



ANÁLISE DE FADIGA NAS ARMADURAS DE TRAÇÃO DE DUTOS FLEXÍVEIS CONSIDERANDO EFEITOS DA CORROSÃO MARINHA

Fábio Ricardo de Sant'Anna

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

Orientadores: Murilo Augusto Vaz
José Renato Mendes de Sousa

Rio de Janeiro
Outubro de 2017

ANÁLISE DE FADIGA NAS ARMADURAS DE TRAÇÃO DE DUTOS
FLEXÍVEIS CONSIDERANDO EFEITOS DA CORROSÃO MARINHA

Fábio Ricardo de Sant'Anna

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

Examinada por:

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

Prof. José Renato Mendes de Sousa, D.Sc.

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Eng. George Carneiro Campello, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
OUTUBRO DE 2017

Sant'Anna, Fábio Ricardo de

Análise de fadiga nas armaduras de tração de dutos flexíveis considerando efeitos da corrosão marinha/Fábio Ricardo de Sant'Anna. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2017.

XIX, 110 p.: il.; 29, 7cm.

Orientadores: Murilo Augusto Vaz

José Renato Mendes de Sousa

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

Referências Bibliográficas: p. 79 – 82.

1. Riser flexível. 2. Arames corroídos. 3. Corrosão marinha. 4. Fadiga. 5. Corrosão-fadiga. I. Vaz, Murilo Augusto *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

*Aos meus pais, Tito e Tânia.
Mais do que me permitir a
educação para chegar até aqui,
seus exemplos de caráter e
generosidade são e serão sempre
minhas referências.*

*À Nyna, cujo apoio, incentivo e
(muita) paciência tornaram
possível este trabalho.*

Agradecimentos

À Petrobras, pelo apoio ao desenvolvimento da minha formação acadêmica.

A Gilmar Dutra Leite do Amaral, pelo incentivo e apoio gerencial para que esta oportunidade se concretizasse.

A meus orientadores, Murilo Augusto Vaz e José Renato Mendes de Sousa, pelo apoio, incentivo e todo o conhecimento que recebi ao longo do trabalho.

A Eliene Barreto, por toda sua ajuda.

Aos colegas da Petrobras, cujo convívio, nas “trincheiras” da integridade submarina da Bacia de Campos, geram constantes e produtivas discussões técnicas. Seria impossível citar todos com quem muito aprendi nestes 12 anos de UO-BC, mas não posso deixar de incluir: Bruno Nuernberg Borges, Thiago Rodrigo Schone, Marcelo Almeida da Silva, Eduardo de Souza Antônio de Souza Rodrigues Filho, Luciano Della Justina, Mayone Pélico Ferreira Alves e Márcio Machado Capella.

Também da Petrobras, agradeço aos colegas Anderson Barata Custodio, pelas várias interações de ideias para o tema deste trabalho, Luiz Antonio Sulino de Negreiros, pela dissertação sobre um tema inédito em flexíveis e que surgiu no momento mais oportuno possível. E por toda ajuda conceitual e prática quanto à análise estrutural e de fadiga em *risers* flexíveis, agradeço a George Carneiro Campello, Eduardo Vardaro e Paulo Tavares Fernandes.

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

ANÁLISE DE FADIGA NAS ARMADURAS DE TRAÇÃO DE DUTOS FLEXÍVEIS CONSIDERANDO EFEITOS DA CORROSÃO MARINHA

Fábio Ricardo de Sant'Anna

Outubro/2017

Orientadores: Murilo Augusto Vaz

José Renato Mendes de Sousa

Programa: Engenharia Oceânica

As estatísticas indicam que a avaria mais frequente em dutos flexíveis é o dano na capa externa. Consequências comuns deste tipo de avaria são a perda de estanqueidade ou ruptura da capa, alagamento do espaço anular e corrosão marinha nas armaduras de tração. A avaliação de integridade neste tipo de ocorrência normalmente limita-se a uma reavaliação da vida à fadiga considerando as novas condições do anular, eventualmente extrapolando, de forma conservadora, algum dano nas armaduras. O objetivo deste trabalho foi desenvolver uma metodologia de cálculo capaz de avaliar os impactos de um dano na capa externa para a vida do duto que considere as alterações ao longo do tempo causadas pela corrosão, tanto nas tensões desenvolvidas nas armaduras de tração, quanto nas curvas de fadiga utilizadas. Foram criados i) um modelo para cálculo dos concentradores de tensão ao longo do tempo com base em corrosão uniforme, ii) um conjunto de critérios para seleção de curvas S-N baseados na inferência do ambiente do espaço anular e no estado de degradação superficial das armaduras de tração a partir dos dados de corrosão e iii) um modelo de pré-processamento dos casos de carregamento na análise local para otimizar o custo computacional no reprocessamento do cálculo de fadiga a cada iteração. A partir destes modelos, desenvolveu-se metodologia que discretiza o período de análise, gera os concentradores de tensão e seleciona as curvas de fadiga nos intervalos discretos, realiza a pré-análise local dos casos de carregamento e calcula o dano por fadiga ao longo do tempo. A partir do histórico de dano acumulado, é definida a vida à fadiga ou a vida remanescente além do período analisado.

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

FATIGUE ASSESSMENT IN TENSILE ARMOURS OF FLEXIBLES PIPES
UNDER SEAWATER CORROSION

Fábio Ricardo de Sant'Anna

October/2017

Advisors: Murilo Augusto Vaz

José Renato Mendes de Sousa

Department: Ocean Engineering

Statistics show that the most frequent damage type in flexible pipe is the outer sheath damage. Typical consequences are sheath rupture, annulus flooding and tensile armours corrosion by seawater. Integrity assessment in this type of occurrence is usually limited to a reassessment of the fatigue life considering the new annulus conditions, possibly conservatively estimating some armour damage. The objective of this work is to develop a methodology capable of assessing the sheath damage impact in the riser fatigue life considering armour corrosion, the associated stress concentration factors and S-N fatigue curves. It was devised i) a stress concentration model based on uniform corrosion, ii) a fatigue curve selection criteria with annular conditions and armour surface deterioration inferred from corrosion data and iii) a loading case pre-processing model to optimize local analysis computational cost in each fatigue assessment iteration. From those models, a methodology was devised to discretize the analysis interval, calculate the stress concentration factors and select the fatigue curves, run the cases local pre-analysis and, finally, calculate the fatigue damage through time. From the accumulated fatigue damage history, fatigue life or the remaining life are determined.

Sumário

Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xii
Lista de Símbolos	xiii
Lista de Abreviaturas	xix
1 Introdução	1
1.1 Motivação	3
1.2 Estrutura do trabalho	4
2 Análise de fadiga de dutos	6
2.1 Visão geral da análise de fadiga	6
2.1.1 Etapas de análise	6
2.1.2 Análise global	7
2.1.3 Transposição entre análises global e local	8
2.1.4 Análise local	10
2.1.5 Análise de fadiga	13
2.2 Modelo básico de análise de fadiga	14
2.2.1 Resposta local axissimétrica	15
2.2.2 Resposta local à flexão	18
2.2.3 Resposta total	22
2.3 Curvas S-N	24
3 Corrosão	27
3.1 Corrosão geral	27
3.1.1 Corrosão aquosa metálica	27
3.1.2 Ligas ferrosas e O_2	29
3.1.3 Corrosão marinha	29
3.1.4 Prevenção contra corrosão marinha	30
3.1.5 Zonas de corrosão	31

3.1.6	Outros tipos de corrosão	32
3.2	Corrosão em dutos flexíveis	37
3.2.1	Formação do ambiente do espaço anular	37
3.2.2	Confinamento	38
3.2.3	Capa externa danificada	39
4	Metodologia de cálculo de fadiga com concentradores de tensão variáveis	44
4.1	Premissas para desenvolvimento da metodologia	45
4.2	Análise de Corrosão	46
4.2.1	Corrosão e redução de seção resistente	47
4.2.2	Taxas de corrosão	51
4.2.3	Seleção das curvas de fadiga	53
4.3	Transposição dos dados	55
4.4	Análise local básica	56
4.5	Análise de fadiga	56
4.5.1	Análise local efetiva	56
4.5.2	Contagem de ciclos e cálculo do dano	58
5	Estudo de caso	60
5.1	Implementação	60
5.1.1	Sensibilidade ao fator de redução linear	61
5.2	Simulações	63
5.2.1	Modelo global	64
5.3	Definição das curvas S-N	65
5.4	Cenários analisados	67
5.4.1	Cenário de referência: <i>riser</i> íntegro	68
5.4.2	<i>Riser</i> danificado	69
5.5	Avaliação da Metodologia	74
6	Conclusões	76
6.1	Trabalhos futuros	77
	Referências Bibliográficas	79
A	Modelo de cálculo de fadiga com SCFs variáveis	83

Lista de Figuras

1.1	Evolução do suprimento mundial de energia	1
1.2	Produção mundial de petróleo e condensados	2
1.3	Produção <i>offshore</i> mundial de petróleo e condensados	2
1.4	Camadas típicas de um duto flexível	3
2.1	Pontos críticos de fadiga	9
2.2	Resposta histerética na curvatura de dutos flexíveis.	11
2.3	Fluxograma de análise de fadiga.	15
2.4	Arames na seção transversal do duto.	23
2.5	Efeitos de superfície na curva S-N.	25
2.6	Comparação entre curvas S-N de arames de armadura de tração novos e corroídos superficialmente, fadiga ao ar.	26
3.1	Corrosão aquosa	28
3.2	Zonas de corrosão marinha	31
3.3	Efeito do pH e temperatura na taxa de corrosão	34
3.4	Efeito da pressão parcial de CO_2 na taxa de corrosão	34
3.5	HIC/SSC/SWC/SOHIC	36
3.6	Ruptura de capa por sobrepressão no espaço anular	40
3.7	Reparo de capa com ROV	41
3.8	Possíveis locais de ruptura da capa externa	41
3.9	Formação de bolsões de gás no espaço anular	42
4.1	Fluxograma de análise de fadiga sob efeito de redução de seção resistente.	45
4.2	Seção transversal do arame	47
4.3	Modelo geral de corrosão do arame de armadura de tração.	48
4.4	Modelo simplificado de corrosão do arame de armadura de tração.	50
4.5	Amostra de arame de <i>riser</i> de 2,5", com perfil de 2,0 mm \times 5,0 mm.	52
4.6	Defasagem entre ciclos de tensão causados pelos carregamentos axis-simétricos e de flexão	58

5.1	Simulação do impacto do efeito dos Fatores Lineares de Redução no dado por fadiga.	62
5.2	Perfil das tensões alternadas geradas pelos carregamentos axis-simétricos, de atrito e flexão pura: seção de duto abaixo do enrijecedor de curvatura.	62
5.3	Perfil das tensões alternadas geradas pelos carregamentos axis-simétricos, de atrito e flexão pura: seção no topo do duto, dentro do enrijecedor de curvatura.	63
5.4	Modelo global utilizado na simulação.	64
5.5	Ponto de conexão do <i>riser</i> na UEP.	65
5.6	Projeção lateral do <i>riser</i>	65
5.7	Curvas S-N utilizadas na implementação da metodologia proposta. . .	67
5.8	Localização da seção danificada.	67
5.9	Dano acumulado por fadiga: <i>riser</i> íntegro.	68
5.10	Dano anual por fadiga ao longo das seções selecionadas: <i>riser</i> íntegro.	68
5.11	Fatores de concentração de tensão: Caso 1.	70
5.12	Evolução do dano acumulado e dano anual: Caso 1.	71
5.13	Evolução do dano acumulado e dano anual: Caso 2.	72
5.14	Fatores de concentração de tensão: Caso 3.	73
5.15	Evolução do dano acumulado e dano anual: Caso 3.	73
5.16	Efeito da redução da seção resistente no AFD: Caso 2.	75
5.17	Efeito da redução da seção resistente no AFD: Caso 3.	75

Lista de Tabelas

2.1	Configurações e as combinações de contato e tensão.	17
2.2	Características do carregamentos associados às configurações.	18
4.1	Exemplos de dimensões de arames utilizados em armaduras de tração.	48
4.2	Taxas de corrosão	52
4.3	Critério de seleção de curva S-N: ambiente do anular.	54
4.4	Critério de seleção de curva S-N: estado da superfície do arame.	54
4.5	Seleção de curvas S-N.	55
5.1	Dados do modelo de UEP.	64
5.2	Dados do modelo do <i>riser</i>	66
5.3	Curvas S-N	66
5.4	Casos analisados.	69
5.5	Resultados dos casos.	74

