CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

AVALIAÇÃO DOS EFEITOS DA PRESSÃO PARCIAL DE CO_2 NO PROCESSO DE CORROSÃO-FADIGA EM ARMADURAS DE TRAÇÃO DE DUTOS FLEXÍVEIS

Fábio Pinheiro dos Santos

Dissertação de Mestrado apresentada ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Orientadores:

Luís Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.

Paulo Pedro Kenedi, D.Sc.

Rio de Janeiro

Setembro/2011

AVALIAÇÃO DOS EFEITOS DA PRESSÃO PARCIAL DE CO_2 NO PROCESSO DE CORROSÃO-FADIGA EM ARMADURAS DE TRAÇÃO DE DUTOS FLEXÍVEIS

Dissertação de Mestrado apresentada ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Fábio Pinheiro dos Santos

Aprovada por:

Presidente, Prof. Luís Felipe Guimarães de Souza,D.Sc. (Orientador)

Prof. Paulo Pedro Kenedi, D.Sc. (Co-orientador)

Prof. Hector Reynaldo Meneses Costa, D.Sc.

Prof. Ivan Napoleão Bastos, D.Sc. (UERJ-IPRJ)

Rio de Janeiro
Setembro/2011

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

S237 Santos, Fábio Pinheiro dos
Avaliação dos efeitos da pressão parcial de CO2 no processo de corrosão -fadiga em armaduras e tração de dutos flexíveis / Fábio Pinheiro dos Santos .—2011.
xv, 95f. : il.col. ; enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca , 2011.
Bibliografia : f. 91-94
Orientadores : Luís Felipe Guimarães de Souza [e] Paulo Pedro Kenedi
Inclui apêndice

1.Engenharia mecânica 2.Engenharia de materiais 3.Pré-Sal 4.Sistemas submarinos de produção 5.Fadiga por corrosão 6.Dutos flexíveis I.Souza, Luís Felipe Guimarães de (orient.) II.Kenedi, Paulo Pedro (orient.) III.Título.

CDD 620.1

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais,

Paulo Ronaldo Andrade dos Santos *e*
Fátima Pinheiro dos Santos

à minha esposa,

Kellen Gonçalves Siqueira dos Santos

AGRADECIMENTOS

*Ao meu **Deus** pelo seu infinito amor e fidelidade que sempre demonstrou por mim e que fez cumprir em minha vida, todas as suas promessas. Obrigado **Senhor**, por todas as conquistas que tu me destes.*

*Aos meus queridos e amados **pais** pelo amor, carinho, dedicação, valores, educação e suporte durante toda a minha vida, aos quais, devo minha eterna gratidão.*

*À minha **esposa**, que sempre esteve presente na minha vida acadêmica, desde a adolescência até hoje, dando-me o seu apoio, amor, carinho, afeto e atenção.*

*À **Wellstream do Brasil ltda** pelo suporte e apoio ao programa de pesquisa com o financiamento dos testes e representação do artigo relacionado apresentado na OTC Houston 2011.*

*Ao Vice-Presidente de Tecnologia da Wellstream do Brasil **Judimar Clevelario** pelo apoio e incentivo aos programas de pesquisa da Tecnologia Brasil.*

*Ao amigo **Fabio de Souza Pires**, Gerente de Materiais e Desenvolvimento de Produto da Wellstream do Brasil, pela sua humildade, amizade, paciência, orientações e experiências de trabalho transmitidas, que com certeza foram de extrema importância tanto para a conclusão deste trabalho como para a minha vida profissional.*

Aos meus orientadores pela dedicação e conhecimento transmitido durante minha vida acadêmica e pelo suporte e ensinamentos transmitidos para finalização deste trabalho.

RESUMO

AVALIAÇÃO DOS EFEITOS DA PRESSÃO PARCIAL DE CO_2 NO PROCESSO DE CORROSÃO-FADIGA EM ARMADURAS DE TRAÇÃO DE DUTOS FLEXÍVEIS

Fábio Pinheiro dos Santos

Orientadores:

Luís Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.

Paulo Pedro Kenedi, D.Sc.

Resumo da Dissertação de Mestrado submetida ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

O presente trabalho apresenta a avaliação dos efeitos da pressão parcial de CO_2 no comportamento de corrosão-fadiga das armaduras de tração utilizadas em dutos flexíveis. O escopo do trabalho desenvolvido compreendeu a concepção de um dispositivo de fixação para o ensaio de corrosão-fadiga em ambientes com 3 e 15 bar de CO_2 ,avaliando-se o efeito gerado por essas pressões parciais, mas mantendo inalteradas outras variáveis de teste tais como a configuração do teste, a freqüência, fornecedor das armaduras e lote de material. Foi possível quantificar os efeitos da pressão parcial de CO_2 no ciclo de vida em fadiga dos arames de armaduras de tração, observando-se que há, para determinadas aplicações, uma redução expressiva da vida em serviço do material, gerando assim dados experimentais relevantes para suportar o projeto de dutos flexíveis para utilização nesses ambientes severos.

Palavras-Chave:

Dióxido de carbono; Corrosão-fadiga; Dutos flexíveis

Rio de Janeiro

Setembro/2011

ABSTRACT

EVALUATION OF CO_2 PARTIAL PRESSURE EFFECTS IN THE FATIGUE-CORROSION PROCESS OF FLEXIBLE PIPES TENSILE ARMOURS

Fábio Pinheiro dos Santos

Advisors:

Luís Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.

Paulo Pedro Kenedi, D.Sc.

Abstract of dissertation submitted to Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia dos Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ as partial fulfillment of the requirements for degree of Master in Mechanical Engineering and Materials Technology.

This work presents the evaluation of the effects of the CO_2 partial pressure on the corrosion fatigue behavior of tensile armor wires used in flexible pipes. The scope of the developed work focused on the design of a fatigue-corrosion test fixture for tensile armor wires in environments with 3 and 15 bar CO_2, evaluating the effects generated by these partial pressures, whilst maintaining the consistency of the other test variables, such as test setup, frequency, media, tensile armour wire supplier and material batch. It was possible to quantify the effects of the CO_2 partial pressure on the fatigue service life of tensile armour wires in flexible pipes, noting that, for certain applications, there is a significant reduction of the material service life, which generated an important experimental data to support flexible pipes design for such harsh environments.

Keywords:

Carbon dioxide; Fatigue-corrosion; Flexible pipes

Rio de Janeiro

September / 2011

Sumário

Capítulo I - Introdução 1
Capítulo II – Considerações Iniciais 3
II.1 A Produção Offshore no Brasil 3
II.2 A Região do Pré-Sal 4
II.3 Sistemas Submarinos de Produção 5
II.3.1 Unidade Estacionária de Produção 5
II.3.2 Poços 6
II.3.3 Arranjo Submarino 6
II.4 Dutos Flexíveis 8
II.4.1 Dutos Flexíveis de Coleta 8
II.4.2 Dutos Flexíveis de Exportação 8
II.4.3 Risers e Flowlines 9
II.4.3.1 Risers 9
II.4.3.1.1 Principais Configurações de Instalação 10
II.4.3.1.1.1 Catenária Livre (Free Hanging) 10
II.4.3.1.1.2 Configuração Lazy Wave 11
II.4.3.1.1.3 Configuração Steep Wave 11
II.4.3.1.1.4 Configuração Steep – S 12
II.4.3.1.1.5 Configuração Lazy – S 12
II.4.3.2 Flowlines 13
II.4.4 Características Estruturais e Mecânicas 13
II.4.4.1 Classificações Estruturais 13
II.4.4.1.1 Construção da camada mais interna 13
II.4.4.1.2 Tipo de Parede 14
II.4.5 Camadas típicas 15
II.4.5.1 Carcaça Intertravada 16
II.4.5.2 Camada Interna ou Barreira de Pressão 16
II.4.5.3 Armaduras de Pressão 16
II.4.5.4 Armaduras de Tração 17
II.4.5.5 Capa Externa 18
II.4.6 Camadas de Projeto 18
II.4.6.1 Fitas de Alta Resistência 18
II.4.6.2 Isolamento Térmico 19
II.4.6.3 Camadas Anti-Atrito 19
II.5 Condições de Aplicação em Campo 19

II.5.1 Espaço Anular 20
II.5.1.1 Predição da Composição Permeada no Anular 20
II.6 Objetivo deste trabalho 21
II.7 Escopo do Programa 23
Capítulo III – Revisão Bibliográfica 24
III.1 Fadiga em Metais 24
III.2 Fases da Vida em Fadiga 28
III.3 Análise de Fadiga 31
III.3.1 Metodologia SN 31
III.3.2 Fatores que Influenciam a Vida em Fadiga 34
III.3.2.1 Tensões cíclicas 34
III.3.2.2 Tensões Flutuantes 36
III.3.3 Critérios para Análise da Influência da Tensão Média 37
III.3.3.1 Soderberg 37
III.3.3.2 Goodman Modificado 38
III.3.3.3 Gerber 38
III.3.4 Efeito da Temperatura 40
III.3.5 Efeito da espessura do corpo de prova 40
III.3.6 O Fenômeno da Corrosão 40
III.3.6.1 Corrosão-Fadiga 41
III.3.6.2 Trincas por Corrosão-Fadiga 42
III.3.6.2.1 Fase de Nucleação 42
III.3.6.2.2 Fase de Propagação 43
III.3.6.3 Fatores que Influenciam no Processo de Corrosão-Fadiga 44
III.3.6.3.1 Frequencia de Carregamento 44
III.3.6.3.2 Ambiente (Pressão de Vapor de Água) 45
III.3.6.3.3 Tamanho de grão 45
III.3.6.3.4 Razão de Tensão 46
III.3.6.3.5 Forma de Onda 46
III.3.6.3.6 Temperatura 46
III.3.6.3.7 Faixa de Intensidade de Tensão 47
III.3.6.3.8 Potencial Eletrolítico do Meio Aquoso 47
Capítulo IV – Materiais e Métodos Experimentais 48
IV.1 Considerações Iniciais 48
IV.1.1 Dispositivo Para Flexão em 4 Pontos 48
IV.1.2 Corpos-de-Prova 49
IV.2 Determinação do Deslocamento Máximo 51

IV.3 Dimensionamento dos Corpos-de-Prova 52
IV.4 Formulação para Obtenção das Tensões 53
IV.4.1 Cálculo das Tensões 54
IV.5 Parâmetros de Fadiga 57
IV.6 Procedimento Experimental 59
IV.6.1 Principais Dispositivos 59
IV.6.2 Célula de Carga 61
IV.6.3 Faixa de Tensões 62
IV.6.4 Preparação dos Ensaios 63
Capítulo V – Resultados 66
V.1 Ensaios 66
V.1.1 Em Ambiente com Solução de 115.000ppm de Cloreto ao Ar 66
V.1.1.1 Corpos-de-Prova 66
V.1.1.2 Parâmetros de Teste 66
V.1.1.3 Monitoramento 66
V.1.2 Em Ambiente com Solução de 115.000ppm de Cloreto com 3 bara de CO_2 68
V.1.2.1 Corpos-de-Prova 68
V.1.2.2 Parâmetros de Teste 68
V.1.2.3 Monitoramento 69
V.1.3 Em Ambiente com Solução de 115.000ppm de Cloreto com 10 bara de CO_2 71
V.1.3.1 Corpos-de-Prova 71
V.1.3.2 Parâmetros de Teste 71
V.1.3.3 Monitoramento 72
Capítulo VI – Discussão 75
VI.1 Análises Pós Teste 75
VI.2 Análise Fractográfica 77
VI.3 Curvas SN 80
VI.3.1 Análise dos dados 80
VI.3.2 Correção da Tensão Média 80
VI.3.3 Curvas Geradas 82
VI.4 Confiabilidade dos Ensaios 85
VI.5 Impacto na Vida em Serviço dos Dutos Flexíveis (Risers) 86
VI.5.1 Modelagem Numérica para as Análises de Fadiga 86
Capítulo VII - Conclusões 89
Sugestões para trabalhos futuros 90
Referências Bibliográficas 91
Apêndice A – Tabela com a memória de cálculo utilizada .... .95

Lista de Figuras

Figura II.1 – Localização da camada pré-sal no leito marinho 4
Figura II.2 – Abrangência da região do Pré-sal 5
Figura II.3 – Arranjo submarino de exploração de petróleo.....7
Figura II.4 – Vista esquemática do posicionamento de Risers e Flowlines 9
Figura II.5 – Arranjo esquemático de uma configuração catenária simples 10
Figura II.6 – Arranjo esquemático de uma configuração *Lazy Wave* 11
Figura II.7 – Arranjo esquemático de uma configuração *Steep Wave* 11
Figura II.8 – Arranjo esquemático de uma configuração *Steep – S* 12
Figura II.9 – Arranjo esquemático de uma configuração *Lazy - S* 12
Figura II.10 – (A) Rought Bore / (B) Smooth Bore 14
Figura II.11 – (A) Bonded Pipe / (B) Unbonded Pipe. 14
Figura II.12 – Construção típica de um duto flexível. 15
Figura II.13 – Tipos de perfis segundo API RP 17B 17
Figura II.14 – Exemplo do fenômeno de *birdcaging* 18
Figura II.15 – Espaço Anular de um duto flexível – Permeação dos Gases. 20
Figura II.16 – Estimativa de aumento da pressão parcial de CO_2 para o pré-sal. 22
Figura III.1 – Tensões variantes no tempo 25
Figura III.2 – Desenho esquemático da máquina de ensaios proposta por Wöhler – Flexão rotativa 26
Figura III.3 – Curva S-N para ensaios de fadiga com carregamento alternado. 27
Figura III.4 – Estágios do desenvolvimento de trincas por fadiga 28
Figura III.5 – Fratura de uma mola por fadiga 29
Figura III.6 – Falha por fadiga de um parafuso, em decorrência de flexão unidirecional repetida. A falha começou na raiz da rosca (1° estágio), propagou-se através da maior parte da seção transversal mostrada, como evidenciado pelas marcas de praia (2° estágio), antes da falha final por fratura (3° estágio).....29
Figura III.7 – Fadiga em cabos condutores 30
Figura III.8 – Fratura por fadiga de um pedivela de bicicleta 30
Figura III.9 – Regiões de alto e baixo ciclo 31
Figura III.10 – Tipos de tensões cíclicas.....35
Figura III.11 – Representação da variação das tensões flutuantes.....37
Figura III.12 – Critério de Soderberg 37
Figura III.13 – Critério de Goodman Modificado 38
Figura III.14 – Critério de Gerber 38

Figura III.15 - Comparativo entre os critérios mais utilizados que levam em conta a carga média 39
Figura III.16- Comparação do comportamento em fadiga do metal de solda, Inconel 625, realizados ao ar e em meio corrosivo.....42
Figura III.17 - Representação da curva SN ao ar e em ambiente corrosivo.....43
Figura III.18 –Taxa de propagação de trinca levando-se em consideração o tamanho de grão para aço de alta resistência-baixa liga de aplicação naval 46
Figura IV.1 – Arranjo esquemático do dispositivo para flexão em 4 pontos. 49
Figura IV.2 – Armaduras de tração de um duto flexível.....50
Figura IV.3 – Diagramas de cortante e de momento fletor exemplificando como atuam os carregamentos de flexão.....51
Figura IV.4 – Relação carga x flecha máxima para a seção central (*C*).....52
Figura IV.5 – Seção transversal retangular para cálculo do momento de inércia I 53
Figura IV.6 – Relação de Tensão x Flecha Máxima. 54
Figura IV.7 – Comparação das freqüências de carregamento sob alta pressão parcial de CO2 57
Figura IV.8 - Desenho esquemático dispositivo de flexão em 4 pontos. 59
Figura IV.9 – Dispositivo de flexão em 4 pontos usinado. 60
Figura IV.10 – Visão geral da célula de pressão. 60
Figura IV.11 – Visão geral da montagem na máquina servo-hidráulica. 61
Figura IV.12 – Relação carga x ciclos – Indicação de quebras. 61
Figura IV.13 – Base de seleção dos níveis de tensão / (a) Níveis mais distribuídos / (b) Níveis mais concentrados. 62
Figura IV.14 – Dimensões (cotas em milímetros), dos corpos-de-prova utilizados nos ensaios, bem como o posicionamento dos 3 “strain gages” utilizados de maneira a identificar o perfil de tensões em função das deformações aquisitadas. 63
Figura IV.15 –Sinais aquisitados por extensometria / (a) Sinal de contato com o corpo-de-prova, ponto para zerar o sistema / (b) ciclagem inicial do sistema.....64
Figura IV.16 - Dispositivo de flexão em 4 pontos montado para calibração das tensões. 64
Figura IV.17 – Relação Tensão x Deslocamento. 65
Figura V.1 – Início do ensaio de flexão em 4 pontos (solução com cloreto, aerada). 67
Figura V.2 – Fase intermediária ensaio de flexão em 4 pontos (solução com cloreto, aerada). 67
Figura V.3 – Fase final do ensaio de flexão em 4 pontos (solução com cloreto, aerada). 67
Figura V.4 – Típico aspecto dos corpos-de-prova após o teste (solução com cloreto, aerada). 68
Figura V.5 – Aspecto do sistema e detalhamento dos controles para as condições de ensaio (solução com cloreto, desaerada – 3 bara CO2). 69

Figura V.6 – Aspecto da solução e dos corpos-de-prova após o teste (solução com cloreto, desaerada – 3 bara CO2).....70
Figura V.7 – Aspecto de fratura (solução com cloreto, desaerada – 3 bara CO_2). 71
Figura V.8 – Aspecto do sistema e detalhamento dos acessórios de teste para realização do ensaio (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO2). 72
Figura V.9 – Aspecto típico da solução e dos cps após o teste (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO2).....73
Figura V.10 – Aspecto típico de fratura (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO_2). 73
Figura V.11 – Acúmulo de produto de corrosão após o término do ensaio (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO2).....74
Figura VI.1 – Avaliação do aumento do nível de corrosão relacionado com o nível de tensão aplicado / tempo de exposição (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO2).....76
Figura VI.2 – Análise de falha da armadura de tração submetida ao ensaio com o nível de tensão de 570 MPa (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO2). 77
Figura VI.3 – Fractografias (Regiões 1 – 9)da análise de falha da armadura de tração submetida ao ensaio com o nível de tensão de 570 MPa (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO2).....78
Figura VI.4 – Fractografias (Regiões 10 – 13)da análise de falha da armadura de tração submetida ao ensaio com o nível de tensão de 570 MPa (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO2).....79
Figura VI.5 – Curva SN – Água do Mar Aerada (A).....82
Figura VI.6 – Curva SN – Água do Mar Desaerada + 3 bara CO_2 (B).....83
Figura VI.7 – Curva SN – Água do Mar Desaerada + 10 bara CO_2 (C) 83
Figura VI.8 – Comparação entre as curvas S-N de projeto A,B e C.....84
Figura VI.9 – Vida em Serviço em função da curva S-N selecionada. 87

Lista de Tabelas

Tabela II-1 Tipos de plataformas marítimas móveis. 6
Tabela II.2 - Composição Típica de um Duto Flexível. 15
Tabela IV.1 - Propriedades mecânicas das armaduras de tração ensaiadas. 49
Tabela IV.2 - Composição química das armaduras de tração ensaidas (% em massa). 50
Tabela IV.3 - Gama de perfis de armaduras de tração.....50
Tabela IV-4 - Tensões flutuantes nominais para os diversos níveis de carregamento.....56
Tabela IV.5 - Parâmetros de teste empregados. 62
Tabela VI.1 – Número mínimo de cps e porcentagem de repetibilidade. 85

Tabela A.1 – Cargas e deflexões para os tipos de arames de acordo com o nível de carregamento (Valores para um arame).....95

Capítulo I - Introdução

A indústria do petróleo e gás, atualmente possui um grande destaque na economia mundial. Sabe-se que essa indústria demanda um intenso desenvolvimento tecnológico, visto que a busca pelo petróleo está em constante ascensão, principalmente nas jazidas petrolíferas localizadas em águas profundas e ultra-profundas. O Brasil é reconhecido mundialmente pela sua capacidade na extração petrolífera, para tal faz-se necessário, o desenvolvimento de equipamentos, produtos e sistemas mais confiáveis, com uma vida em serviço estendida, sob condições extremamente severas. Um dos sistemas de produção empregados no processo de exploração e transporte de óleo e gás em unidades de produção “offshore” são os dutos flexíveis.

Os dutos flexíveis, representam uma tecnologia chave para a evolução da integração offshore, desempenhando um papel importante na ligação de estruturas submarinas com unidades de superfície flutuante de produção. A versatilidade desses sistemas, fornece uma ampla gama de aplicações devido às suas características estruturais únicas, as quais compreendem o uso de arames metálicos em configuração helicoidal, fitas de alta resistência e termoplásticos extrudados, para formar uma estrutura complexa de duto composto, projetados para atender às exigências específicas de cada aplicação em campo.

Com a exploração de óleo e gás em águas cada vez mais profundas, como são os casos dos campos de desenvolvimento do pré-sal como TUPI, LULA e GUARÁ com profundidades que chegam até 2500 m de lâmina d’água, a exploração petrolífera exige novos desafios, sendo necessário grande dedicação ao trabalho e alta qualificação dos profissionais.

Pode-se dizer que hoje o principal objetivo no projeto de uma linha flexível, é conseguir uma estimativa mais confiável da vida de serviço. Em grandes profundidades o ambiente severo faz com que seja dada grande importância, no projeto, ao comportamento dos materiais constituíntes dos flexíveis principalmente em ambientes nos quais os fluidos de serviço apresentam elevada presença de H_2S, CO_2 e CH_4 [1]. Devido a esse fato, torna-se necessário estimar a quantidade de gases que será permeada a partir do fluido, através das camadas poliméricas pelo espaço anular dos dutos.

Existe uma série de fatores que influenciam a permeação desses gases tais como o material d’água [2]. No espaço anular se posicionam as armaduras de tração, cuja função principal é suportar os esforços axiais aos quais os dutos são submetidos, e as armaduras de pressão, que proporcionam aos dutos a capacidade de resistir às altas pressões internas. Estas duas camadas metálicas ficam submetidas ao ambiente corrosivo presente no espaço anular, formado a partir dos gases permeadospolimérico do qual o tubo é consituído, a temperatura do fluido, pressões de operação e lâmina.

O cálculo da vida em fadiga de um duto flexível é normalmente baseado na hipótese do espaço anular permanecer seco, que é a chamada condição “dry”. Porém, experiências e observações no campo têm mostrado que o espaço anular torna-se inundado de água, resultado, em muitos casos, de um dano na capa externa ou então de algum problema de vedação no conector do duto flexível. Assim, durante o projeto essa condição de anular alagado também deve ser considerada. Estudos comprovaram [1] que a permeação de tais gases aliados a um ambiente alagado, faz com que a vida em fadiga das armaduras de tração seja alterada variando de aproximadamente 1/10 até 1/50 da vida em fadiga calculada para um ambiente composto apenas de ar [2].

Mais recentemente, testes realizados pela indústria contemplam apenas ambientes que com uma pressão parcial em torno de 2 bar de CO_2. Entretanto, análises de poços recentemente descobertos da região do pré-sal mostram que a quantidade desse gás pode chegar em condições extremas até 15 bar [3]. Observando a necessidade de se prever condições de projeto cada vez mais confiáveis e buscando estimar o tempo da vida em serviço das armaduras de tração dos dutos flexíveis, foi construído um dispositivo mecânico para ensaios de corrosão-fadiga em armaduras de tração de dutos flexíveis em ambiente corrosivo, para simulação de pressões parciais de até 15 bar de CO_2, mantendo-se inalterados outros parâmetros tais como frequência de teste, lote e fornecedor de matéria prima.

Ao término deste trabalho, foi possível o desenvolvimento de uma metodologia consistente para ensaios de corrosão-fadiga em meios com elevada pressão de CO_2 , com a avaliação do efeito gerado pelo aumento das pressões parciais, obtendo-se uma quantidade de dados suficientes e relevantes com o levantamento de curvas S-N para aplicação no projeto de dutos flexíveis, que mostraram que dependendo da aplicação dos dutos flexíveis, esse aumento pode representar uma diminuição expressiva de sua vida em serviço.

Capítulo II – Considerações Iniciais

II.1 A Produção Offshore no Brasil

A Petróleo Brasileiro S/A - Petrobras iniciou suas atividades com o acervo recebido do antigo Conselho Nacional do Petróleo (CNP), que manteve sua função fiscalizadora sobre o setor. Na década de 60, um marco importante foi a primeira descoberta no mar, com o campo de Guaricema em Sergipe. [4]

A partir da década de 1970, a Petrobras acelera a exploração e a produção de óleo ao longo do litoral do Estado do Rio de Janeiro e tem a Bacia de Campos como seu foco principal, através do campo exploratório de Garoupa. Naquela época, a produção era realizada por plataformas do tipo jaqueta, e os poços eram explorados em profundidades de água inferiores a 300 metros. [4]

A década de 1980 foi marcada por fatos relevantes tais como: a ocorrência de petróleo em Mossoró, RN, apontando para o que viria a se constituir, em pouco tempo, na segunda maior área produtora de petróleo do país: as grandes descobertas dos campos gigantes de Marlim e Albacora em águas profundas da Bacia de Campos, RJ. [4]

Na década de 1990, um novo modelo de produção a partir da utilização de plataformas flutuantes semi-submersíveis e navios FPSO (*Floating, Production, Storage and Offloading*) foi implantado. Associado a novas tecnologias de produção, este modelo revela-se uma fórmula de grande sucesso e possibilita a produção de óleo em lâminas d'água de até 1.800 metros de profundidade. Hoje a meta tem sido disponibilizar tecnologias para produção de petróleo e gás natural em profundidades superiores a 3.000 metros. O Brasil está entre os poucos países que dominam todo o ciclo de perfuração submarina em campos situados a mais de dois mil metros de profundidade de lâmina d'água.[4]

Hoje as atenções no Brasil estão voltadas para a recente descoberta da maior área petrolífera do país, o pré-sal. Esta descoberta é equivalente às mais importantes do mundo. A nova fronteira se estende pelas Bacias do Espírito Santo, Campos e Santos e começa a ser explorada a sete mil metros abaixo da linha d'água.

II.2 A Região do Pré-Sal

A camada pré-sal é um gigantesco reservatório de petróleo e gás natural, localizado nas Bacias de Santos, Campos e Espírito Santo (região litorânea entre os estados de Santa Catarina e o Espírito Santo). Estas reservas estão localizadas abaixo da camada de sal (que pode ter até 2 km de espessura) se localizando assim, entre 5 a 7 mil metros abaixo do nível do mar.

Estas reservas se formaram há, aproximadamente, 100 milhões de anos, a partir da decomposição de materiais orgânicos. Os técnicos da Petrobras ainda não conseguiram estimar a quantidade total de petróleo e gás natural contidos na camada pré-sal. No Campo de Tupi, por exemplo, a estimativa é de que as reservas sejam de 5 a 8 bilhões de barris de petróleo. Em setembro de 2008, a Petrobras começou a explorar petróleo da camada pré-sal em quantidade reduzida. Esta exploração inicial ocorre no Campo de Jubarte (Bacia de Campos), através da plataforma P-34. [5]

Se forem confirmadas as estimativas da quantidade de petróleo da camada pré-sal brasileira, o Brasil poderá se transformar, futuramente, num dos maiores produtores e exportadores de petróleo e derivados do mundo. Porém, os investimentos deverão ser altíssimos, devido à profundidade que as reservas se encontram. Acredita-se que, somente por volta de 2016, estas reservas estarão sendo exploradas em larga escala. A Figura II.1 mostra um desenho esquemático da localização da camada pré-sal. [6]

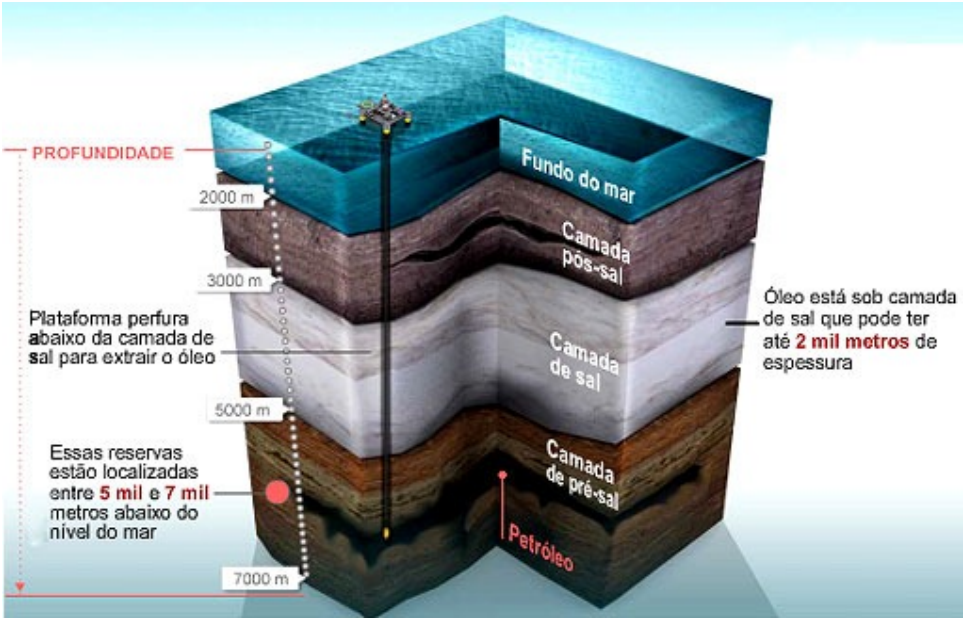


Figura II.1 – Localização da camada pré-sal no leito marinho [6].

A Figura II.2 mostra a abrangência da região descoberta, até o momento, ao longo do litoral brasileiro. Somente na acumulação de Tupi, que representa uma pequena parte da nova fronteira na Bacia de Santos, poderá se aumentar em mais 50% as atuais reservas de petróleo e gás do país, que já somam hoje 14 bilhões de barris.

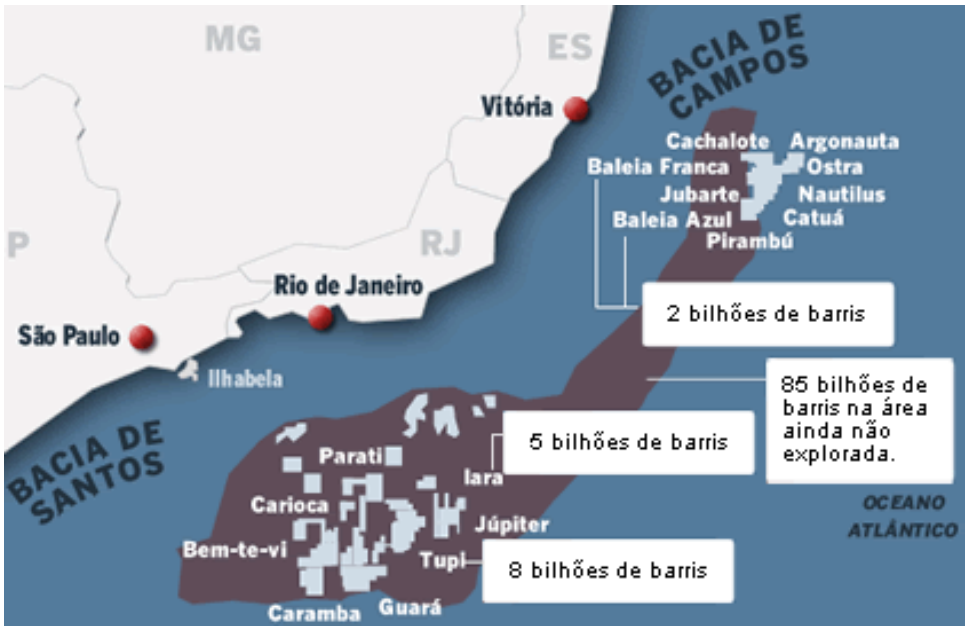


Figura II.2 – Abrangência da região do Pré-sal [7].

