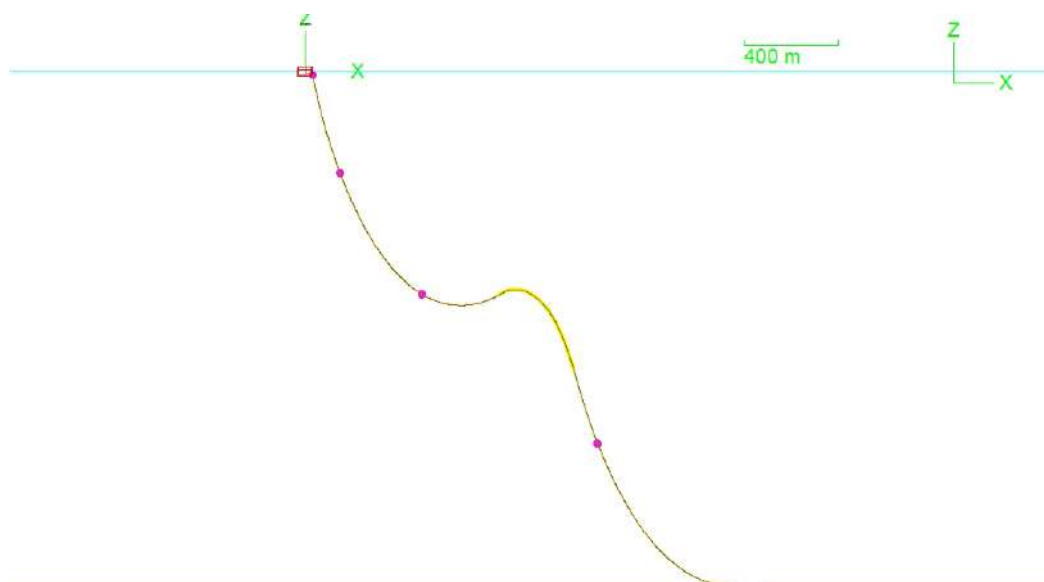


Figura 66 – Representação gráfica da configuração analisada no caso 2.

A primeira etapa consiste em analisar se as diferenças entre as trações estáticas do conector de topo e primeira conexão intermediária, para todos os casos analisados, são próximas. O resultado dessa avaliação é apresentado na Figura 67, na qual se pode verificar que, na maioria dos casos, a diferença é constante. Nos casos em que há maior diferença, os valores divergem em aproximadamente 10% do valor médio. Isso ocorre nos casos de maior amplitude de tração no topo, cujo número de ciclos é pouco representativo no cálculo da vida à fadiga. Assumindo que as diferenças entre as trações estáticas são constantes, pode-se transferir a tração média medida no topo para conexão intermediária com precisão.

Para os carregamentos alternados, pressupõem-se que as cargas possam ser obtidas a partir de um percentual da tração média. A comparação desse percentual é apresentada na Figura 68. Embora haja uma similaridade entre as curvas, há uma diferença em termos percentuais significativa entre as trações, principalmente para os casos de maior amplitude. Avaliando-se os dados da Figura 68, verifica-se que a razão da tração alternada pela tração média na região da conexão intermediária em relação a essa mesma razão para o conector de topo tem um comportamento praticamente constante em todos os casos analisados, sendo 17% superior, Figura 69. Aplicando-se essa diferença como fator de correção, chega-se a razões de amplitudes de tração muito próximos.

Esse fator de correção pode ser determinado durante a fase de engenharia do riser, em que todos os casos de carregamento previstos são analisados, através da comparação das trações de topo com as da conexão intermediária.