Lista de Símbolos

$2R_{C,th}$	Taxa de corrosão média atuando na espessura (faces superior e inferior) da seção da armadura de tração no intervalo de corrosão, p. 49
$2R_{C,w}$	Taxa de corrosão média atuando na largura (faces laterais) da seção da armadura de tração no intervalo de corrosão, p. 49
$2R_{C,i}$	Taxa de corrosão média atuando em cada dimensão da seção da armadura de tração no i -ésimo intervalo de corrosão, p. 49
A	Área da seção do arame da armadura de tração, p. 47
AFD	Dano acumulado de fadiga (<i>Accumulated Fatigue Damage</i>), p. 59
ARF_i	Fator de redução área ao final do i -ésimo intervalo de corrosão, p. 51
A_0	Área original ou nominal da seção do arame da armadura de tração, p. 48
A_i	Área da seção do arame da armadura de tração no final do i -ésimo intervalo de corrosão, p. 49, 50
EI	Rigidez à flexão do <i>riser</i> , p. 56
FD_{an}	Dano anual de fadiga, p. 59
FS	Fator de segurança), p. 59
F_p	Fator de forma da seção do arame da armadura de tração, p. 47
LRF_{th_i}	Fator de redução linear de espessura ao final do i -ésimo intervalo de corrosão, p. 51

LRF_{w_i}	Fator de redução linear de largura ao final do i -ésimo intervalo de corrosão, p. 51
$M_{gl,y}$	Momento em y no elemento analisado (resultado da análise global), p. 56
$M_{gl,z}$	Momento em z no elemento analisado (resultado da análise global), p. 56
N_c	Número de camadas na estrutura de duto analisado, p. 16
P_1	Pressão interna local no <i>riser</i> , p. 55
P_{ci}	Pressão de contato entre a armadura analisada e a camada interior, p. 56
P_{co}	Pressão de contato entre a armadura analisada e a camada exterior, p. 56
P_o	Pressão externa local no <i>riser</i> , p. 55
R	Razão de tensões, p. 58
$R_{C,th-I}, R_{C,th-II}$	Taxas de corrosão médias atuando, respectivamente na face superior (exterior) e inferior (interior) da seção do arame da armadura de tração, p. 48
$R_{C,w-I}, R_{C,w-II}$	Taxas de corrosão médias atuando, nas faces laterais da seção do arame da armadura de tração, p. 48
R_C	Taxa de corrosão, em mm/ano, p. 31
S_a	Tensão alternada corrigida para a tensão média, p. 58
S_u	Limite de ruptura do material, p. 58
T_P	Tração criada pelo diferencial de pressões local, p. 55
T_R	Tração real local, no elemento analisado, considerando o diferencial de pressões local, p. 55
T_{fat}	Vida à fadiga calculada (<i>calculated fatigue life</i>), p. 14
T_{gl}	Tração (em x) no elemento analisado (resultado da análise global), p. 55
T_{ser}	Vida útil esperada ou de projeto (<i>service life</i>), p. 14

UF	Fator de utilização — aplicável ao arame ou à armadura (média ou máxima), p. 57
UF_0	Fator de utilização, sem corrosão — aplicável ao arame ou à armadura (média ou máxima), p. 57
V/S	Relação entre volume disponível para o eletrólito e área de armaduras metálicas expostas à corrosão no espaço anular (ml/cm^2), p. 38
$\Delta\kappa$	Varição do vetor de curvatura do duto, entre a configuração estática e a dinâmica, p. 19
$\Delta\ell_i$	Redução em cada dimensão da seção do arame da armadura de tração no i -ésimo intervalo de corrosão, p. 50, 51
Δt_C	Duração de um intervalo corrosão, em anos, p. 47
Δth	Redução na espessura da seção do arame da armadura de tração em um intervalo de corrosão, p. 49
Δth_i	Redução na espessura da seção do arame da armadura de tração no i -ésimo intervalo de corrosão, p. 49
Δw	Redução na largura da seção do arame da armadura de tração em um intervalo de corrosão, p. 49
Δw_i	Redução na largura da seção do arame da armadura de tração no i -ésimo intervalo de corrosão, p. 49
$\Delta\kappa^*$	Varição de curvatura auxiliar, p. 19
κ	Vetor de curvatura total do duto, p. 19
κ_1	Vetor de curvatura do duto na configuração estática, p. 19
κ_2	Vetor de curvatura do duto na configuração dinâmica, p. 19
κ_e	Parcela do vetor de curvatura associada à fase de deslizamento, p. 19
κ_f	Parcela do vetor de curvatura associada à fase de atrito, p. 19
κ_{e1}	Parcela do vetor de curvatura estática associada à fase de deslizamento, p. 19

κ_{f1}	Parcela do vetor de curvatura estática associada à fase de atrito, p. 19
κ_{yz}	Vetor de curvatura local, p. 56
ℓ_i	Redução total em cada dimensão da seção do arame da armadura de tração ao final do i -ésimo intervalo de corrosão, p. 50, 51
κ_f	Curvatura de atrito interno, p. 19
κ_{yts}	Curvatura local em y , p. 56
κ_{zts}	Curvatura local em z , p. 56
μ	Fator de atrito entre camadas, p. 20, 21
\bar{T}_T	Tração total média local no elemento analisado, no caso de carregamento, p. 56
$\bar{\kappa}_{yz}$	Vetor de curvatura média local, no caso de carregamento, p. 56
σ_a	Tensão alternada não corrigida, p. 58
σ_m	Tensão média, p. 58
$\sigma_x^{ax}, \Delta\sigma_x^{ax}$	Tensão axial axissimétrica na seção do arame (estática e variação dinâmica), p. 23
$\sigma_x^{b,b}, \Delta\sigma_x^{b,b}$	Tensão axial de flexão binormal na seção do arame (estática e variação dinâmica), p. 23
$\sigma_x^{b,f}, \Delta\sigma_x^{b,f}$	Tensão axial de atrito na seção do arame (estática e variação dinâmica), p. 23
$\sigma_x^{b,n}, \Delta\sigma_x^{b,n}$	Tensão axial de flexão normal na seção do arame (estática e variação dinâmica), p. 23
$\sigma_x^{tot,I}$ a $\sigma_x^{tot,IV}$	Tensão axial total nos cantos do arame i , p. 23
σ_x^{ax}	Tensão axissimétrica na seção do arame, p. 56
$\sigma_x^{b,y}$	Tensão de flexão binormal máxima na seção do duto, causada pela curvatura em y , p. 56
$\sigma_x^{b,z}$	Tensão de flexão binormal máxima na seção do duto, causada pela curvatura em z , p. 56

$\sigma_x^{f,y}$	Tensão de atrito máxima na seção do duto, causada pela curvatura em y , p. 56
$\sigma_x^{f,z}$	Tensão de atrito máxima na seção do duto, causada pela curvatura em z , p. 56
$\sigma_x^{n,y}$	Tensão de flexão normal máxima na seção do duto, causada pela curvatura em y , p. 56
$\sigma_x^{n,z}$	Tensão de flexão normal máxima na seção do duto, causada pela curvatura em z , p. 56
θ_n	Ângulo do n -ésimo arame na armadura de tração, p. 22
n	Índice correspondente ao n -ésimo arame da armadura de tração analisada, p. 16
i	Índice correspondente ao i -ésimo intervalo de corrosão, p. 47
m	Índice correspondente à média em um caso de carregamento, p. 56
ts	Índice correspondente ao passo de tempo ts , em um caso de carregamento, p. 55
d_i	Diâmetro interno do <i>riser</i> , p. 55
d_{fat}	Dano anual calculado (<i>calculated annual fatigue damage</i>), p. 14
d_o	Diâmetro externo da última camada estanque do <i>riser</i> , p. 55
n_C	Número de intervalos de corrosão, p. 47
n_w	Número de arames na armadura de tração analisada, p. 16
p	Índice de escorregamento da armadura de tração, p. 19
r	Raio médio da armadura analisada, p. 21
t_T	Tempo total da análise de corrosão, em anos, p. 47
t_{C_i}	Tempo total ao final do i -ésimo intervalo de corrosão, p. 47
th	Espessura da seção do arame da armadura de tração, p. 47
th_0	Espessura original ou nominal da seção do arame da armadura de tração, p. 48

th_i	Espessura da seção do arame da armadura de tração ao final do i -ésimo intervalo de corrosão, p. 50
w	Largura da seção do arame da armadura de tração, p. 47
w_0	Largura original ou nominal da seção do arame da armadura de tração, p. 48
w_i	Largura da seção do arame da armadura de tração ao final do i -ésimo intervalo de corrosão, p. 50

Lista de Abreviaturas

ARF	Fator de Redução de Área (<i>Area Reduction Factor</i>), p. 51
FOS	Fator de segurança (<i>Factor Of Safety</i>), p. 14
FSF	Fator de segurança à fadiga (<i>Fatigue Safety Factor</i>), p. 14
HIC	Trincamento induzido por hidrogênio (<i>Hydrogen-Induced Cracking</i>), p. 35
JIP	<i>Joint Industry Project</i> , p. 6
LRF	Fator de Redução Linear (<i>Linear Reduction Factor</i>), p. 51
RAO	Operador de resposta de amplitude (<i>Response Amplitude Operator</i>), p. 64
SCF	Fator de concentração de tensão (<i>Stress Concentration Factor</i>), p. 23
SOHIC	Trincamento induzido por hidrogênio guiado por tensão (<i>Stress-Oriented Hydrogen-Induced Cracking</i>), p. 35
SSC	Fratura sob tensão por sulfeto (<i>Sulfide Stress Cracking</i>), p. 35

Capítulo 1

Introdução

O petróleo é responsável pela maior contribuição na matriz de suprimento primário de energia mundial, respondendo por mais de 30% da energia produzida (Figura 1.1a). A evolução da matriz, mostrada na Figura 1.1b, indica uma maior taxa de crescimento na participação de outras fontes, reduzindo a contribuição relativa do petróleo mesmo com produção crescente. Ainda assim, espera-se que o predomínio do petróleo como base do suprimento energético mantenha-se, pelo menos, pelas próximas décadas.

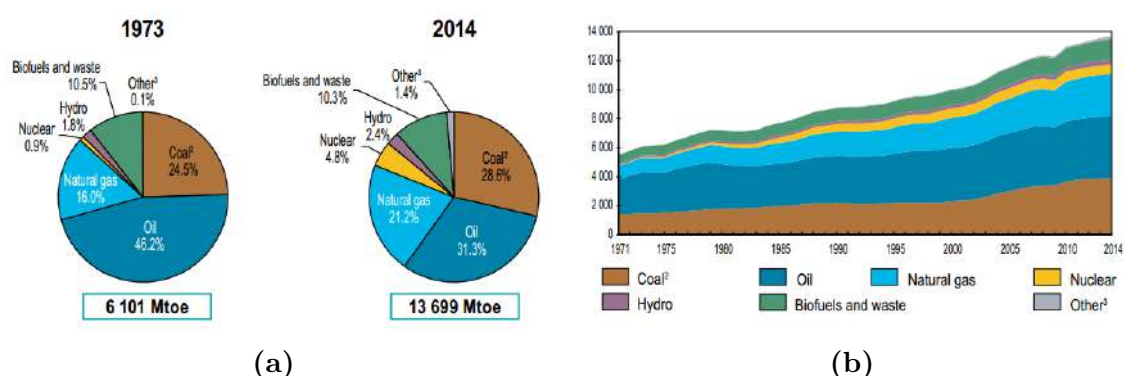


Figura 1.1: Evolução do suprimento mundial de energia ((©)OECD/IEA 2016 Key world energy statistics, IEA Publishing,. Licença: www.iea.org/t&c/)

Quase 30% da produção mundial de petróleo é realizada em instalações *offshore* e o Brasil é um dos maiores produtores no mar (Figuras 1.2 e 1.3, respectivamente). Dados da ANP[1] mostram que de 95% da produção brasileira de petróleo (e mais de 80% da de gás natural) é realizada no mar.

A relação do cenário brasileiro com dutos flexíveis está associada intimamente à PETROBRAS. Responsável por cerca de 94% da produção nacional, a empresa iniciou o uso de dutos flexíveis nos anos 1970, na Bacia de Campos, e, ao longo dos anos, a implantação da maior parte dos seus projetos submarinos foi baseada nesta tecnologia.