II.3 Sistemas Submarinos de Produção

De forma simplificada, os sistemas marítimos de produção compreendem: unidade estacionária de produção ou UEP, sistema submarino de elevação e escoamento de óleo e gás e instalações de poços.[4]

II.3.1 Unidade Estacionária de Produção

As Unidades Estacionárias de Produção (UEP) são plataformas marítimas que reúnem um conjunto de equipamentos destinados ao processamento, tratamento e exportação (em alguns casos armazenamento) dos fluidos produzidos. A classificação para plataformas marítimas segundo Norma API RP-2A [8] divide-se em duas categorias: plataformas fixas e móveis. A definição do tipo de plataforma marítima a ser adotada no projeto de exploração de óleo envolve muitas variáveis. Em lâminas d'água profundas e ultraprofundas, são utilizadas plataformas móveis flutuantes fundeadas através de sistemas de ancoragem, compostos de guinchos, amarras e âncoras. A Tabela II-1 descreve alguns subgrupos de plataformas marítmas móveis.[4]

Tabela II-1 Tipos de plataformas marítimas móveis.

PLATAFORMAS MÓVEIS *(Mobile Offshore Platforms)*	PLATAFORMAS SUBMERSÍVEIS
	Submersible Platforms
	PLATAFORMAS AUTO-ELEVATÓRIAS
	Jack-up Platforms
	PLATAFORMAS SEMI-SUBMERSÍVEIS
	Semi-submersible Platforms
	NAVIOS DE ARMAZENAMENTO E DE PROCESSO
	Process Vessels
	Floating, Production, Storage and Offfloading Vessels (FPSO)
	Floating, Storage and Offfloading Vessels (FSO)

II.3.2 Poços

As instalações de poços compreendem um conjunto de equipamentos cuja função principal é escoar fluidos produzidos a partir do reservatório, através da coluna de produção, até a árvore de natal molhada ou ANM e vice-versa nos casos de fluidos injetados no reservatório a mesma, constitui-se na transição entre o sistema de escoamento e o poço submarino.[4]

II.3.3 Arranjo Submarino

O sistema submarino de escoamento pode ser definido como o conjunto de equipamentos cuja função principal é escoar fluidos desde a ANM até a UEP e vice-versa ou exportar os fluidos produzidos na UEP até um ponto de recebimento. Dentre os equipamentos do sistema de escoamento pode-se citar: válvulas submarinas, manifolds e dutos submarinos [4]. A concepção de um arranjo submarino envolve uma longa lista de considerações a serem feitas, onde se destacam:

- Tipo de UEP a ser considerada; a malha de drenagem/injeção estabelecida para o reservatório.
- Profundidades do campo e do reservatório.
- Projeto dos poços que serão perfurados e a determinação das cabeças de poço (trajetórias, ambiente da cabeça do poço, agrupamento de cabeças ou não, composição da coluna de produção, etc).
- Seleção e posicionamento da UEP; raios de ancoragem e raios de alívio;
- Modo de exportação de óleo e gás;

- Determinação dos diâmetros das linhas de coleta;
- Tipos e configuração dos risers.

A definição da malha de drenagem com a locação das cabeças dos poços submarinos exerce grande influência no projeto do sistema marítimo de produção. Os objetivos dos poços no reservatório são definidos com alguma incerteza. A partir das informações obtidas com a perfuração de novos poços na fase de implantação do projeto, alguns ajustes no sistema de escoamento podem ser necessários.[4]

O grande número de variáveis envolvidas na elaboração do arranjo submarino aliado às incertezas das análises de reservatório exige uma logística que favorece a utilização de um tipo especial de duto, conhecido como duto flexível. Os dutos flexíveis permitem modificações de arranjo submarino sem impactos significativos no cronograma de implantação do projeto e possibilitam sua reutilização em outros projetos. Estes cenários são característicos dos campos produtores offshore no Brasil. A Petrobras vem utilizando dutos flexíveis em projetos offshore desde 1978, no campo de Garoupa, Bacia de Campos-RJ. A Figura II.3 apresenta um desenho esquemático de um sistema de escoamento submarino, mostrando as interligações dos poços com as unidades de produção de petróleo.[4]

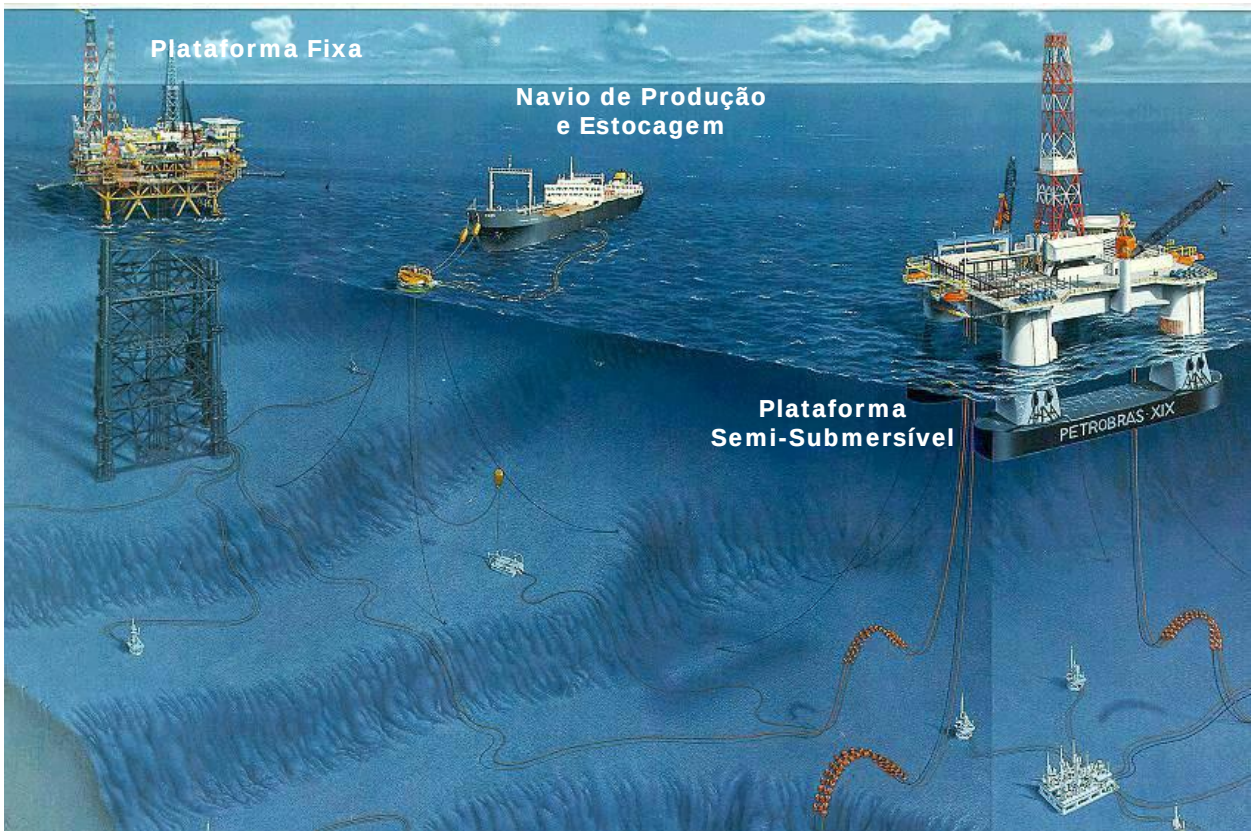


Figura II.3 – Arranjo submarino de exploração de petróleo [8].

II.4 Dutos Flexíveis

Dutos flexíveis são estruturas constituídas de camadas cilíndricas poliméricas e camadas metálicas com arranjo helicoidal, sendo que cada uma destas camadas possui uma função e características específicas. A disposição e dimensionamento destas camadas têm como objetivo a melhor adaptação da estrutura a determinados projetos dependendo de variáveis como fluido transportado, temperatura, pressão de operação, profundidade de projeto e vida em serviço.

As camadas poliméricas têm como finalidade a vedação, ou seja, manter o fluido em seu interior e evitar o ingresso de água no espaço anular, assim como, podem também ajudar no isolamento térmico, proteção a corrosão e redução do atrito entre as camadas. As camadas helicoidais metálicas, também chamadas de armaduras metálicas têm como função proporcionar as características estruturais, para as solicitações de carregamento e pressão requeridas para as aplicações.

Os dutos flexíveis do sistema de escoamento submarino podem ser divididos em dois grupos segundo suas funções principais:

- Dutos de coleta
- Dutos de exportação de óleo e gás

II.4.1 Dutos Flexíveis de Coleta

Este grupo subdivide-se em coleta da produção, “gas-lift” , injeção de água e injeção de gás. Os dutos de coleta da produção escoam “petróleo bruto” desde a ANM dos poços produtores submarinos até a UEP. Os dutos de “gas-lift” escoam gás natural tratado da UEP até a ANM, com injeção de gás no espaço anular dos poços produtores submarinos para redução da coluna hidrostática para o aumento da vazão e otimização da produção de óleo. Os dutos de injeção de água / gás escoam água/gás tratados da UEP até a ANM dos poços injetores submarinos visando à manutenção da pressão estática no reservatório durante o processo de produção. [4]

II.4.2 Dutos Flexíveis de Exportação

O segundo grupo de dutos submarinos compreende os dutos de exportação de óleo e gás produzidos na UEP. Geralmente os dutos de exportação possuem diâmetros superiores aos dutos de coleta, uma vez que escoam todo o volume de óleo e gás produzidos na UEP para outra UEP.[4]

Nos projetos onde são adotadas plataformas marítimas que prevêem o armazenamento da produção de óleo, por exemplo, tipo FPSO (*Floating, Production, Storage and Offloading*), pode-se prescindir do duto de exportação de óleo, com transferência periódica do volume de óleo produzido para navios tanque aliviadores (operações de *offloading*).[4]

II.4.3 Risers e Flowlines

Tanto os dutos de coleta quanto os dutos de exportação são classificados segundo sua aplicação no projeto do sistema submarino de escoamento como:

- Risers, quando em aplicações dinâmicas.
- Flowlines, quando em aplicações estáticas.

Os risers compõem o trecho dinâmico entre a UEP e o solo marinho, enquanto os flowlines compõem o trecho estático entre os risers e qualquer equipamento ou duto submarino [4]. A Figura II.4, apresenta uma visão esquemática de um campo de exploração petrolífera, onde estão dispostos os risers, flowlines e as plataformas.

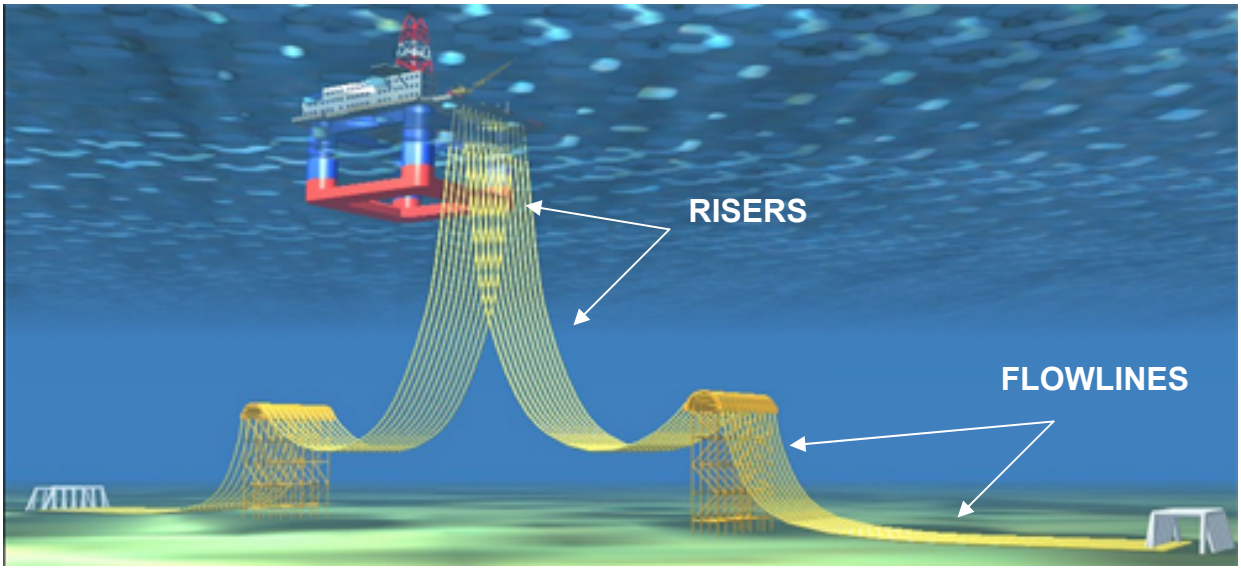


Figura II.4 – Vista esquemática do posicionamento de Risers e Flowlines [9].

II.4.3.1 Risers

São utilizados em diversas funções tais como linhas de injeção, injetando água e gás no poço ou como linhas de produção de gás e óleo. São estruturas que conectam a unidade flutuante ou fixa, às linhas flowline.

II.4.3.1.1 Principais Configurações de Instalação

As aplicações dinâmicas de linhas flexíveis ocorrem quando estas interligam pontos entre unidades de produção e equipamentos submarinos. Movimentos relativos entre esses pontos são gerados devido à carregamentos oriundos de condições ambientais, tais como ventos, ondas, correntes marinhas e irregularidades no leito marinho, fazendo com que essas solicitações sejam transmitidas às linhas dificultando a operação em águas profundas.[10]

Para a diminuição dos efeitos causados por essas forças, são utilizadas configurações de instalação específicas para os *risers*, que vão desde a mais simples em catenária livre (*free hanging*) até configurações com instalação de bóias ou flutuadores nas seções intermediárias com o intuito de reduzir esforços na unidade de produção. Desta forma, o empuxo provocado por esses elementos alivia o peso suportado pelo sistema flutuante, e quando sob solicitações laterais, contribui com movimentos restauradores.[10]

II.4.3.1.1.1 Catenária Livre (Free Hanging)

A Figura II.5 mostra o aspecto esquemático da Catenária Livre. Apoiada no fundo do mar, esta pode ser uma configuração interessante devido à sua simplicidade de forma. Isso se deve a baixa utilização de componentes limitadores de esforços, possibilitando a esta configuração baixo custo de material e instalação. Porém, pode gerar grandes problemas devido aos esforços na conexão com a unidade de produção. [11]

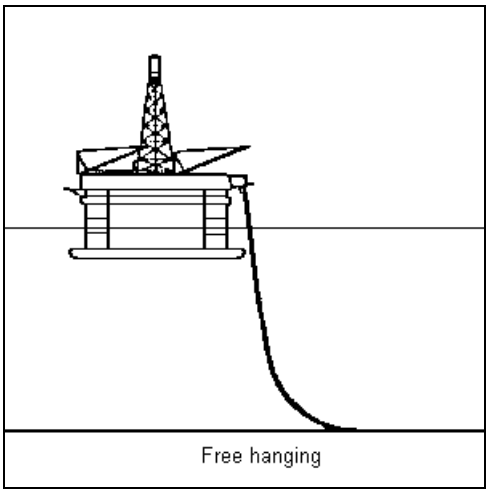


Figura II.5 – Arranjo esquemático de uma configuração catenária simples [11].

II.4.3.1.1.2 Configuração Lazy Wave

Conforme mostrado na Figura II.6, esta configuração é alcançada com a utilização de elementos de flutuação (flutuadores) distribuídos em um trecho central, o que faz com que após o equilíbrio estático inicial, o sistema assuma uma forma ondulada e a seção inferior fique apoiada em catenária simples no fundo do mar.[11]

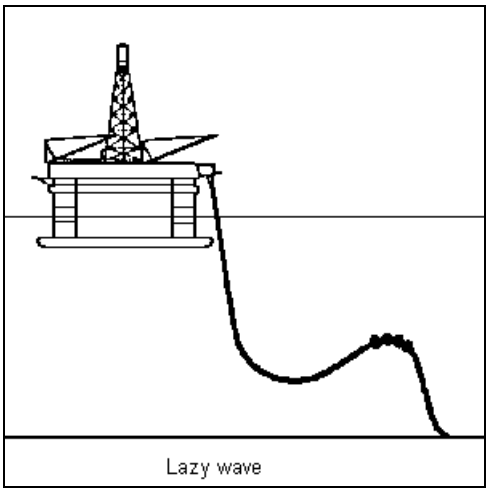


Figura II.6 – Arranjo esquemático de uma configuração *Lazy Wave* [11].

II.4.3.1.1.3 Configuração Steep Wave

A Figura II.7 mostra que este tipo de configuração se assemelha muito à *lazy-wave*, porém o trecho de flutuação prolonga-se até a extremidade inferior da linha de ancoragem. Percebe-se que a extremidade inferior da linha não repousa em catenária no fundo do mar e a ancoragem trabalha sobre tração em uma base fixa no leito marinho.[11]

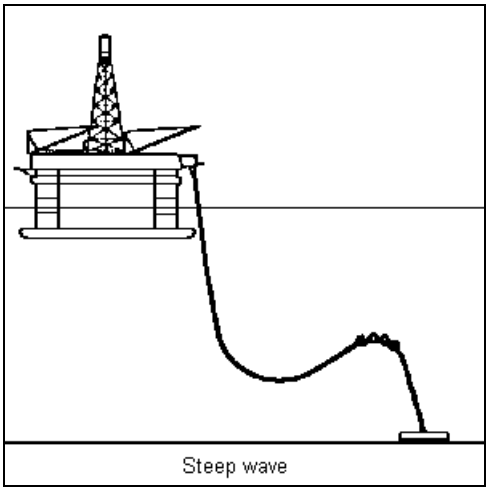


Figura II.7 – Arranjo esquemático de uma configuração *Steep Wave* [11].

II.4.3.1.1.4 Configuração Steep – S

Na Figura II.8 é apresentada a configuração steep-s a qual é bem semelhante ao *steep-wave*, diferenciando-se no trecho de flutuação que é caracterizado pela utilização de uma única bóia.[11]

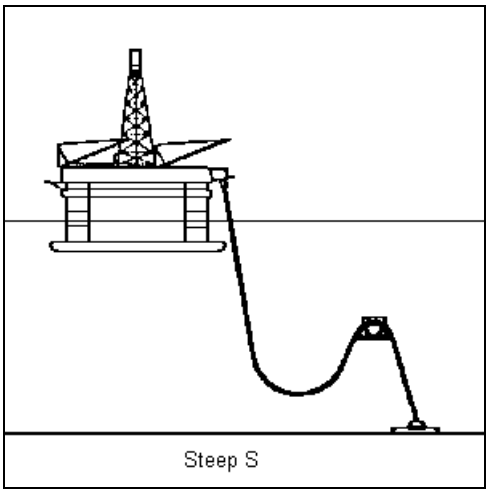


Figura II.8 – Arranjo esquemático de uma configuração *Steep – S* [11].

II.4.3.1.1.5 Configuração Lazy – S

A Figura II.9 apresenta a configuração lazy-s que é caracterizada por um elemento de flutuação concentrado (uma bóia) em uma posição intermediária da linha, onde uma catenária suspensa parte do navio e é conectada à bóia. Por sua vez, uma catenária simples parte da bóia e se estende até o fundo do mar.[11]

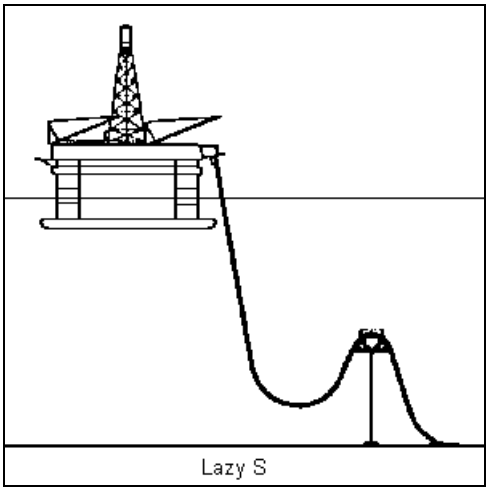


Figura II.9 – Arranjo esquemático de uma configuração *Lazy - S* [11].

II.4.3.2 Flowlines

Assim como os risers, os flowlines são estruturas que possuem seções transversais compostas por diversas camadas, sendo cada uma delas responsáveis por determinada função específica. A principal característica é que após a instalação ficam assentados no leito marinho sendo utilizados para serviço estático de interligação de equipamentos submarinos. Sua principal diferença construtiva em relação aos risers é a disposição de algumas camadas poliméricas e a ausência de fitas para redução de atrito (camada anti-desgaste) uma vez que o movimento relativo entre as camadas ocorre apenas durante a instalação e não durante toda a vida em serviço.

II.4.4 Características Estruturais e Mecânicas

Os dutos flexíveis possuem o arranjo de camadas concêntricas. Com esse arranjo, espera-se que as seguintes propriedades sejam alcançadas:

- Elevada resistência à tração;
- Boa flexibilidade, viabilizando o bobinamento e armazenamento;
- Elevada rigidez axial;
- Capacidade de resistir e ter seu peso próprio suportado durante o lançamento;
- Capacidade de acomodar os movimentos naturais ao lançamento e possíveis vibrações;
- Resistência à pressão interna e externa e a possíveis esforços de sua despressurização rápida;
- Estrutura esbelta.

II.4.4.1 Classificações Estruturais

A seguir, são descritas as possíveis classificações estruturais que podem ser dadas aos dutos de acordo com o tipo de camada mais interna e o tipo de parede.

II.4.4.1.1 Construção da camada mais interna

- Rought Bore: A camada interna é metálica como representado na Figura II.10 (A). Devem ser utilizados quando os fluidos Internos possuírem gás em sua composição.

- Smooth Bore: A camada interna é polimérica representado na Figura II.10 (B). É utilizado no transporte e injeção de água.



(A) **(B)**

Figura II.10 – (A) Rought Bore / (B) Smooth Bore [12].

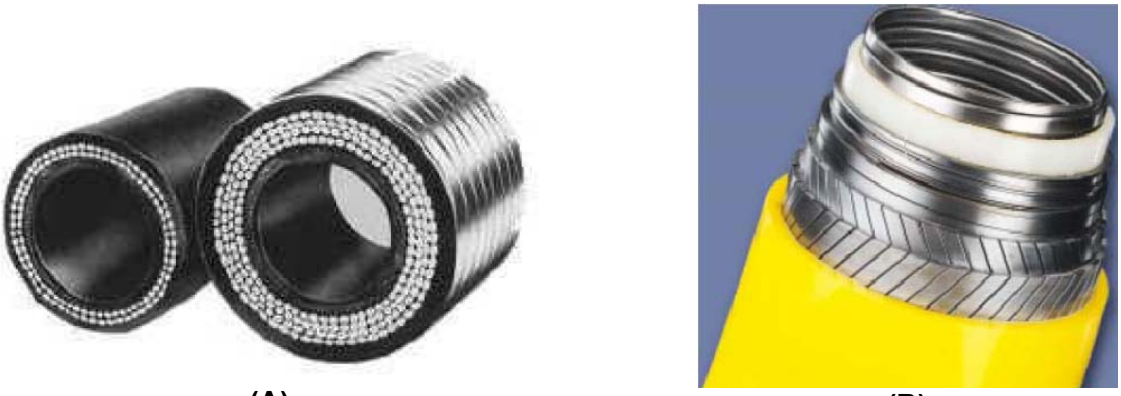
II.4.4.1.2 Tipo de Parede

Dutos com camadas aderentes (*Bonded Pipe*) – A

- Figura II.11 (A) apresenta este tipo de construção tubular, na qual a estrutura metálica é integrada ao conjunto em um processo de vulcanização com materiais elastoméricos. Não ocorre o deslocamento relativo entre as camadas da seção transversal.

Dutos com camadas não-aderentes (*Unbonded Pipe*) - A

- Figura II.11 (B) apresenta este tipo de construção tubular, composta por camadas poliméricas e metálicas separadas entre si, permitindo movimentos relativos entre as camadas. Pode ocorrer deslocamentos relativos entre as camadas da seção transversal.



(A) **(B)**

Figura II.11 – (A) Bonded Pipe / (B) Unbonded Pipe. [12].

Por serem amplamente utilizados nos sistemas submarinos instalados na maioria dos sistemas de produção offshore, como dutos flexíveis para requisitos de exploração, esta dissertação estará restrita aos dutos com camadas não-aderentes.

II.4.5 Camadas típicas

A estrutura dos dutos flexíveis é complexa devido às condições de serviço para as quais são destinados. Neste item, são explicadas as funcionalidades de cada camada, cuja construção típica é apresentada na Figura II.12 .

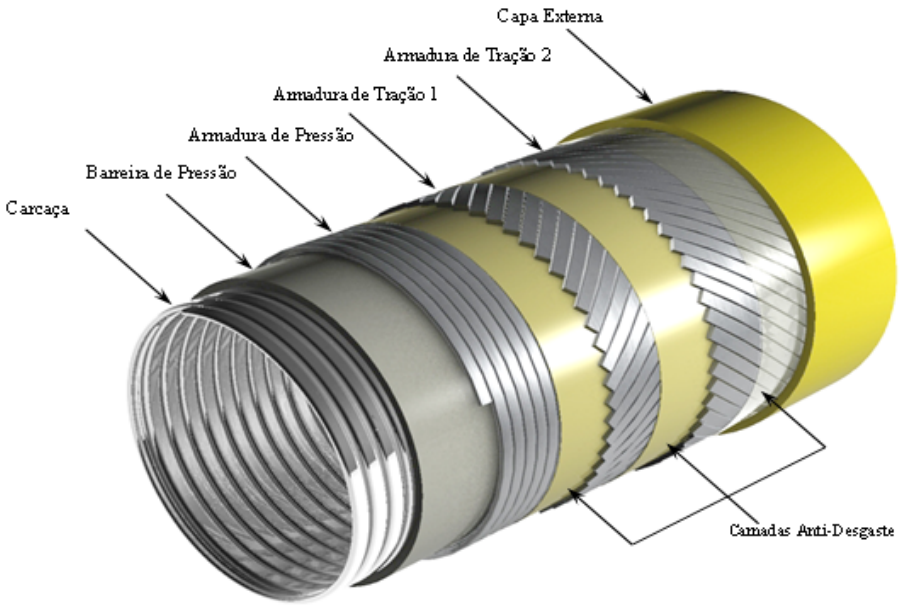


Figura II.12 – Construção típica de um duto flexível.

A Tabela II.2 - descreve as funções básicas de cada camada.

Tabela II.2 - Composição Típica de um Duto Flexível.

ESTRUTURA TÍPICA DE UM DUTO FLEXÍVEL		
CAMADA	NOME	FUNÇÃO BÁSICA
1	Carcaça Intertravada	Pressão Externa, Colapso, Compressão Mecânica Radial
2	Barreira de Pressão	Estanqueidade ao fluido interno
3	Armaduras de Pressão	Pressão Interna, Colapso, Compressão Mecânica Radial
4	Armaduras de Tração	Cargas axiais de tração
5	Capa Externa	Estanqueidade ao fluido externo.

II.4.5.1 Carcaça Intertravada

É uma camada metálica feita geralmente a partir de perfis planos pré-formados e alma comprimida em hélice em torno de um mandril intertravando cada seção em conjunto, o que faz com que haja um aumento significativo da resistência ao colapso quando o duto é submetido a carregamentos aplicados externamente.

As pressões externas são oriundas de cargas radiais de esmagamento aplicadas pelos tensionadores durante o lançamento; cargas localizadas de esmagamento agindo sobre o duto durante a passagem sobre as rodas de lançamento nos navios especiais (Laying Support Vessel – LSV); pressão hidrostática agindo sobre a capa externa; pressão hidrostática atuando diretamente sobre a barreira de pressão (no caso de dano da capa externa e inundação do espaço anular da linha); pressão aplicada pelas armaduras de tração quando estas são distendidas (efeito de “squeezing” ou estrangulamento); pressão externa atuante na ocorrência de descompressão súbita do fluido interno. O material normalmente utilizado é o aço inoxidável AISI 304L/316L com limites de escoamento do material na ordem de 310 MPa, não considerando os efeitos de encruamento oriundos da conformação do perfil. Algumas estruturas atuais já utilizam como material para esta camada aços do tipo superduplex.[4]

II.4.5.2 Camada Interna ou Barreira de Pressão

É uma camada de polímero extrudada sobre a carcaça com a finalidade de vedação, não permitindo que o fluido atinja as outras camadas do duto flexível, sendo assim, o seu material é selecionado de forma a se obter resistência química ao fluido e também não deixar que as condições de operação sejam alteradas. Atualmente, a extrusão dessa camada pode ser feita com diversos materiais tais como: HDPE (polietileno de alta densidade), PVDF (Co-polímero de fluoreto de polivinilidene, PA11 (Nylon 11), PA12 (Nylon 12), TPE (elastômero termoplástico).

II.4.5.3 Armaduras de Pressão

Esta camada de reforço estrutural foi introduzida inicialmente em risers flexíveis para permitir alterações no ângulo de assentamento das armaduras de tração e posteriormente para dutos instalados em águas profundas com a função principal de aumentar a resistência do duto flexível à pressão interna de operação, ajudando também na resistência ao colapso.

Adicionalmente, as armaduras de pressão auxiliam a carcaça interna a resistir às pressões externas (esforços radiais de lançamento, pressão hidrostática externa e efeito de estrangulamento dos arames das armaduras de tração). Esta camada apresenta aspecto construtivo próprio e designações proprietárias dos fabricantes: em geral é feita de um fio em Z, enrolado helicoidalmente sobre a camada de pressão com intertravamento das hélices, conforme mostrado no desenho esquemático da Figura II.12 . O material normalmente utilizado é o aço carbono com limites de resistência entre 750 e 1000 MPa, não considerando os efeitos de encruamento oriundos da conformação do perfil. [4]

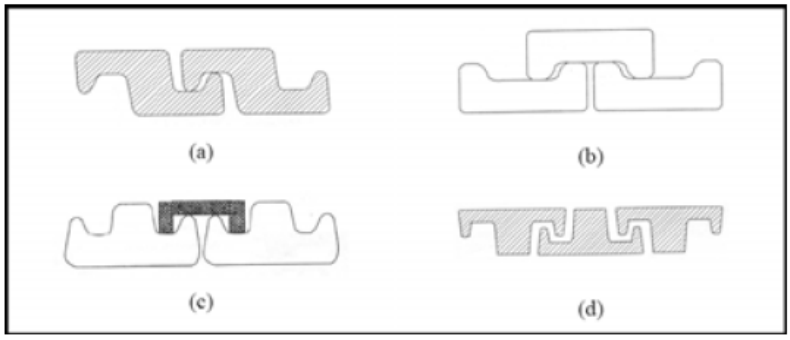


Figura II.13 – Tipos de perfis segundo API RP 17B
(a) perfil Z, (b) perfil C, (c) e (d) perfil T [4].

II.4.5.4 Armaduras de Tração

As camadas das armaduras de tração consistem em uma série de arames de perfil usualmente retangular aplicados de forma helicoidal sobre o tubo com ângulos de passo entre 15 e 55 graus (medidos em relação ao eixo longitudinal) variando conforme a necessidade de aumentar ou diminuir a participação das armaduras na resistência à pressão interna, balanceando a rigidez axial e radial da estrutura. Em geral são montadas em duas camadas enroladas em direções opostas.[4]

A principal função das armaduras de tração é resistir à tração e torção sem dificultar a flexão do duto. Quase a totalidade dos carregamentos de tração é sustentada pelas armaduras de tração, enquanto sua contribuição na rigidez à flexão é pequena. Os arames podem ser de seções retangulares ou cilíndricas. O uso de arames de seção retangular garante maior fator de ocupação da camada e menor espessura, mas está associado também a dificuldades de conformação durante a fabricação [4]. As armaduras estão ancoradas diretamente nos conectores montados nas extremidades dos dutos. Dadas as elevadas tensões a que estarão sujeitas as armaduras de tração, função dos carregamentos aplicados aos dutos flexíveis, o

material comumente usado é o aço carbono de alta resistência, com limites de resistência variando entre 1100 MPa e 1500 MPa.[4]

II.4.5.5 Capa Externa

A Capa Externa é uma camada polimérica que funciona como uma barreira contra danos mecânicos e também contra a intrusão da água do mar no espaço anular do duto. Os polímeros normalmente usados são HDPE, NYLON 11 ou NYLON 12. Eles são geralmente pigmentados seguindo os requisitos dos clientes,onde a coloração está diretamente ligada a proteção contra raios ultra-violetas.Tendo em vista que a capa externa é extrudada sobre a armadura de tração externa, esta ajuda a manter os arames da armadura de tração na posição correta.

II.4.6 Camadas de Projeto

Algumas camadas são aplicadas de acordo com a finalidade e condições de operação para as quais o duto será submetido, propiciando aos dutos melhorias em relação às propriedades.