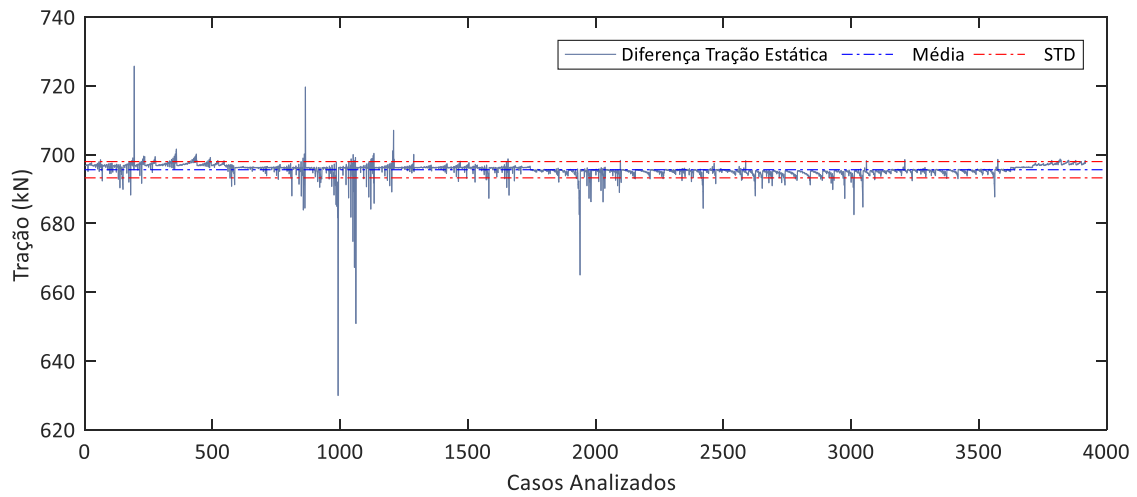


Figura 67 – Diferença entre tração estática de topo e primeira conexão intermediária, caso 1.

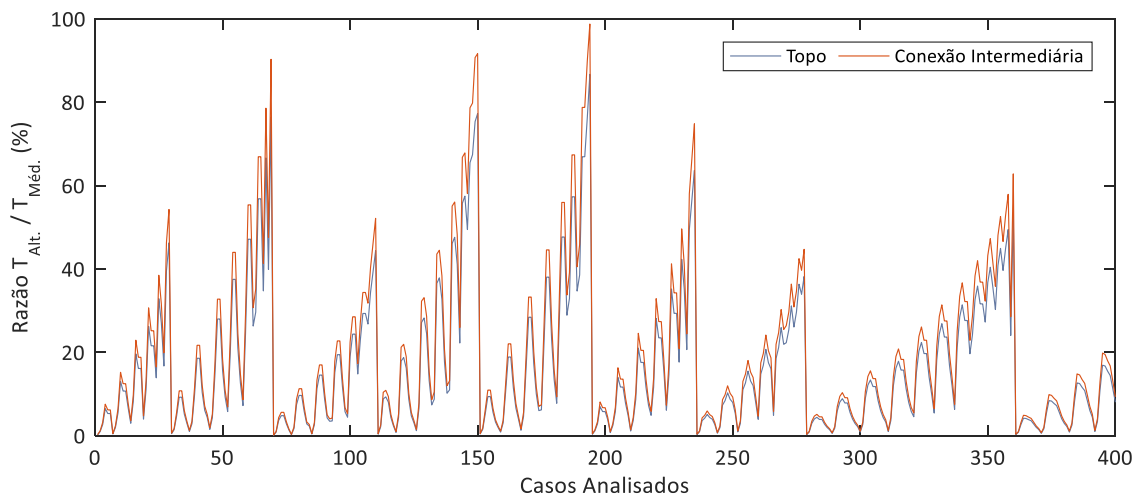


Figura 68 – Comparação do percentual da tração alternada em relação à tração média para o topo e primeira conexão intermediária, caso 1.