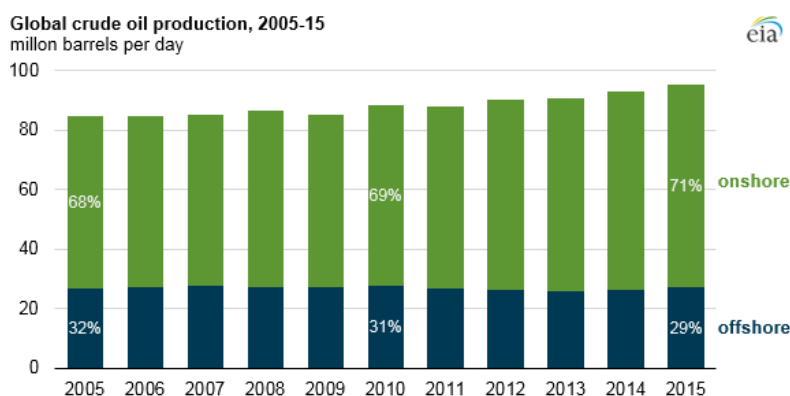


Figura 1.2: Produção mundial de petróleo e condensados (U.S. Energy Information Administration, out. 2016)

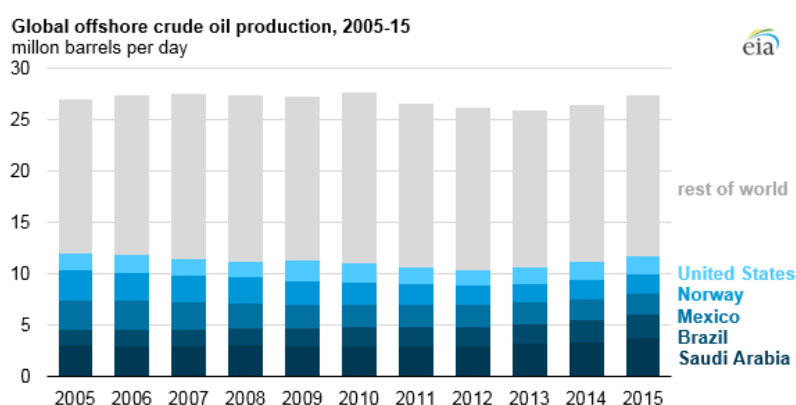


Figura 1.3: Produção *offshore* mundial de petróleo e condensados (U.S. Energy Information Administration, out. 2016).

O resultado é um enorme parque instalado de *risers* e *flowlines* flexíveis. Estes dutos são utilizados tanto na área de coleta — produção de óleo e gás, injeção de gás, injeção de água e linhas de serviço — como nos sistemas de escoamento e transporte — gasodutos, oleodutos e aquedutos. Alguns destes dutos estão operando há mais de 20 anos e novos dutos são instalados continuamente.

É essencial na administração de sistemas submarinos de produção, especialmente em relação a esta quantidade de dutos, um programa adequado de gerenciamento de integridade, fundamentado tanto na gestão do processo quanto nos aspectos técnicos pertinentes.

Do ponto de vista técnico, existem normas internacionais adequadas para a especificação e projeto de dutos flexíveis, mas a normalização ainda não chegou à capacidade de orientar as operadoras a uma abordagem *fitness-for-service*: a avaliação da capacidade do equipamento continuar operando por um período determinado, considerando descontinuidades, danos e desgaste não cobertos pela especificação ou norma de projeto.

Em parte, a dificuldade neste tipo de normalização está na complexidade associ-

ada à construção de um duto flexível: uma estrutura compósita construída por camadas metálicas e poliméricas, que formam um condutor capaz de resistir à pressão e cuja estrutura tubular permita grandes deflexões (API SPEC 17J [2]).

As camadas funcionais mais comuns encontradas em dutos flexíveis (*risers* ou *flowlines*) são mostradas na Figura 1.4.

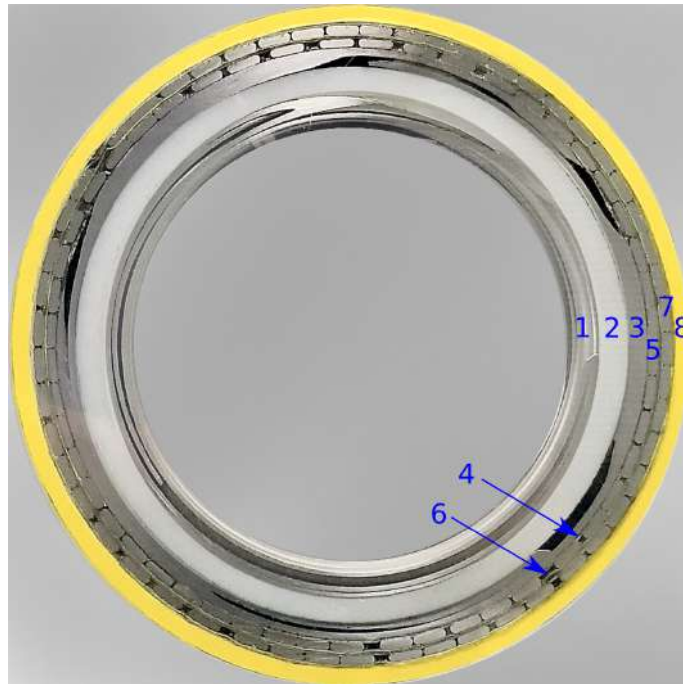


Figura 1.4: Camadas típicas de um duto flexível: 1) carcaça; 2) barreira de pressão; 3) armadura de pressão; 4) camada antiatrito; 5) armadura de tração interna; 6) camada antiatrito; 7) armadura de tração externa; 8) capa externa.

Detalhes quanto à estrutura de flexíveis é ampla e disponível, tanto em normas (API SPEC 17J[2], ISO 13628-2[3]) quanto em trabalhos publicados (FERGESTAD e LØTVEIT [4], DE SOUSA [5], CAMPELLO [6]).

1.1 Motivação

Com base na demanda de geração de conhecimento e sua aplicação no desenvolvimento de metodologias, técnicas e ferramentas capazes de lidar com a avaliação de integridade nos mais diversos cenários e condições, uma definição importante é quais os tipos de problemas a serem atacados.

A ocorrência de danos em dutos flexíveis é algo relativamente comum, principalmente em um cenário de utilização intensa como o brasileiro. O próprio processo de lançamento e instalação é responsável por um número considerável de avarias.

Estatísticas de falhas em dutos flexíveis compiladas por OBRIEN *et al.* [7], apontavam o dano capa externa como o modo de falha mais comum, com 35% dos eventos.

Muito acima dos 12% da segunda posição no levantamento (problemas em sistemas de alívio do anular, que também podem levar à ruptura da capa). MUREN [8] indica que alguns levantamentos antigos chegaram a indicar danos de capa em até 10% dos *risers* instalados.

Uma avaria, mesmo que leve à falha daquela camada, não implica falha do duto — inclusive chegando a não ter consequências adicionais — porém, ao perder o isolamento promovido pela capa externa, as camadas estruturais mais importantes do duto passam a ter contato com um ambiente externo bastante diferente das condições de projeto do espaço anular e, a depender do local do dano, o ambiente externo pode ser bastante agressivo quanto à corrosão.

A aplicação de algum tipo de reparo na capa externa pode ajudar a reduzir as consequências da avaria, mas nem sempre há uma opção tecnicamente viável de reparo para o local e tipo do dano.

Danos na *splash zone* (ver Capítulo 3, Item 3.1.5) são particularmente preocupantes devido às altas taxas de corrosão na região. MUREN [8] relata que danos por corrosão podem surgir rapidamente nesta região, ameaçando a integridade do duto.

Com a exposição do espaço anular a um ambiente corrosivo, a realização de uma reavaliação de fadiga é sempre recomendável e, em alguns casos, requerida. Esta, porém, pode não considerar (ou considerar de forma inadequada) as condições das armaduras de tração. Normalmente, limita-se a considerar apenas o ambiente do anular para seleção de curvas S-N e, quando tanto, tentar considerar algum dano nos arames.

Com base nisso, a proposta deste trabalho é desenvolver uma metodologia capaz de avaliar os impactos de um dano na capa externa para a vida do duto, considerando as alterações ao longo do tempo causadas pela corrosão tanto nas tensões desenvolvidas quanto nas curvas de fadiga utilizadas.

1.2 Estrutura do trabalho

Este trabalho está organizado em duas partes.

Na primeira, é apresentada uma revisão da literatura tanto com foco no duto em si quanto em relação aos fenômenos de corrosão. O Capítulo 2 trata do processo de avaliação estrutural de fadiga, o Capítulo 3 revisa os conceitos básicos de corrosão aplicáveis e discute as particularidades da corrosão em dutos flexíveis.

A segunda parte, Capítulos 4 e 5, trata da metodologia proposta. Ao longo do Capítulo 4, é desenvolvido o modelo de redução de área resistente, a metodologia para consideração da variação de área no cálculo de tensões e seleção de curvas S-N para a avaliação de fadiga. O Capítulo 5 apresenta um teste da metodologia

proposta em alguns casos simulados e discute o resultado obtido.

Dado o enfoque no cálculo de vida à fadiga nas armaduras de tração — ou seja, a análise de estruturas sujeitas a esforços dinâmicos — ao longo de todo este trabalho os termos **duto**, **duto flexível**, **duto flexível de camadas não aderentes**, *riser* e *riser flexível* são considerados sinônimos e utilizados de forma indiscriminada, exceto quando houver indicação em contrário.

Capítulo 2

Análise de fadiga de dutos

Na primeira parte deste capítulo, serão apresentadas as diretrizes básicas do processo de análise de fadiga em dutos flexíveis. A maior parte do material revisado tem origem no resultado do *Real Life Joint Industry Project* (GREALISH *et al.* [9]), onde é proposto um roteiro básico de análise, que é a origem do anexo G da API RP17B[10].

A segunda seção apresenta uma metodologia de cálculo de vida à fadiga, aderente ao que é proposto por aquelas fontes e baseada na utilizada por DE SOUSA *et al.* [11].

2.1 Visão geral da análise de fadiga

Exceto quando indicado, o anexo G da API RP17B[10] e GREALISH *et al.* [9] são as referências de toda esta seção. A consulta a estes dois documentos é recomendada para mais detalhes quanto ao processo como todo.

Entre os possíveis objetivos para a realização de uma análise de fadiga em *risers* flexíveis, destacam-se: garantir que a vida mínima à fadiga supere a vida útil projetada para o duto e definir um prazo máximo em que uma intervenção é necessária. Este segundo objetivo está particularmente alinhado ao escopo deste trabalho.

2.1.1 Etapas de análise

O roteiro de análise proposto por GREALISH *et al.* [9] consiste na seguinte sequência:

1. Análise global de fadiga.
2. Transposição da análise global para a análise local.

3. Análise local de tensões nas armaduras de tração.
4. Cálculo da vida à fadiga a partir das tensões nos arames.

Em relação à etapa de análise local (e a necessidade entre transposição entre análise global e local), DE SOUSA *et al.* [11] citam que a análise local de dutos flexíveis considera uma série de não-linearidades no comportamento da estrutura e a complexidade da tarefa tipicamente exige uma etapa adicional na conversão dos dados de tração e curvatura em tensões atuantes, realizadas em *softwares* específicos. É um cenário diferente do caso de dutos rígidos, nos quais a relação entre carregamentos modelados e estado de tensões é simples (linear) e normalmente disponível nos pacotes de análise global. Esta especialização demanda uma etapa de seleção e processamento intermediária nos dados de saída das ferramentas utilizadas nas análises globais para utilização como entrada das ferramentas especializadas utilizadas na análise local de dutos flexíveis.

Uma vez levantados os ciclos de tensão atuantes — saída da análise local — é possível a aplicação de ferramentas convencionais de análise para avaliação da vida à fadiga do duto, bastando a aplicação das devidas considerações relacionadas a *risers* flexíveis.

Uma característica comum a todas às etapas descritas acima é a relação inversa entre conservadorismo nos resultados e complexidade da análise. Na verdade, GREALISH *et al.* [9] propõem uma abordagem estruturada, que segue um caminho crescente de complexidade. Esta abordagem define, a partir de cada etapa do processo, as opções disponíveis para as etapas seguintes e propõe uma análise de sensibilidade para a definição do nível de complexidade mais coerente.