II.4.6.1 Fitas de Alta Resistência

Podem ser utilizadas fitas de tecido polimérico (Kevlar, poliester, polipropileno), que são enroladas helicoidalmente sobre a armadura de tração externa, a fim de evitar a flambagem dos arames ocasionando o desarranjo das armaduras, fenômeno de falha conhecido *birdcaging* (“gaiola de passarinho”). A Figura II.14 apresenta uma foto da ocorrência deste fenômeno.



Figura II.14 – Exemplo do fenômeno de *birdcaging* [13].

II.4.6.2 Isolamento Térmico

É uma camada de isolamento térmico com a função de limitar a perda de calor através da parede do tubo para o ambiente circundante, sendo composto de camadas de fita de espuma expandida de polipropileno com micro esferas de vidro e especificado em função da profundidade requerida para a aplicação do tubo e das condições de serviço.

II.4.6.3 Camadas Anti-Atrito

É uma camada não-metálica cuja função é evitar a fricção e o desgaste de duas camadas metálicas com os movimentos relativos. Pode ser extrudada em forma de tubo ou enrolada, quando em forma de fitas, sobre a armadura de pressão. O material usado é o polietileno ou a poliamida.

II.5 Condições de Aplicação em Campo

Estudos relacionados ao fenômeno de fadiga dos materiais empregados nos dutos flexíveis quando submetidos às condições de operação são relativamente novos, pois os testes realizados nesses materiais, geralmente são feitos ao ar, não retratando a situação de aplicação em campo.

Variáveis como densidade do meio, presença de gases corrosivos, pressão e temperatura podem interferir na resistência à fadiga do material. Exposto isso, ressalta-se que a previsão da vida útil de estruturas submetidas à fadiga é de grande importância no projeto de uma obra ou equipamento. Portanto, se faz necessário o desenvolvimento de um estudo para analisar esse fenômeno considerando o meio que os materiais estão sujeitos.

Devido às suas características construtivas, os dutos flexíveis são suceptíveis à permeação de gases através de sua camada polimérica, a barreira de pressão. O CO_2, presente no fluido transportado, é um dos gases nocivos que permeia através da barreira para o espaço anular do duto. Quando isso é associado à água condensada ou água do mar, que ingressa no anular devido a algum dano na capa externa, um ambiente corrosivo é formado reduzindo a resistência à fadiga das armaduras metálicas localizadas nesse espaço.

II.5.1 Espaço Anular

É definido como sendo o volume do duto flexível representado entre a sua camada mais interna (carcaça) e a mais externa (capa externa). A acumulação de componentes tais como CO_2, H_2S, CH_4, e água, irá depender das condições de operação do duto tais como temperatura e composição do fluido, da permeação através das camadas poliméricas, e por fim, do correto funcionamento dos sistemas de drenagem nos conectores.

E ainda, as condições externas ao duto como temperatura da água do mar e profundidade onde a linha será instalada. A Figura II.15 Figura III.1 apresenta o sentido de permeação dos gases através do espaço anular.

Sob certas condições pode haver presença de água neste espaço devido a algum dano acidental na capa externa que possibilita a sua entrada no anular, ou então devido à condensação de vapor de água.

Neste caso, a presença de água associada com os gases corrosivos tais como CO_2 e H_2S pode gerar um ambiente altamente corrosivo e ácido (*sour*). [14]

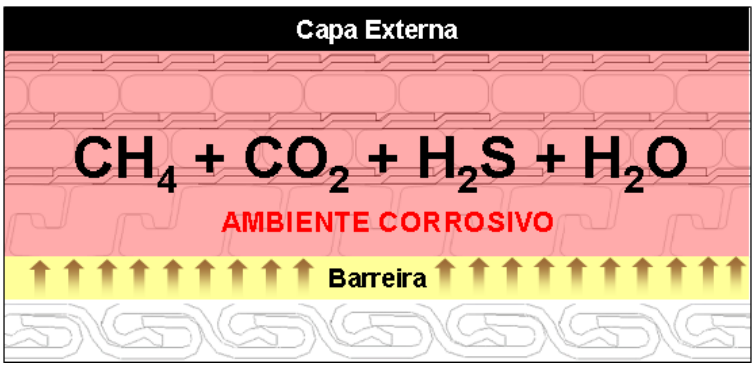


Figura II.15 – Espaço Anular de um duto flexível – Permeação dos Gases.

II.5.1.1 Predição da Composição Permeada no Anular

Atualmente os modelos numéricos conseguem fazer uma estimativa da quantidade de gás que será permeada pelo espaço anular através das camadas. Alguns modelos consideram o gradiente de temperatura pelo tempo de permeação dos gases e outros consideram somente as pressões parciais geradas ou fugacidades, que é por definição, o produto da pressão de um gás pelo seu coeficiente de atividade.

É importante ressaltar que para utilização destes modelos, os coeficientes de arrasto dos fluidos (permeabilidade, difusão, solubilidade) em função da temperatura,devem ser bem definidos, uma vez que é necessário a utilização de materiais poliméricos específicos que serão aplicados como barreira de pressão e capa externa do duto flexível. Para obtenção destes dados, inúmeros estudos de permeação [2] têm sido feitos simulando ambientes sob altas pressões e temperaturas. Com esses estudos e utilização destes modelos é possível fazer a seleção para o tempo de vida em serviço, tanto dos materiais poliméricos quanto para os metálicos.

II.6 Objetivo deste trabalho

A presença de CO_2 nos fluidos a serem transportados já é considerada em práticas padrões de projeto que são adotadas pela indústria, com as análises de permeação que são realizadas para cada uma das aplicações requeridas. Entretanto, a concentração normalmente encontrada nos projetos está por volta de 2% CO_2, levando a uma máxima pressão parcial de 2 bara no espaço anular para aplicações extremas.

Apesar das últimas descobertas de petróleo e gás na área do pré-sal, ao longo região "*offshore"* do Brasil, apresentarem uma grande oportunidade de desenvolvimento futuro, existem vários desafios tecnológicos e logísticos que estão sendo considerados pela indústria para o desenvolvimento de novas famílias de equipamentos submarinos para suportar os requisitos de serviço para esta nova fronteira exploratória.

As grandes profundidades de lâmina d'água requeridas que podem chegar até 2.500 m e a localização das reservas, aproximadamente a 300 km da costa, são considerados os principais desafios a serem solucionados. Entretanto, o alto teor de CO_2 que é esperado para o fluido produzido é outro desafio que precisa ser levado em conta, uma vez que, atualmente, as novas concentrações podem variar entre 8 e 12% [3].

Com esses teores sendo extraidos juntamente com os fluidos produzidos, algumas preocupações ambientais tais como o efeito estufa, estão também sendo levantadas, uma vez que esse gás não pode ser simplesmente liberado na atmosfera. Sendo assim, a reinjeção de CO_2 tem sido planejada pelos operadores para um duplo propósito, com a aquisição e a recuperação aprimorada através do petróleo do reservatório. É esperado ainda que em situações extremas, essas linhas de injeção de CO_2 irão operar com a concentração em torno de 90%.[15]

Com a alta concentração de CO_2 inerente aos fluidos produzidos no campo do pré-sal associada ao CO_2 reinjetado no reservatório, um aumento da concentração total pode ser esperada durante a produção dos fluidos.

As concentrações de CO_2 nos fluidos produzidos na região do pré-sal, quando comparadas às condições normais já trabalhadas nos desenvolvimentos atuais do Brasil, certamente geram um impacto significativo no projeto dos equipamentos submarinos, aumentando a utilização dos aços duplex e superduplex na carcaça dos dutos flexiveis e a utilização do cladeamento com Inconel 625 nos dutos rígidos. Para as armaduras metálicas, o aumento das pressões parciais de CO_2 tem um efeito igualmente significativo. A Figura II.16 apresenta uma comparação de pressão parcial de CO_2 entre a esperada para um riser flexível de produção (6 polegadas) para a condição alagada do anular numa condição regular apresentada nos últimos desenvolvimentos do Brasil (“Aplicação Convencional”) e os fluidos na condição esperada para os projetos a serem desenvolvidos no pré-sal.[3]

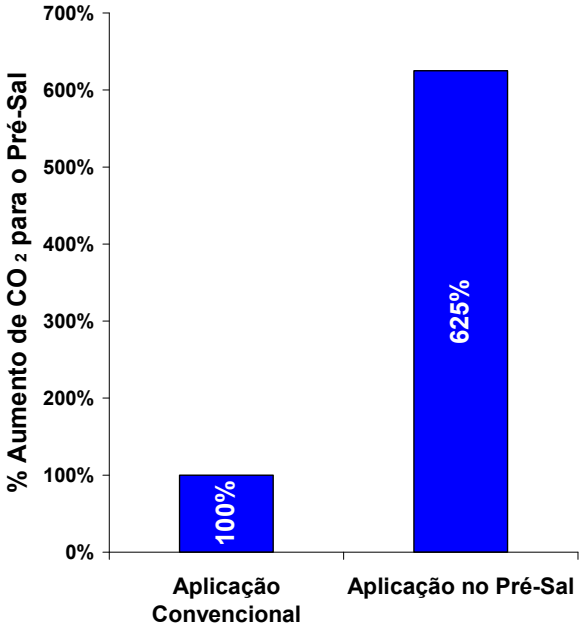


Figura II.16 – Estimativa de aumento da pressão parcial de CO_2 para o pré-sal [3].

Esse grande aumento da pressão parcial de CO_2, esperado para o espaço anular do duto, irá gerar um ambiente mais severo do que os encontrados nos projetos normalmente desenvolvidos, o que pode ter um impacto significativo na vida em fadiga dos risers flexíveis. Baseando-se nesse cenário, um programa de pesquisa foi estabelecido de forma a avaliar os efeitos desse aumento da pressão parcial na vida em fadiga dos dutos flexíveis, as armaduras de tração foram selecionadas como objeto de estudo, por estarem diretamente relacionadas para o cálculo da vida em fadiga.

Especificamente para o projeto de dutos flexíveis, a análise da vida em fadiga das armaduras de tração simulando condições corrosivas é de extrema importância, com particular ênfase no efeito do ambiente corrosivo no espaço anular do duto. Quando os dutos estão no estado vazio, ou seja, não estão em serviço, o espaço anular está apenas sujeito a pressão atmosférica. Entretanto, durante a operação podem ocorrer algumas mudanças na estrutura do duto, tais como:

- Alagamento proveniente do rompimento da capa polimérica externa do duto,devido à acidentes durante a instalação ou operação;

- Permeação de gases provenientes do fluido que está sendo conduzido, por exemplo, quando a água (H_2O) pode se condensar e acumular no espaço anular, na combinação com componentes gasosos tais como H_2S e/ou CO_2.

As armaduras de tração são fabricadas em aço carbono. Este quando em contato com ambientes líquidos em presença de H_2S e/ou CO_2 é suscetível a corrosão e conseqüentemente a vida em fadiga é afetada.

II.7 Escopo do Programa

Em face ao exposto, algumas questões foram levantadas para direcionamento de como a pesquisa seria conduzida:

- O banco de dados atual dos testes de corrosão-fadiga disponíveis na indústria é suficiente para suportar os projetos de flexíveis sob novas condições mais severas?

- Em que grau a vida em serviço dos flexíveis pode ser reduzida com um ambiente de epaço anular mais severo?

- Existe um limiar onde o aumento da pressão parcial de CO_2 não influencia a vida útil dos dutos flexíveis?

Visando responder a estes questionamentos, o procedimento experimental da pesquisa consistiu em realizar ensaios de corrosão-fadiga obtendo-se curvas S-N em cps de armaduras de tração, com a avaliação dos efeitos da pressão parcial de CO_2 na vida em serviço dos dutos flexíveis em diferentes ambientes de teste. Para os ensaios sob altas pressões de CO_2 , um dispositivo de teste de fadiga com vaso de pressão foi desenvolvido para se testar as armaduras de tração nas condições requeridas.

Como o objetivo foi avaliar a resistência à fadiga, o programa foi planejado de tal forma que outras variáveis não fossem alteradas nos testes.

Capítulo III – Revisão Bibliográfica

III.1 Fadiga em Metais

O termo fadiga pode ser definido como um processo pelo qual mudanças progressivas e localizadas, de natureza irreversível, ocorrem no material quando sujeito a tensões ou deformações flutuantes. Esses esforços podem resultar em trincas ou na falha completa do material . Atualmente, estima-se que o fenômeno de falha por fadiga é responsável por até 90% das falhas de componentes mecânicos sob solicitações dinâmicas nos mais diversos segmentos da indústria. [16]

Durante décadas as falhas por fadiga intrigaram engenheiros, pois componentes de máquinas ou equipamentos falharam devido à ação de tensões inferiores ao limite de escoamento normalmente utilizado como critério de resistência para o dimensionamento. Materiais com alta ductilidade medida por meio de ensaios de tração monotônicos apresentaram falhas sem sinais de deformação plástica, produzindo uma superfície de fratura com as características de fratura frágil. [17]

Todavia, estas falhas estavam associadas à ocorrência de carregamentos cíclicos ou flutuantes que submetiam os componentes à tensões reais que estavam bem abaixo, não só da tensão limite de resistência do material, mas também em muitos casos, do limite de escoamento. As falhas por fadiga começaram a ser observadas e estudadas no século 19, entretanto, nessa época ainda não se sabia ao certo sobre o comportamento desse fenômeno. Alguns dos pioneiros nesse assunto estão relacionados a seguir e suas descobertas em relação ao estudo da vida em fadiga.[18]

- 1838 - Albert (Alemanha) primeira teoria sobre esforços cíclicos.
- 1839 - Poncelet (França) introduz pela primeira vez o termo fadiga.
- 1860 - Wöhler cria o primeiro sistema de investigação de fadiga através de experimento de flexão rotativa (curva S-N).
- 1864 - Fairbairn: primeiro experimento do efeito dos esforços cíclicos.
- 1886 – Johann Bauschinger avaliou a mudança de direção do limite de elasticidade de um metal policristalino ou liga metálica, após uma deformação plástica.
- 1903 - Ewing e Humfrey postulam a teoria da cristalização.

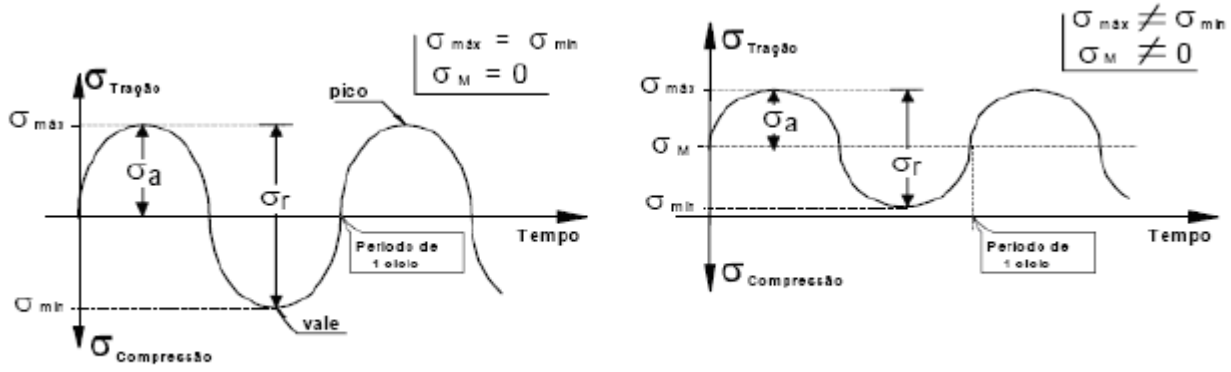
- 1910 - Bairstow investiga a possibilidade de haver endurecimento e amolecimento cíclico e suas concepções.

- 1955 - Coffin e Manson (trabalhando independentemente) com fadiga térmica, definem fadiga de baixo ciclo e a concepção de deformação plástica.

- 1965 - Morrow: estudos baseados na deformação elástica.

Pelo breve histórico, pode-se observar que os primeiros sistemas de investigação da vida em fadiga datam do fim do século retrasado e foram iniciados pelo engenheiro alemão August Wöhler (1819-1914) que teve como objeto de análise durante aproximadamente 12 anos, a ocorrência de falhas abruptas em eixos de vagões ferroviários após sua utilização por apenas algumas centenas de quilômetros [19]. Wöhler percebeu através do estudo dos eixos dos trens, os quais estavam sujeitos a flexão rotativa, que somente a aplicação de um único carregamento abaixo da tensão limite de resistência do material não causaria a falha da estrutura, entretanto, o problema era quando esse mesmo carregamento era repetido por várias vezes.

Apesar dos eixos serem feitos de aço dúctil, os mesmos exibiam características de fraturas frágeis e repentinas. Rankine publicou um artigo em 1843 (“*As Causas da Ruptura Inesperada de Munhões de Eixos Ferroviários”*) no qual dizia que o material havia “cristalizado” e se tornado frágil devido às tensões flutuantes. Os eixos haviam sido projetados com toda a perícia e engenharia disponível na época, as quais se baseavam em experiências decorrentes de estudos com estruturas carregadas estaticamente. Cargas dinâmicas eram portanto um fenômeno novo, resultantes da introdução das máquinas movidas a vapor. Esses eixos estavam fixos às rodas e giravam em conjunto com as mesmas. Desse modo, a tensão de flexão em qualquer ponto da superfície do eixo variava ciclicamente entre valores trativos e compressivos, como mostra a Figura III.1.



(A) Tensão Totalmente Alternada

(B) Tensão Flutuante

Figura III.1 – Tensões variantes no tempo [20].

Wöhler desenvolveu então uma máquina de ensaios com a finalidade de carregar corpos-de-prova cilíndricos utilizando a técnica de flexão rotativa, como pode ser visto no desenho esquemático da Figura III.2 .

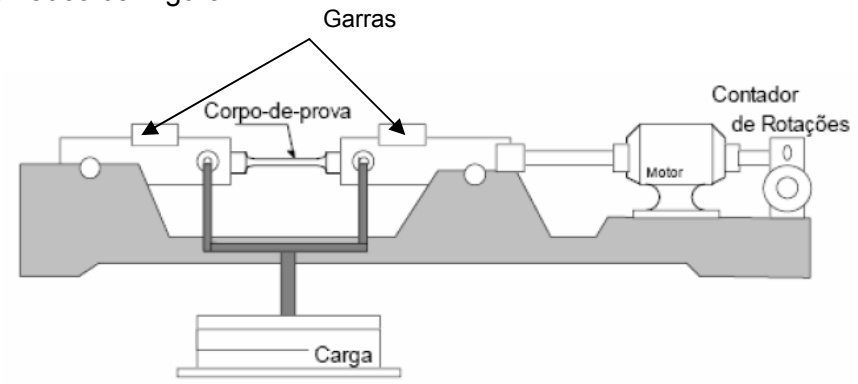


Figura III.2 – Desenho esquemático da máquina de ensaios proposta por Wöhler – Flexão rotativa [20].

Ele publicou suas descobertas em 1870, as quais identificavam o número de ciclos de tensão variando no tempo como os causadores do colapso e a descoberta da existência de uma tensão limite de resistência à fadiga para aços, isto é, um nível de tensão abaixo do qual o material toleraria indefinidamente, tensões alternadas. Através do ensaio, os corpos-de-prova foram submetidos a diversos níveis de tensão (S) e o número de ciclos resultantes (N) até a sua ruptura foi registrado, possibilitando a formação da curva S-N, que representa o comportamento à fadiga de um material quando submetido a um carregamento dinâmico completamente alternado.[19]

Os diagramas de Wöhler (curvas S-N), tornaram-se a forma-padrão para caracterizar o comportamento dos materiais submetidos a solicitações alternadas e ainda é muito utilizado atualmente, apesar de outras teorias sobre a resistência dos materiais, sob cargas dinâmicas, estarem disponíveis.

A curva S-N básica é obtida quando a tensão média é nula, isto é, a tensão mínima é compressiva e a tensão máxima é trativa. A Figura III.3 apresenta um exemplo de curva S-N para um aço cromo-molibindênio normalizado:

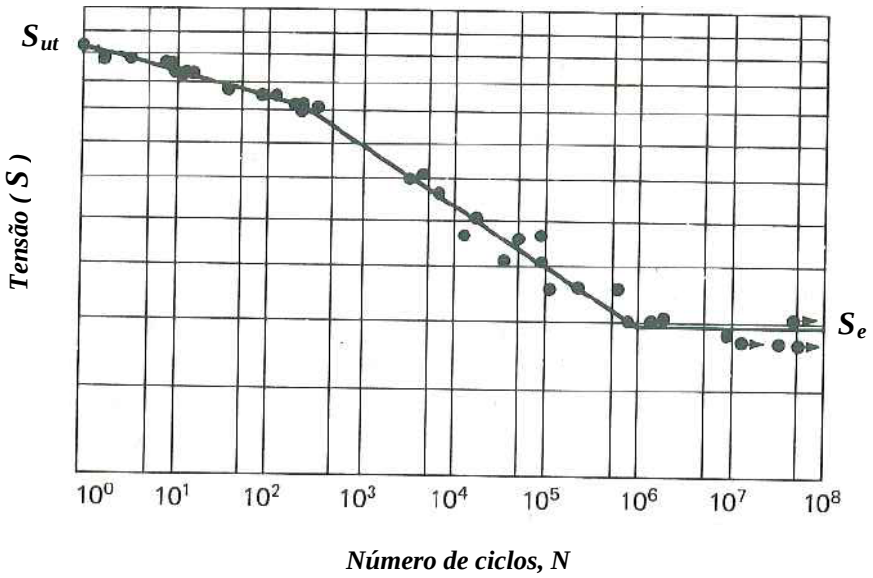


Figura III.3 – Curva S-N para ensaios de fadiga com carregamento alternado. Material exemplo: aço cromo-molibidênio, normalizado; S_{ut} = 860 MPa; S_e = 336 MPa [21].

Onde se tem:

(S) – Ordenada do diagrama correspondente às tensões que estão sendo aplicadas na face externa do corpo-de-prova, sempre acompanhada do número de ciclos correspondente (N);

(S_{ut}) – Tensão limite de resistência;

(S_e) – Tensão limite de vida à fadiga;

A curva S-N mostrada na Figura III.3 é típica dos materiais ferrosos em geral, ligas de Ti, ligas de Mo, entre outras [19]. Wöhler conseguiu demonstrar que, para alguns dos materiais estudados como o aço, que existe um limite de tensão tal que, para valores abaixo desse limite, a ocorrência de falhas originadas pelo processo de fadiga deixam de ocorrer. Esse limite de tensão é conhecido como limite de vida à fadiga (S_e), onde a curva S-N neste nível de tensão toma a forma de um patamar horizontal. Esses estudos desenvolvidos foram de muita valia e importância para a época, pois comprovou que falhas poderiam ocorrer em componentes que trabalhavam em níveis de tensões inferiores ao limite de escoamento do material. Entretanto, verificou-se que essa metodologia proposta por Wöhler não se aplica à todos os materiais, como por exemplo, o alumínio e suas ligas,onde a curva não apresenta o patamar abaixo do qual a fadiga deixa de ocorrer [22].

III.2 Fases da Vida em Fadiga

Segundo SCHIJVE [23], a vida em fadiga usualmente se divide em duas fases regidas por mecanismos distintos. A primeira fase, diz respeito ao período de nucleação de uma trinca, onde ocorre o aparecimento de micro trincas que é percebido apenas com o auxílio de microscopia. Já a segunda, vem como conseqüência da primeira, visto que é caracterizada pelo crescimento e propagação dessa trinca em cada ciclo de carregamento até a falha final. A Figura III.4 mostra as diferentes fases da vida em fadiga relacionando com os dois estágios de desenvolvimento de trincas.

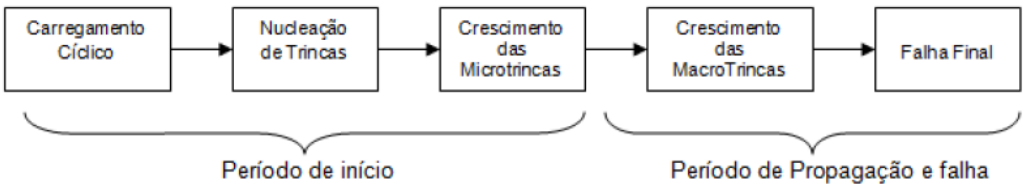


Figura III.4 – Estágios do desenvolvimento de trincas por fadiga [23]

As falhas por fadiga têm aparência similar à de uma fratura frágil, uma vez que as superfícies das fraturas são planas e perpendiculares ao eixo de maior tensão, com a ausência da estricção. Entretanto, essas características, são bem diferentes daquelas de uma fratura frágil provocada por carregamento monotônico, surgindo em três estágios distintos de desenvolvimento. O primeiro estágio corresponde ao início de uma ou mais microtrincas, causadas por deformações plásticas de caráter microscópico. Como o fenômeno da fadiga pode ocorrer em níveis de tensões abaixo do limite de escoamento, essas deformações plásticas são limitadas a um pequeno número de grãos no material.

Em escala microscópica o que acontece é que a tensão cisalhante não é distribuída de forma uniforme através do material. Em materiais que apresentam estrutura cristalina, o processo de deformação plástica se dá através do movimento de discordâncias através de planos de deslizamento que diferem de grão para grão, dependendo do tamanho, forma e orientação cristalográfica dos grãos, e da anisotropia elástica do material [23].

Como já mencionado, a trinca em fadiga avança de maneira cíclica e a cada ciclo de tensão aparece uma marca que apresenta-se curvada em relação à origem da falha, essa marca recebe a denominação de estria [24].

A Figura III.5 mostra a quebra por fadiga de uma mola que trabalhou durante 15 anos, rompendo devido à micro trincas que foram nucleadas a partir do movimento de discordâncias, que vagarosamente se locomoveram na região de maior acúmulo de tensão, devido às solicitações que foram impostas ao material.



Figura III.5 – Fratura de uma mola por fadiga [25].

O segundo estágio compreende a progressão de micro para macro trincas, formando superfícies de fratura. Tais superfícies são normalmente lisas e normais na direção da máxima tensão de tração, mas também podem ser onduladas e escuras. Durante o carregamento cíclico, as superfícies trincadas abrem e fecham a cada ciclo de carregamento, as ondulações vistas na Figura III.6 , vão depender das mudanças no nível e na freqüência de carregamento, bem como da natureza corrosiva do meio. [23]

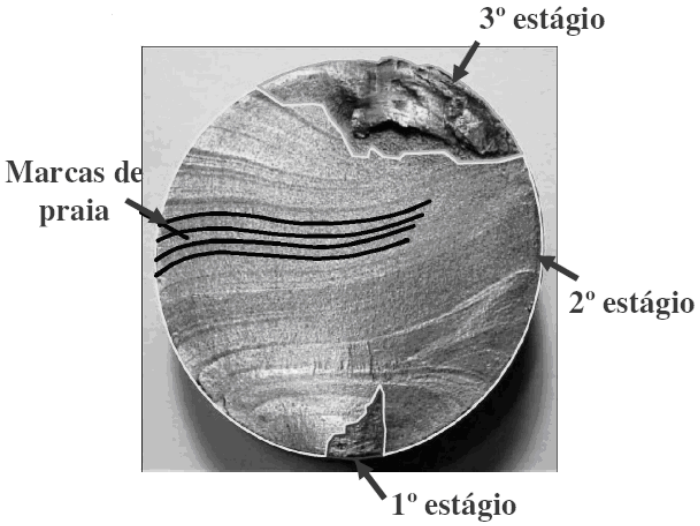


Figura III.6 – Falha por fadiga de um parafuso, em decorrência de flexão unidirecional repetida. A falha começou na raiz da rosca (1° estágio), propagou-se através da maior parte da seção transversal mostrada, como evidenciado pelas marcas de praia (2° estágio), antes da falha final por fratura (3° estágio) [21].

Já o terceiro estágio ocorre quando o material remanescente não pode suportar as cargas, em função da redução de área da seção, resultando em fratura rápida e repentina. Uma fratura nesse estágio pode ser frágil, dúctil ou uma combinação de ambas. As figuras III.7 e III.8 apresentam casos de fraturas típicas geradas por fadiga.



Figura III.7 – Fadiga em cabos condutores [26].



Figura III.8 – Fratura por fadiga de um pedivela de bicicleta [26].

Uma trinca de fadiga pode iniciar em uma descontinuidade presente no material em que a tensão cíclica atuante é máxima. Tais descontinuidades podem surgir devido aos seguintes fatos:

- Mudanças bruscas na seção transversal, chavetas, furos, etc., em que as concentrações de tensão ocorrem;
- Elementos que rolam e/ou deslizam contra outros (mancais, engrenagens, cames, etc.,) sob pressões de contato altas, desenvolvendo tensões de contato subsuperficiais concentradas que podem causar formação de cavidades superficiais ou lascamento após vários ciclos de carga;

- Descuido com a localização de marcas de identificação, marcas de ferramentas, riscos e rebarbas, projetos de juntas mal feitas, montagem inadequada e outras falhas de fabricação;

- Composição do material em si, quer processado por laminação, forjamento, fundição, extrusão, estiramento, tratamento térmico, entre outros. Surgimento de descontinuidades microscópicas e submicroscópicas superficiais e subsuperficiais, tais como inclusões de material estranho, segregação de liga, vazios, partículas duras precipitadas e descontinuidades cristalinas.

Entre as várias condições que podem acelerar o início das trincas, incluem-se as tensões residuais de tração, as temperaturas elevadas, a ciclagem térmica, os meios corrosivos e a ciclagem de alta freqüência. A razão e a direção de propagação de uma trinca de fadiga são controladas primeiramente por tensões localizadas e pela estrutura do material nessa trinca.

III.3 Análise de Fadiga

III.3.1 Metodologia SN

A falha por fadiga é resultante da aplicação e remoção contínua de um carregamento e pode ocorrer sob elevado ou reduzido número de ciclos. Na fadiga de alto ciclo é suposto que o corpo-de-prova falhe entre 10^3 e 10^6 ciclos ou proporcione *vida infinita*, regime no qual o tipo de deformação predominante é a deformação elástica. Já na fadiga de baixo ciclo as deformações plásticas passam a ter predominância e a vida à fadiga do material fica restrita a um valor máximo de 10^3 ciclos de carregamento, como pode ser observado na Figura III.9 . [19]

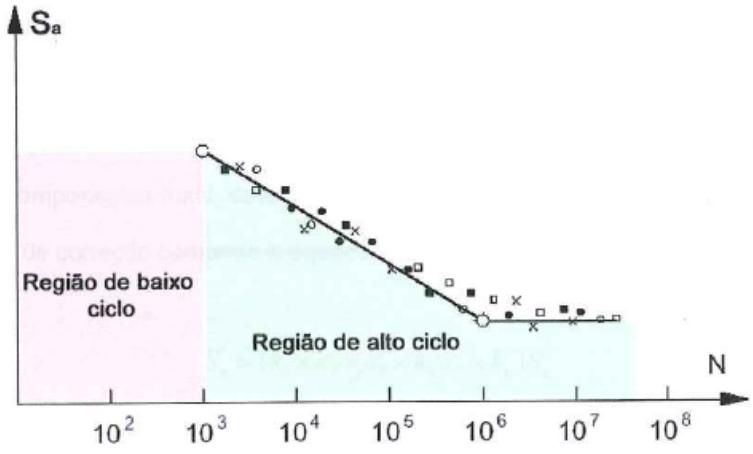


Figura III.9 – Regiões de alto e baixo ciclo [19].

Para determinação da resistência dos materiais sob a ação de cargas de fadiga, cps são sujeitos a forças repetidas ou variáveis de magnitudes especificadas, onde os ciclos de tensão são contados até a sua falha. Para se estabelecer a resistência à fadiga de um material, muitos testes se fazem necessários em decorrência da natureza estatística da fadiga. [19]

No estudo da fadiga de alto ciclo, usa-se a curva S-N do material, ou curva de Wohler como também é conhecida, que correlaciona a amplitude de tensão, que é a metade da diferença algébrica entre as tensões máxima e mínima no ponto mais solicitado da seção crítica, com número de ciclos associado à falha. Também compreende o processo de fadiga onde as deformações elásticas do material são importantes.