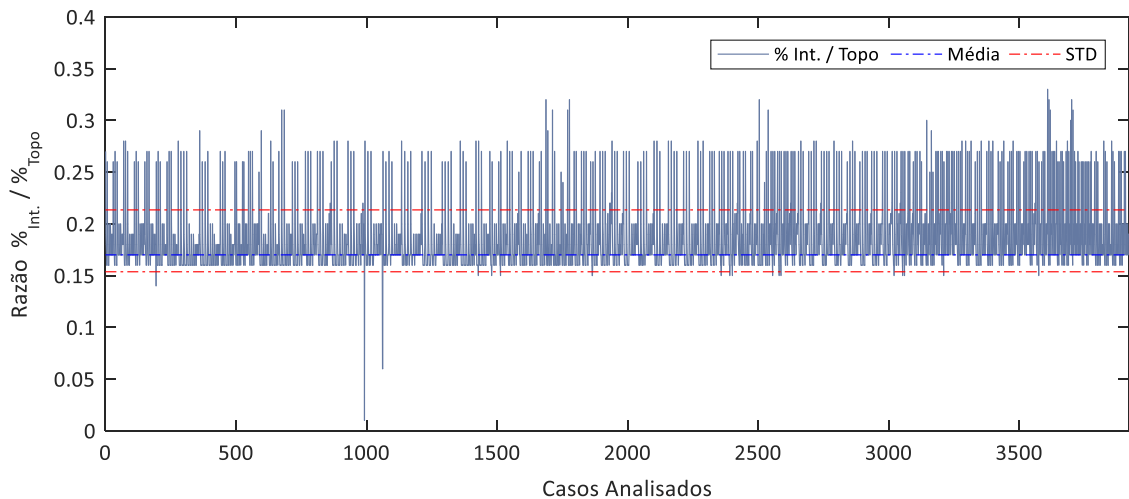


Figura 69 – Razão entre percentual de amplitude da conexão intermediária e topo do riser, caso 1.

Uma vez que, após a aplicação do fator de correção, as razões entre as trações são praticamente idênticas, pode-se utilizar a razão de tensão do topo para determinar as trações alternadas na primeira conexão intermediária, Figura 70.

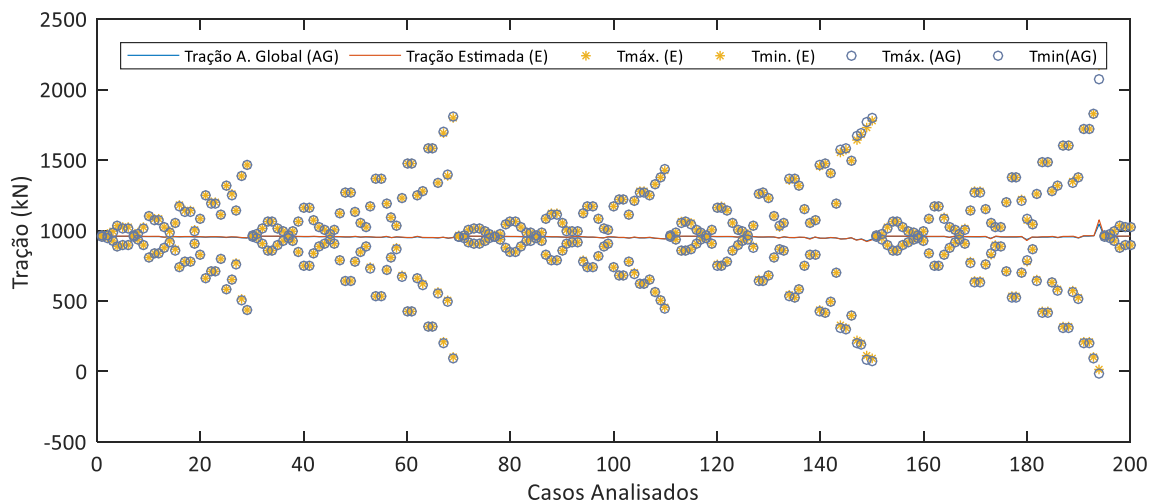


Figura 70 – Comparação das trações estimadas a partir das cargas de topo e trações obtidas da análise global para conexão intermediária, caso 1.

Os resultados mostram uma ótima correlação entre os dados. Para avaliar o impacto dos pequenos desvios encontrados, nos casos de maior amplitude no resultado da fadiga, foi calculado o dano acumulado para as trações estimada e as obtidas na análise global para conexão intermediária. O dano acumulado para as cargas estimadas foi 4% superior ao dano dos carregamentos obtidos da análise global. A pequena diferença entre os resultados confirma a possibilidade de utilização do método para inferir os carregamentos da primeira conexão intermediária a partir da tração do topo.

Para verificar se não há nenhuma coincidência com o caso analisado, o mesmo procedimento foi realizado para o caso 2. Os resultados são apresentados nas Figuras 71 a 74.