Os aspectos específicos de cada etapa são descritos nas seções subsequentes deste capítulo. As diretrizes adaptadas para dutos com redução na seção resistente das armaduras de tração são apresentadas no capítulo 4.

2.1.2 Análise global

A API RP17B[10] define análise global como a avaliação dos efeitos dos carregamentos globais atuantes nas estruturas de interesse — no caso, *risers* flexíveis em configurações variadas, conectados a instalações flutuantes ou fixas. A configuração física, deslocamentos, curvaturas, forças e movimentos ao longo do duto resultantes das cargas ambientais devem ser avaliados na análise global. Este é um tipo de análise aplicável a todas as etapas do ciclo de vida do duto — projeto, instalação, manutenção e desmobilização.

A sequência da análise global aplicada à fadiga consiste na compilação dos dados ambientais (casos de carregamento), criação do modelo global, simulação dos

movimentos e carregamentos globais do sistema e compilação dos resultados para a etapa de transposição para análise local — séries temporais de tração e curvatura ao longo do *riser* ou nos pontos de interesse¹.

Eventualmente pode ser extraída também a torção ao longo do duto. Além disso os momentos fletores e torsesor podem ser obtidos como respostas adicionais ou em substituição às curvaturas ou à torção.

A complexidade da análise normalmente está associada a parâmetros como simulação com mar regular ou irregular, seleção do casos de carregamento (número de casos, modos, direções, blocos de ondas — *blocking scatter diagrams*), procedimentos de seleção das ondas representativas dentro dos grupos, metodologias de amortecimento estrutural (incluindo histerese à flexão), simulação dos limitadores de curvatura (enrijecedores e restritores), etc.

Enquanto alguns destes parâmetros mudam completamente a forma de realização da análise (p. ex. mar regular ou irregular), definições associadas ao número de casos de carregamento podem simplesmente influenciar no esforço computacional exigido tanto nesta quanto nas etapas subsequentes, possivelmente alterando o custo computacional em ordens de grandeza.

Por razões de simplicidade, ao longo do item 2.1, o termo curvatura será utilizado de forma genérica, podendo indicar tanto a própria curvatura quanto o momento fletor associado. A partir do item 2.2, onde um rigor matemático um pouco maior é exigido, as definições passam a ser tratadas explicitamente.

2.1.3 Transposição entre análises global e local

A transposição é a extração, processamento e compilação dos resultados da análise global nos pontos de interesse do duto e a transferência destes dados em um formato adequado à análise local, especialmente das armaduras. As características da ferramenta de análise local utilizada são determinantes na definição de como os dados devem ser processados.

Três parâmetros principais definem quanto processamento intermediário terá lugar na transposição — normalmente resultando em um processo mais simples e conservador nas etapas seguintes: (i) a seleção dos pontos críticos de fadiga para análise, (ii) o formato de transposição dos dados e (iii) a preservação da direcionalidade da curvatura.

As análises locais devem ser realizadas em todos os pontos potencialmente críticos para fadiga, por isso a importância do primeiro parâmetro, a seleção dos pontos de análise de fadiga². Locais tipicamente selecionados para a análise, ilustrados na

¹O anexo G da API RP17B[10] indica ainda a opção do formato *Tension Angle* para os dados. Este não é adequado ao objetivo proposto e não será abordado.

²A seleção deve estar definida na análise global ou realimentar aquela etapa: é essencial um

Figura 2.1, são os conectores (de topo e intermediário), o enrijecedor de curvatura, o *hog bend*, o *sag bend* e a *touchdown zone*.

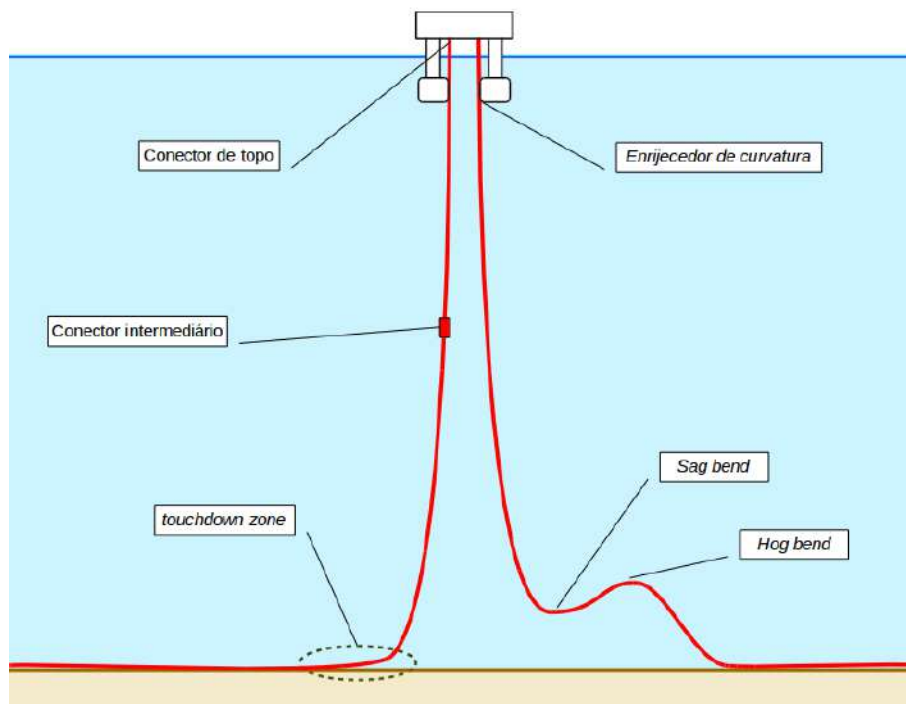


Figura 2.1: Pontos críticos de fadiga

Outros pontos podem ser selecionados conforme o projeto ou situação específica. Procedimentos para seleção dos pontos críticos normalmente estão associados às amplitudes de curvatura e tração atingidas, considerando as trações médias atuantes³.

O parâmetro de maior impacto para a transposição é a definição do formato dos dados. O formato selecionado precisa ser compatível com a opção de preservação da direcionalidade e com a ferramenta de análise local.

Alguns formatos possíveis são listados a seguir.

- **Amplitudes/médias dos ciclos:** somente as informações de amplitude e média dos ciclos de tração e curvatura são portadas, sem informações adicionais de fase. É uma simplificação bastante conservadora, já que as trações e curvaturas máximas ocorrerão simultaneamente. Aplicável a análises de mar regular e irregular mas, no segundo caso, as correções adequadas devem ser aplicadas às amplitudes e médias dos ciclos.

• **Amplitudes/médias e fases dos ciclos:** as informações de amplitude e refinamento adequado da malha de elementos na vizinhança destes pontos.

³Uma opção bastante simplificada (e excessivamente conservadora) é considerar que os maiores ciclos de tração e curvatura de cada caso de carregamento atuam em um único ponto. Este ponto não corresponde a uma seção real de duto, mas a um envelope de dano mais conservador que qualquer local real do *riser*. Esta abordagem não é adequada a aplicações em águas profundas.

média dos ciclos de tração e curvatura são portadas, mas com informações adicionais de fase obtidas via processamento intermediário na etapa de transposição. Aplicável a análises de mar regular.

- **Histogramas bidimensionais:** ciclos de tração/flexão são gerados através da montagem de um histograma bidimensional criado a partir da contagem de ciclos de tração e de flexão (ver anexo G da API RP17B[10] ou [9] para detalhes quanto à montagem e uso do histograma). Aplicável a análises de mar irregular.
- **Séries temporais:** são transferidos diretamente os dados de tração e curvatura ao longo do período analisado, permitindo a análise mais detalhada possível — os dados podem ser filtrados para reduzir o período de análise ou selecionar um sub grupo de pontos específicos dentro da série. Aplicável à análises de mar regular e irregular.

Finalmente, deve-se decidir quanto à preservação da direcionalidade da curvatura, ou seja, portar para a análise local as curvaturas fora do plano da configuração estática do *riser* (carregamento tridimensional). Além da capacidade da ferramenta de análise local processar a direcionalidade, a preservação desta informação também depende da utilização de um formato de dados capaz de registrá-la (amplitudes/médias e fases, séries temporais). Optando-se por desprezar a direcionalidade da flexão, a transformação adequada nos dados de curvatura deve ser realizada.

2.1.4 Análise local

Quando aplicada ao contexto de avaliação de fadiga, a análise local consiste na conversão dos carregamentos globais em tensões nas armaduras de tração nas seções selecionadas de um duto — pontos críticos de fadiga selecionados. Outros usos e definições para análise local podem ser encontrados em DE SOUSA [5] e na própria API RP17B[10].

Os modelos⁴ utilizados pelas ferramentas de análise podem ser analíticos, semianalíticos ou numéricos e utilizam os dados estruturais da seção do duto (geometrias, ângulos de assentamento, massas/pesos, etc.), propriedades dos materiais das camadas (módulos de elasticidade, coeficientes de Poisson, etc.), coeficientes de atrito entre armaduras de tração e camadas adjacentes (ver mais adiante) e os dados portados das etapas anteriores do processo.

⁴DE SOUSA [5] traz uma comparação de vários modelos disponíveis em 2005 que continua relevante.

O anexo G da API RP17B[10] também coloca como requisitos mínimos do modelo local a) ter seus resultados verificados com medições de testes em escala real; b) modelar variações (ciclos) de tração e curvatura; c) considerar histerese; d) calcular a tensão nos quatro cantos dos arames; e) considerar a pressão externa; f) preferencialmente, gerar saídas em oito pontos ao redor da circunferência do duto.

Histerese

É um fenômeno não linear causado pelo atrito entre armaduras de tração e as camadas adjacentes durante a flexão do duto. Seu efeito é mais pronunciado em dutos operando em altos níveis de pressão interna, pressão externa ou tração — condições encontradas em instalações em águas profundas e que já exigem cuidados adicionais em relação à fadiga devido aos altos carregamentos.

Um dos efeitos do atrito é uma força contrária ao deslizamento das armaduras tração (carregamento associado ao atrito), levando a maiores tensões em determinadas regiões da seção do duto e, conseqüentemente, maior dano por fadiga. Este aspecto precisa ser considerado na análise.

Por outro lado, o atrito também aumenta expressivamente a rigidez flexional do *riser* para pequenas curvaturas — pelo menos duas ordens de grandeza. A natureza não elástica deste comportamento também tem um efeito de amortecimento na resposta global levando a curvaturas menores.

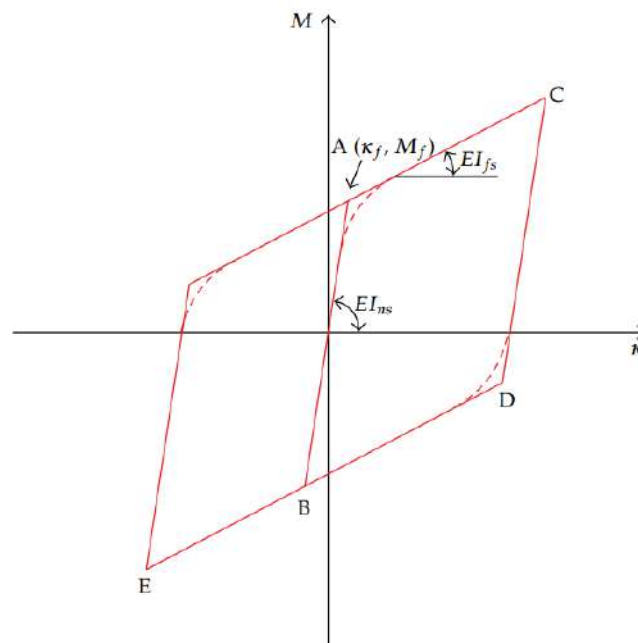


Figura 2.2: Resposta histerética na curvatura de dutos flexíveis. Reproduzido de DE SOUSA *et al.* [11].

O comportamento é apresentado na Figura 2.2. Para pequenas curvaturas, o

atrito entre camadas impede o deslizamento das armaduras de tração e o duto reage com uma alta rigidez à flexão (rigidez *no-slip*). Quanto é atingido o momento de atrito interno, ocorre o deslizamento entre as camadas associado a uma redução drástica na rigidez à flexão (rigidez *full-slip*)

A definição dos coeficientes de atrito utilizados nos cálculos demandam atenção especial devido ao seu potencial impacto na análise e na grande incerteza associada à sua determinação. Diversas condições podem influenciar o seu valor — idade do duto, estado de corrosão das armaduras, lubrificação residual da fabricação, ambiente do anular etc. A API RP17B[10] cita especificamente a faixa entre 0,1 e 0,2 como representativa (alertando que coeficientes maiores podem ser aplicáveis) e sugere que testes em escala real podem ser utilizados para uma calibração. A recomendação da API é a utilização de um valor mais alto como medida conservadora.