Este método vem sendo aprimorado desde meados do século XIX e é empregado na predição da falha por fadiga, considerando a iniciação de trincas por fadiga sob tensões macroscópicas elásticas, que são associadas às vidas longas e por esta razão só deve ser utilizado quando a tensão máxima atuante no ponto crítico da peça for menor que a resistência ao escoamento cíclico do material, uma vez que a análise de tensões usada neste método é linear elástica, ou seja, não considera as tensões e deformações plásticas cíclicas eventualmente presentes nas raízes dos entalhes. [27]

O número de ciclos que define a vida total de um componente submetido à cargas cíclicas é a combinação entre o número de ciclos necessário à iniciação da trinca e o que corresponde à sua propagação até a falha final. Em alguns casos, onde há concentrações de tensão ou defeitos de superfície, o tempo de iniciação é muito curto e a trinca é formada logo no começo da vida total, enquanto que em materiais cuidadosamente acabados e livres de defeitos, o tempo de iniciação pode chegar a 80% da vida útil. [27]

A fadiga pode ser causada por qualquer carregamento que varie com o tempo. Os carregamentos de fadiga são de amplitude constante e de amplitude variável. A fadiga sob amplitude de carga constante geralmente ocorre em peças de máquinas rotativas, tais como eixos e engrenagens. Por outro lado, as ondas nos navios, a vibração nas asas de aeronaves, o tráfego em pontes e transientes térmicos são exemplos de carregamentos variáveis em amplitude e freqüência.

A ordenada do diagrama S-N é denominada resistência à fadiga (S_f); um valor dessa resistência deve sempre ser acompanhado de um valor do número de ciclos ao qual ela corresponde. Sua definição é dada pela equação III.1. [21]

$$S_f = aN^b \qquad \text{(III.1)}$$

Onde, *N* é o número de ciclos até a falha e as constantes “a” e “b” são obtidas com a realização de ensaios de fadiga. No entanto, ficou demonstrado que estas constantes podem ser estimadas de forma satisfatória em função de propriedades monotônicas do material, como pode ser observado nas equações III.2 e III.3. [21]

$$a = \frac{(0{,}9 \cdot S_{ut})^2}{S_e'} \tag{III.2}$$

$$b = -\frac{1}{3}\log\left(\frac{0{,}9 \cdot S_{ut}}{S_e'}\right) \tag{III.3}$$

O parâmetro S_e' está associado ao limite de vida à fadiga do cp quando ensaiado sob condições controladas de carregamento e superfície polida. Para a utilização em componentes reais, faz-se necessário aplicar uma correção através de alguns fatores como descritos na equação III.4. [19]

$$S_e = (k_1 \cdot k_2 \cdot k_3 \ldots \cdot k_n) \cdot S_e' \tag{III.4}$$

Os valores dos fatores k_i variam normalmente entre 0 e 1. Esses fatores visam adequar o valor de S_e de maneira a representar de forma satisfatória a redução do limite de vida à fadiga de um material, quando aplicado a uma situação de peça real. Cada fator tem finalidades específicas tais como:

- **Fator da superfície** - praticamente todas as falhas por fadiga se iniciam na superfície do componente, sendo as condições superficiais determinantes na vida em fadiga de um componente. Esse fator leva em consideração o acabamento da superfície, sendo que no caso de corpos-de-prova a superfície é bem acabada.

- **Fator de tamanho** - associado ao diâmetro do cp. Se a peça tiver uma outra geometria, deve-se utilizar o conceito do diâmetro efetivo, obtido pelo volume do material submetido a 95% da carga máxima para o mesmo volume do corpo-de-prova.

- **Fator de confiabilidade** - expressa a confiabilidade do limite de resistência à fadiga da peça quando se relaciona altas tensões com o tipo de carregamento (flexão, torção ou axial).

- **Fator de temperatura** - quando uma peça for projetada para trabalhar com temperatura superior, é necessário uma correção na resistência à fadiga do material. Em geral, ocorre uma pequena queda da resistência à fadiga para temperaturas entre 200 a 250 °C. Acima desse valor, a queda é mais acentuada.

Sendo assim, as equações III.2 e III.3 podem ser reescritas da seguinte forma como nas equações III.5 e III.6.

$$a = \frac{(0{,}9 \cdot S_{ut})^2}{S_e} \tag{III.5}$$

$$b = -\frac{1}{3}\log\left(\frac{0{,}9 \cdot S_{ut}}{S_e}\right) \tag{III.6}$$

III.3.2 Fatores que Influenciam a Vida em Fadiga

Diversos fatores influenciam a propagação de trincas por fadiga sob amplitude constante. Alguns como tensão média, temperatura e presença de agentes corrosivos têm um efeito marcante na taxa de propagação de trincas. Por outro lado, fatores como a freqüência e a forma de onda não chegam a ter grande influência naquela taxa na fadiga ao ar, o que já não ocorre em ambientes agressivos. Todos esses parâmetros são extrínsecos, dependendo das condições de ensaio ou de operação do componente, não sendo característicos dos materiais. Há de se considerar ainda a influência de fatores intrínsecos do material, como a microestrutura, por exemplo. [28]

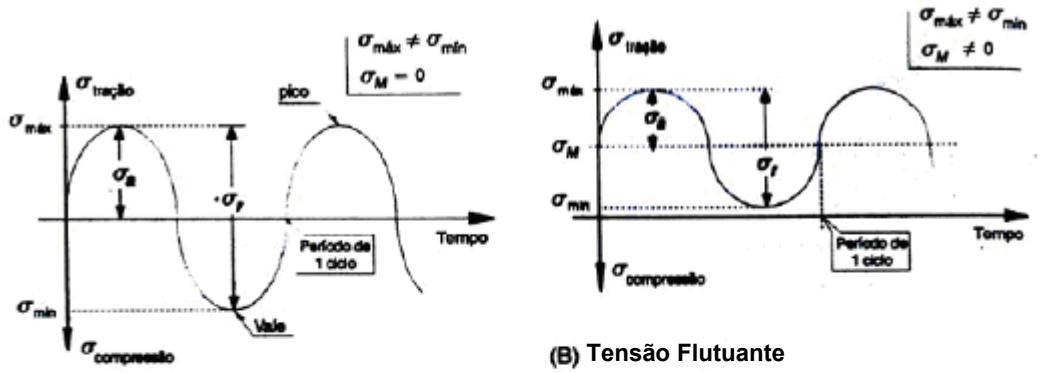
III.3.2.1 Tensões cíclicas

É importante caracterizar os possíveis tipos de tensões cíclicas que provocam o fenômeno de fadiga, sendo que a tensão aplicada pode ser axial (tração-compressão), de flexão (dobramento) ou de torção [28]. De modo geral, três diferentes formas de tensão cíclica ou variável no tempo são possíveis, conforme mostra a Figura III.10.

A Figura III.10 (A) apresenta um ciclo totalmente alternado de aplicação de tensão na forma senoidal, que é uma situação idealizada que se aproxima das condições de serviço de um eixo rotativo funcionando a velocidade constante e sem sobrecargas. Para esse tipo de ciclo de tensão, as tensões máximas (picos) e mínimas (vales) são iguais em magnitude: as tensões de tração são consideradas positivas e as de compressão, negativas.

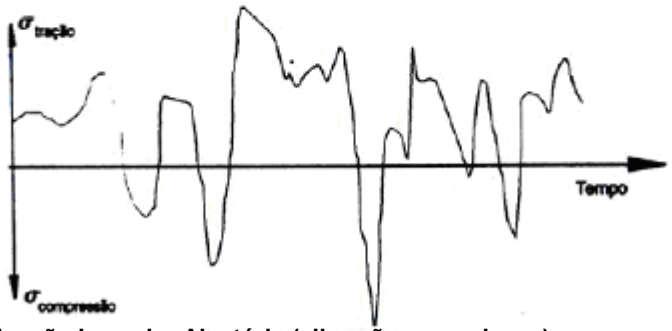
Na Figura III.10 (B) é apresentado um caso geral de ciclo de tensão constante que se repete em torno de uma tensão média (σ_m), no qual os valores de tensão máxima ($\sigma_{máx}$) e de tensão mínima ($\sigma_{\min}$) não são iguais. É evidente que esse ciclo pode se deslocar na direção do eixo das ordenadas, situando-se totalmente no campo de tração ou de compressão, ou em situações em que as tensões máximas e mínimas tenham sinais opostos.

Na Figura III.10 (C), a variação do ciclo de tensão ocorre aleatoriamente, com ciclos complexos como os que ocorrem nas asas de avião sobrecarregadas por correntes de vento ou em molas de suspensão de veículo que trafegam por estradas não pavimentadas.



(A) **Tensão Totalmente Alternada**

(B) **Tensão Flutuante**



(C) **Tensão Irregular Aleatória (vibrações complexas)**

Figura III.10 – Tipos de tensões cíclicas [28].

III.3.2.2 Tensões Flutuantes

As tensões flutuantes possuem a forma senoidal quando plotadas. Um carregamento cíclico apresenta duas componentes básicas de tensão, uma relativa à tensão média (σ_m) e outra relativa à tensão alternada (σ_a), que podem ser calculadas através das equações III.7, III.8 e III.9.

$$\Delta\sigma = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \tag{III.7}$$

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_{\max} + \sigma_{\min})}{2} \tag{III.8}$$

$$\sigma_a = \frac{(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})}{2} \tag{III.9}$$

Segundo Shigley [21], a relação entre as tensões máximas e mínimas R, é dada pela equação III.10.

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{máx}} \tag{III.10}$$

A Figura III.11 mostra algumas relações de tensão-tempo mostrando como as tensões flutuantes podem se apresentar. O parâmetro R indica o tipo de carregamento ao qual o elemento está sujeito. Se o ciclo varia de carga nula para carga de tração, a solicitação é repetida e R = 0, Figura III.11 (A). Caso ocorra a completa inversão de tração para compressão, a tensão média é nula, R = -1 e o carregamento é denominado totalmente alternado ou totalmente reverso, Figura III.11 (B). Se houver somente carga de tração, a solicitação é flutuante e R > 0, Figura III.11 (C).

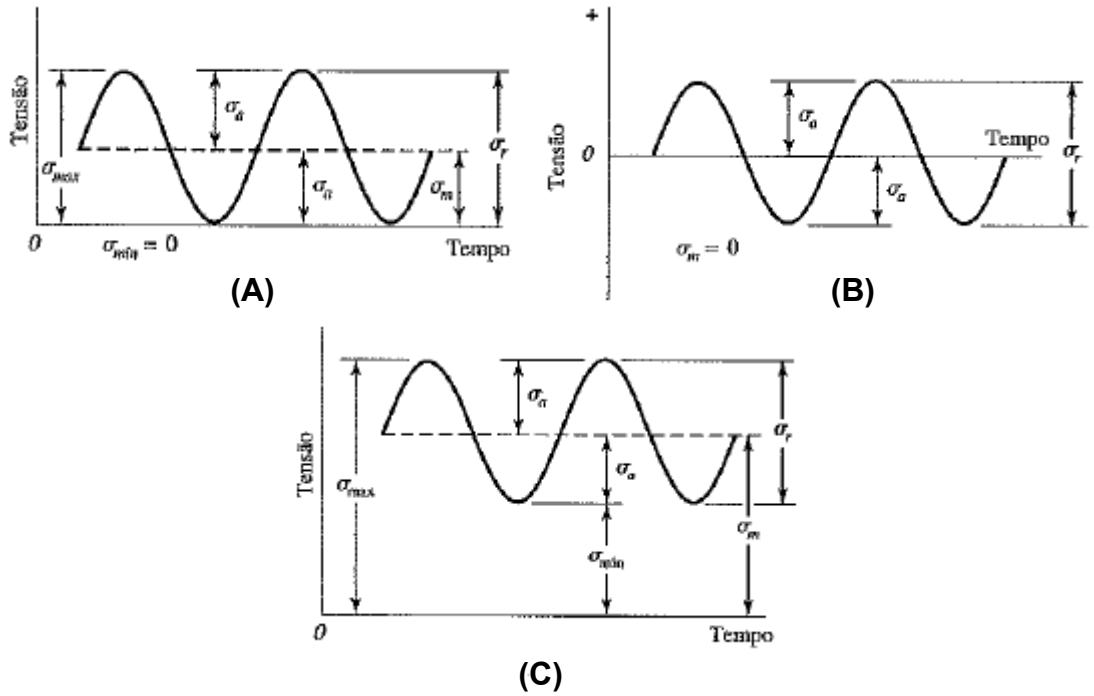


Figura III.11 – Representação da variação das tensões flutuantes [21].

III.3.3 Critérios para Análise da Influência da Tensão Média

III.3.3.1 Soderberg

Existem alguns critérios para a análise da influência da tensão média na vida à fadiga de um material. O primeiro trata-se do diagrama de Soderberg que relaciona o limite de vida à fadiga (S_e) com o limite de escoamento (S_y). O objetivo deste critério é assegurar que não haja falha por fadiga, tão pouco por escoamento do material. A Figura III.12 apresenta um desenho esquemático do diagrama.

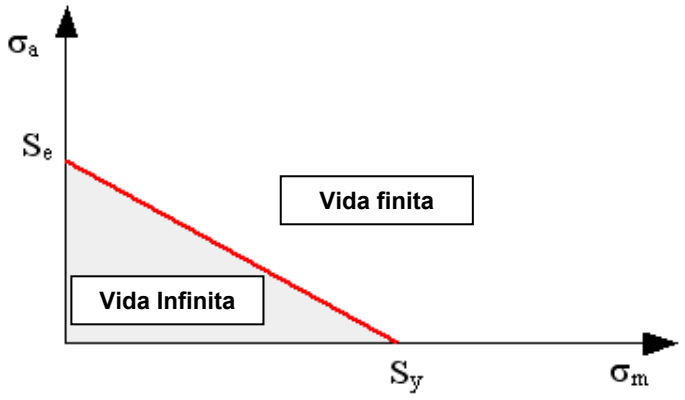


Figura III.12 – Critério de Soderberg

III.3.3.2 Goodman Modificado

Outro critério proposto é o de Goodman que consiste em relacionar o limite de vida à fadiga (S_e) ao seu limite de resistência (S_{ut}). O critério estabelece que todas as combinações que se encontram abaixo da linha do diagrama, proporcionam vida infinita [21]. A Figura III.13 apresenta um exemplo do diagrama.

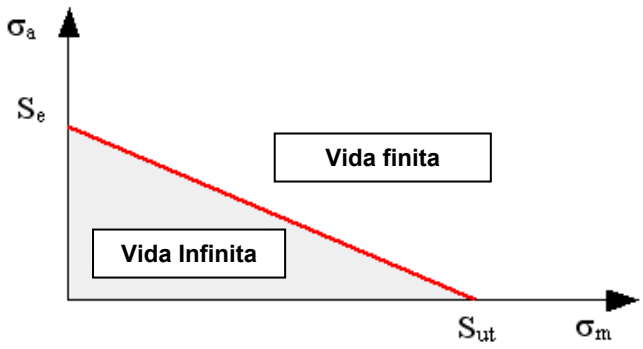


Figura III.13 – Critério de Goodman Modificado

III.3.3.3 Gerber

Por último, pode se exemplificar um outro critério importante dentre os muitos existentes, que foi estabelecido por Gerber, o qual observou que os resultados experimentais obtidos por Wholer poderiam ser ajustados por uma parábola, o qual é conhecido como parábola de Gerber [21],sendo exemplificado na Figura III.14 .

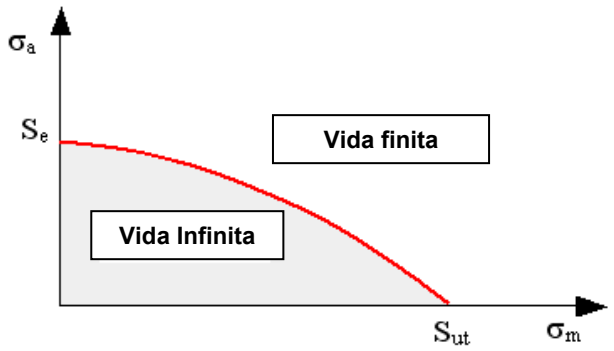


Figura III.14 – Critério de Gerber

A Figura III.15 apresenta os critérios mais utilizados atualmente para a análise de vida à fadiga.

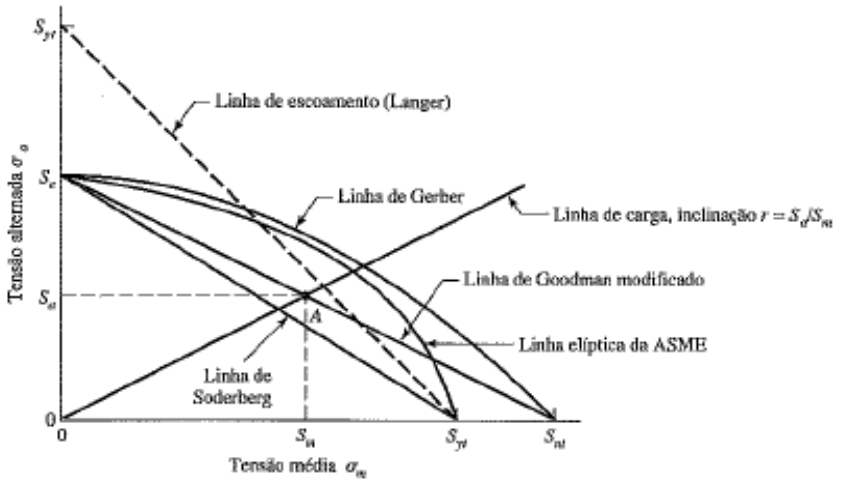


Figura III.15 - Comparativo entre os critérios mais utilizados que levam em conta a carga média [21].

Matematicamente pode-se modelar os critérios de Sorderbeg ,Goodman modificado e Gerber pelas equações III.11, III.12 e III.13 respectivamente:

$$\frac{\sigma_m}{S_y} + \frac{\sigma_a}{S_e} = 1 \qquad \text{(III.11)}$$

$$\frac{\sigma_m}{S_{ut}} + \frac{\sigma_a}{S_e} = 1 \qquad \text{(III.12)}$$

$$\frac{\sigma_a}{S_e} + \left(\frac{\sigma_m}{S_y}\right)^2 = 1 \qquad \text{(III.13)}$$

III.3.4 Efeito da Temperatura

Segundo Bastian et al. [29] muitos pesquisadores têm constatado que há um acréscimo na taxa de crescimento de trinca de fadiga com o aumento da temperatura. Em função de estudos realizados em temperaturas elevadas com atmosferas inertes, vácuo e em ar, hoje se acredita que as maiores taxas de crescimento de trinca de fadiga a altas temperaturas só ocorrem quando há interação de material com o meio, isto é, oxidação. O efeito está, portanto, muito mais ligado à oxidação do metal que ao aumento da temperatura em si.

III.3.5 Efeito da espessura do corpo de prova

O ensaio de fadiga é realizado com corpos-de-prova de dimensões padronizadas. Para essas amostras, é possível imaginar o efeito da deformação plástica superficial quando as tensões ultrapassam o limite de escoamento. Deve-se lembrar que os corpos-de-prova estão sendo solicitados à flexão e que as tensões superficiais são as máximas. Pode-se observar que em elementos com seções mais espessas, o efeito do gradiente é menos pronunciado.

III.3.6 O Fenômeno da Corrosão

Um ambiente corrosivo pode ser nocivo para a vida de uma estrutura, portanto, sua proteção é necessária. É notório que a corrosão é indesejável por razões relacionadas à segurança e economia da estrutura durante sua vida em serviço e também por questões estéticas. Atualmente, um dos problemas críticos está relacionado à dificuldade que se tem na escolha dos materiais ou tintas que resistam a esta corrosão indesejada. Deve-se lembrar que diversos acidentes acontecem devido a uma iniciação de trincas geradas por danos ligados diretamente à corrosão, portanto, é de extrema importância se evitar o início de tal fenômeno. [30]

De modo amplo, o fenômeno da corrosão pode ser entendido como uma deterioração do material, devido às reações químicas e/ou eletroquímicas com o meio em que interage. Os meios de corrosão podem ser inúmeros, mas a incidência da corrosão em meio aquoso é maior. Como exemplo, cita-se a corrosão aquosa, que tem a água como o principal solvente, a qual ocorre por intermédio da condensação da umidade em uma superfície. De modo mais específico, o fenômeno corrosivo representa uma situação em que duas ou mais reações eletroquímicas diferentes ocorrem simultaneamente e de forma espontânea, sendo pelo menos uma de natureza anódica e outra catódica [30].

A reação anódica de dissolução do metal fornece elétrons à reação catódica de redução, gerando carga elétrica transferida por unidade de tempo. Para que a reação de dissolução do metal tenha prosseguimento é necessário que os elétrons produzidos sejam removidos, caso contrário ocorre equilíbrio eletroquímico. A reação de redução de hidrogênio que ocorre simultaneamente só tem prosseguimento se receber elétrons. Assim, os elétrons produzidos pela reação de dissolução do metal são utilizados pela reação de redução do hidrogênio e simultaneamente as reações têm prosseguimento. Em geral, para se prevenir e controlar o fenômeno da corrosão, as seguintes medidas são tomadas:

- Adição de elementos de liga que formem uma película passivadora e aderente na superfície, impedindo assim a oxidação do resto do material. Ex: aços inoxidáveis.
- Revestir com um material que irá reagir com oxigênio e, enquanto estiver sendo consumido, proteger o material. Ex: galvanização.
- Utilização de substâncias que atuam como inibidores de corrosão.

III.3.6.1 Corrosão-Fadiga

Segundo Gentil [31], a ação simultânea de tensões cíclicas e ataque químico é conhecida como fadiga por corrosão ou corrosão-fadiga. A água do mar bem como outros elementos que acompanham o petróleo são eletrólitos sabidamente bastante agressivos, com diversos sais e gases dissolvidos. O processo de corrosão-fadiga pode causar fissuração envolvendo um mecanismo de dissolução anódica, ou envolvendo fragilização pelo hidrogênio a partir de uma corrosão localizada como pites ou frestas (que funcionariam como nucleantes do processo) ou ainda a partir de corrosão generalizada.

Os materiais que apresentam um limite de fadiga definido quando ensaiados ao ar na temperatura ambiente não apresentam limite de fadiga quando o ensaio é realizado em meio corrosivo. Uma vez que o ataque corrosivo é um fenômeno que depende do tempo, quanto mais rápido for o ensaio menor será o dano devido à corrosão.

O comportamento da corrosão-fadiga depende de fatores metalúrgicos, mecânicos e eletroquímicos de um sistema particular. Em geral, os danos por fadiga num determinado tipo de material, em meio corrosivo, ocorrem mais rapidamente que o esperado para a fadiga agindo separadamente (ao ar), conforme pode ser observado na Figura III.16. Por exemplo, para tensões de 450 MPa, nota-se que o processo de falha por fadiga só inicia a partir de cerca

de 500.000 ciclos para o teste ao ar, enquanto no meio corrosivo este tempo é reduzido para menos de 100.000 ciclos.

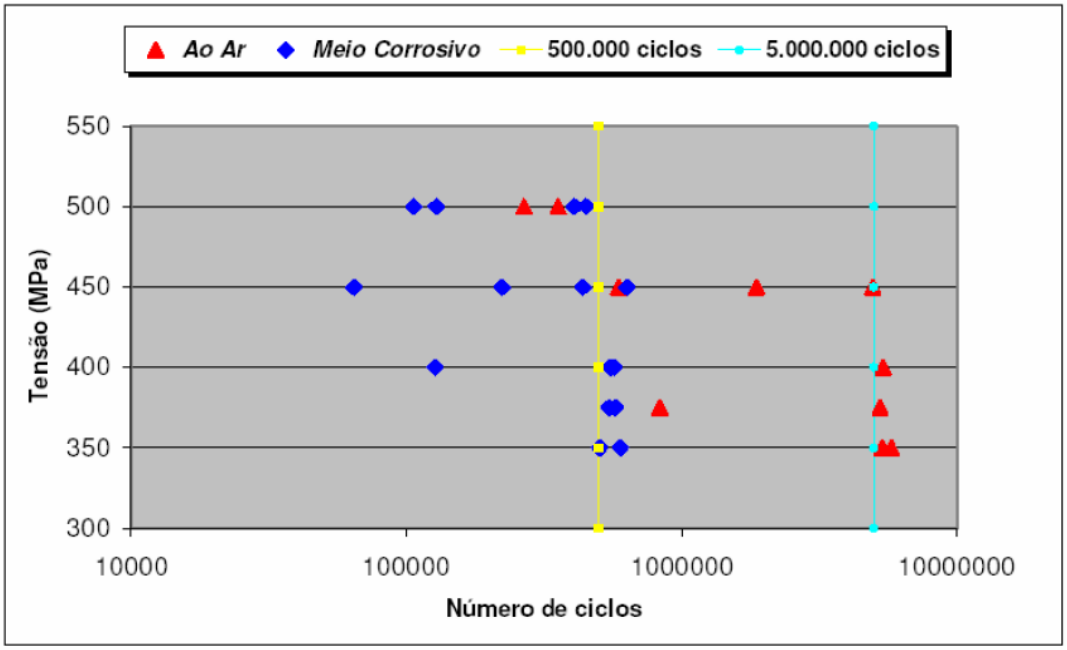


Figura III.16 - Comparação do comportamento em fadiga do metal de solda, Inconel 625, realizados ao ar e em meio corrosivo [32].

III.3.6.2 Trincas por Corrosão-Fadiga

III.3.6.2.1 Fase de Nucleação

Um ambiente corrosivo pode estimular o surgimento de trincas. A trinca gerada pelo processo de corrosão-fadiga geralmente tem início na superfície do material, a não ser que existam defeitos próximos à superfície que atuem como concentradores de tensão facilitando assim a nucleação de uma trinca sub-superficial [30].

A presença de dano por corrosão ou produtos da corrosão na superfície de fratura e a taxa de crescimento da trinca, são fatores que normalmente indicam os efeitos gerados pelo ambiente no material para ocorrência do dano. Todavia, produtos de corrosão nem sempre estão presentes. Como já mencionado no item anterior, o gráfico representado pela Figura III.17, apresenta a alteração da curva SN para ensaios de corrosão-fadiga, quando comparados a ensaios de fadiga ao ar.

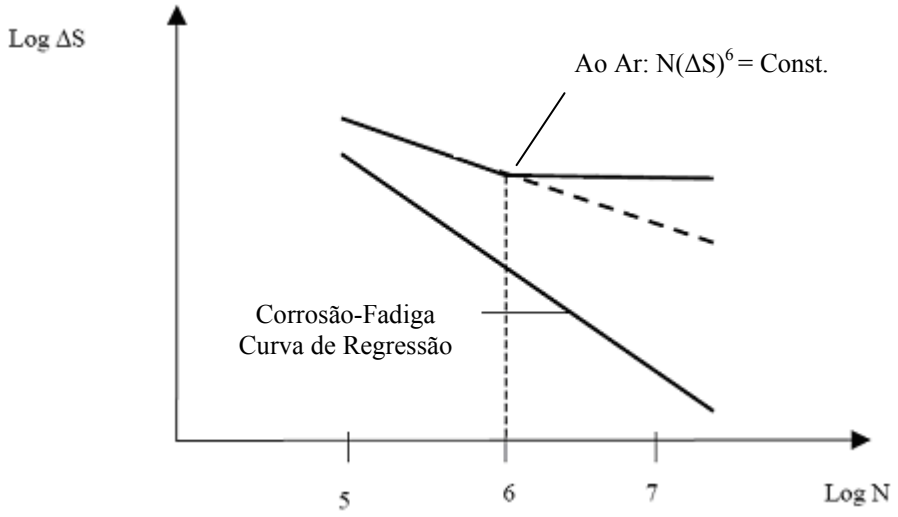


Figura III.17 - Representação da curva SN ao ar e em ambiente corrosivo [33].

III.3.6.2.2 Fase de Propagação

Quando se observa os efeitos gerados durante a fase de propagação, tem-se por exemplo que na fadiga ao ar, fatores como a freqüência e espessura do corpo-de-prova não têm grande influência, ao contrário do que ocorre em ambientes agressivos [30].

Os efeitos desses fatores são únicos para cada material e ambiente de serviço, isso quer dizer que um determinado sistema material / ambiente poderá responder de uma maneira diferente, em relação a outro sistema as variações de alguns desses parâmetros.

Diversas variáveis podem influenciar na propagação de trincas por corrosão-fadiga. Pode-se dividí-las em quatro grupos [34]:

- Variáveis Mecânicas: Freqüência do carregamento de fadiga, razão do carregamento de fadiga, forma da onda de carregamento, fator de intensidade de tensão máximo e faixa de fator de intensidade de tensão, interação da carga nas variações de amplitude e tensão residual.

- Variáveis geométricas: tamanho de trinca, geometria da trinca e espessura da amostra (tensão plana X deformação plana).

- Variáveis metalográficas: Composição da liga, microestrutura e estrutura cristalina, tratamento térmico, estrutura dos contornos de grão, forma e tamanho de grão, textura, distribuição dos elementos de liga e impurezas, modo de deformação e propriedades mecânicas (resistência, tenacidade).

- Variáveis ambientais: Tipo de ambiente (liquido ou gasoso), pressão parcial de espécies danosas em ambientes gasosos, concentração de espécies danosas em meio aquoso ou em outro líquido, ambientes, temperatura, pH, potencial eletroquímico, viscosidade do meio e proteção catódica.

III.3.6.3 Fatores que Influenciam no Processo de Corrosão-Fadiga

III.3.6.3.1 Frequencia de Carregamento

A freqüência da carga cíclica é uma variável chave que influencia no processo de corrosão-fadiga para a maioria dos materiais, ambientes, e valores de intensidade de tensões. O aumento da freqüência geralmente diminui ou elimina a possibilidade de ocorrência de corrosão-fadiga. Em freqüências suficientemente altas, a superfície de fratura produzida por fadiga associada à corrosão não difere significativamente da produzida por fadiga em meios não agressivos [30].

Portanto, a escolha da freqüência da carga é um ponto critico para a avaliação de corrosão-fadiga. Os efeitos ambientais na fadiga são na maioria das vezes causados por processos dependentes do tempo, com a constante do tempo na ordem de segundos ou mais. A aceleração do teste pode causar resultados inválidos. Por outro lado, se o teste for realizado fora da freqüência natural das ondas, tempo e custo irão, na maioria dos casos, restringir o teste para no máximo alguns milhões de ciclos.

O problema é que a extrapolação dos dados para vidas mais longas, o que é requerido para a maioria dos projetos, ainda é duvidosa. O protocolo de teste geralmente utilizado é pragmático neste ponto, recomendando uma freqüência máxima de 0,5 Hz a menos que existam dados para provar que uma maior freqüência resultará na aquisição de dados relevantes [33].

O processo de corrosão-fadiga é dependente do tempo, pois envolve reações eletroquímicas na superfície metálica, o transporte de produtos reagentes no eletrólito além da permeação de hidrogênio no metal. Como exemplo, pode-se citar que em uma freqüência de teste de 0,5 Hz, o tempo para se fechar 10^7 ciclos é de 230 dias. Isto é exageradamente longo para um programa de testes que envolve um grande número de casos. Como conseqüência de recomendação por norma [33], tem-se que os dados dos ensaios são limitados a uma faixa inferior a cerca de 2×10^6 ciclos, e a extrapolação de curvas S-N para a faixa de 10^7 torna-se muito incerta, sendo esta a faixa de projeto da maioria dos casos [33].

Outro detalhe importante é que o ataque pelos agentes corrosivos só ocorre durante a abertura da trinca (esforço trativo). Assim, no caso de corrosão-fadiga, a freqüência de carregamento é uma variável importantíssima, onde qualquer aceleração dos ensaios pode inferir grandes erros nos resultados.

Em estruturas “offshore”, as solicitações mais significativas são da ordem de 0,2 e 0,5 Hz (12 a 30 ciclos por minuto), e estão relacionadas com as correntes marinhas. Na situação mais severa (0,2 Hz) e usual nos ensaios, trabalhando 24 horas por dia, levaria cerca de 590 dias para alcançar a marca dos 10^7 ciclos.

III.3.6.3.2 Ambiente (Pressão de Vapor de Água)

O aumento da atividade química do ambiente (por exemplo, baixando-se o pH da solução, ou pelo aumento da concentração de espécies corrosivas, ou pelo aumento da pressão de um ambiente gasoso) geralmente diminui a resistência do material para a corrosão-fadiga. Diminuindo-se a atividade química do meio melhora-se a resistência à ocorrência de corrosão-fadiga.[30]

III.3.6.3.3 Tamanho de grão

O efeito do tamanho de grão no comportamento do crescimento de trinca na corrosão-fadiga de uma liga depende do modo de fratura dessa liga em particular no ambiente. Em um ambiente inerte, tal como o vácuo, a trinca de fadiga se propaga em geral ao longo de bandas de deslizamento transgranulares e a taxa de crescimento de trinca normalmente diminui com o aumento do tamanho de grão [30]. A Figura III.18 apresenta o comportamento da velocidade de crescimento de trincas de fadiga em função da amplitude do fator de intensidade de tensões para dois tamanhos de grão no vácuo e em atmosfera de 3,5 NaCl para um aço de alta resistência-baixa liga (*HSLA*) genérico de aplicação naval. Pode-se observar que nos dois casos, a taxa de crescimento de trinca de fadiga de ligas com grãos grosseiros são menores que aquelas de grão fino.