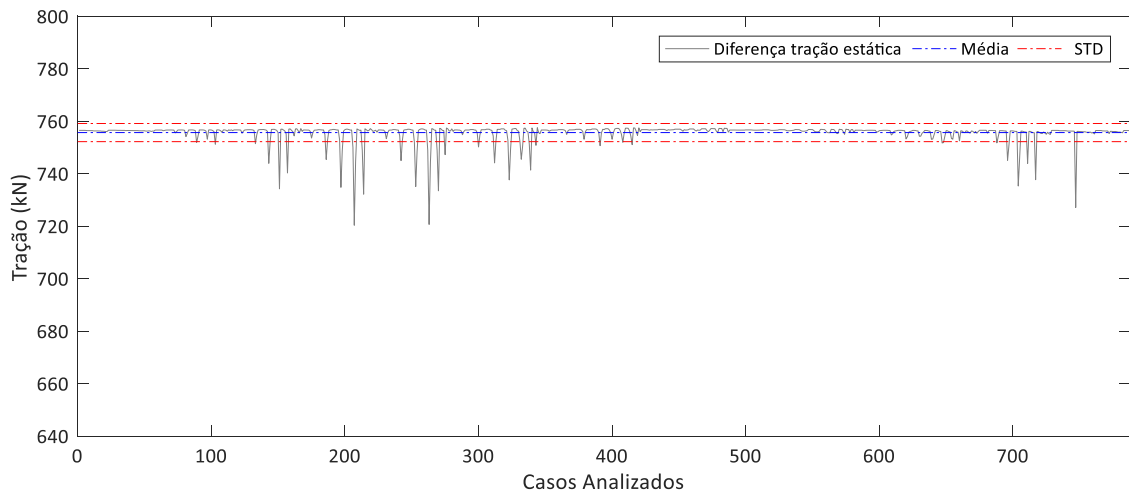


Figura 71 – Diferença entre tensão estática de topo e da primeira conexão intermediária, caso 2.

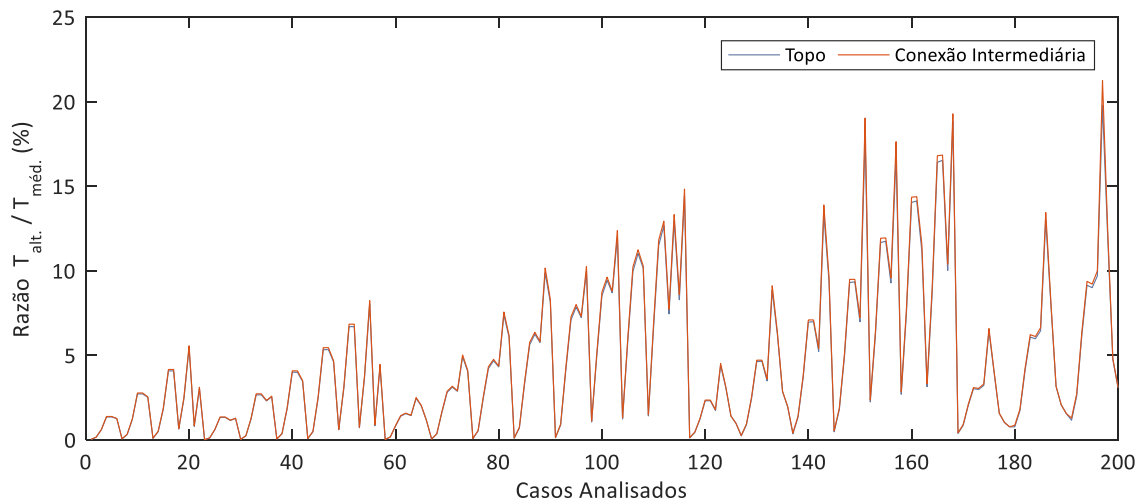


Figura 72 – Comparação do percentual da tração alternada em relação à tração média para o topo e primeira conexão intermediária, caso 2.

Para o caso 2, o fator de correção aplicado foi de 3,2%, obtido através da comparação das tensões dos casos da análise global.