Cálculo das tensões

As tensões consideradas pela análise local são as causadas pelos efeitos axisimétricos, pela flexão dos arames imposta pela curvatura do duto e pelo atrito associado. Os modelos normalmente calculam estas três parcelas de tensão de forma independente e assumem a validade do princípio da sobreposição para definição das tensões resultantes.

A análise axissimétrica calcula a tensão gerada pela aplicação de tração, pressões interna e externa e, eventualmente, torção, no duto reto. A resposta de tensão é uniforme ao longo da seção reta dos arames e ao longo da circunferência do duto (de cada camada). Além disso, é linear em relação ao carregamento, permitindo o cálculo da tensão através de uma matriz de coeficientes ou através de modelo analítico.

A análise de flexão determina as tensões causadas pela curvatura do duto, tanto a parcela causada pela flexão pura dos arames quanto a causada pelos efeitos de atrito entre as armaduras e camadas adjacentes. A tensão causada pela flexão pura varia linearmente ao longo da seção reta do arame e as diferenças de fase entre as curvaturas atuando localmente no arame e seus eixos geram tensões (e variações de tensão) diferentes nos quatro cantos. A tensão de atrito atua uniformemente sobre a seção reta do arame e é máxima no plano de flexão do duto e mínima no eixo neutro.

As tensões causadas pela flexão do duto (flexão pura e atrito) são dominantes na definição das tensões dinâmicas atuantes, mesmo assim é recomendado que as tensões dinâmicas associadas à tração também sejam consideradas. Pequenas variações na tensão alternada calculada podem resultar em uma alteração significativa na vida à fadiga calculada, já que a definição do dano associado à curva S-N inclui a tensão alternada elevada ao expoente m da curva ($\Delta\sigma^m$). Uma simplificação conservadora

neste caso é somar as tensões desprezando a fase entre os ciclos de tração e curvatura.

A consideração de distribuir o dano ao longo da circunferência do duto em relação ao acúmulo do dano máximo de cada caso de carregamento pode ajudar na análise de casos mais críticos, mas tende a não trazer tantos ganhos quanto em dutos rígidos, já que a curvatura do duto induz tensão em toda a circunferência, inclusive no eixo neutro.

2.1.5 Análise de fadiga

Uma vez levantados os dados dos ciclos de tensão, o processo de análise de fadiga não difere deste tipo de avaliação aplicada a outros equipamentos. Especificamente, é comum o uso de curvas S-N, a aplicação do fator de segurança à fadiga e a utilização da regra de Palmgren-Miner para acúmulo de dano. (GREALISH *et al.* [9])

As considerações específicas a *risers* flexíveis estão relacionadas ao ambiente do anular do duto, o comportamento deste ambiente ao longo do tempo e a disponibilidade curvas S-N para as armaduras que sejam adequadas a este comportamento.

O espaço anular do duto e as camadas metálicas nele contidas podem estar expostos a um ambiente com uma variedade de possíveis composições, muitas delas agressivas às armaduras de tração. É importante, então, que a análise de fadiga leve em conta as variações esperadas (ou possíveis) ao longo do tempo no anular (leia-se: nas curvas S-N utilizadas).

A API RP17B[10] indica que pelo menos três casos devem ser considerados (curvas S-N das armaduras devem estar disponíveis para estas condições):

- Ao ar / anular seco.
- Condições previstas de operação.
- Condição acidental, e.g., alagamento.

Para verificar o atendimento ao critério de vida à fadiga, considerando um fator de segurança, pode-se adotar um dos procedimentos a seguir.

No caso de análise considerando ambiente único no anular (única curva S-N), os parâmetros envolvidos são: (i) T_{ser} — vida útil esperada ou de projeto (*service life*), (ii) FSF — fator de segurança à fadiga (*Fatigue Safety Factor*), (iii) T_{fat} — vida à fadiga calculada em relação à curva S-N para o ambiente do anular (*calculated fatigue life*) e (iv) d_{fat} — dano anual calculado em relação à mesma curva S-N (*calculated annual fatigue damage*). O critério de aceitação neste caso pode ser definido como:

$$T_{fat} \geq T_{ser} \times FSSF \quad \text{ou} \quad T_{ser} \times d_{fat} \leq \frac{1}{FSSF}$$

A API RP17J[2] especifica que o fator de segurança de fadiga utilizado deve ser de pelo menos 10, embora no caso de anular alagado, um fator de segurança menor possa ser utilizado com base nas condições operacionais esperadas. A API RP17B[10] indica que, neste caso específico, o fator de segurança pode ser acordado entre comprador e fornecedor.

Caso a análise envolva múltiplos ambientes de anular, uma avaliação de fadiga será necessária para cada condição, com sua respectiva curva S-N. Normalmente não são necessárias novas análises locais ou globais, a menos que sejam esperadas alterações consideráveis no comportamento do *riser* causadas pelas novas condições⁵. O critério de fadiga generalizado torna-se:

$$\sum (T_i \times d_i) \leq \frac{1}{FSSF}$$

onde d_i é dano anual calculado em relação a cada curva S-N e T_i é o tempo de exposição do anular ao ambiente correspondente a cada curva.

A equação anterior pode ser rearranjada, assumindo que d_i e T_i são referentes ao histórico do duto até agora, pode-se definir:

$$T_{ser,act}^{all} = \frac{\left(\frac{1}{FSSF} - \sum (T_i \times d_i) \right)}{d_{fat,act}}$$

onde $d_{fat,act}$ é o dano anual calculado em relação a cada curva S-N na condição atual e $T_{ser,act}^{all}$ é o tempo admissível em que o duto pode operar com segurança nas condições atuais.

2.2 Modelo básico de análise de fadiga

A metodologia básica de análise de fadiga utilizada, representada na Figura 2.3, é em grande parte a apresentada por DE SOUSA *et al.* [11] — onde a análise local é realizada de forma integrada à análise de fadiga.

No modelo, a análise axissimétrica utiliza um conjunto de funções de transferência definido previamente com base na estrutura do duto. Por tratar-se de um sistema linear simples, com poucas incógnitas, sua solução é bastante rápida. Esta metodologia permite que os históricos de esforços levantados na análise global sejam

⁵Caso da metodologia proposta neste trabalho, que realiza novas análises locais.

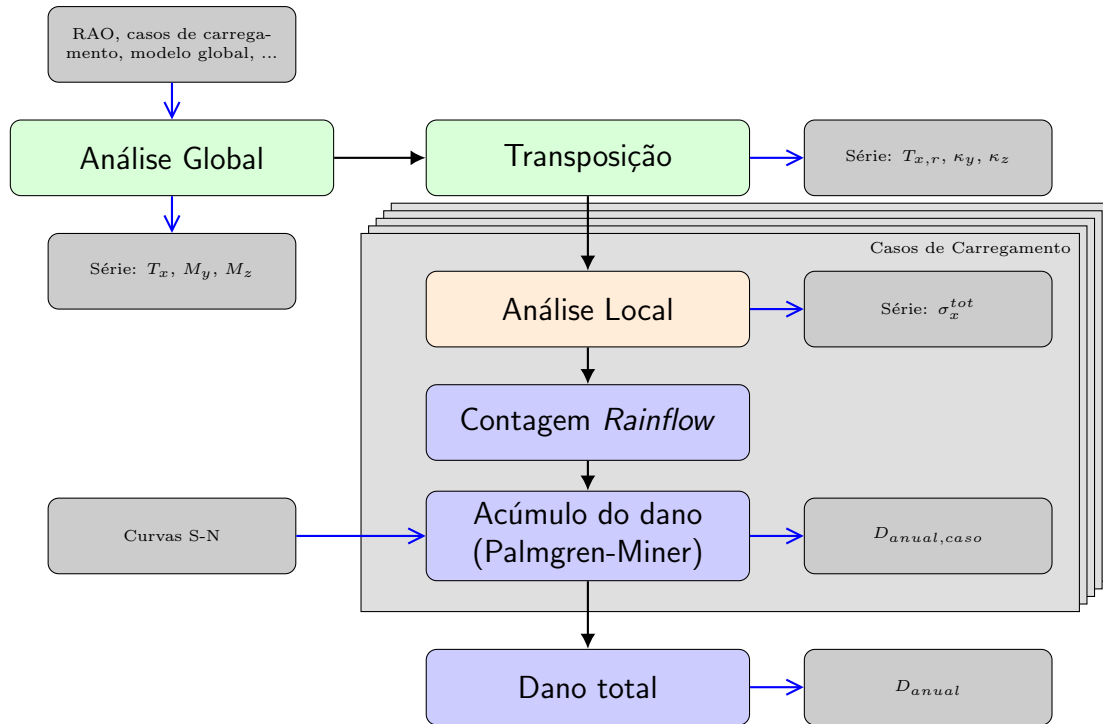


Figura 2.3: Fluxograma de análise de fadiga.

convertidos diretamente nos históricos de tensões nas armaduras e a avaliação de grande número de seções de duto com esforço computacional relativamente pequeno.

Destaca-se também o tratamento dado à curvatura do duto. É considerado o comportamento bilinear da rigidez à flexão (histerese), mesmo que o modelo global não faça esta consideração. No caso de um modelo global linear, normalmente utilizando a rigidez flexional da fase de deslizamento, esta abordagem tende a gerar resultados menos conservadores de vida à fadiga e curvaturas locais menores em relação ao resultado da simulação global. Se, já na análise global, for considerada a relação não linear de rigidez, é esperada uma consistência entre as curvaturas obtidas nas duas análises, desde que tenham sido utilizados os parâmetros compatíveis entre elas (i.e. coeficientes de atrito entre camadas e curvatura crítica).

O modelo global utilizado neste trabalho considerou a rigidez à flexão como linear. A prática neste caso é utilização da rigidez (EI) indicada nos *data sheets* do fabricante (caso *full-slip*). As funções de transferência para análise axissimétrica e dados de rigidez para análise local foram levantadas por análises locais realizadas em modelos numéricos baseados no Método dos Elementos Finitos.

2.2.1 Resposta local axissimétrica

A resposta do duto aos carregamentos axissimétricos — tração, compressão axial, pressão interna, pressão externa e torção — é fundamentalmente linear e gera apenas tensões normais nos arames das armaduras de tração.

O modelo local utiliza então a definição de que a tensão axissimétrica, σ_x^{ax} , no arame n pode ser dada pela Eq. (2.1)

$$\sigma_x^{ax} = f_1^{ax} \cdot T + f_2^{ax} \cdot C + f_3^{ax} \cdot P_{int} + f_4^{ax} \cdot P_{ext} + f_5^{ax} \cdot T_O \quad (2.1)$$

onde T , C , P_{int} , P_{ext} , T_O correspondem, respectivamente à tração, compressão, pressão interna, pressão externa e torção, n_w é o número de arames na armadura de tração; f_1^{ax} a f_5^{ax} são os coeficientes que convertem os carregamentos em tensões normais nos arames.

Equações idênticas, mas com seus respectivos coeficientes, existem para as outras incógnitas da análise axissimétrica: deformações em todas as camadas poliméricas, deslocamentos radiais em cada camada, pressões de contato nas interfaces entre camadas e tensão na fita de reforço à compressão (LACEO [12]).

Especificamente, as pressões de contato entre a armadura de tração analisada e as camadas adjacentes são insumos para análise do comportamento local à flexão do duto. A pressão de contato entre uma camada j e a camada imediatamente externa a esta, $j + 1$, é definida pela Eq. (2.2), sendo $j < N_c$, onde N_c é o número total de camadas da estrutura.

$$P_{cj} = f_1^{P_{cj}} \cdot T + f_2^{P_{cj}} \cdot C + f_3^{P_{cj}} \cdot P_{int} + f_4^{P_{cj}} \cdot P_{ext} + f_5^{P_{cj}} \cdot T_O \quad 1 \leq j < N_c \quad (2.2)$$

Os coeficientes, específicos para cada estrutura de duto flexível, podem ser definidos por modelos analíticos ou numéricos, utilizando-se ferramentas de análise local.