Essa influência do tamanho de grão em um ambiente inerte pode ser explicada pela movimentação das discordâncias dentro da zona plástica à frente da ponta da trinca ou pelo aumento da interferência induzido pelas superfícies irregulares da trinca durante a descarga. [35]

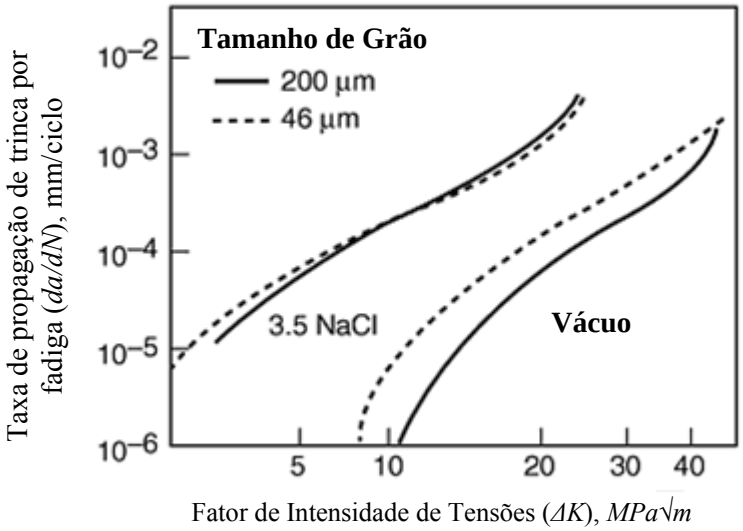


Figura III.18 – Taxa de propagação de trinca levando-se em consideração o tamanho de grão para aço de alta resistência-baixa liga de aplicação naval [35].

III.3.6.3.4 Razão de Tensão

Taxas de propagação e trinca de fadiga com corrosão geralmente crescem com o aumento da razão de tensão, que é a razão entre a tensão mínima e a tensão máxima. Seu efeito no crescimento da trinca de corrosão-fadiga depende do sistema liga/ambiente.

III.3.6.3.5 Forma de Onda

A taxa de crescimento de uma trinca de fadiga em ambientes agressivos pode ser altamente dependente da forma da onda de carga cíclica. Supõe-se que o aumento da taxa de crescimento da trinca é causado pela interação entre o ambiente e o aço durante o aumento da parcela de carga do ciclo. Quanto maior o tempo de elevação da carga durante cada ciclo maior a influência de um ambiente agressivo. No caso da onda quadrada, por exemplo, que tem uma subida em um período de tempo muito curto, o ambiente agressivo tem pouco efeito sobre a taxa de crescimento de trinca de fadiga [36].

III.3.6.3.6 Temperatura

A temperatura pode afetar as reações superficiais ambiente/metal. Em muitos sistemas ambiente/metal, a taxa de crescimento de trinca de corrosão-fadiga aumenta com o aumento da temperatura. Isto é, o processo de corrosão-fadiga é termicamente ativado [36]. Se esta energia de ativação na corrosão-fadiga fosse medida, poder-se-ia determinar possivelmente, o mecanismo de trincamento.

III.3.6.3.7 Faixa de Intensidade de Tensão

Na presença de ambientes fragilizantes, a taxa de propagação de trinca aumenta em função do aumento da intensidade da tensão aplicada, porém não se conhece ao certo a dependência precisa. Materiais extremamente sensíveis ao ambiente, como aços de ultra alta resistência em água destilada, são caracterizados pela alta taxa de crescimento dependente da faixa de intensidade de tensão, através do controle desse parâmetro pode-se reduzir os efeitos do meio no material.[36]

III.3.6.3.8 Potencial Eletrolítico do Meio Aquoso

O potencial eletrolítico do meio aquoso influencia fortemente o crescimento da trinca de corrosão-fadiga em ambientes aquosos. A influência precisa depende do mecanismo de efeito do meio e da magnitude catódica ou anódica do potencial aplicado [36].

Capítulo IV – Materiais e Métodos Experimentais

IV.1 Considerações Iniciais

Conforme já mencionado no início deste trabalho, o procedimento experimental consistiu em realizar ensaios de corrosão-fadiga obtendo-se curvas S-N para as armaduras de tração, com a finalidade de se avaliar os efeitos que o aumento da pressão parcial de CO_2 geram na vida em serviço dos dutos flexíveis. Sendo assim, um programa de testes foi estabelecido de forma a avaliar o comportamento em fadiga do material das armaduras em diferentes ambientes de teste.

Para a realização dos ensaios de corrosão-fadiga em alta pressão foi desenvolvida uma bancada de testes que consistiu em acoplar um dispositivo para ensaio de flexão em 4 pontos e um vaso de pressão a uma máquina servo-hidráulica universal, acomodando assim corpos-de-prova de armaduras de tração. Como o objetivo do programa de testes foi avaliar os efeitos gerados pelo CO_2 na resistência à fadiga das armaduras, os testes foram conduzidos de tal forma que outras variáveis tais como frequência, lote e corrida de material, fossem mantidas para cada um dos testes.

Em relação aos ambientes testados, inicialmente para se estabelecer uma referência, um ensaio preliminar aerado foi realizado em solução com cloreto (115.000 ppm), ou seja, imerso com abertura para a atmosfera. Em seguida, o ambiente utilizado foi em solução com cloreto (115.000 ppm) desaerado saturado com CO_2 respectivamente a pressões parciais de 3 e 10 bara. Geralmente em ensaios que tentam simular um ambiente com água do mar, utilizam uma solução sintética com quantidade de cloretos de 35.000ppm que corresponde aproximadamente ao que é encontrado na realidade. O valor de 115.000ppm foi utilizado neste trabalho, de forma a proporcionar uma maior agressividade ao meio de teste uma vez que estudos [3] já indicam o aumento do teor de cloreto para as aplicações do pré-sal.

IV.1.1 Dispositivo Para Flexão em 4 Pontos

O primeiro passo foi o desenvolvimento de um dispositivo de ensaio, de forma que quatro corpos-de-prova pudessem ser testados simultaneamente, aumentando a confiabilidade estatística do resultado obtido.

Para a determinação das curvas S-N, foi selecionado o método com carregamento de flexão em 4 pontos como pode ser visto na representação esquemática da Figura IV.1.

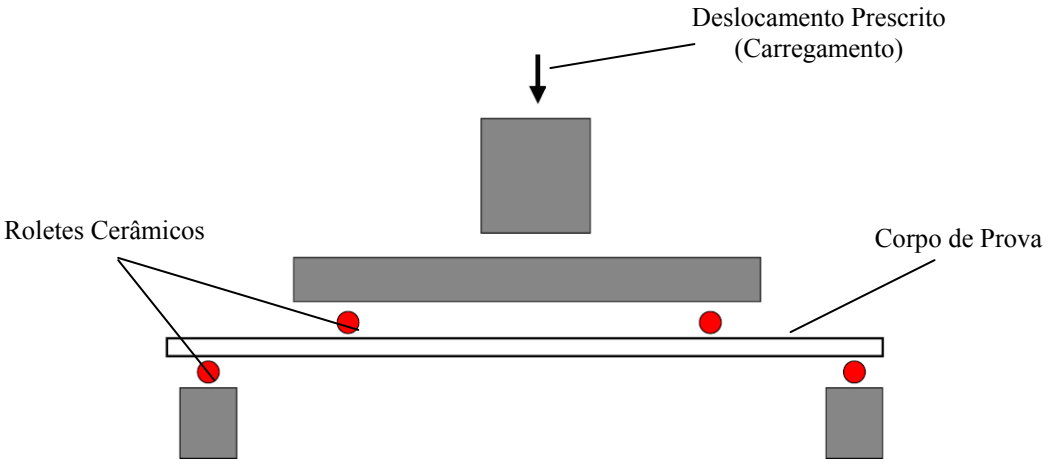


Figura IV.1 – Arranjo esquemático do dispositivo para flexão em 4 pontos.

Atualmente, o emprego do método de flexão em 4 pontos vem sendo mais amplamente utilizado pela indústria de dutos flexíveis devido à sua facilidade de implementação, diminuindo-se assim a influência das garras necessárias aos ensaios com carregamento trativo. Com o ensaio de flexão em 4 pontos obtem-se uma região de flexão pura com tensão constante, entre os dois suportes internos [37].

IV.1.2 Corpos-de-Prova

Os corpos-de-prova são arames de aço carbono contendo aproximadamente 0,7 % de carbono, além de silício e manganês dependendo do processo de fabricação. As diferentes seções retangulares que variam de 5x2 mm até 16x7 mm são representativos da gama de perfis utilizados para fabricação de dutos flexíveis. As Tabelas IV.1 e IV.2 apresentam respectivamente as propriedades mecânicas e a composição química do material das armaduras de tração que foram utilizadas nos ensaios.

Tabela IV.1 - Propriedades mecânicas das armaduras de tração ensaiadas.

Propriedades Mecânicas - Armadura de tração perfil 9x3mm	
Limite de Resistência, N/mm²	1420
Limite de Escoamento a 0.2%, N/mm²	1230
Alongamento em, 2" (51mm) (%)	3.5
Dureza (Vickers), max	390

Tabela IV.2 - Composição química das armaduras de tração ensaidas (% em massa).

Análise Química - Armadura de tração perfil 9x3mm									
Elemento	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Ti
[%]	0.62	0.2	0.66	0.016	0.017	0.03	0.01	0.01	< 0.01

Nos aços carbono comuns, elementos como o carbono e manganês possuem influência no controle da resistência, ductilidade e soldabilidade. A maior parte dos aços carbono estruturais tem mais de 98% de ferro, de 0,2 a 1% de carbono e aproximadamente 1% de manganês (em massa) [34]. O carbono aumenta a dureza e a resistência, mas, por outro lado, afeta a ductilidade e a soldabilidade. Assim, pequenas quantidades de outros elementos de liga são empregados para melhoria das propriedades do aço. Em relação aos dutos flexíveis, existe uma gama extensa em relação ao percentual de carbono existente em cada arame. O processo de fabricação dos arames é feito através de laminação a frio ou alternativamente, laminação a quente e em seguida laminação a frio para finalizar.

Durante o processo de fabricação, níveis de tolerância em relação à espessura e à largura do arame devem ser respeitados. Para determinação de qual seria o comprimento ideal do corpo-de-prova para a realização dos ensaios, foram calculadas as deflexões máximas que os arames estariam sujeitos, quando submetidos a carregamentos variando de 30 a 85% do limite de resistência, onde S_{ut} é 1420 MPa, para as armaduras ensaiadas. A Figura IV.2 apresenta o aspecto dessas armaduras de tração em um duto flexível e em seguida, a Tabela IV.3 ,uma relação da gama de perfis atualmente disponíveis.



Figura IV.2 – Armaduras de tração de um duto flexível

Tabela IV.3 - Gama de perfis de armaduras de tração

Perfis de Armaduras de Tração Disponíveis [mm]			
5 X 2	8 X 4	12 X 6	14 X 6
7 X 2	10 X 4	12 X 7	14 X 7
6 X 3	10 X 5	14 X 3	16 X 5
9 X 2	12 X 4	14 X 4	16 X 6
9 X 3	12 X 5	14 X 5	16 X 7

IV.2 Determinação do Deslocamento Máximo

A teoria de flexão de Euler-Bernoulli para vigas carregadas transversalmente foi utilizada para o cálculo de flecha máxima [38]. Observa-se que para o arranjo de flexão em 4 pontos tem-se o caso de flexão pura que é gerada pela condição de momento fletor constante entre os apoios internos como esquematizado na Figura IV.3.

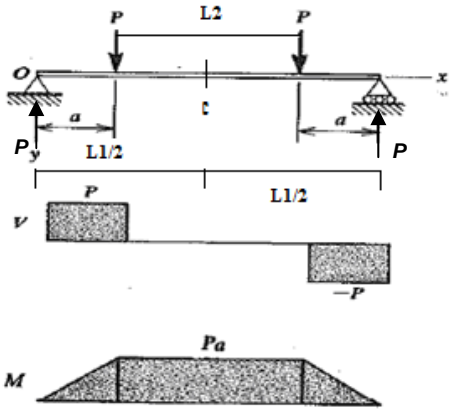


Figura IV.3 – Diagramas de cortante e de momento fletor exemplificando como atuam os carregamentos de flexão [38].

As flechas foram obtidas com base na equação IV.1 para o ponto C para o modelo apresentado na Figura IV.3 [38].

$$\delta_C = \frac{P\,a}{24EI}(3L_1^2 - 4a^2) \qquad \text{(IV.1)}$$

Onde:

$a = \frac{L_1 - L_2}{2}$; onde L_1 é o comprimento total do arame e L_2 é a distância entre os pontos de aplicação das cargas;

P = carga aplicada;

E = módulo de elasticidade do material;

I = Momento de inércia para a seção transversal do arame;

IV.3 Dimensionamento dos Corpos-de-Prova

Pelo estudo realizado, foi observado que as dimensões satisfatórias do corpo-de-prova para a flexão em quatro pontos seriam para L_1 = 170mm e L_2 = 50mm uma vez que com essas dimensões, seria possível aplicar tensões variando entre 30 e 90% do escoamento do material, para uma faixa de carregamento entre 50 e 1200 N. Assim, com esses parâmetros iniciais de ensaio, foi possível estabelecer uma relação de carga x flecha, conforme mostrado na Figura IV.4 , obtendo-se assim, as cargas e flechas máximas para os perfis de armaduras de tração que seriam atendidos pelo dispositivo.

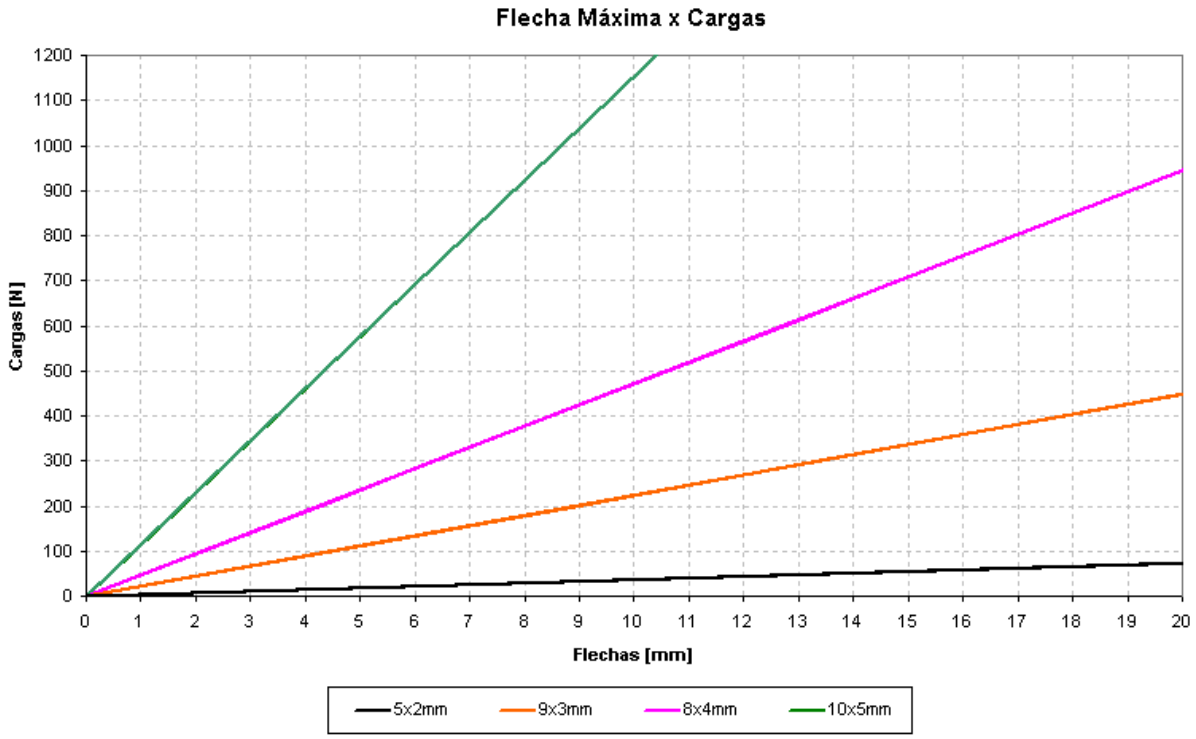


Figura IV.4 – - Relação carga x flecha máxima para a seção central (*C*).

IV.4 Formulação para Obtenção das Tensões

Para os corpos-de-prova submetidos à flexão, as máximas tensões de tração e de compressão ocorrem nos pontos mais afastados da linha neutra. A seção do corpo-de-prova é retangular e a tensão (σ) relativa à flexão para uma determinada seção é dada pela equação IV.2:

$$\sigma = \frac{-M\ c}{I} \qquad \text{(IV.2)}$$

Onde:

M = momento fletor na seção transversal cuja flecha é máxima para ($M = P.a$);

c = distância da linha neutra até a fibra mais externa do arame é igual a $h/2$, onde h é a espessura;

I = momento de inércia da seção transversal, ilustrada no desenho esquemático da Figura IV.5

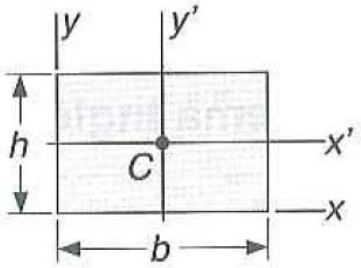


Figura IV.5 – Seção transversal retangular para cálculo do momento de inércia I .

Observando a equação IV.2, nota-se que a tensão desenvolvida depende diretamente do momento fletor que atua na seção, e é inversamente proporcional ao momento de inércia da seção. A tensão também é diretamente proporcional a ordenada y, que representa a distância da fibra em que se deseja calcular a tensão até a linha neutra. Esta expressão permite calcular a tensão normal desenvolvida devido ao momento fletor em qualquer ponto de qualquer seção da viga considerada.

Como para a seção *C* $M = P.a$,obtém-se:

$$\sigma = \frac{-Pac}{I} \qquad \text{(IV.3)}$$

Colocando P em função de σ chega-se a equação IV.4:

$$P = \frac{-\sigma I}{ac} \qquad \text{(IV.4)}$$

Substituindo a equação IV.4 na equação IV.1 obtém-se uma formulação para a tensão máxima em função da flecha na seção *C*, que é mostrada na equação IV.5:

$$\sigma_{máx} = -\left(\frac{24Ec}{3L_1^{\,2} - 4a^2}\right)\delta_c \qquad \text{(IV.5)}$$

IV.4.1 Cálculo das Tensões

A Figura IV.6 ,de seleção de parâmetros, relaciona as curvas de tensões que foram traçadas, tendo como base as respectivas flechas (deslocamentos).

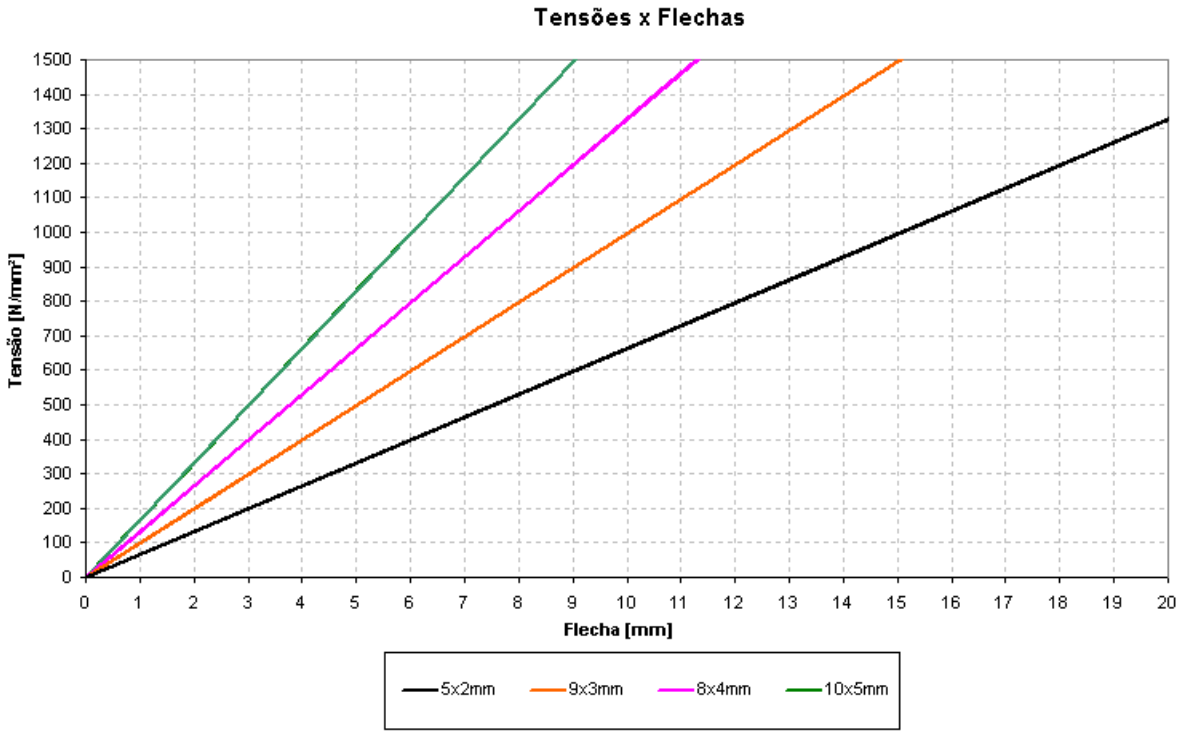


Figura IV.6 – Relação de Tensão x Flecha Máxima.

De acordo com Shigley [21], a relação entre as tensões máximas e mínimas *R* é dada pela equação IV.6:

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{máx}} = 0{,}1 \qquad \text{(IV.6)}$$

De forma a se avaliar o comportamento do material sob diversas solicitações, foram escolhidas as seguintes faixas de tensões:

- 1000 MPa
- 800 MPa
- 700 MPa
- 600 MPa
- 500 MPa
- 400 MPa

A faixa de variação entre as tensões normais é dada pela equação IV.7.

$$\sigma_R = \sigma_{máx} - \sigma_{\min} \qquad \text{(IV.7)}$$

(IV.7) em (IV.6) , tem-se:

$$\sigma_{máx} = \frac{\sigma_R}{(1-R)} = \frac{\sigma_R}{0{,}9} \qquad \text{(IV.8)}$$

A tensão média σ_m é dada pela equação IV.9:

$$\sigma_m = \left(\frac{\sigma_{máx} + \sigma_{\min}}{2} \right) \qquad \text{(IV.9)}$$

Colocando σ_{min} da equação IV.6 em função de $\sigma_{máx}$ e substituindo na Equação IV.9, obtem-se a relação da equação IV.10:

$$\sigma_m = \frac{(1+R)}{2}\sigma_{máx} = \frac{(1,1)}{2}\sigma_{máx} \qquad \text{(IV.10)}$$

Com base nas formulações apresentadas e para as faixas de variação propostas, a Tabela IV-4 foi montada com as tensões flutuantes para os diversos níveis.

Tabela IV-4 - Tensões flutuantes nominais para os diversos níveis de carregamento.

Tensões Flutuantes [MPa]				
σ_r	$\sigma_{máx}$	σ_{min}	σ_m	σ_a
1000	1111	111	611	500
800	889	89	489	400
700	778	78	428	350
600	667	67	367	300
500	556	56	306	250
400	444	44	244	200

Essas tensões nominais foram então utilizadas como referência para os ensaios. O apêndice A traz uma tabela com todos os valores de carregamentos e deslocamentos calculados para os principais perfis de armadura de tração, tal como os valores máximos e mínimos para cada nível de tensão estudado.

IV.5 Parâmetros de Fadiga

A definição da freqüência de carregamento para o ensaio de fadiga representa um importante parâmetro na correta avaliação das curvas S-N em ambientes corrosivos. Deve haver um equilíbrio entre a solução preferencial, que seria a adoção de freqüências de teste muito baixas e a opção mais econômica que seria realizar os ensaios com frequências altas de carregamento.

Ensaios realizados utilizando carregamentos com baixa frequência podem ter a duração aumentada consideravelmente, o que pode alcançar mais que 200 dias de teste. Por outro lado, se altas frequências de teste forem adotadas, a incerteza dos resultados aumenta consideravelmente, uma vez que o fenômeno de corrosão-fadiga está relacionado com o tempo. Resultados experimentais em relação ao comportamento sob corrosão-fadiga das armaduras de tração dos dutos flexíveis, publicados por Berge [39] indicaram que para os ensaios de corrosão-fadiga, uma frequência de carregamento entre 0,5 e 2,0 Hz é adequada para se obter resultados que se aproximam da realidade para armaduras de tração sob ambiente corrosivo. Foi observado que as armaduras de tração ensaiadas em ambiente sob pressões parciais de CO_2 variando entre 0,1 e 3 bara, em relação ao número de ciclos até a falha, quando submetidas à frequências de carregamento entre 0,5 Hz e 2 Hz, não sofreram efeito significativo, conforme está ilustrado na Figura IV.6 [39].

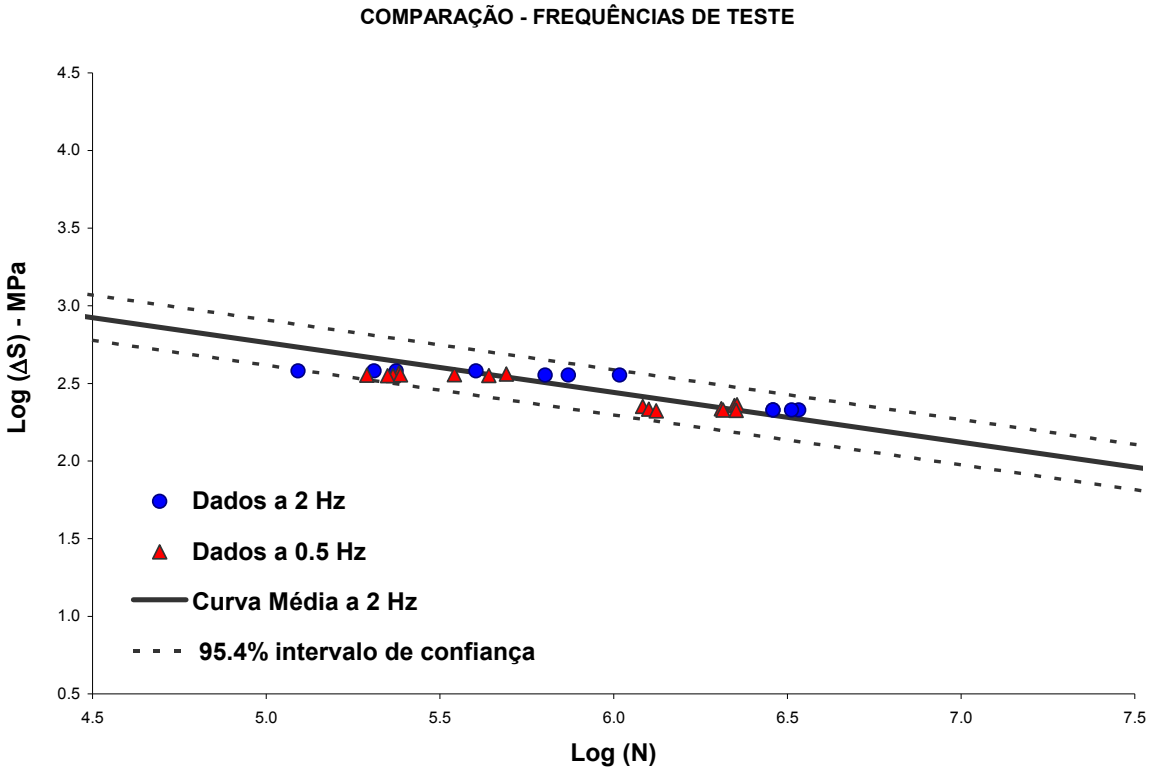


Figura IV.7 – Comparação das freqüências de carregamento sob alta pressão parcial de CO_2 [39].

Nessa comparação, para um ensaio realizada a 2 bara de CO_2, pode-se observar que as bandas de dispersão para a maior frequência se sobrepoem a praticamente todos os dados obtidos para a menor frequência, demonstrando que não houve diferença significativa, mesmo sob o efeito das pressões de dióxido de carbono. Dessa forma, visando padronizar os testes e diminuindo as variáveis em relação ao comportamento do material e para facilitar a comparação dos ensaios para as pressões utilizadas, foi aplicada uma frequência de teste de 1Hz.

IV.6 Procedimento Experimental

IV.6.1 Principais Dispositivos

O programa de ensaios de corrosão-fadiga, foi implementado utilizando-se um sistema projetado e fabricado para adequação ao material a ser ensaiado tais como a célula de pressão e um dispositivo para o ensaio de flexão. Os ensaios foram realizados nos laboratórios do INT (Instituto Nacional de Tecnologia) tendo o sistema de ensaio adaptado a uma máquina servo-hidráulica universal para aplicação do carregamento.

A Figura IV.8 apresenta uma vista e em seguida um desenho em prespectiva do dispositivo. A Figura IV.9 ilustra o dispositivo usinado. O método de carregamento adotado foi o de flexão em 4 pontos padrão, controlado por deslocamento, convencionalmente utilizado na indústria para ensaios de fadiga em armaduras de tração. A função básica do suporte é apoiar os corpos-de-prova na horizontal, para que possam ser defletidos em flexão de 4 pontos. Sua montagem é composta de 3 chapas de aço inox 316L, onde uma é a base e as outras duas formam paredes que apóiam os corpos-de-prova através de rolos cerâmicos. O dispositivo ensaia 4 (quatro) corpos-de-prova simultaneamente. Ainda fazem parte do suporte duas guias que estão aparafusadas na base e possuem a função de conduzir a parte superior do apoio evitando assim a rotação da haste de atuação.

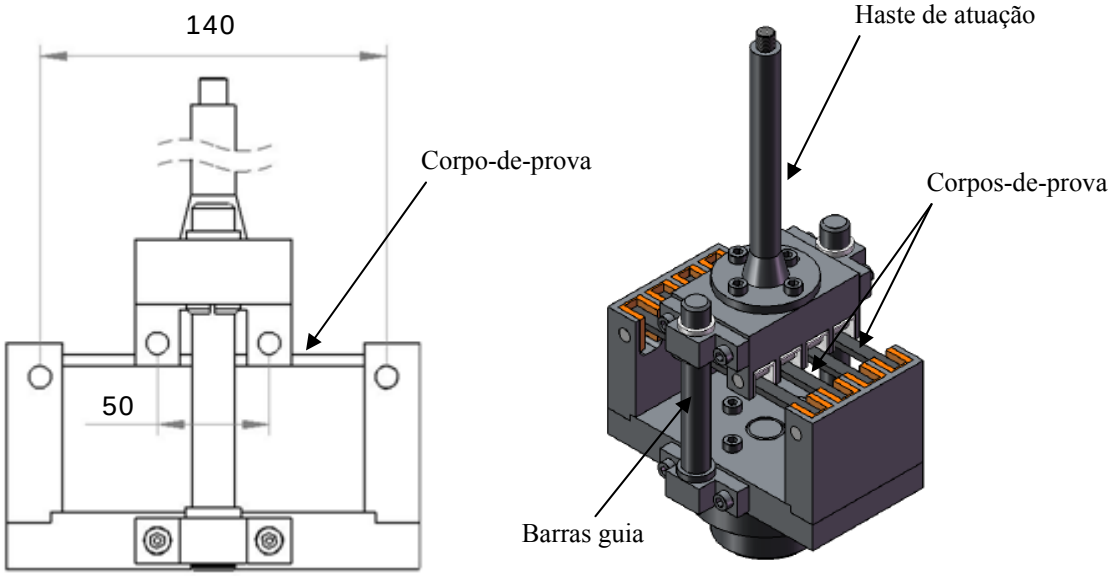


Figura IV.8 - Desenho esquemático dispositivo de flexão em 4 pontos.