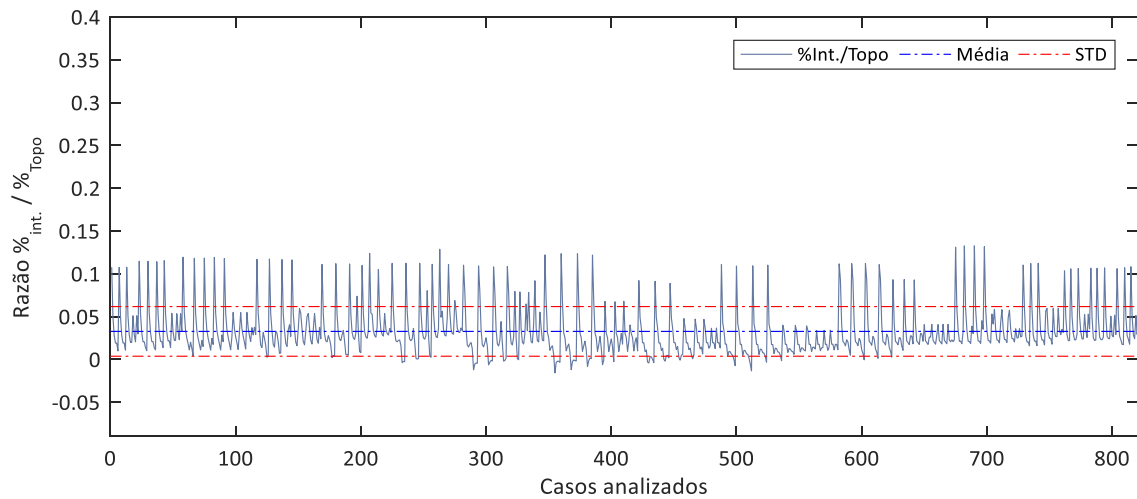


Figura 73 – Razão entre percentual de amplitude da conexão intermediária e de topo do riser, caso 2.

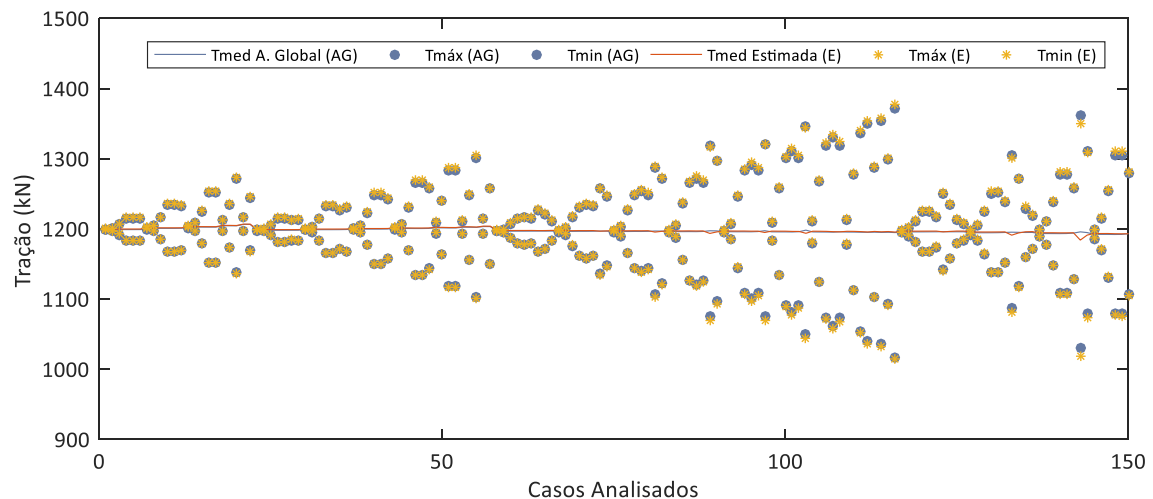


Figura 74 – Comparação das trações estimadas a partir das cargas de topo e trações obtidas da análise global para conexão intermediária, caso 2.

Da mesma forma que o caso 1, os resultados mostram uma boa correlação entre as trações. O dano calculado com base nas cargas estimadas a partir dos carregamentos de topo é 6% superior ao dano calculado com base nas cargas da análise global. Isso confirma a possibilidade de utilização do método para o cálculo da vida à fadiga para conexão intermediária, em que o fator de correção pode ser obtido durante a fase de engenharia. Esse fator irá variar conforme a configuração utilizada, resposta da unidade e posicionamento da conexão. Avaliações preliminares indicam que o método também pode ser utilizado para configurações em catenária livre.