De forma geral, dois tipos de não linearidades podem perturbar o modelo axisimétrico: a perda de contato entre camadas e o comportamento de fitas anti flambagem, que só apresentam rigidez sob tração. Além disso, o comportamento do duto também é alterado caso o espaço anular esteja alagado.

Para lidar com estas não linearidades, a proposta de DE SOUSA *et al.* [11] é que, com base nas condições de contato entre camadas e de carregamento, o estado do duto seja classificado em uma de até 16 configurações (*deformed shapes*). A cada uma destas configurações corresponde um conjunto de coeficientes e as respostas do duto são lineares, enquanto dentro do envelope da configuração. As características de cada configuração são apresentadas na Tabela 2.1.

A configuração em determinado momento depende dos níveis de carregamento (tração e torção), dos níveis de pressão (interna e externa) e do estado de alagamento do espaço anular.

Para definição da configuração correta, são calculadas as pressões de contato e

Tabela 2.1: Configurações e as combinações de contato e tensão. As interfaces entre camadas são: 1) carcaça × barreira de pressão, 2) barreira de pressão × armadura de pressão, 3) armadura de pressão × camada antiatrito (ou armadura de tração interna), 4) armadura de tração interna (ou camada antiatrito) × armadura de tração externa e 5) armadura de tração interna × camada polimérica seguinte. Adaptado de DE SOUSA *et al.* [11].

Config.	Interface					Fita de alta resistência	Anular
	1	2	3	4	5		
1	Contato	Contato	Contato	Contato	Contato	Descarregada	
2	Folga	Contato	Contato	Contato	Contato	Tensionada	
3	Folga	Contato	Contato	Contato	Contato	Descarregada	
4	Folga	Contato	Contato	Folga	Contato	Descarregada	Seco
5	Folga	Contato	Contato	Contato	Folga	Descarregada	
6	Folga	Contato	Folga	Folga	Contato	Tensionada	
7	Contato	Contato	Contato	Contato	Folga	Descarregada	
8	Contato	Contato	Contato	Contato	Contato	Descarregada	
9	Folga	Contato	Contato	Contato	Contato	Tensionada	
10	Folga	Contato	Contato	Contato	Contato	Descarregada	
11	Folga	Contato	Contato	Folga	Contato	Tensionada	Alagado
12	Folga	Contato	Contato	Contato	Folga	Descarregada	
13	Contato	Contato	Contato	Contato	Folga	Descarregada	
14	Contato	Folga	Contato	Folga	Contato	Tensionada	
15	Contato	Folga	Contato	Contato	Folga	Descarregada	
16			Pressão externa				

tensão na fita de reforço à compressão utilizando os coeficientes de cada uma das configurações possíveis. A combinação de condições de contato e tração na fita resultante em cada tentativa é comparada à combinação esperada para a configuração dos coeficientes utilizados. O conjunto de coeficientes que resultar na combinação correta para seu caso, identifica a configuração correta. Os outros coeficientes daquela configuração podem então ser utilizados para a definição das tensões nas armaduras de tração.

No levantamento de coeficientes de uma estrutura, é necessário que os coeficientes de todas as configurações que o duto pode assumir sejam calculados. As condições de carregamento associadas a cada configuração são apresentadas na Tabela 2.2. Os adjetivos “alto”, “moderado” e “baixo” da tração (ou compressão), pressão e torção estão associados à proporcionalidade entre os carregamentos. DE SOUSA *et al.* [11] indicam que valores representativos podem ser o limite do duto para o parâmetro selecionado como “alto”, 50% deste valor como “moderado” e 1% como “baixo”.

A definição dos coeficientes pode ser realizada através de métodos analíticos ou numéricos.

Tabela 2.2: Características do carregamentos associados às configurações. Adaptado de DE SOUSA *et al.* [11].

Config.	Carregamento	Anular
1	Alta tração, baixa pressão interna, alta pressão externa, torção moderada	Seco
2	Baixa tração ou compressão axial, alta pressão interna, baixa pressão externa, baixa torção	
3	Alta tração, alta pressão interna, pressão externa moderada (pressão interna maior que externa), baixa torção	
4	Alta compressão axial, alta pressão interna, baixa pressão externa, baixa torção	
5	Alta tração, alta pressão interna, sem pressão externa, torção moderada	
6	Alta compressão axial, baixa pressão interna, baixa pressão externa, baixa torção	
7	Alta tração, baixa pressão interna, baixa pressão externa, baixa torção	
8	Idem à configuração 1	Alagado
9	Idem à configuração 2	
10	Idem à configuração 3	
11	Idem à configuração 4	
12	Idem à configuração 5	
13	Idem à configuração 7	
14	Alta compressão axial, sem pressão interna, alta pressão externa, baixa torção	
15	Alta tração, sem pressão interna, alta pressão externa, baixa torção	
16	Apenas pressão externa	

2.2.2 Resposta local à flexão

Tratamento da curvatura

Pode-se expressar a curvatura em uma configuração assumida pelo duto como sendo a curvatura em um momento anterior somada de uma variação de curvatura, Eq. (2.3).

Como convenção, o índice $_1$ será utilizado para representar a configuração estática de cada caso de carregamento e o índice $_2$ uma configuração qualquer da série temporal daquele caso.

$$\boldsymbol{\kappa}_2 = \boldsymbol{\kappa}_1 + \Delta\boldsymbol{\kappa} \quad (2.3)$$

onde:

$$\boldsymbol{\kappa}_1 = (\kappa_{y1}, \kappa_{z1})$$

$$\boldsymbol{\kappa}_2 = (\kappa_{y2}, \kappa_{z2})$$

$$\Delta\boldsymbol{\kappa} = (\Delta\kappa_y, \Delta\kappa_z)$$

Tratamento similar pode ser dado à curvatura em relação às componentes relacionadas às fases de atrito e de deslizamento (FYLLING e BECH [13]). A qualquer momento, a curvatura total $\boldsymbol{\kappa}$ pode ser descrita em função das curvaturas $\boldsymbol{\kappa}_f$ e $\boldsymbol{\kappa}_e$, respectivamente a curvatura que ocorre antes e após o escorregamento entre as camadas do duto, Eq. (2.4).

$$\boldsymbol{\kappa} = \boldsymbol{\kappa}_e + \boldsymbol{\kappa}_f \quad (2.4)$$

Sequência da análise local

As tensões em cada passo da série temporal são calculadas como incrementos em relação ao caso estático de referência para aquele caso de carregamento.

Para cada caso de carregamento, a análise parte do cálculo dos parâmetros para a obtenção das tensões:

- a) κ_f — curvatura de atrito interno, Eq. (2.5);
- b) $\boldsymbol{\kappa}_{f1}$ e $\boldsymbol{\kappa}_{e1}$ — parcelas da curvatura estática $\boldsymbol{\kappa}_1$, Eq. (2.6);
- c) $\Delta\boldsymbol{\kappa}$ — variação de curvatura instantânea em relação à curvatura estática ($\boldsymbol{\kappa}_1$)
- d) $\Delta\boldsymbol{\kappa}^*$ — variação de curvatura auxiliar, Eq. 2.7;
- e) p — índice de escorregamento entre camadas, Eq. (2.8).

Os parâmetros κ_f , $\boldsymbol{\kappa}_{f1}$ e $\boldsymbol{\kappa}_{e1}$ estão associados ao caso de carregamento como um todo. $\Delta\boldsymbol{\kappa}$, $\Delta\boldsymbol{\kappa}^*$ e p são calculados para cada passo da série temporal.

O escorregamento entre os arames da armadura avaliada e camadas adjacentes ocorre quando o módulo da curvatura total ultrapassa a curvatura de atrito interno κ_f , Eq. (2.5). Nota-se que κ_f é função das propriedades da estrutura do duto, dos coeficientes de atrito entre camadas e as pressões de contato entre a armadura de tração e as camadas adjacentes, calculadas na análise axissimétrica — Eq. (2.2).

$$\kappa_f = \left| \frac{\pi^2 (\mu_{inf} \cdot P_{ci} + \mu_{sup} \cdot P_{ce})}{4 \cdot E \cdot t_h \cdot \cos^2(\alpha) \sin(\alpha)} \right| \quad (2.5)$$

A partir daí, definem-se as parcelas da curvatura estática do *riser*, κ_1 , utilizando as Eqs. (2.6).

$$\kappa_{f1} = \begin{cases} \kappa_1 & \text{se } |\kappa_1| \leq \kappa_f \\ \frac{\kappa_f}{|\kappa_1|} \kappa_1 & \text{se } |\kappa_1| > \kappa_f \end{cases} \quad (2.6a)$$

$$\kappa_{e1} = \begin{cases} 0 & \text{se } |\kappa_1| \leq \kappa_f \\ \frac{|\kappa_1| - \kappa_f}{|\kappa_1|} \kappa_1 & \text{se } |\kappa_1| > \kappa_f \end{cases} \quad (2.6b)$$

A curvatura a cada passo da série temporal é tratada como uma variação ($\Delta\kappa$) da curvatura estática e utilizada para a definição da curvatura auxiliar $\Delta\kappa^*$, Eq. 2.7, recorrente no modelo.

$$\Delta\kappa^* = \Delta\kappa + \kappa_{f1} \quad (2.7)$$

O último parâmetro é o índice de escorregamento. Calculado em cada passo da série temporal, é dado pela Eq. (2.8). A definição do índice explicita como o critério de escorregamento leva em conta a curvatura de atrito interno, κ_f , e tanto os módulos quanto as direções das curvaturas estática da fase de atrito e dinâmica, representadas por $\Delta\kappa^*$.

$$p = \frac{1}{\kappa_f} |\Delta\kappa + \kappa_{f1}| \quad (2.8)$$

A partir dos parâmetros de curvatura, Eqs. (2.5) a (2.8), e utilizado coeficientes f_1^b a f_7^b , Eqs. (2.17a) a (2.17g), são definidas as tensões máximas causadas pela curvatura do *riser* no eixo Y (de flexão normal, $\sigma_{x2}^{n,y}$; flexão binormal, $\sigma_{x2}^{b,y}$; e atrito, $\sigma_{x2}^{f,y}$) e Z (normal, $\sigma_{x2}^{n,z}$; binormal, $\sigma_{x2}^{b,z}$; e atrito, $\sigma_{x2}^{f,z}$). Estas tensões são definidas nas Eqs. (2.10) a (2.16). A curvatura de atrito interno, Eq. (2.5), pode ser reescrita em função dos coeficientes f_5^b e f_6^b , definindo a Eq. (2.9).

$$\kappa_f = |f_5^b \cdot P_{ci} + f_6^b \cdot P_{ce}| \quad (2.9)$$

$$\sigma_{x2}^{n,y} = \begin{cases} f_2^b \cdot \kappa_{ey1} + f_1^b \cdot \Delta\kappa_y^* & \text{se } p \leq 1, \\ f_2^b \cdot \kappa_{ey1} + \frac{p-1}{p} \cdot f_2^b \cdot \Delta\kappa_y^* + \frac{1}{p} \cdot f_1^b \cdot \Delta\kappa_y^* & \text{se } p > 1. \end{cases} \quad (2.10)$$

$$\sigma_{x2}^{n,z} = \begin{cases} f_2^b \cdot \kappa_{ez1} + f_1^b \cdot \Delta\kappa_z^* & \text{se } p \leq 1, \\ f_2^b \cdot \kappa_{ez1} + \frac{p-1}{p} \cdot f_2^b \cdot \Delta\kappa_z^* + \frac{1}{p} \cdot f_1^b \cdot \Delta\kappa_z^* & \text{se } p > 1. \end{cases} \quad (2.11)$$

$$\sigma_{x2}^{b,y} = \begin{cases} f_4^b \cdot \kappa_{ey1} + f_3^b \cdot \Delta\kappa_y^* & \text{se } p \leq 1, \\ f_4^b \cdot \kappa_{ey1} + \frac{p-1}{p} \cdot f_4^b \cdot \Delta\kappa_y^* + \frac{1}{p} \cdot f_3^b \cdot \Delta\kappa_y^* & \text{se } p > 1. \end{cases} \quad (2.12)$$

$$\sigma_{x2}^{b,z} = \begin{cases} f_4^b \cdot \kappa_{ez1} + f_3^b \cdot \Delta\kappa_z^* & \text{se } p \leq 1, \\ f_4^b \cdot \kappa_{ez1} + \frac{p-1}{p} \cdot f_4^b \cdot \Delta\kappa_z^* + \frac{1}{p} \cdot f_3^b \cdot \Delta\kappa_z^* & \text{se } p > 1. \end{cases} \quad (2.13)$$

$$\sigma_{max}^f = f_7^b \cdot \sum (\mu \cdot P_c) \quad (2.14)$$

$$\sigma_x^{f,y} = \begin{cases} |\sigma_{max}^f| \frac{\kappa_y^*}{\kappa_f} & \text{se } p \leq 1, \\ |\sigma_{max}^f| \frac{\kappa_y^*}{\kappa_f} \cdot \frac{1}{p} & \text{se } p > 1. \end{cases} \quad (2.15)$$

$$\sigma_x^{f,z} = \begin{cases} |\sigma_{max}^f| \frac{\kappa_z^*}{\kappa_f} & \text{se } p \leq 1, \\ |\sigma_{max}^f| \frac{\kappa_z^*}{\kappa_f} \cdot \frac{1}{p} & \text{se } p > 1. \end{cases} \quad (2.16)$$