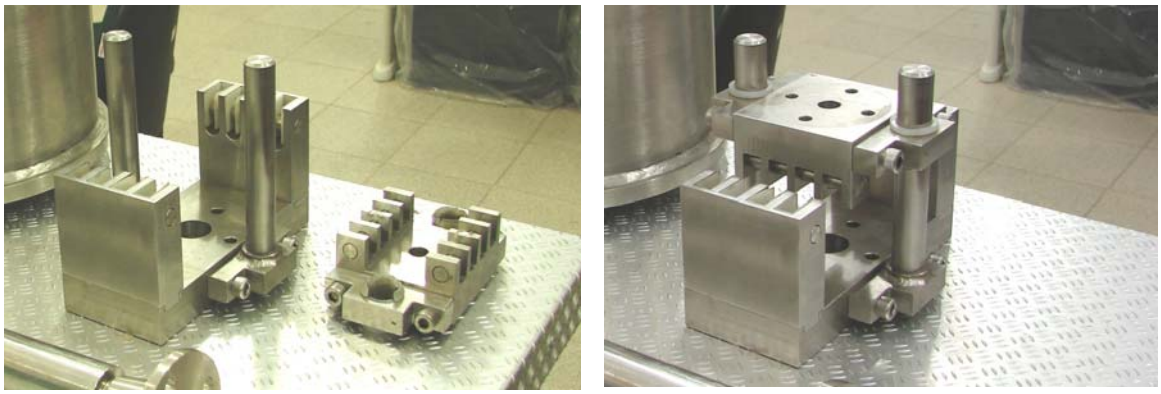


Figura IV.9 – Dispositivo de flexão em 4 pontos usinado.

Baseando-se nas condições de ensaio onde se tem um meio corrosivo com pressões parciais de até 10 bara de CO_2, o material escolhido para a célula de pressão foi o aço inoxidável 316L. Este aço apresenta como características resistência a fluência e a oxidação, razão pela qual são bem elevados os valores das temperaturas-limite de utilização, além de serem mais facilmente soldáveis não exigindo nenhum tratamento térmico específico. A Figura IV.10 apresenta o desenho de projeto e a foto da célula de pressão já usinada. A seguir, a Figura IV.11 apresenta fotos da montagem da célula de pressão na máquina servo-hidráulica universal no laboratório.



Figura IV.10 – Visão geral da célula de pressão.

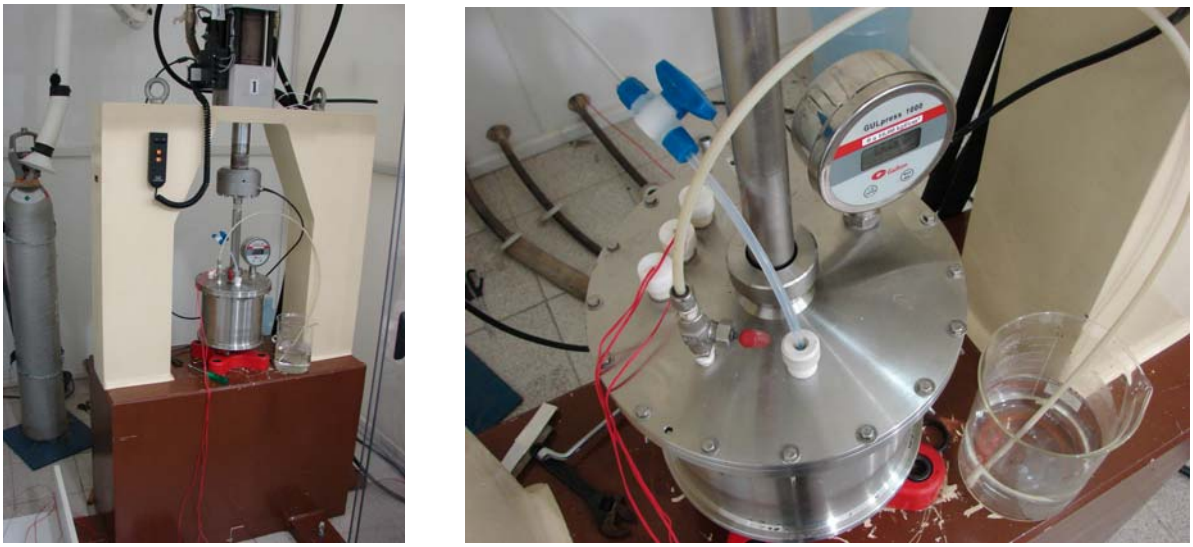


Figura IV.11 – Visão geral da montagem na máquina servo-hidráulica.

IV.6.2 Célula de Carga

Como não há janelas de observação no vaso de pressão, para que se pudesse avaliar o andamento do ensaio em seu interior, uma célula de carga foi colocada externamente para indicar a quebra em sequência dos arames através da avaliação de variação do carregamento ao longo dos ciclos. A Figura IV.12 apresenta um exemplo da relação carga x ciclos, utilizada para verificação das mudanças no nível de carregamento indicando as quebras de arames, para o ensaio com deslocamento imposto.

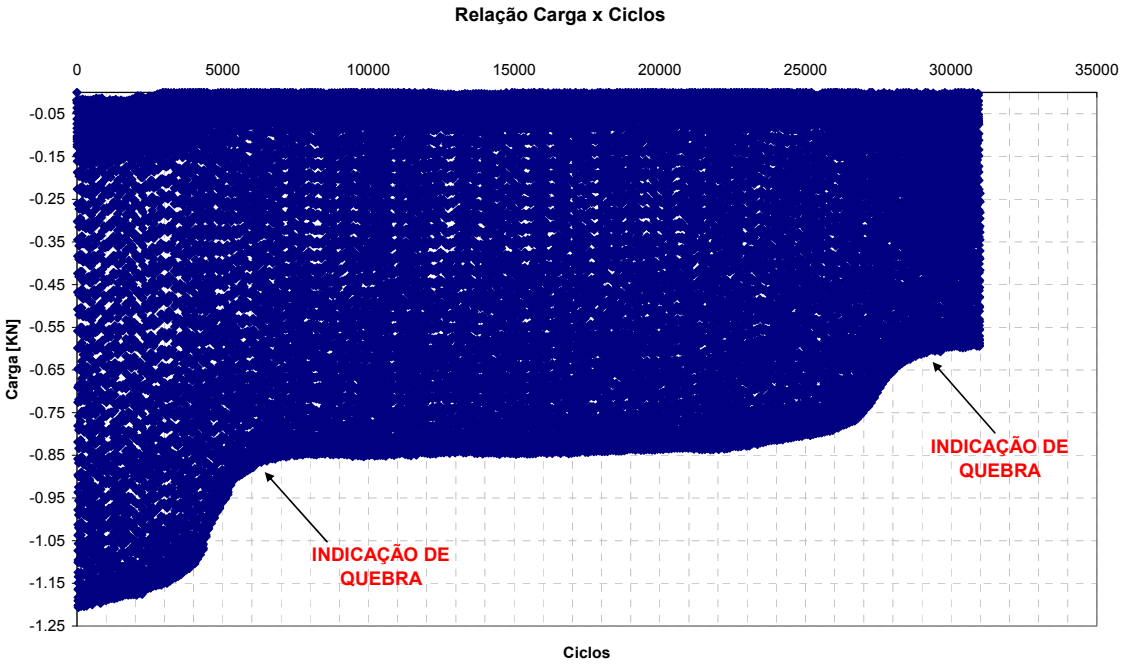


Figura IV.12 – Relação carga x ciclos – Indicação de quebras.

IV.6.3 Faixa de Tensões

Os níveis de tensões testados foram definidos de forma a permitir uma clara definição de inclinação das curvas S-N com uma distribuição adequada através das condições de serviço do material. A Figura IV.13 apresenta um esquema representando o efeito gerado no levantamento das curvas S-N pela distribuição dos níveis de tensão. Sendo assim, uma distribuição de 5 níveis de tensão foi adotada para o levantamento das curvas, representando as solicitações geralmente aplicadas para os dutos flexíveis, o que compreendeu níveis variando entre 30 e 90% do atual limite de escoamento do material das armaduras de tração.

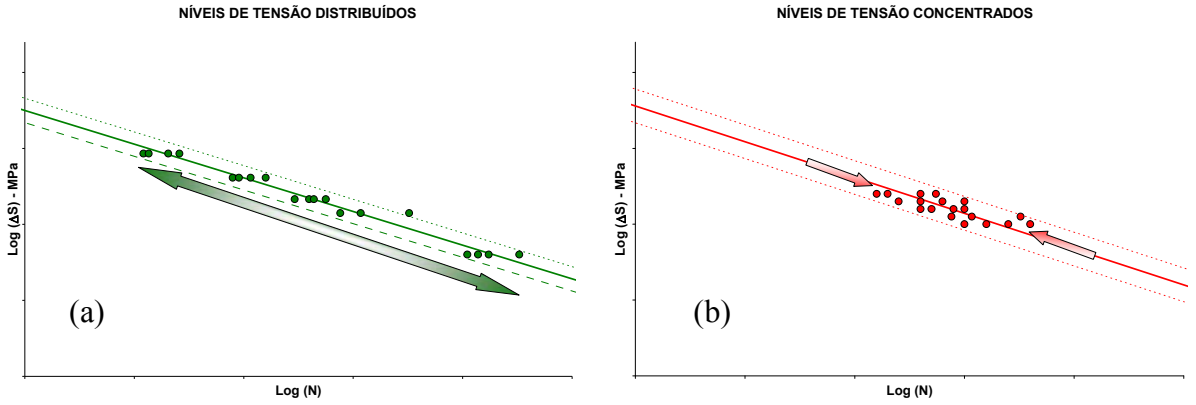


Figura IV.13 – Base de seleção dos níveis de tensão / (a) Níveis mais distribuídos / (b) Níveis mais concentrados.

A Tabela IV.5 apresenta com detalhes as condições e níveis de tensões utilizados para o levantamento das curvas:

Tabela IV.5 - Parâmetros de teste empregados.

Curva	Meio de Teste	Condição	Qntd. Cloreto (ppm)	Pressão Parcial de CO_2 (bara)	Frequência de Teste (Hz)	Perfil das Amostras	Níveis de Tensão
1	Água do Mar Sintética	Ao ar	115000	-------	1	9x3	5
2	Água do Mar Sintética	Desaerada	115000	3	1	9x3	5
3	Água do Mar Sintética	Desaerada	115000	10	1	9x3	5

IV.6.4 Preparação dos Ensaios

Para a realização dos ensaios de corrosão-fadiga foram empregados os seguintes equipamentos e instrumentos:

- Sistema Universal de Ensaios Instron (máquina servo-hidráulica);
- Célula de carga 50 kN;
- Multicondicionador Kyowa MGC-6ª com quatro canais e seus acessórios;
- Computador com placa para interface GPIB ;
- Software para gerenciamento do ensaio por aplicação a partir do LabVIEW.

As seguintes etapas foram realizadas como procedimento operacional:

- A máquina de ensaios universal com célula de 50 kN, foi calibrada para a faixa de carregamento utilizada nos ensaios de fadiga, sendo a condição para calibração, o carregamento por compressão;
- Aterramento eletrônico do sistema de ensaio foi realizado, para obter leitura do sinal adequado a faixa de leitura em μvolts;
- Os ensaios foram realizados com temperatura de aproximadamente (24,7ºC) e umidade (67%) controladas;

A partir das amostras de armadura de tração os corpos-de-prova foram cortados para se adequar à dimensão do dispositivo de flexão em 4 pontos. Também foram feitas marcações para o posicionamento dos “strain gages” para a fase de calibração inicial das tensões conforme mostrado na Figura IV.14.

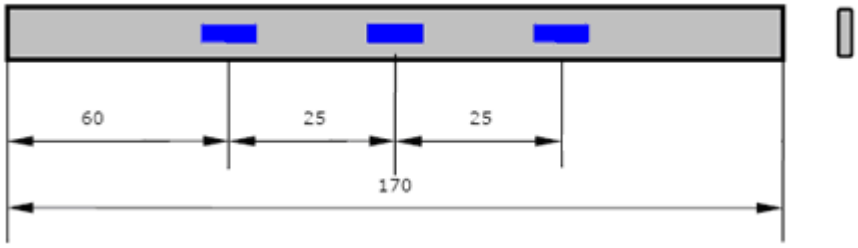


Figura IV.14 – Dimensões (cotas em milímetros), dos corpos-de-prova utilizados nos ensaios, bem como o posicionamento dos 3 “strain gages” utilizados de maneira a identificar o perfil de tensões em função das deformações aquisitadas.

Antes de se iniciar o teste de cada um dos níveis de tensão, o dispositivo foi calibrado com o uso de “strain gages” de forma a se avaliar a atual tensão através da aquisição das deformações atuantes no corpo-de-prova, visando assim, a verificação da correlação dos valores de carregamento versus suas tensões nominais. Estes dados foram obtidos convertendo-se os sinais de deformação aquisitados em tensão utilizando-se a teoria de mecânica dos sólidos, considerando dados como a constante padrão do sensor e módulo de elasticidade do material. Inicialmente foi definido um “*set-point*” para o sistema, onde se identificava um pequeno carregamento através da extensometria, conforme mostrado na Figura IV.15 (a). A partir deste instante o sistema era zerado sendo definidas as tensões mínimas e máximas para o carregamento alternado, relacionado a cada nível de tensão. Este procedimento foi repetido para os 4 corpos-de-prova, realizando-se uma ciclagem inicial para se avaliar o comportamento das tensões no corpo-de-prova, conforme mostrado na Figura IV.15 (b).

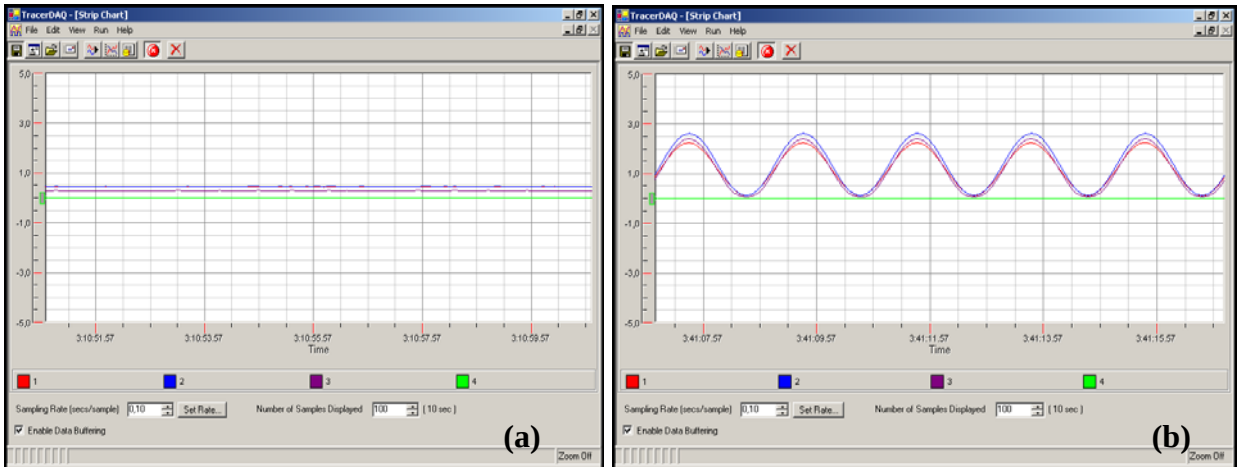


Figura IV.15 – Sinais aquisitados por extensometria / (a) Sinal de contato com o corpo-de-prova, ponto para zerar o sistema / (b) ciclagem inicial do sistema.

A Figura IV.16, mostra como os strain gages foram montados para calibração.

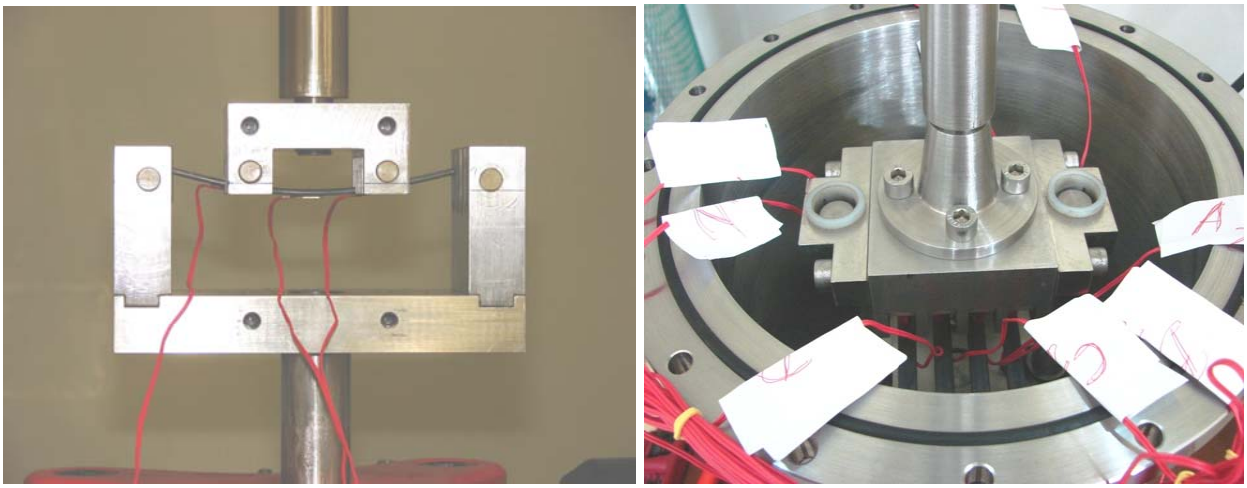


Figura IV.16 - Dispositivo de flexão em 4 pontos montado para calibração das tensões.

Concluindo a etapa de calibração, foram geradas curvas de tensão x deslocamento para cada corpo-de-prova, utilizando assim todos os dados, para avaliação do comportamento das tensões em relação ao material observando-se o perfil de distribuição cuja representação para um ensaio está na Figura IV.17 . As posições representadas pelas letras A,B,C e D são referentes à localização dos corpos-de-prova no dispositivo de flexão em 4 pontos, uma vez que foram 4 corpos-de-prova ensaiados por vez, sendo as posições A e D dos corpos-de-prova externos e B e C os corpos-de-prova internos. Já os pontos S1, S2 e S3 representam as tensões aquisitadas no corpo-de-prova para o deslocamento prescrito aplicado, sendo S1 e S3 as tensões nas regiões em contato com os roletes superiores e S2 a tensão atuante na região central do corpo-de-prova.

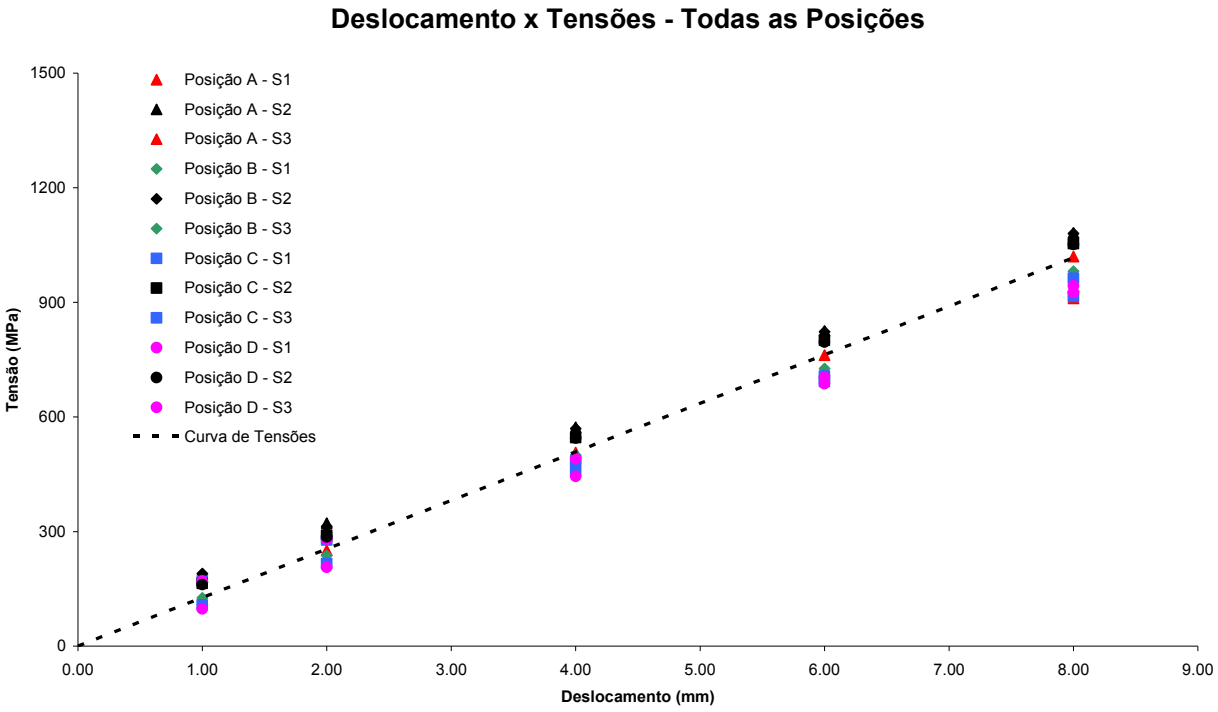


Figura IV.17 – Relação Tensão x Deslocamento.

Após a etapa de calibração, foi efetuada para cada ensaio a purga do sistema através da passagem de CO_2 durante 12 horas com a finalidade de excluir do ambiente todo o oxigênio remanescente. A pressão de CO_2 foi monitorada durante todas as fases dos ensaios, por meio de um manômetro digital, sendo sua escala de leitura compreendida em entre o intervalo 0 a 16 bar.

Os testes foram então realizados de acordo com os parâmetros já apresentados e conduzidos até a falha dos 4 corpos-de-prova dispostos no dispositivo ou então até um número máximo de ciclos de 10^7 (sendo este considerado como *run-out* e não sendo incluído na análise de regressão).

Capítulo V – Resultados

V.1 Ensaios

V.1.1 Em Ambiente com Solução de 115.000ppm de Cloreto ao Ar

O primeiro ensaio a ser validado através dessa metodologia foi o aerado com imersão em solução sintética com 115.000ppm de cloreto, ou seja, foi realizado aberto ao ar, não tendo controle da atmosfera.

V.1.1.1 Corpos-de-Prova

As amostras de armaduras de tração foram testadas na condição "conforme recebido". Com exceção da limpeza/desengorduramento nenhuma outra preparação de superfície ou de usinagem foi realizada. Após a limpeza, as amostras foram manuseadas apenas com luvas limpas ou pinças.

V.1.1.2 Parâmetros de Teste

As condições de teste foram:

- Carregamento: Flexão em 4 pontos, com deslocamento prescrito.
- Freqüência: 1Hz.
- Meio: Solução (115.000 ppm de cloretos) aberto para a atmosfera.

V.1.1.3 Monitoramento

Uma vez que o ensaio foi realizado ao ar, foi possível se observar e identificar o grau de atuação do meio corrosivo nas armaduras de tração, conforme pode ser visualizado na sequência de fotos apresentadas nas Figuras V.1, V.1 e V.3.

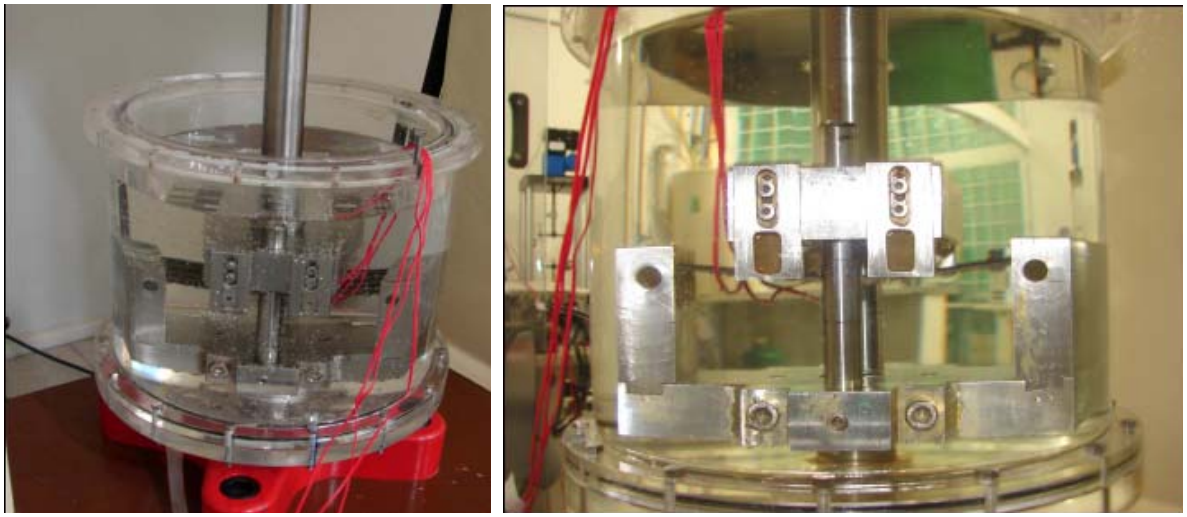


Figura V.1 – Início do ensaio de flexão em 4 pontos (solução com cloreto, aerada).

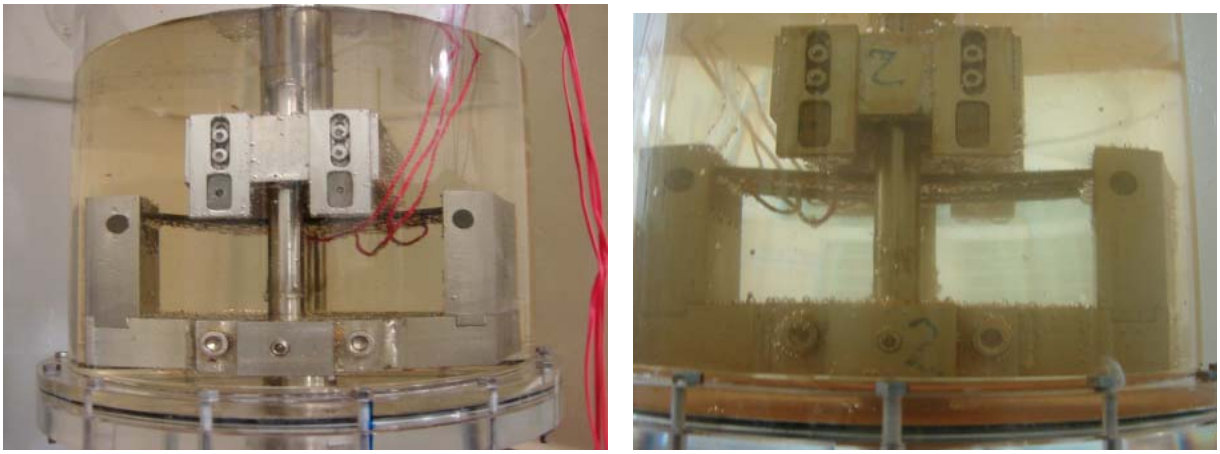


Figura V.2 – Fase intermediária ensaio de flexão em 4 pontos (solução com cloreto, aerada).



Figura V.3 – Fase final do ensaio de flexão em 4 pontos (solução com cloreto, aerada).

Conforme relacionado na Tabela IV.5 foram testados 5 níveis de tensão. A Figura V.4 apresenta o aspecto típico de fratura por fadiga dos cps, após a desmontagem e limpeza do sistema.



Figura V.4 – Típico aspecto dos corpos-de-prova após o teste (solução com cloreto, aerada).

V.1.2 Em Ambiente com Solução de 115.000ppm de Cloreto com 3 bara de CO_2

O segundo ensaio a ser validado através dessa metodologia foi o desaerado com imersão em solução com 115.000ppm de cloreto, em ambiente pressurizado com 3 bara de CO_2.

V.1.2.1 Corpos-de-Prova

As amostras de armaduras de tração foram testadas na condição "conforme recebido". Com exceção da limpeza / desengorduramento nenhuma outra preparação de superfície ou de usinagem foi realizada. Após a limpeza, as amostras foram manuseadas apenas com luvas limpas ou pinças.

V.1.2.2 Parâmetros de Teste

As condições de teste foram:

- Carregamento: Flexão em 4 pontos, com deslocamento prescrito.
- Freqüência: 1Hz.
- Meio: Água do mar sintética desaerada (115.000 ppm de cloretos) com pressão de 2 bar com uma abertura para a atmosfera (3 bara).

V.1.2.3 Monitoramento

Como os ensaios foram conduzidos em uma célula em aço inox 316L totalmente fechada, impossibilitando a inspeção visual, foram tomadas as seguintes medidas para monitorar o ensaio:

- O sistema de vedação foi verificado antes do início de cada ensaio;
- O monitoramento da pressão foi realizado diariamente;
- O carregamento foi registrado em tempo real;

A seguir, a Figura V.5 apresenta uma visão geral do sistema montado, tal como os instrumentos que foram utilizados para o controle das condições de ensaio.

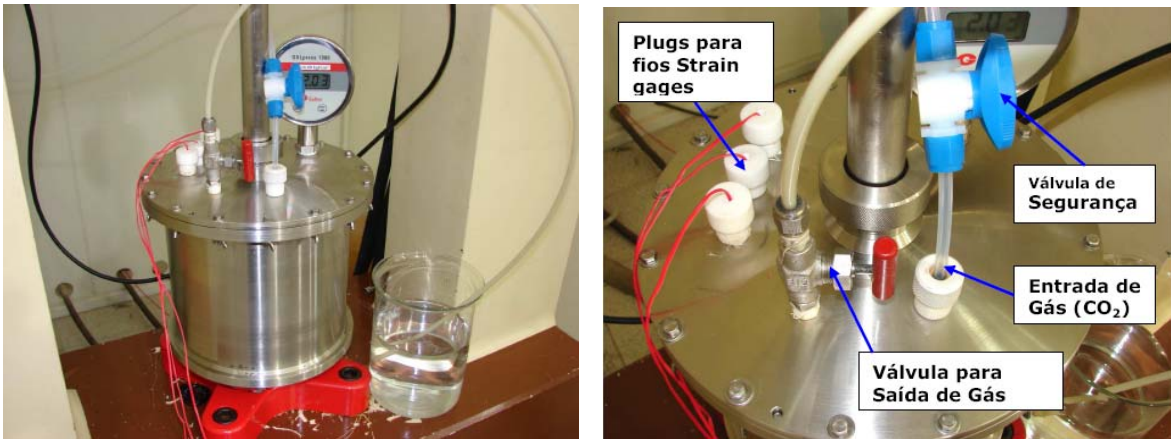


Figura V.5 – Aspecto do sistema e detalhamento dos controles para as condições de ensaio (solução com cloreto, desaerada – 3 bara CO_2).

Conforme relacionado na Tabela IV.5 foram testados 5 níveis de tensão. A Figura V.6 apresenta os cps no interior da célula de pressão de ensaio. O aspecto da solução permaneceu límpido no decorrer do teste e após a sua retirada, porém ao interagir com o óxigênio, após 24 horas apresentou um aspecto turvo devido ao processo oxidação.

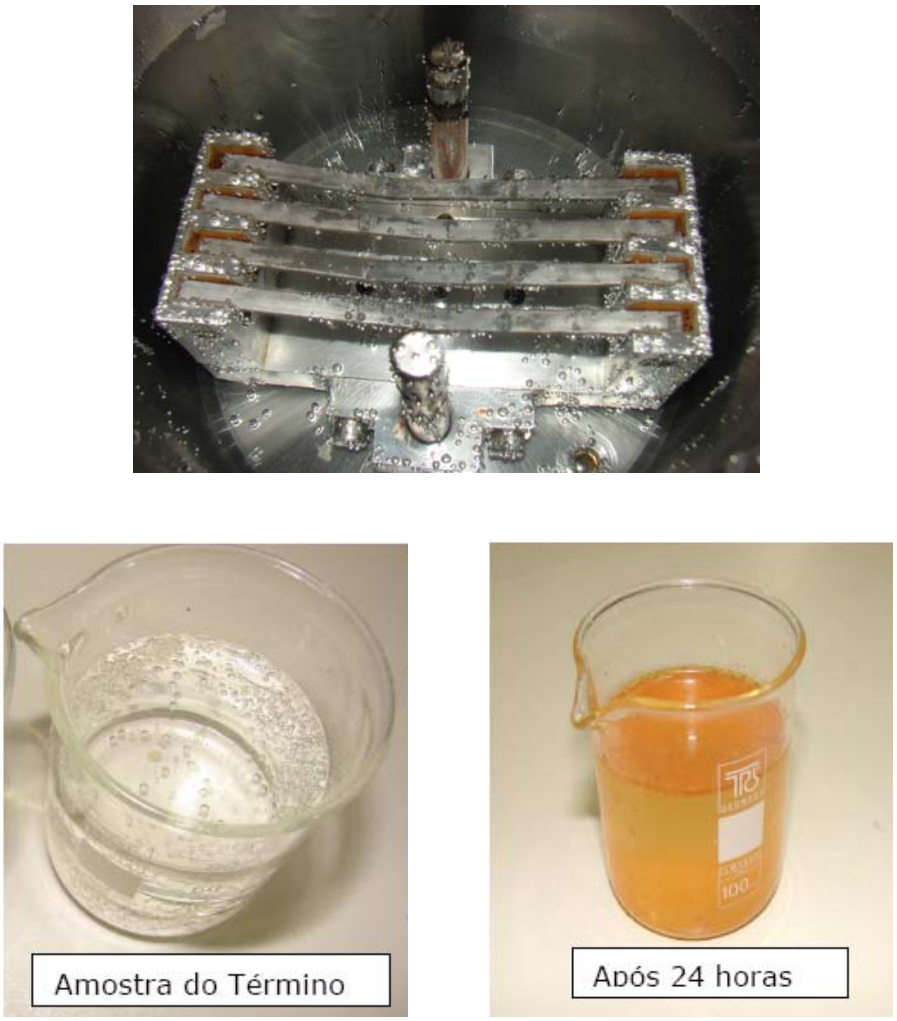


Figura V.6 – Aspecto da solução e dos corpos-de-prova após o teste (solução com cloreto, desaerada – 3 bara CO_2).