CAPÍTULO 6 – CONCLUSÕES

6.1 Conclusões

A vida à fadiga de risers flexíveis aplicados em águas ultraprofundas é fortemente impactada pelos carregamentos na região de topo do riser, sendo os elementos mais críticos os conectores de topo e da primeira conexão intermediária, além da região do enrijecedor. Como forma de garantir a integridade dos risers flexíveis, as operadoras fazem uso de diversos sistemas para monitoramento de variáveis chave que permitam prever antecipadamente a falha de um duto.

A grande maioria dos sistemas de monitoramento desenvolvidos e aplicados está focada na detecção das condições do anular, que permitem selecionar as curvas S-N que melhor se adequem à operação do duto, e sistemas de detecção de rompimento das armaduras de tração. Embora permitam aumentar a segurança operacional do duto, esses sistemas não dão informações sobre a vida à fadiga remanescente do riser. Essa informação é importante para extensão de vida útil, reutilização das linhas ou até mesmo reavaliação das premissas de projeto.

Em função da confiabilidade do sistema, a Petrobras optou pelo uso do sistema de Monitoramento Ótico Direto dos Arames – MODA – para seu plano de gerenciamento da integridade dos risers flexíveis instalados no pré-sal. Visando aproveitar a estrutura já instalada para conceber um sistema capaz de monitorar a vida à fadiga da conexão de topo e primeira conexão intermediária, neste trabalho foi proposto e avaliado um método para monitoramento da vida à fadiga baseado na leitura das deformações do sistema MODA.

A avaliação do método foi feita com base em dados de um teste dinâmico de fadiga em escala real e de dois risers instalados em uma unidade flutuante ancorada em uma lâmina d'água de 2200 m. O resultado do modelo proposto, para determinação da vida à fadiga do conector de topo, com base nas tensões obtidas a partir da deformação média dos arames da armadura de tração, teve boa correlação com o dano à fadiga previsto para o teste dinâmico, com uma diferença inferior a 7%. Já o dano à fadiga calculado com base nas trações estimadas pelo modelo, necessárias para o cálculo da vida à fadiga na conexão intermediária, foi 30% inferior ao dano calculado para as trações aplicadas no teste, sendo o resultado fortemente impactado pela atenuação das trações alternadas.

Essa atenuação se deve ao erro do modelo para estimativa de tração em baixos carregamentos. Para altos carregamentos, similares aos vistos pelo riser após sua instalação, os valores de tração estimados foram próximos àqueles aplicados no teste.

Para os risers instalados, o comportamento das tensões estimadas a partir das deformações médias dos arames apresentaram boa correlação com as amplitudes de tensão obtidas pela simulação do riser por métodos numéricos, utilizando-se dados de monitoramento do movimento da unidade flutuante. A distribuição do número de ciclos de tensão do modelo proposto difere levemente do número de ciclos do modelo numérico. Pode-se atribuir essa diferença a fatores que não são representados pelo modelo numérico.

O método proposto para transferência dos carregamentos de topo para conexão intermediária apresentou resultados bastante consistentes com erros inferiores a 6% no cálculo do dano à fadiga para os dois casos analisados, confirmando a aplicabilidade do método.

Embora os resultados tenham sido promissores, o estudo do método deverá ser aprofundado para certificar se pode ser aplicado em campo e em outras estruturas de dutos flexíveis, diferentes das analisadas neste trabalho.

O monitoramento contínuo das tensões e cargas de topo poderá ajudar na calibração de modelos de análise global, assim como na revisão de premissas de projetos futuros. Isso possibilitará a redução dos conservadorismos aplicados ao projeto de risers, com conseqüente redução do custo de implantação de sistemas submarinos.

6.2 Recomendações para Trabalhos Futuros

Para certificar que as medições feitas em campo são condizentes com a realidade, estudos adicionais podem ser feitos para outros risers, além do uso de células de carga para confrontar as trações estimadas pelo modelo, tanto na conexão de topo como na conexão intermediária.