Os coeficientes utilizados no cálculo das tensões seguem o modelo de DE SOUSA *et al.* [11], com base na premissa que durante a fase de atrito os arames assumem o formato de curva loxodrômica, enquanto na fase de deslizamento estes passam a uma curva geodésica (SÆVIK [14], ESTRIER [15]). Além disso, dependem exclusivamente das propriedades da estrutura do duto e dos coeficientes de atrito assumidos entre as camadas. A variável r , na Eq. (2.17g), representa o raio médio da armadura analisada.

$$f_1^b = \frac{E \cdot t_h}{2} \cdot \cos^4(\alpha) \quad (2.17a)$$

$$f_2^b = \frac{3 \cdot E \cdot t_h}{2} \cdot \cos^2(\alpha) \quad (2.17b)$$

$$f_3^b = \frac{E \cdot w}{2} \cdot \cos(\alpha) \cdot [1 + \sin^2(\alpha)] \quad (2.17c)$$

$$f_4^b = 0 \quad (2.17d)$$

$$f_5^b = \frac{\pi^2 \cdot \mu_{inf}}{4 \cdot E \cdot t_h \cdot \cos^2(\alpha) \cdot \sin(\alpha)} \quad (2.17e)$$

$$f_6^b = \frac{\pi^2 \cdot \mu_{sup}}{4 \cdot E \cdot t_h \cdot \cos^2(\alpha) \cdot \sin(\alpha)} \quad (2.17f)$$

$$f_7^b = \frac{2 \cdot \pi \cdot r^2}{n_w} \cdot \frac{1}{w \cdot t_h} \cdot \frac{1}{\tan(\alpha)} \quad (2.17g)$$

$$(2.17h)$$

2.2.3 Resposta total

Como já citado no item 2.1.4, ao contrário das tensões axissimétricas, as tensões de flexão pura (normal, binormal) e atrito não são constantes ao longo da seção do duto. As tensões normais são máximas no plano de curvatura e nulas no eixo neutro, enquanto o inverso é verdadeiro para as tensões binormais. As tensões de atrito também são máximas no plano de curvatura e nulas no eixo neutro e são trativas na face exterior da curvatura e compressivas no interior. Isto fica claro através das Eqs. (2.18) a (2.20).

Como esperado, as tensões normais e binormais variam ao longo da seção do arame de $-\sigma_x^n(\theta_n)$ a $+\sigma_x^n(\theta_n)$ e de $-\sigma_x^b(\theta_n)$ a $+\sigma_x^b(\theta_n)$, respectivamente.

$$\sigma_x^n(\theta_n) = \sigma_{x2}^{n,y} \cdot \sin(\theta_n) + \sigma_{x2}^{n,z} \cdot \cos(\theta_n) \quad (2.18)$$

$$\sigma_x^b(\theta_n) = \sigma_{x2}^{b,y} \cdot \cos(\theta_n) + \sigma_{x2}^{b,z} \cdot \sin(\theta_n) \quad (2.19)$$

$$\sigma_x^f(\theta_n) = \sigma_x^{f,y} \cdot \sin(\theta_n) + \sigma_x^{f,z} \cdot \cos(\theta_n) \quad (2.20)$$

As Eqs. (2.22), no formato geral $\sigma_x^{tot} = \sigma_x^{ax} + \sigma_x^{b,f} \pm \sigma_x^{b,n} \pm \sigma_x^{b,b}$, são utilizadas para o cálculo da tensão total atuando nos cantos de todos os arames da seção analisada da estrutura. Isto permite o levantamento dos ciclos de tensão nestes pontos e a distribuição do dano em torno da circunferência do duto.

O sistema de coordenadas utilizado para a identificação do ângulo correspondente a cada arame, θ_n , e a numeração dos cantos está mostrado na Figura 2.4.

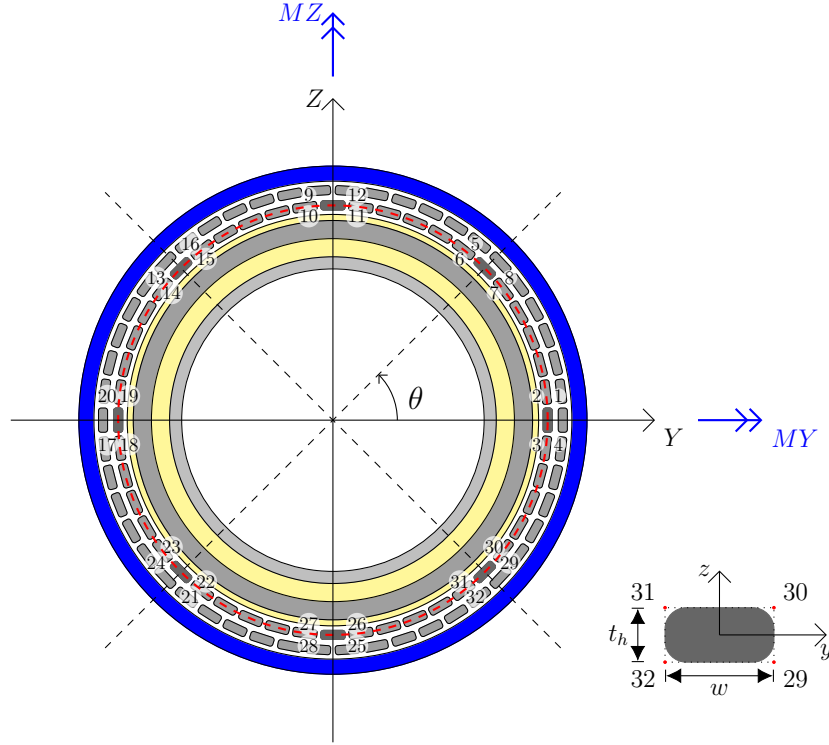


Figura 2.4: Arames na seção transversal do duto.

$$\theta_n = \frac{(n - 1)}{n_w} \cdot 360^\circ \quad (2.21)$$

$$\sigma_x^{tot,I}(\theta_n) = \sigma_x^{ax} + \sigma_x^{b,f}(\theta_n) - \sigma_x^{b,n}(\theta_n) - \sigma_x^{b,b}(\theta_n) \quad (2.22a)$$

$$\sigma_x^{tot,II}(\theta_n) = \sigma_x^{ax} + \sigma_x^{b,f}(\theta_n) + \sigma_x^{b,n}(\theta_n) - \sigma_x^{b,b}(\theta_n) \quad (2.22b)$$

$$\sigma_x^{tot,III}(\theta_n) = \sigma_x^{ax} + \sigma_x^{b,f}(\theta_n) + \sigma_x^{b,n}(\theta_n) + \sigma_x^{b,b}(\theta_n) \quad (2.22c)$$

$$\sigma_x^{tot,IV}(\theta_n) = \sigma_x^{ax} + \sigma_x^{b,f}(\theta_n) - \sigma_x^{b,n}(\theta_n) + \sigma_x^{b,b}(\theta_n) \quad (2.22d)$$

O levantamento destas tensões completa a conversão entre as séries temporais de tração e momentos em tensões efetivas.

A partir deste ponto, as séries temporais de tensão podem ser tratadas como uma análise de fadiga convencional, com destaque para aplicação de concentradores de tensão, uso de múltiplas curvas S-N, correção de tensão média, contagem de ciclos, e acúmulo de dano.

Com a possibilidade de aplicação de concentradores de tensão (SCF) específicos a cada seção analisada, efeitos diversos podem ser tratados, por exemplo na análise de armaduras dentro de conectores (ver CAMPELLO [6]).

Com a curva S-N definida, pode-se fazer a correção da tensão média de forma

convencional, normalmente pelos métodos de Goodman ou Gerber.

A contagem dos ciclos de tensão pode ser realizada pelo método *rainflow* ou por métodos mais simples, principalmente no caso de análises de mar regular, onde a contagem simples de ciclos é suficiente.

Após a contagem dos ciclos, o acúmulo do dano é mera aplicação da regra de Palmgren-Miner associado a um fator de correção, Eq. (2.23), relacionando o período analisado no modelo global (Δt) e os dados do *wave scatter diagram* da onda do caso de carregamento (período, ocorrências anuais).

$$f_d = \frac{T \cdot N}{\Delta t} \quad (2.23)$$

Com a seleção de um número adequado de pontos de análise, é possível a avaliação da vida à fadiga ao longo do duto.

2.3 Curvas S-N

Para a avaliação de fadiga no *riser*, é fundamental a seleção das curvas S-N adequada ao ambiente do anular ao longo da vida em operação.

É requisito da API RP17B[10] que o duto seja capaz de atender a vida de projeto com o anular ao ar, nas condições previstas ao longo do tempo e em cenário acidental (a API RP17J[2] cita anular alagado com água salgada desaerada) — ver item 2.1.5.

Entre as recomendações de BERGE *et al.* [16] para a retirada de amostras para o levantamento de curvas S-N de armaduras de tração, destaca-se a de retirar as amostras para os ensaios não da matéria prima, mas de arames de um duto já fabricado. O intuito é a captura dos efeitos de fabricação (deformação plástica, acabamento superficial) nas curvas de fadiga geradas. Pode-se especular, portanto, que haja variações nas curvas para diferentes dimensões de arames. O sigilo industrial que naturalmente paira sobre o ramo dificulta a verificação desta hipótese com base na revisão bibliográfica.

Um complicador adicional à combinação entre fadiga e corrosão é o efeito da variação do acabamento superficial ao longo do tempo.

Faz parte da teoria básica de fadiga a consideração do estado da superfície metálica inicial, por exemplo na forma de um fator de correção k_a (BUDYNAS e NISBETT [17]). Na prática, a curva S-N de um componente é rebaixada com a piora do acabamento de fabricação (efeito de superfície), sendo maior o impacto na curva para menores tensões (SCHIJVE [18]), como fica claro na Figura 2.5.

O acabamento superficial inicial das armaduras de tração é considerado diretamente na curva S-N ao se utilizarem as recomendações de BERGE *et al.* [16], a variação do estado da superfície (e da curva) ao longo do tempo, porém, não é um

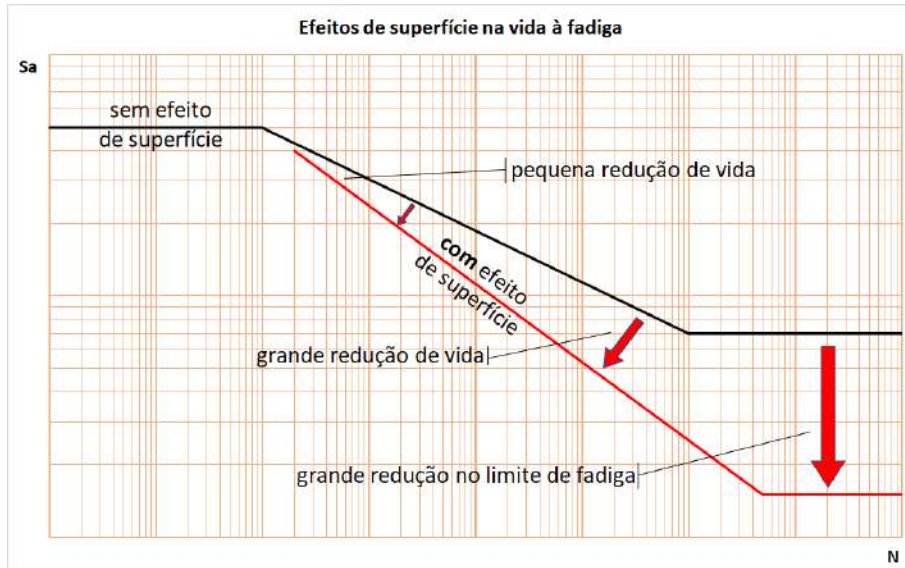


Figura 2.5: Efeitos de superfície na curva S-N. Adaptado de SCHIJVE [18].

aspecto tratado nas metodologias convencionais, nem para flexíveis, nem de forma geral.