As fraturas dos corpos-de-prova ocorreram geralmente em sequências de intervalos proporcionais e localizadas na região entre os roletes, sujeita a flexão pura, conforme pode ser observado na Figura V.7 .



Figura V.7 – Aspecto de fratura (solução com cloreto, desaerada – 3 bara CO_2).

V.1.3 Em Ambiente com Solução de 115.000ppm de Cloreto com 10 bara de CO_2

O segundo ensaio a ser validado através dessa metodologia foi o desaerado com imersão em solução com 115.000ppm de cloreto, em ambiente pressurizado com 10 bara de CO_2.

V.1.3.1 Corpos-de-Prova

As amostras de armaduras de tração foram testadas na condição "conforme recebido". Com exceção da limpeza/desengorduramento nenhuma outra preparação de superfície ou de usinagem foi realizada. Após a limpeza, as amostras foram manuseadas apenas com luvas limpas ou pinças.

V.1.3.2 Parâmetros de Teste

As condições de teste foram:

- Carregamento: Flexão em 4 pontos, com deslocamento prescrito.
- Freqüência: 1Hz.
- Meio: Água do mar sintética desaerada (115.000 ppm de cloratos) com pressão de 9 bar com uma abertura para a atmosfera (10 bara).

V.1.3.3 Monitoramento

Como os ensaios foram conduzidos em uma célula em aço inox 316L totalmente fechada, impossibilitando a inspeção visual, foram tomadas as seguintes medidas para monitorar o ensaio:

- O sistema de vedação foi verificado antes do início de cada ensaio;
- O monitoramento da pressão foi realizado diariamente;
- O carregamento foi registrado em tempo real;

A seguir, a Figura V.8 apresenta uma visão geral do sistema montado, tal como os instrumentos que foram utilizados para o controle das condições de ensaio. Para este ensaio, devido ao aumento considerável da pressão, algumas conexões foram trocadas visando manter a integridade do dispositivo.

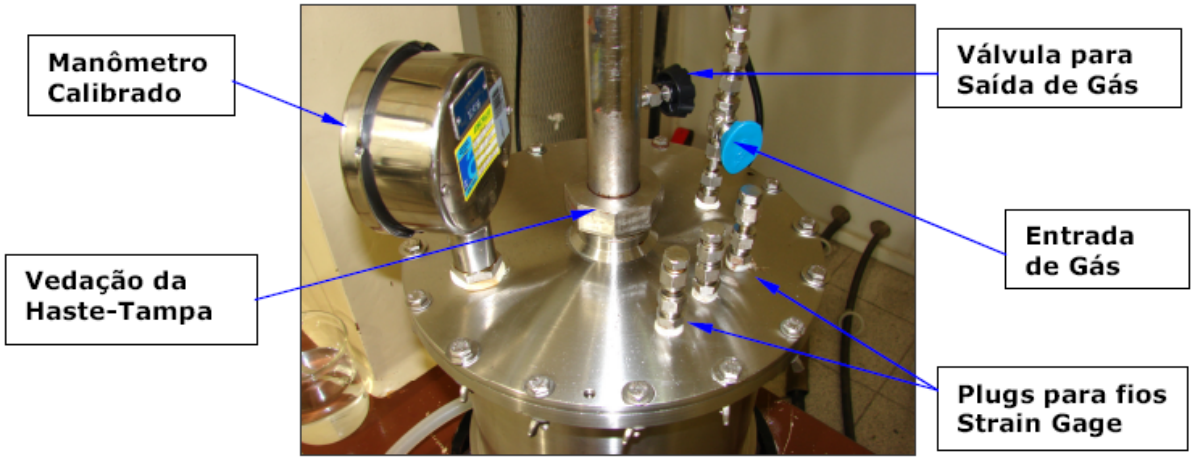


Figura V.8 – Aspecto do sistema e detalhamento dos acessórios de teste para realização do ensaio (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO_2).

Conforme relacionado na Tabela IV.5 foram testados 5 níveis de tensão. A Figura V.9 apresenta os corpos-de-prova no interior da célula de pressão de ensaio.



Figura V.9 – Aspecto típico da solução e dos cps após o teste (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO_2).

As fraturas dos cps ocorreram geralmente em sequências de intervalos proporcionais e localizadas na região entre os roletes, sujeita a flexão pura, conforme pode ser observado na Figura V.10.



Figura V.10 – Aspecto típico de fratura (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO_2).

Durante os ensaios foi observado que à medida que o nível de tensão era diminuido, a corrosão uniforme era mais severa. Isto se deve ao tempo de exposição do arame ao ambiente corrosivo, pois à medida que o nível de tensão diminuia, o tempo para a falha ocorrer aumentava. Além disso, 3 (três) cps ensaiados nos mais baixos níveis de tensões foram considerados como "*runout*", não sendo considerados para o levantamento da curva, pois o número de ciclos estabelecido como limite do ensaio foi ultrapassado sem ocorrência de falha.

Foi ainda observado nesses corpos-de-prova uma camada espessa de produto de corrosão e uma redução de espessura considerável, o que pode ter ocasionado a perda de contato destes corpos-de-prova com os roletes superiores, reduzindo as tensões atuantes, fazendo com que não houvesse a falha até o número de ciclos limite para validação dos ensaios, uma vez que o ensaio foi controlado por deslocamento prescrito e constante. A Figura V.11 mostra o acúmulo do produto de corrosão autoclave após o término dos ensaios dos menores níveis de tensão aplicados.

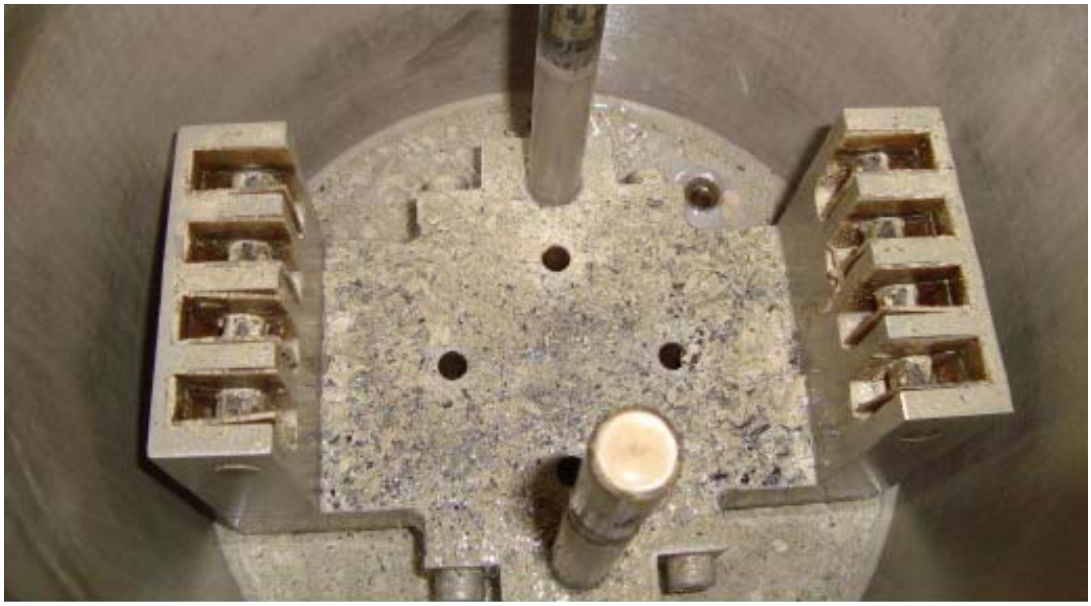


Figura V.11 – Acúmulo de produto de corrosão após o término do ensaio (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO_2).

Capítulo VI – Discussão

VI.1 Análises Pós Teste

Uma vez terminados os testes, foi feita uma análise fractográfica de um corpo-de-prova em um nível de tensão representativo para o levantamento das curvas S-N, de forma a caracterizar o mecanismo de fratura pelo qual os corpos-de-prova falharam. As superficies de fratura são frágeis e foram sujeitas a danos mecânicos e ambientais.

Os corpos-de-prova de um modo geral apresentaram um aspecto de corrosão uniforme. Mesmo com os devidos cuidados para a preservação da superfície de fratura, houve a necessidade de limpeza da mesma para realização das análises fractográficas, o que prejudicou um pouco a carcterização da superfície de fratura. Sendo assim, foi selecionado o corpo-de-prova mais preservado, testado em um nível de tensão representativo, com o qual foi possível realizar uma melhor avaliação da superfície de fratura. Para tanto foi selecionado o ensaio de 10,0 bara de CO_2 para a análises dos corpos-de-prova, para o nível de tensão de 570 MPa, sendo este um nível intermediário que propiciou uma maior influência do meio nas armaduras de tração. Os corpos-de-prova submetidos a níveis de tensões menores não foram escolhidos devido a seu avançado estado de corrosão após os ensaios.

A sequência de fotos da Figura VI.1 mostra a influência do CO_2 no material de acordo com o nível de tensão testado, mostrando que para as tensões maiores o efeito da corrosão era diminuido devido ao menor tempo de duração dos ensaios.

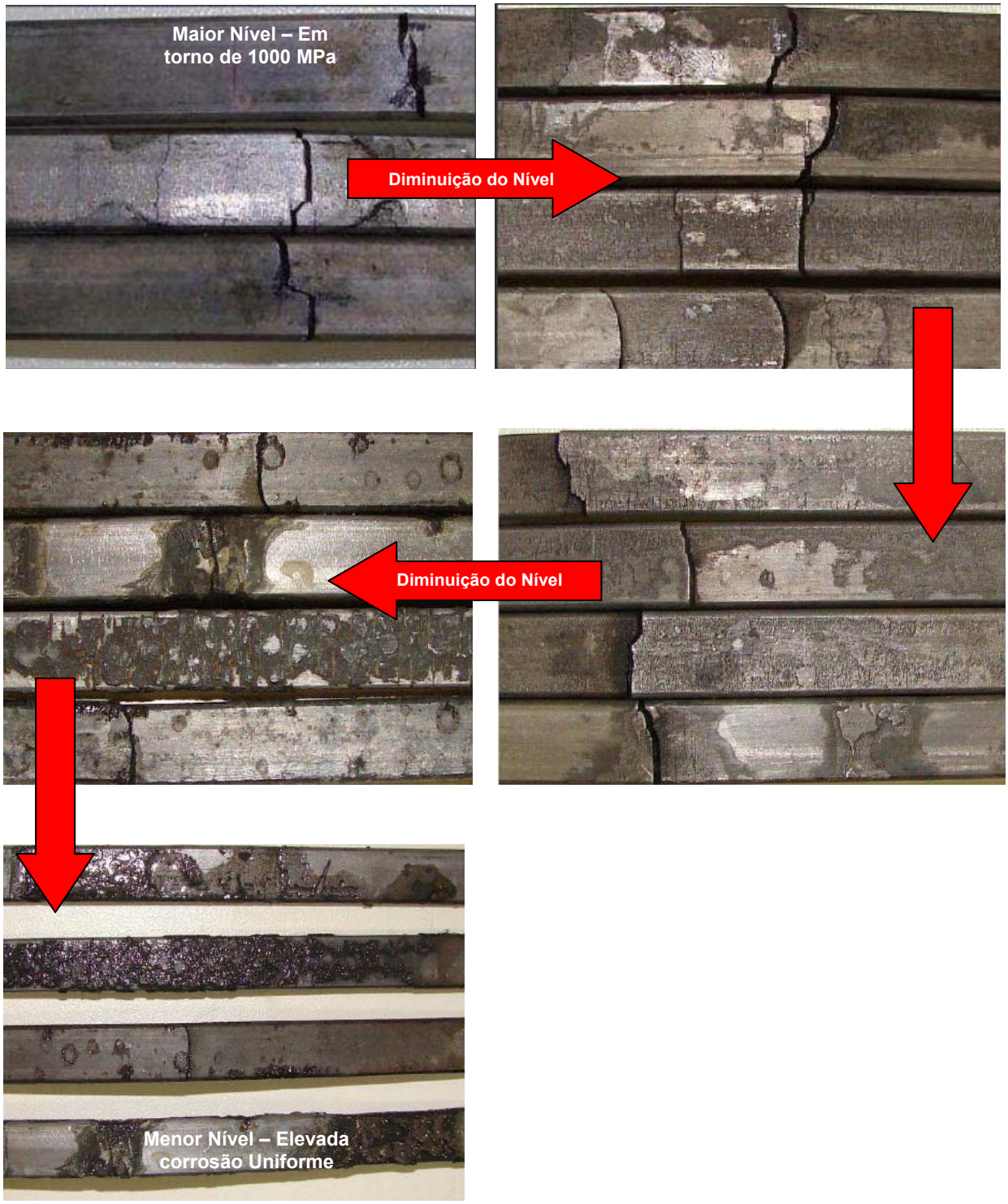


Figura VI.1 – Avaliação do aumento do nível de corrosão relacionado com o nível de tensão aplicado / tempo de exposição (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO_2).

Pela análise das imagens da Figura VI.1, é possível perceber a perda de espessura gerada pela ação da corrosão nos corpos-de-prova submetidos à níveis de tensão mais baixos, os quais apresentaram uma taxa de corrosão uniforme significativa. O produto de corrosão sobre as superfícies dos desses corpos-de-prova provavelmente são compostos de carbonato de ferro ($FeCO_3$) e cloreto ferroso ($FeCl_2$).

VI.2 Análise Fractográfica

Conforme mencionado um corpo-de-prova representativo, o qual foi submetido a um nível de tensões de 570 MPa, foi escolhido para análise fractográfica. Na Figura VI.2 são apresentadas 13 (treze) regiões de análise feitas no MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura) de forma a se identificar o mecanismo de falha.

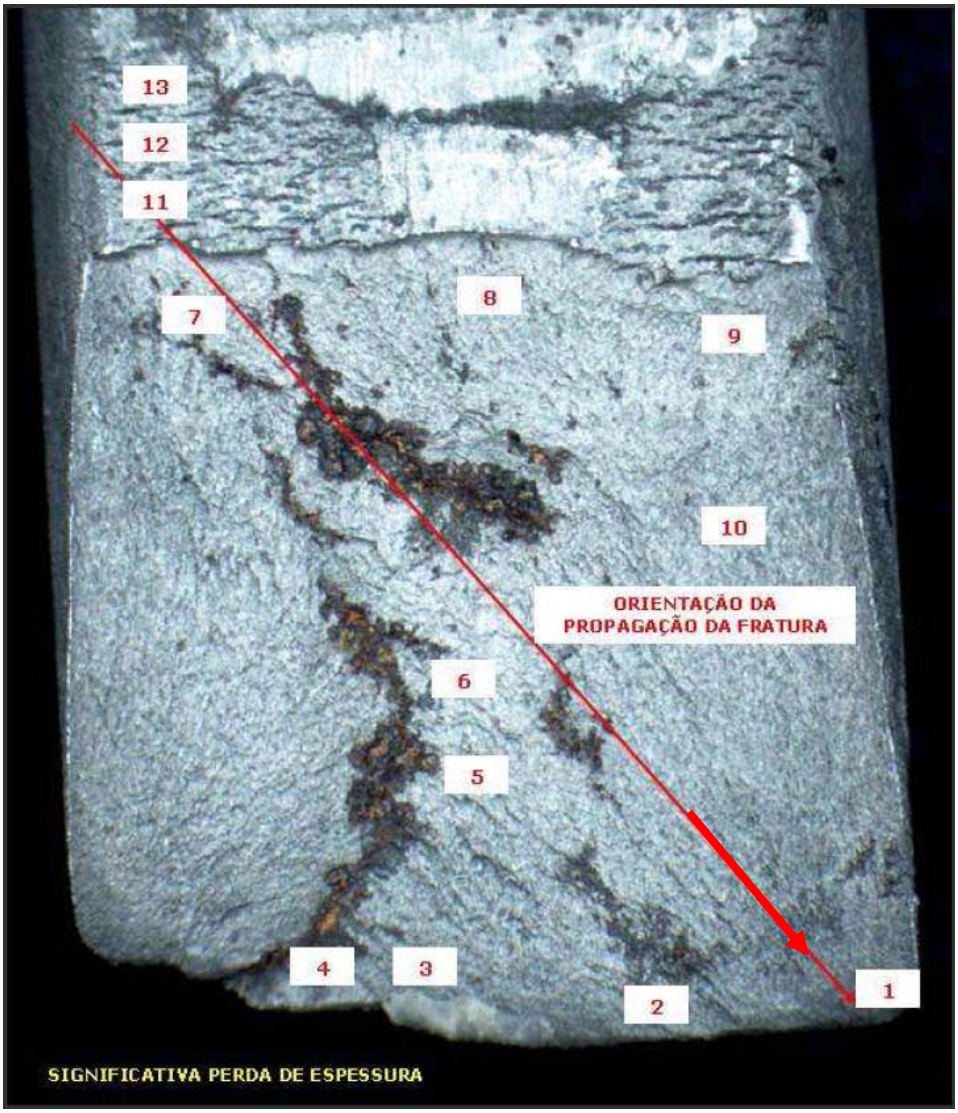


Figura VI.2 – Análise de falha da armadura de tração submetida ao ensaio com o nível de tensão de 570 MPa (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO_2).

Nas Figuras VI.3 e VI.4 são apresentadas as fractografias realizadas com um aumento de 1000X obtidas nas regiões descritas na Figura VI.2 para uma escala de 1μm. Nessas fractografias observam-se características de falha por fadiga, pois nitidamente aparecem as estrias típicas de fadiga.

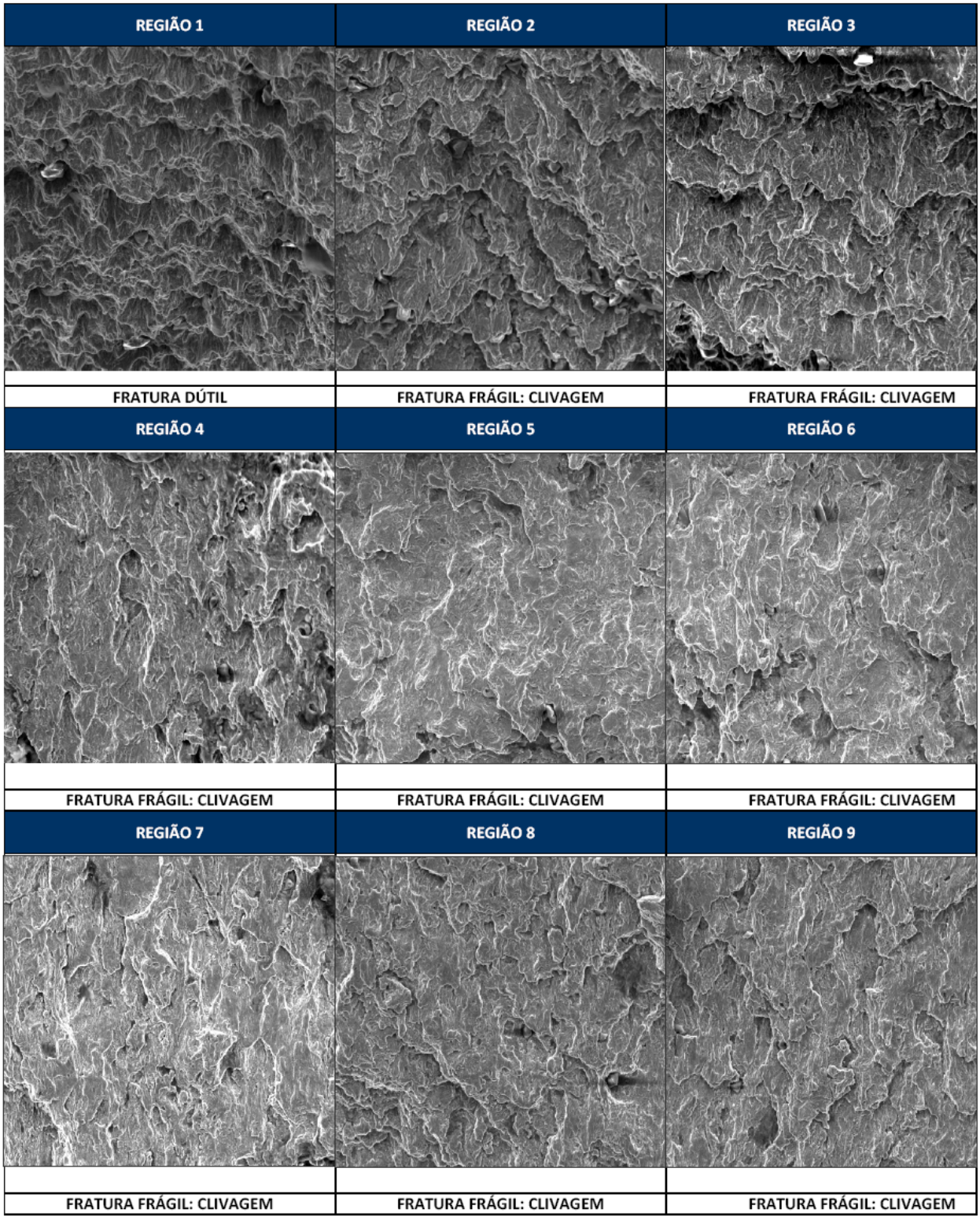


Figura VI.3 – Fractografias (Regiões 1 – 9)da análise de falha da armadura de tração submetida ao ensaio com o nível de tensão de 570 MPa (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO_2).

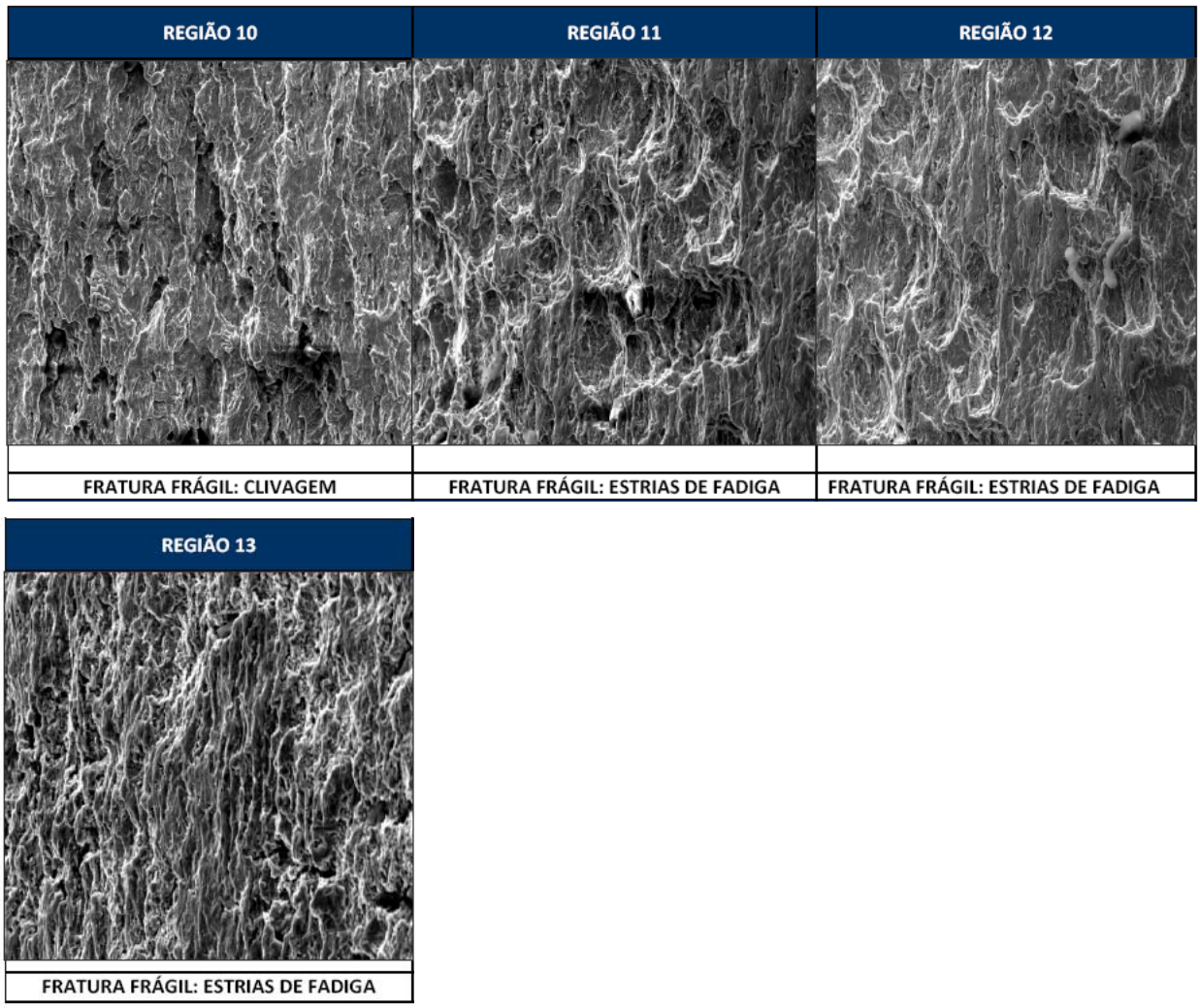


Figura VI.4 – Fractografias (Regiões 10 – 13)da análise de falha da armadura de tração submetida ao ensaio com o nível de tensão de 570 MPa (solução com cloreto, desaerada – 10 bara CO_2).

Foi possível determinar o mecanismo de falha do corpo-de-prova como sendo através do fenômeno de corrosão-fadiga, sendo possível se observar a orientação da frente de propagação, juntamente com as estrias de fadiga características associadas ao processo acelerado de corrosão gerado pela presença do CO_2. Como só há uma frente de propagação, o processo de nucleação de trincas ou microtrincas, pode ter se iniciado a partir de alguma inclusão no material ou de irregularidade superficial gerada pelo processo de corrosão.

VI.3 Curvas SN

VI.3.1 Análise dos dados

As curvas S-N são expressas sob a forma logarítmica dupla, isto é, o logarítmo da faixa de tensões (S_r) como variável independente e o logarítmo dos ciclos em fadiga (N) como variável dependente, conforme expresso na equação VI.1, sendo que “a” e “b” são constantes experimentalmente determinadas para cada ambiente de teste, a serem obtidas com os dados de teste através das formulações apresentadas respectivamente nas equações III.2 e III.3 do capítulo . Os procedimentos estabelecidos na norma ASTM E739-91 [40] foram seguidos para gerar as curvas S-N logarítimicas de acordo com a equação VI.1.

$$\log(N) = a + b.\log(S_r) \qquad \text{(VI.1)}$$

Na abordagem tradicional para construção das curvas S-N, um conjunto de amostras de teste de fadiga são testados com uma tensão média constante aplicada em cada condição de material e ambiente. A tensão média aplicada é na faixa de 60% do limite de resistência à tração do material . A curva S-N é então gerada sem qualquer correção.

A abordagem atual, baseia-se em gerar a curva S-N com base na variação de tensão efetiva de ensaio. Essa faixa de tensão efetiva é obtida através da correção de tensão média aplicada durante os testes reais sendo essa abordagem consistente com o padrão de definição de curva S-N na literatura e na prática da estimativa de danos por fadiga.

VI.3.2 Correção da Tensão Média

As curvas S-N são geralmente baseadas nos resultados de vários testes de amplitude constante até à falha nos diferentes níveis de tensões aplicadas. As faixas de tensão e tensões médias são, respectivamente, definidas por:

$$S_r = S_{máx} - S_{\min} \qquad \text{(VI.2)}$$

$$\sigma_m = \frac{S_{máx} + S_{\min}}{2} \qquad \text{(VI.3)}$$

De acordo com Fuch and Stephens [41], de forma a condensar todos os dados de teste em uma única curva S-N, se faz necessário converter a faixa de tensão média aquisitada durante o teste, em uma faixa de tensão efetiva utilizando-se uma correção. Dois meios comuns de correção tensão média são: Goodman e Gerber. Nas equações VI.4 e VI.5 são apresentadas as duas formulações.

$$\frac{S_r}{S_{re}} + \frac{\sigma_m}{S_{ut}} = 1 \tag{VI.4}$$

$$\frac{S_r}{S_{re}} + \left(\frac{\sigma_m}{S_{ut}}\right)^2 = 1 \tag{VI.5}$$

Neste trabalho foi utilizada a correção por Goodman, uma vez que esse método é mais conservativo para materiais dúcteis do que Gerber [42]. De forma geral as tensões são calculadas utlizando-se a equação VI.6:

$$S = \frac{\sigma_a S_{ut}}{S_{ut} - \sigma_m} \tag{VI.6}$$

Conforme especificado pela norma ASTM E739-91 [40], a avaliação de dados de teste experimentais com nível mínimo de certeza recomendado de 95,4% é um importante aspecto que deve ser levado em consideração quando os dados S-N são analisados antes de sua utilização para fins de projeto.

Veers [43] propôs uma metodologia de análise onde o parâmetro de intercepto “a” é considerado como sendo uma variável em uma proporção linear com a variável independente (S_r). Como esta variável independente se comporta de acordo com uma distribuição normal é possível se determinar um nível de certeza de 95,4% ($a_{95,4\%}$) utilizando a equação VI.7.

Os limites inferior e superior do intervalo de certeza é definido como sendo duas linhas paralelas à curva média com a diferença estando nos valores dos seus interceptos ($a_{95,4\%}$).

$$a_{95.4\%} = a \pm 2 \,.\, DP \tag{VI.7}$$

Onde DP é o desvio padrão da vida dependente.

De forma a se obter uma curva S-N que pudesse ser utilizada para fins de projeto de dutos flexíveis, foi requerido que fosse considerado seu intervalo de certeza como sendo de pelo menos 95,4%. Esse nível de certeza é correspondente ao limite mínimo do intervalo conforme apresentado na equação VI.8. Essa curva S-N é para ser utilizada como curva de Projeto.

$$\log(N) = (a - 2\,.\,DP) + b.\log\,(S_r) \qquad \text{(VI.8)}$$

VI.3.3 Curvas Geradas

Os efeitos da pressão parcial de CO_2 em aços carbono já foram estudados por Andersen [44], porém com pressões menores do que as que serão experimentadas pelos dutos flexíveis durante sua operação na região do pré-sal. Portanto, com a finalização do programa de testes foi possível se obter uma boa gama de dados experimentais simulando as condições de serviço esperadas para o desenvolvimento de projetos do pré-sal. Com o levantamento das curvas S-N para os meios indicados na Tabela IV.5 e a análise dos dados conforme discutido anteriormente, foi possível se determinar as curvas S-N de projeto para cada um dos 3 (três) ambientes testados conforme pode ser observado nas Figuras VI.5, VI.6 e VI.7 a seguir.