O desenvolvimento de um sistema de monitoramento da deflexão do enrijecedor, incorporado ao modelo, permitiria estimar a vida à fadiga para as três regiões de maior criticidade do riser: conexão de topo; enrijecedor e primeira conexão intermediária.

Estudos adicionais com uso dos dados de monitoramento do MODA, movimentos da unidade flutuante e condições meteoceanográficas, poderiam ser feitos de forma a rever os casos de carregamento e fatores de segurança utilizados atualmente nos projetos de risers.

REFERÊNCIAS

- [1] PETROBRAS, Petróleo Brasileiro S.A. Exposição Petrobras em 60 momentos, 1960. **Agência Petrobras.** Disponível em: <<http://exposicao60anos.agenciaPETROBRAS.com.br/decada-1960-momento-11.php>>. Acesso em: 12 fev. 2017.
- [2] ANP, Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis, Superintendência de Desenvolvimento e Produção – SDP. **Boletim da Produção de Petróleo e Gás Natural**, 1 set. 2016.
- [3] SHELL. **Stones.** Disponível em: <<http://www.shell.com/about-us/major-projects/stones.html>>. Acesso em: 12 fev. 2017.
- [4] MORAIS, José Mauro de. **Petróleo em águas profundas: uma história tecnológica da Petrobras na exploração e produção *offshore*.** Brasília: IPEA, 2013.
- [5] API RP 17J, 2014, **Specification for unbonded flexible pipe.** 4. ed., Washington, American Petroleum Institute.
- [6] REAL Life JIP. Interim Report n. 4, Rev. 01, MCS Doc. n. 1-4-5-025-IR04, 12th Jul. 2005.
- [7] CAMPELLO, G. C. **Metodologia de projeto para o sistema de ancoragem de conectores de dutos flexíveis e proposição de nova tecnologia.** 2014. Tese (Doutorado), COPPE/PEC/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [8] ANDERSEN, Bo Asp Moller et al. Producing the intelligent riser: advances in fiber-optic monitoring and visualization applications within flexible risers. In: SPE LATIN AMERICAN AND CARIBBEAN PETROLEUM ENGINEERING CONFERENCE. Society of Petroleum Engineers, 2010.
- [9] LYONS, G. J. et al. Lifetime in-service monitoring of the Emerald instrumented flexible riser. In: INTERNATIONAL OFFSHORE AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE, 3. International Society of Offshore and Polar Engineers, **Anais...** 1993.
- [10] ANP, Agência Nacional do Petróleo. **Resolução ANP n. 41, de 5 nov. 2013.** Regime de segurança operacional de sistemas submarinos e o regulamento técnico do Sistema de Gerenciamento de Segurança Operacional de Sistemas Submarinos – SGSS.
- [11] NIELSEN, Niels-J. Rishoj et al. Managing fatigue in deepwater flexible risers. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE. **Anais...** 2008.
- [12] SIMONSEN, Anders. **Inspection and monitoring techniques for un-bonded flexible risers and pipelines.** 2014. Dissertação (Mestrado) – University of Stavanger, Norway.

- [13] HYBRID risers. **Oil and gas Technologies**, 1 sept. 2012. Disponível em: <<https://oilandgastechnologies.wordpress.com/page/4/>>. Acesso em: 12 fev. 2017.
- [14] LEMOS, Carlos Alberto Duarte de. **Análise de fadiga em risers flexíveis**. 2005. Tese (Doutorado) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE/PENOP/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2005.
- [15] FERGESTAD, Dag et al. **Handbook on design and operation of flexible pipes**. 2014.
- [16] FERET, J. J.; BOURNAZEL, C. L.; RIGAUD, J.. Evaluation of Flexible Pipes' Life Expectancy Under Dynamic Conditions. In: PROCEEDINGS OF THE 18TH OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, OTC 5230, Houston, EUA, **Anais...** 1986.
- [17] BATISTA, R. C.; EBECKEN, N. F. F. **Análise do comportamento mecânico local de tubos flexíveis**, Relatório Técnico ET 15379-A, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, nov. 1988.
- [18] NIESLONY, A. **Rainflow counting algorithm**. Version 1.2. Disponível em: <<https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/3026-rainflow-counting-algorithm>>. Acesso em: 12 fev. 2017.
- [19] BERGE, S.; BENDIKSEN E.; GUDME, J. et al., Corrosion fatigue testing of flexible riser armour – procedures for testing and assessment of design criteria, In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING, 22. OMAE 37327, Cancun, Mexico, **Anais...** jun. 2003.
- [20] COSTACHE, Andrei et al. Improved friction joint with self-locking grips. **Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering**, v. 138, n. 5, p. 051401, 2016.
- [21] MIYAZAKI, Marcelo Noboro Ralim. **Stress analysis of a flexible pipe tensile armor wire during and after the end-fitting mounting**. 103f. 2015. Dissertação (Mestrado) – COPPE/PEC/UFRJ. Disponível em: <http://www.coc.ufrj.br/index.php?option=com_docman&view=document&alias=2596-miyazaki-mnr-tm-15-pdf&category_slug=2015&Itemid=428>. Acesso em: 12 fev. 2017.
- [22] DION, Dominique H. et al. Flexible pipe integrity monitoring: a new system to assess the flexible pipe annulus condition. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE. Offshore Technology Conference, **Anais...** 2010.
- [23] FLEXLIFE, 2010, **An integrated approach to flexible pipe management**, viewed on May 13 2014, Disponível em: <<http://www.oilandgasuk.co.uk/downloadabledocs/810/7>>. Acesso em: 2 fev. 2012.
- [24] FELIX-HENRY, A. et al. distributed temperature monitoring of flexible risers on the Dalia Field. **Proc. DOT2007**, Stavanger, 2007.

- [25] MARINHO, M. G. et al. Surface monitoring techniques for a continuous flexible riser integrity assessment. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE. Offshore Technology Conference, **Anais...** 2007.
- [26] SOARES, Sergio Damasceno; CAMERINI, C. S.; DE SANTOS, J. M. C. Development of flexible risers monitoring methodology using acoustic emission technology. In: PROCEEDINGS OF THE OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, **Anais...** Oct. 2009.
- [27] CAMERINI, Murilo Giron. **Monitoramento de risers flexíveis através de técnica baseada em vibrações**. 94f. 2012. Dissertação (Mestrado) – PUC-Rio. Disponível em: < <https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/20697/20697.PDF>>. Acesso em: 12 fev. 2017.
- [28] MCCARTHY, John C. et al. Non-invasive magnetic inspection of flexible riser structural integrity. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE. Offshore Technology Conference, **Anais...** 2009.
- [29] MCCARTHY, John Charles et al. MAPS-FR Structural integrity monitoring for flexible risers. In: INTERNATIONAL OFFSHORE AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE, 22. International Society of Offshore and Polar Engineers, **Anais...** 2012.
- [30] PIPA, D.; MORIKAWA, S.; PIRES, G.; CAMERINI, C.; SANTOS, J. M. Flexible riser monitoring using hybrid magnetic/optical strain gage techniques through RLS adaptive filtering, **EURASIP Journal on Advances in Signal Processing**, v. 2010, n. 1, p. 176203, 2010.
- [31] SIMÕES, Tiago Baltar. **Monitoramento de risers flexíveis com sensores a fibra óptica**. 2011. Tese (Doutorado). DEM/PUC-Rio. Disponível em: < https://www.maxwell.vrac.puc-rio.br/18538/18538_1.PDF>. Acesso em: 12 fev. 2017.
- [32] MORIKAWA, Sérgio R.K. et al. New advances in flexible riser monitoring techniques using optical fiber sensors. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OCEAN, OFFSHORE AND ARCTIC ENGINEERING, 31. American Society of Mechanical Engineers, **Anais...** 2012. p. 793-798.
- [33] PETROBRAS, Petróleo Brasileiro S.A. **Relatório Tecnologia Petrobras**, 2014. Disponível em: <https://issuu.com/estantepetrobras/docs/relatorio_tecnologia_petrobras_2014/37?e=5705057/30221266>. Acesso em: 12 fev. 2017.
- [34] CAMPELLO, George Carneiro; MORIKAWA, Sergio Ricardo Kokay. **Scuttle for the monitoring and inspection of a flexible riser**. U.S. Patent n. 9,022,123, 5 maio, 2015.