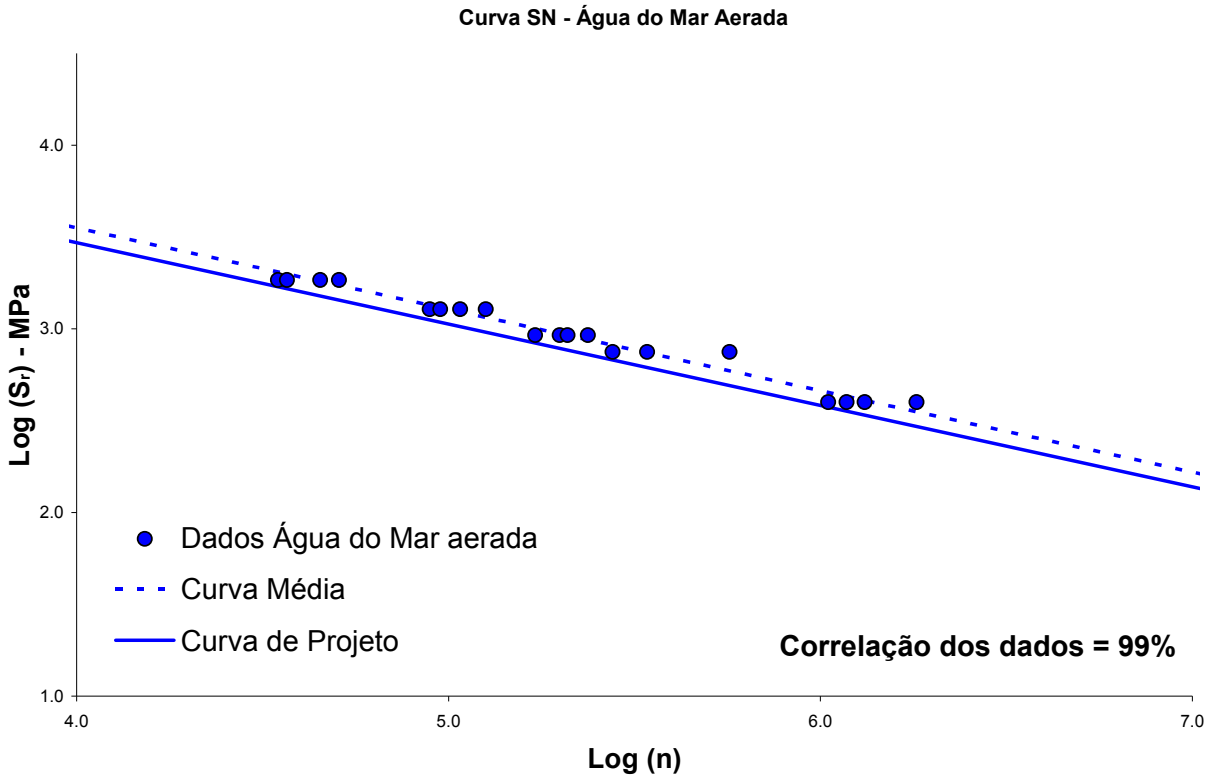


Figura VI.5 – Curva SN – Água do Mar Aerada (A).

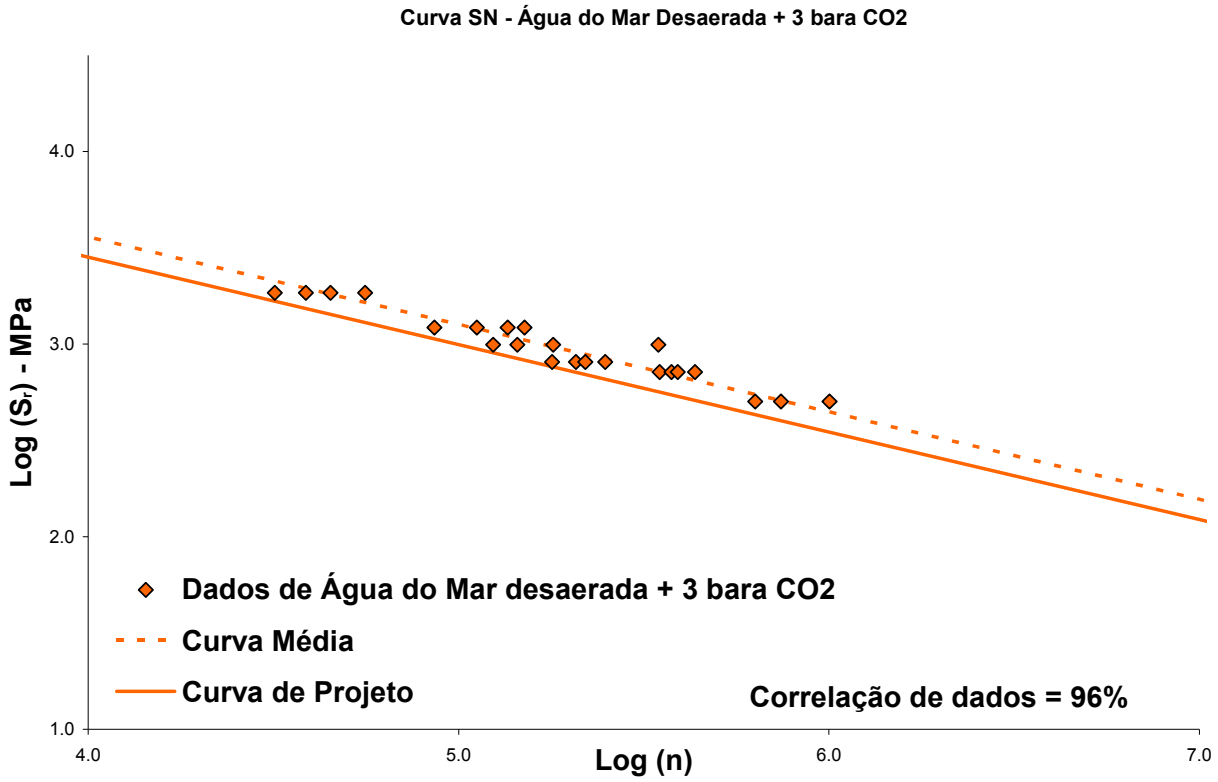


Figura VI.6 – Curva SN – Água do Mar Desaerada + 3 bara CO_2 (B).

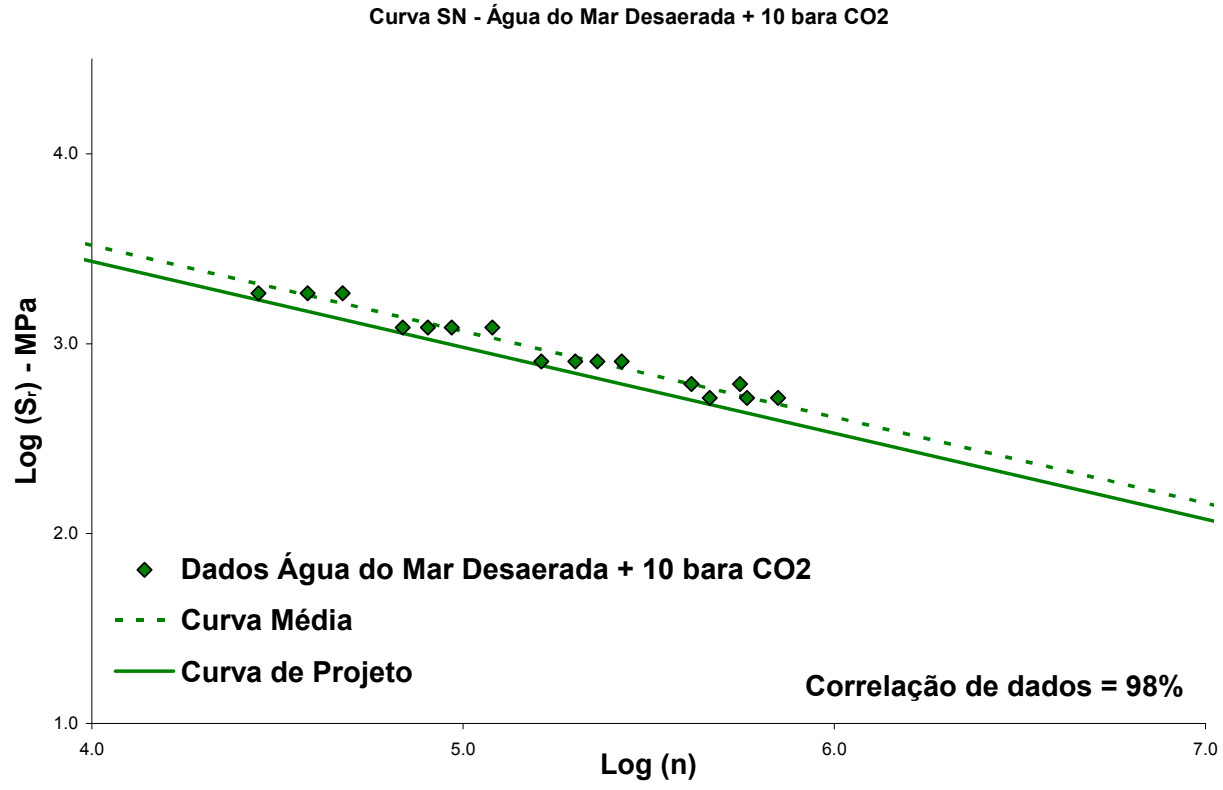


Figura VI.7 – Curva SN – Água do Mar Desaerada + 10 bara CO_2 (C)

De forma a se avaliar o efeito da pressão parcial de CO_2 diretamente nas curvas, foi realizada uma comparação das curvas S-N de projeto levantadas para cada um dos meios indicando que há uma mudança na inclinação da curva S-N (A) levantada no ambiente de água do mar aerada em relação à curva S-N (B) levantada em ambiente de água do mar desaerada com pressão parcial de CO_2 de 3,0 bara, confirmando que o ambiente em presença de CO_2 é mais nocivo para os arames de armadura de tração dos dutos flexíveis.

Quando as curvas S-N levantadas em ambiente de água do mar desaerada com 3,0 e 10,0 bara de CO_2 , respectivamente curvas (B) e (C), são comparadas, somente uma pequena diferença na inclinação das curvas é notada, indicando que o aumento da pressão parcial de CO_2 no ambiente pode aumentar ligeiramente a severidade do meio reduzindo a resistência a fadiga dos arames de armadura de tração, entretanto, essa diferença limitada poderia ser considerada como erro experimental (dispersão).

A Figura VI.8 apresenta a comparação entre as três curvas, mostrando a alteração das inclinações.

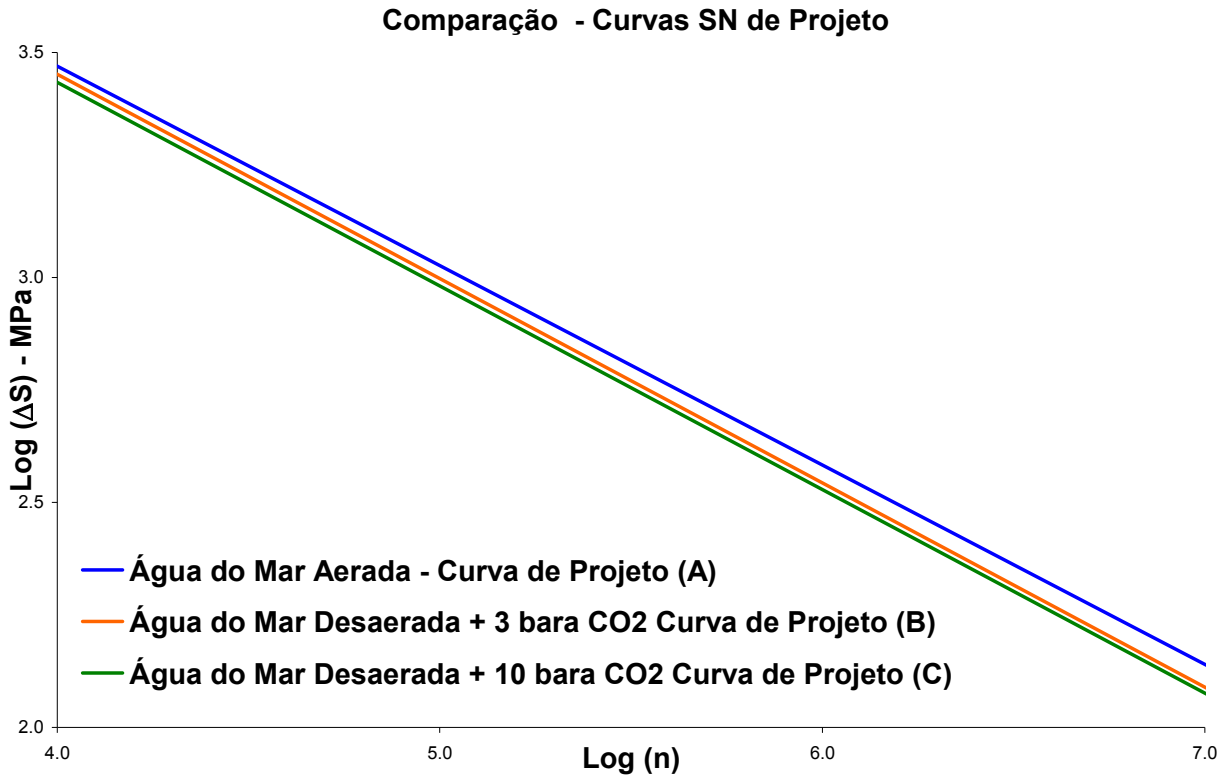


Figura VI.8 – Comparação entre as curvas S-N de projeto A,B e C

Apesar da variação na inclinação das curvas S-N causada pelo CO_2 ser aparentemente pequena, sua influência na performance geral do duto flexível quando em serviço deve ser cuidadosamente avaliada por meio de uma análise de sensibilidade utilizando-se dados experimentais para se obter a vida em serviço resultante para cada um dos ambientes.

VI.4 Confiabilidade dos Ensaios

De acordo com a norma ASTM E739-91 [40], um número mínimo para a distribuição das amostras em cada grupo de teste se faz necessário para obtenção do cálculo de replicância e confiabilidade, classificando os dados obtidos como confiáveis ou não para serem utilizados, cuja definição dos tipos de teste encontra-se na Tabela VI.1.

Tabela VI.1 – Número mínimo de cps e porcentagem de repetibilidade.

Tipo de Teste	Número Mínimo de cps	Porcentual de Replicância [%]
Preliminar ou Exploratório	6 a 12	17 a 33 min
Dados de pesquisa e desenvolvimento	6 a 12	33 a 50 min
Dados permitidos para projetos	12 a 24	50 a 75 min
Dados permitidos confiáveis	12 a 24	75 a 88 min

A relação descrita na Equação VI.9 é utilizada para o cálculo de porcentagem de repetibilidade dos ensaios:

$$\%\,\mathrm{Re}\,petibilidade = 100\left[1-\left(\frac{Níveis\ de\ tensões\ utilizados}{Número\ total\ de\ cps}\right)\right] \qquad \text{(VI.9)}$$

Para os ensaios realizados foi obtido:

- Corpos de prova

  Ensaio em solução aerada: 20 cps

  Ensaio em solução desaerada com 3 bara de CO_2: 19 cps

  Ensaio em solução desaerada com 10 bara de CO_2: 19 cps

- Repetibilidade

  Ensaio em solução aerada: 20 cps (75%)

  Ensaio em solução desaerada com 3 bara de CO_2: 19 cps (74%)

  Ensaio em solução desaerada com 10 bara de CO_2: 19 cps (74%)

Dessa forma, pode-se considerar que os dados obtidos são considerados confiáveis e seguros para utilização em projetos.

VI.5 Impacto na Vida em Serviço dos Dutos Flexíveis (Risers)

De forma a se avaliar os impactos da alteração da inclinação das curvas S-N de projeto levantadas com pressão parcial de CO_2 de 3,0 e 10,0 bara, uma série de análises de fadiga global e local, utilizando modelos numéricos por elementos finitos, foram realizadas de forma a quantificar a redução geral da vida de serviço em fadiga como função da variação da pressão parcial de CO_2. Para esta avaliação, a curva S-N de projeto para o ambiente em água do mar aerada (Curva A) foi utilizada como referência com o valor de 100% da vida em serviço sendo atribuído aos resultados da análise local de fadiga realizada para um duto. Como referência, foi selecionado um duto projetado especificamente para operação na região do pré-sal para aplicação em uma profundidade máxima de 2.250 m, para a realização desta análise.

VI.5.1 Modelagem Numérica para as Análises de Fadiga

Devido à complexidade de aplicação dos dutos flexíveis, as análises de fadiga tanto globais quanto locais são realizadas através de modelos numéricos, cuja capacidade de processamento computacional de interações faz com que sejam relacionadas todas as variáveis de projetos.

Em linhas gerais, o que se deseja é se conhecer as características do comportamento da estrutura e do carregamento atuante no equipamento, utilizando assim, a configuração de equilíbrio estático como ponto de partida para a análise dinâmica não-linear. [45]

Para o pré-processamento destas análises de fadiga no duto (riser) foi utilizado o software de elementos finitos Orcaflex, tendo como input dados de análises tais como:

- Coordenadas de ancoragem e de conexão com a plataforma
- Ângulo com a vertical no topo, também poderia ser a projeção horizontal da linha
- Comprimento total da linha

- Rigidez axial (e de flexão)
- Peso no ar e na água (incluindo acessórios e o empuxo de flutuadores)
- Diâmetros e coeficientes para cálculo de cargas de ondas e correnteza
- Massa e pressão do fluido interno

Com esses dados, baseando-se nas equações análiticas da catenária, é possível determinar uma configuração de equilíbrio estático sob cargas gravitacionais (peso próprio e empuxo), e ainda gerar um modelo de elementos finitos para análise estática final e dinâmica. Apesar da complexidade, com esses modelos análiticos é possível se quantificar a deformação axial, rigidez torcional e axial do duto conforme estudos realizados por Souza [46].

A Figura VI.9 apresenta os resultados das análises comparativas realizadas para este duto selecionado, considerando as curvas S-N (A) aerada, (B) desaerada com 3,0 bara e (C) desaerada com 10,0 bara. Para a realização dessas foram utlizados dados numéricos de RAO com as condições de correnteza, componente dinâmica do movimento do sistema flutuante além da frequência de ondas e ventos.

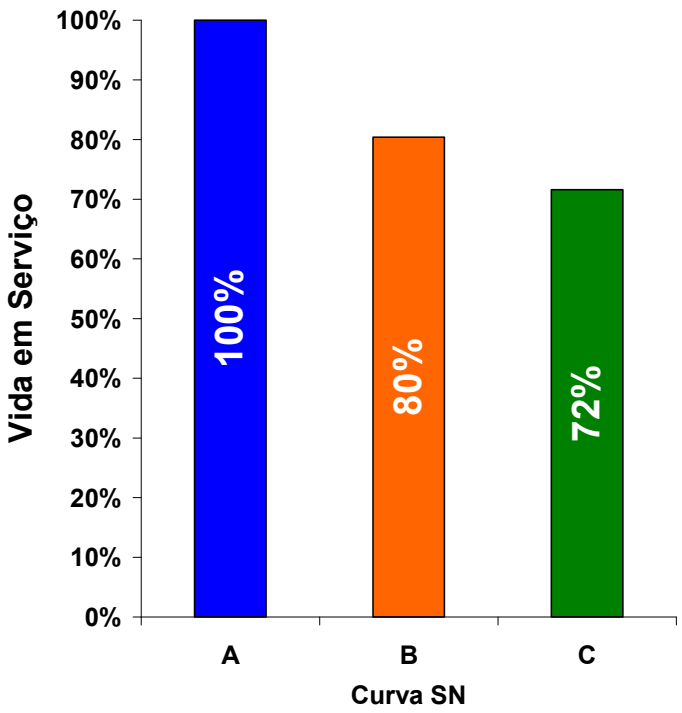


Figura VI.9 – Vida em Serviço em função da curva S-N selecionada.

Conforme mostrado na Figura VI.9 , verifica-se uma redução de 20% quando se compara a curva S-N (A) sem presença de CO_2 com a curva (B) com 3,0 bara de CO_2, confirmando realmente que a presença do CO_2 é nociva à vida em serviço do duto.

Já, quando se comparam ambas as curvas (B) e (C), observa-se uma redução de 8 %, indicando que o aumento da pressão parcial poderia representar um impacto adverso na vida em serviço global dos dutos flexíveis.

Apesar do conservativismo incluído nos modelos numéricos para os cálculos de vida em fadiga, essa redução em 8% dos ambientes com 3,0 para 10,0 bara não pode ser apenas tratada dentro do erro experimental, uma vez que, dependendo da aplicação para a qual o duto será instalado, uma redução dessa magnitude pode ser importante.

Capítulo VII – Conclusões

Diante do exposto anteriormente pode-se concluir:

1. A metodologia de teste proposta e utilizada para a realização dos ensaios de corrosão-fadiga, com o projeto de um dispositivo multi-ensaio, foi capaz de detectar a influência da pressão parcial de CO_2 na resistência à fadiga das armaduras de tração utilizadas para aplicação em dutos flexíveis, sendo uma importante ferramenta para geração de dados para o projeto de dutos para operação com fluidos com altas concentrações de CO_2.

2. Com base nos dados experimentais levantados durante os testes realizados neste trabalho, pode-se concluir que os projetos dos dutos flexíveis, requeridos para utilização no desenvolvimento da região do Pré-Sal, deverão ter como base os dados experimentais de fadiga levantados para o exato envelope de serviço requerido.

3. A redução de 8% da vida em serviço estimada para dutos flexíveis comparando-se a curva S-N levantada com 10,0 bara e a de 3,0 bara de CO_2, deve ser considerada para fins de projeto. A incorporação desses dados experimentais nas ferramentas de projeto e metodologias desempenhará um papel importante na manutenção da confiabilidade dos sitemas de risers a serem projetados para operação na região do Pré-Sal.

Sugestões para trabalhos futuros

Este programa de pesquisa pode ser estendido utilizando-se pressões parciais de CO_2 ainda maiores de forma a verificar se o impacto na vida em serviço dos dutos flexíveis aumenta proporcionalmente ao aumento dessa pressão, ou se pode se alcançar algum limite a partir do qual o aumento da pressão parcial de CO_2 não influencia significativamente na vida em serviço dos dutos.

Embora os testes realizados como parte deste programa de pesquisa tenham gerado valiosos dados experimentais, algumas questões foram também levantadas e deverão ser levadas em consideração para consolidação das metodologias projeto dos dutos flexíveis para operação com fluidos com altas concentrações de CO_2, tais como:

- Completar o programa de testes com a execução de ensaios com pressão parcial de 15 bara e provavelmente até 20 bara de CO_2;

- Avaliar efeitos sinergéticos da associação de H_2S em ambiente com altas concentrações de CO_2 na resistência à fadiga das armaduras de tração.

- Avaliar os efeitos da saturação de ferro nos ensaios, reproduzindo de forma mais adequada as razões de confinamento relativas aos dutos flexíveis.

Referências Bibliográficas

[1] S.Last, S. Groves, J. Rigaud, C. Travel-Condat, J. Wedel-Heinen, R. Clements, S. Buchner: "Comparison of models to predict the annulus conditions of flexible pipe", OTC 14065, Offshore Technology Conference 2002, Houston

[2] Roberg Andersen, T., Ivar Skar, J., "Gas and Water Permeation in Flexible Pipes", OMAE2002-28053, 21st International Conference on Offshore Mechanics and Artic Engineering 2002, Oslo, Norway

[3] R.L.C. Beltrão, C.L. Sombra, A.C.V.M. Lage, J.R. Fagundes Netto and C.C.D. Henriques; " Challenges and New Technologies for the Development of the Pre-Salt Cluster, Santos Basin, Brazil" OTC 19880 – 2009

[4] PADILHA, J.A.P.; Análise Estrutural de Riser Flexível com Armaduras de Tração em Titânio, Dissertação de M.SC., UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil,2009.

[5] Disponível em: <http://www.cfnp.com.br/2011/material_de_apoio/GEO/3/FONTES%20DE%20ENERGIA%20-%20aula.pdf >. Acesso em: 06 maio 2011.

[6] Disponível em: <http://tallisson2011.blogspot.com/2011/05/pre-sal.html>. Acesso em: 06 maio 2011.

[7]Disponível em: <http://www.guiadacarreira.com.br/wp-content/uploads/2009/09/mapa-pre-sal.png>. Acesso em: 06 maio 2011.

[8] Disponível em: <http://files.cweengenharia.com/200000064-62318627a7/ Wallpaper .jpg>. Acesso em: 06 maio 2011.

[9] Disponível em: < http://www.kongsberg.com/en/KOGT_old/ Products/ ~/ media/ KOGT/Images. Acesso em: 02 junho 2011

[10] BALDAN, E. L.; MACHADO, K. C.; Concionamento e Comissionamento de Dutos Flexíveis: da Fabricação à Montagem em Campo, Trabalho de Fim de Curso, UFES, Vitória, ES, Brasil, 2010.

[11] CHANDWANI, R., LARSEN, I. "Design of flexible pipes", Workshop on subsea pipelines, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brazil, 1997.

[12] Disponível em: <http://images.pennnet.com/articles> Acesso em: 06/08/2008.

[13] Fabrice BACTARTE, Philippe SECHER and Antoine FELIX-HENRY/TECHNIP, “Qualification Testing of Flexible Pipes for 3000m Water Depth”, OTC 21490, Offshore Technology Conference 2009, Houston.

[14] F. Dupoiron,C. Taravel Condat, “High Stregth Metallic Materials for Flexible Pipes Specific Environments and Corrosion Behaviour”, paper n° 03113, Corrosion 2003, Technip-Coflexip.

[15] NAKANO, C. M. F.; PINTO, A. C. C.; MARCUSSO, J. L .; MINAMI, K.; “Pré-Salt Santos Basin – Extended Well Test and Production Pilot in the Tupi Área – The Planning Phase”, OTC 19886, Houston, 2009.

[16] Rosa, Edson da., “Projeto de Componentes Estruturais”,-Florianópolis,SC, UFSC.

[17] Forrest, P.G., “Fatigue of Metals”, Addison-Wesley Publishing Company, 1962.

[18] MITCHELL, M. R., “Fatigue analysis for design”, I Seminário Internacional de fadiga – SAE Brasil 31 de outubro de 2001 São Bernardo do Campo – SP p. 1-29.

[19] Pires, Fabio de Souza, “Avaliação do efeito do dano por fadiga nas propriedades de tração e dureza de aço grau R4 da norma IACS W22/2004 utilizado na confecção de amarras de linhas de ancoragem”, dissertação de M.sc.,Rio de Janeiro, CEFET, RJ -2007

[20] Norton, R. L., Projeto de Máquinas - Uma Abordagem Integrada, Bookman, Massachusetts –USA, 2004.

[21] Shigley, Joseph E., Mischke, Charles R., Budynas, Richard G., “Projeto de Engenharia Mecânica”, Bookman 7 ed., 2006.

[22] Callister, William D. “Materials Science and Engineering an Introduction”, 4. ed

[23] Schijve, J., “Fatigue of Structures and Materials”, Vol 1, 2001.

[24] GARCIA, A.; SPIM, J.A.; SANTOS, C.A. “Ensaios dos Materiais”. LTC : Rio de Janeiro/RJ 2000 1.ed. cap. 8.

[25] DOWLING, N. E. “Mechanical Behaviour of Materials”. Prentice Hall : NJ 19992.ed cap.14

[26] Colim, G.M.,”Fadiga dos Materiais”, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, PCC5726, 2006

[27] Suresh S., "Fatigue of Materials", Cambridge University Press. (1998).

[28] Silva, J.A.S., “Desenvolvimento e Construção de uma bancada de Testes para Ensaios Sob Corrosão-Fadiga em Dutos e Estruturas Metálicas, monografia para obtenção da ênfase em Tecnologia de Dutos, Campina Grande,UFCG, 2006.

[29] Bastian, F. L., Caminha, H. M. Jr., e Morais, M. M., Mecânica da Fratura, IBQN – Instituto Brasileiro de Qualidade Nuclear – 1987.

[30] OSÓRIO, W.R.R., “Análise da influência de Parâmetros Estruturais da solidificação de Metais e Ligas na Resistência à Corrosão”, Tese de Doutorado, UEC, 2004

[31] GENTIL, V. Corrosão, LTC Editora, Rio de Janeiro-RJ, 2007.

[32] PFINGSTAG, M.E.; SCHROEDER, R.M.; MULLER, I.L. Avaliação do comportamento à fadiga e corrosão-fadiga de juntas soldadas da liga inconel 625 testada para uso em plataformas off-shore. 17º CBECIMat - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, Foz do Iguaçu, PR, 15 a 19 de Novembro de 2006.

[33] Berge, S., Bendiksen, E., Gudme, J., Clements, R., 2003, “Corrosion Fatigue Testing of flexible riser armor – procedures for testing and assessment of design criteria”, OMAE 2003; 22nd International Conference on Offshore Mechanics; and Artic Engineering; June,Cancun

[34] ASM, 2000, (American Society for Metals), Metals Handbook, Vol.13 “Corrosion”.

[35] SIVAPRASADA,S.,TARAFDERA,S., RANGANATHB, V.R., TARAFDERA,M., RAYAC,K.K., “Corrosion Fatigue Crack Growth Behaviour of Naval Steels”, Corrosion Science,Volume 48,Issue 8, Pgs 1996-2013,August, 2006.

[36] Gangloff, R. P., 1996, “Environmental Cracking – Corrosion-Fatigue”, Corrosion Testes and Standards Manual.

[37] Zhenyu Huang a, Z. Suo a,,Guanghai Xu b, Jun He b, J.H. Pre´vost c, N. Sukumar d, “Initiation and arrest of an interfacial crack in a four-point bend test ”, Califónia, 2005

[38] Timoshenko,Stephen. “Resistência dos materiais”, 3.Ed, 1966 – Rio de Janeiro.

[39] Stig Berge, Nina K. Langhelle and Tor Gunnar Eggen, “Environmental Effects on Fatigue Strength of Armour Wire for Flexible Risers” OMAE2008-57132

[40] ASTM Standard E739 ASTM, “Standard pratice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain – Life (ε-N) fatigue Data. (Reapproved 1998).

[41] H.O. Fuchs and R. I. Stephens, ‘Metal Fatigue in Engineering’, John Wiley & Sons, 1980

[42] Mitchell M.R. ‘Fundamentals of Modern Fatigue Analysis for Design’ ASM Handbook, Fatigue and Fracture, Vol. 19, Section ‘Fatigue Strength Prediction and Analysis’, ISBN 0-87170-385-8, ASM International, 1996.

[43] Veers, P. S. “Fatigue Strength Prediction and Analysis’, ASM Handbook, Fatigue and Fracture, Vol. 19, Section, ‘Fatigue Strength Prediction and Analysis”, ISBN 0-87170-385-8, ASM International, 1996.

[44] Tore Roberg Andersen, “Corrosion Fatigue of Steel Amours in Flexible Risers” OMAE2002 – 28052

[45] JACOB, Breno Pinheiro, “Análise Global de Linhas e Risers”, notas de aula, LAMCSO – COPPE – Programa de Engenharia Civil – UFRJ

[46] SOUZA, A. P. F., 2002, Colapso de Dutos Flexíveis sob Pressão Externa. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

APÊNDICE A – Tabela com a memória de cálculo utilizada

Arames	30 % Sut		40 % Sut		50 % Sut		60 % Sut		70 % Sut		85 % Sut	
	P [N]	δ [mm]	P [N]	δ [mm]	P [N]	δ [mm]	P [N]	δ [mm]	P [N]	δ [mm]	P [N]	δ [mm]
5x2	24	6,51	30	8,13	37	10,03	43	11,66	49	13,29	61	16,54
7x2	34	6,58	43	8,33	52	10,11	61	11,81	69	13,36	86	16,65
9x2	45	6,78	55	8,28	67	10,09	78	11,75	89	13,41	111	16,72
6X3	66	4,42	83	5,56	100	6,69	116	7,77	133	8,9	167	11,18
9x3	100	4,46	125	5,58	150	6,72	175	7,81	200	8,93	252,3	11,26
8x4	158	3,35	197	4,17	237	5,02	277	5,89	316	6,69	395	8,37
10x4	197	3,34	247	4,19	296	5,06	346	5,93	395	6,72	493,6	8,36
10x5	308	2,67	386	3,35	463	4,02	540	4,69	617	5,35	771,5	6,69
Valor Máximo	308	6,78	386	8,33	463	10,11	540	11,81	617	13,41	771,5	16,72
Valor Mínimo	24	2,67	30	3,35	37	4,02	43	4,69	49	5,35	61	6,69

Tabela A.1 – Cargas e deflexões para os tipos de arames de acordo com o nível de carregamento (Valores para um arame)