Especificamente, o levantamento das curvas de corrosão-fadiga pode não ser capaz de captar este fenômeno devido à escala de tempo acelerada dos ensaios. O tempo do ensaio pode não ser suficiente para a manifestação da degradação superficial que pode ocorrer em campo ao longo dos anos.

Um possível tratamento é o levantamento de curvas para condições superficiais degradadas e sua utilização quando adequado. Idealmente, a seleção das curvas dependeria de correlações adequadas entre rugosidade, tempo e curvas S-N.

São poucos os trabalhos publicados neste sentido, principalmente na área de dutos flexíveis. Destaca-se NEGREIROS [19], que realizou ensaios de fadiga em amostras de arames corroídos. As curvas S-N geradas, quando comparadas às do material novo, deixam claro o efeito deletério da corrosão, como pode ser visto na Figura 2.6.

A definição das curvas é baseada na Eq. (2.24), onde N é o número de ciclos até a falha, $-m$ é a inclinação da curva. O parâmetro $\log A$ é definido como $\log A = \log N$ quando a curva cruza o eixo das abcissas e é obtido no ajuste dos ensaios de levantamento da curva. Na equação, é utilizado $\log \bar{A} = \log A - 2S_d$, correspondente à curva do ensaio rebaixada em dois desvios padrões da dispersão dos pontos do ensaio (S_d) — equivalente a uma curva cuja probabilidade de falha é de 2,3%.

$$N = \Delta S_a^{-m} \cdot 10^{\log \bar{A}} \quad (2.24)$$

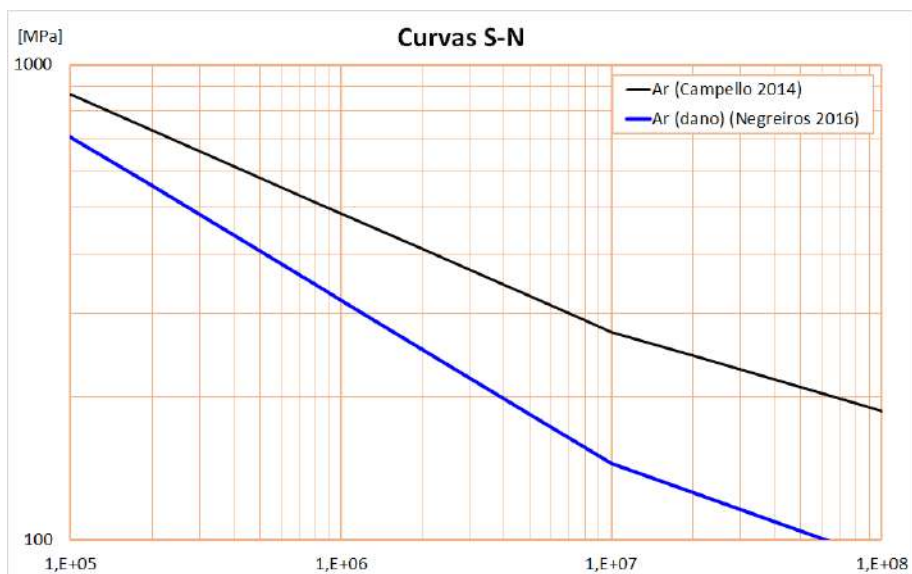


Figura 2.6: Comparação entre curvas S-N de arames de armadura de tração novos ($\sigma_u = 1550 MPa$, $\sigma_y = 1331 MPa$) e corroídos superficialmente ($\sigma_u = 1528 MPa$, $\sigma_y = 1284 MPa$), fadiga ao ar. Baseado nos dados de NEGREIROS [19] e CAMPELLO [6].

Capítulo 3

Corrosão

Neste capítulo é apresentada uma revisão bibliográfica dos conceitos de corrosão. O conteúdo está dividido em duas partes. Na primeira são discutidos alguns conceitos gerais a respeito de corrosão e sua prevenção. A segunda parte, a partir do item 3.2, trata das particularidades da corrosão em relação a dutos flexíveis, os tipos de corrosão esperados e o porquê da discrepância entre os modelos tradicionais de corrosão e os modelos para dutos flexíveis.

3.1 Corrosão geral

A NACE [20] define corrosão (em tradução livre) como a deterioração de um material, normalmente metálico, devido à reação ao seu ambiente.

Dado o enfoque deste trabalho, a revisão dos tópicos bibliográficos de corrosão é limitada aos tópicos associados à corrosão aquosa metálica, com destaque à corrosão marinha.

3.1.1 Corrosão aquosa metálica

A corrosão metálica em ambiente aquoso é um processo eletroquímico que consiste na ocorrência simultânea de uma reação anódica — a oxidação da superfície metálica — e uma reação catódica, a redução de oxigênio — ou hidrogênio no caso de corrosão ácida, por dióxido de carbono (CO_2) ou sulfeto de hidrogênio (H_2S).

Na oxidação na superfície de um metal M , de valência z , há a dissociação de íons M^{z+} no eletrólito¹. Os elétrons liberados tornam-se disponíveis através da superfície metálica para serem consumidos na redução, geralmente de oxigênio, formando íons de hidroxila (OH^-). O processo é ilustrado pela Figura 3.1.

A reação dos íons metálicos (M^{z+}) com a hidroxila (OH^-) levam à formação do produto de corrosão – hidróxido metálico: $M(OH)_z$. Dependendo do metal sendo

¹Substância química com íons diluídos que migram sob efeito de um campo elétrico

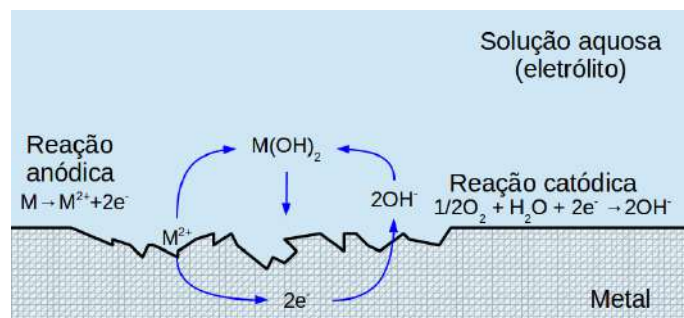


Figura 3.1: Corrosão aquosa. Adaptado de BARDAL [21] e ROBERGE [22].

corroído, reações adicionais podem ocorrer. Zinco em ambiente livre de CO_2 forma $Zn(OH)_2$, mas CO_2 dissolvido no eletrólito leva a reações adicionais e à precipitação de carbonatos de zinco. $Cu(OH)_2$ desidrata para CuO . O próprio ferro, interesse principal deste trabalho, forma $Fe(OH)_2$, que não é estável e continua a reação para $Fe_2O_3 \cdot nH_2O$, $Fe(OH)_3$ ou ainda Fe_3O_4 , conforme a disponibilidade de oxigênio e pH da solução.

É importante notar que, apesar das reações de oxidação e redução ocorrerem em locais distintos, não são reações independentes. As reações só ocorrem de forma simultânea. Enquanto a oxidação da superfície metálica é uma etapa relativamente rápida, a reação catódica depende do fluxo (difusão) do oxigênio ou hidrogênio até a superfície metálica onde ocorrerá a redução devido à disponibilidade de elétrons. Nesta condição, a velocidade da reação e a taxa de corrosão estão sob controle catódico, ou seja, a cinética da reação é limitada pela cinética da reação catódica.

Pode ocorrer também o fenômeno de passivação da superfície metálica, em que o produto de corrosão, sob determinadas condições de composição da liga metálica, do eletrólito, potencial eletroquímico e pH da solução, forma um filme de óxido denso e contínuo, capaz de isolar a superfície metálica do eletrólito. Neste caso, haverá a interrupção da dissociação da superfície metálica em íons no eletrólito, impondo um controle anódico da reação. Outro fenômeno eletroquímico de corrosão aquosa associado é a corrosão galvânica, em que há o contato elétrico entre metais, com potenciais de corrosão diferentes, enquanto estão imersos em um eletrólito. O metal mais nobre – com menor potencial para corrosão – atuará como área adicional para reação catódica, sendo protegido desta e acelerando a corrosão do metal menos nobre. Uma relação muito grande entre as áreas expostas do metal mais nobre e o menos nobre levará a um consumo muito rápido da massa do segundo. Este é o princípio de funcionamento da proteção catódica com anodos de sacrifício.

3.1.2 Ligas ferrosas e O_2

O foco principal do trabalho é justamente a corrosão por oxigênio nas armaduras de tração — tipicamente aço carbono de alta resistência — em regiões danificadas de dutos flexíveis.

As reações de oxirredução de corrosão de ligas ferrosas não inoxidáveis por oxigênio estão listadas a seguir.



A Eq. (3.1) define a reação anódica do Fe e as Eqs. (3.2) e (3.3) definem as reações catódicas do O_2 em ambientes com pH ácido e básico, respectivamente.

O principal produto de corrosão é o hidróxido de ferro (II), $Fe(OH)_2$, que como já citado, não é estável. Este composto reage com o oxigênio presente formando hidróxido de ferro (III), $Fe(OH)_3$, e óxido de ferro (III), Fe_2O_3 .

Dependendo das condições de potencial eletroquímico e pH , o produto de corrosão gerado poderá ainda ser o óxido de ferro (II, III) — Fe_3O_4 — que pode ter efeito passivador.

3.1.3 Corrosão marinha

O processo químico da corrosão de ligas de aço por oxigênio em ambiente marinho é o mesmo da corrosão aquosa básica, visto na seção 3.1.1, mas bastante acelerado pela maior condutividade iônica da água salgada.

Segundo MATSUSHIMA [23], a corrosão do aço em água salgada é controlada localmente pelo suprimento de oxigênio dissolvido disponível junto à superfície do metal — o que é esperado, segundo o visto na seção 3.1.1. Logo, além da concentração de oxigênio na região, também influenciam a taxa de corrosão a movimentação da água, o coeficiente de difusão do oxigênio na água e as características do filme de produto de corrosão na superfície do aço. O filme de produto de corrosão — óxidos, hidróxidos e sulfetos de ferro; depósitos calcários; depósitos de bactérias; acúmulo de vida marinha — pode atuar como uma barreira à chegada de oxigênio à superfície metálica, agindo como uma barreira à difusão do oxigênio. Além de atuar como barreira física, o filme pode abrigar bactérias consumidoras de oxigênio, reduzindo mais a taxa de corrosão, embora possa também permitir a proliferação de bactérias reductoras de sulfato, acelerando a corrosão de forma anaeróbica.

ROBERGE [22] afirma que, na prática, encontra-se pouca variação das taxas de corrosão com relação à localização geográfica, primeiramente porque a concentração dos principais constituintes das águas oceânicas varia muito pouco. Além disso, a concentração de oxigênio junto à superfície do mar normalmente encontra-se próxima à saturação na temperatura da água local, devido ao equilíbrio com a atmosfera (podendo ocorrer alguma supersaturação devido à movimentação das ondas ou vida marinha). Como, ao contrário do coeficiente de difusão, a concentração de saturação de oxigênio é reduzida com a temperatura, há um efeito de compensação entre estes dois fenômenos. Desta forma, a taxa de corrosão é relativamente independente da temperatura da água.

Os dados apontados por MATSUSHIMA [23], CHANDLER [24], ROBERGE [22], entre outros, indicam uma extensa variação nas taxas de corrosão, que em águas calmas (submersas) podem situar-se entre 0,02 e 0,37 mm/ano. É indicada também uma tendência de redução da taxa de corrosão ao longo do tempo, normalmente associada à deposição dos produtos de corrosão e à dificuldade provocada na difusão do oxigênio. Caso haja a remoção do filme, por exemplo devido ao fluxo da água, a taxa de corrosão pode não só se manter ao longo do tempo como há a possibilidade de taxas bastante altas devido a um processo de erosão/corrosão (BARDAL [21]).

3.1.4 Prevenção contra corrosão marinha

A proteção contra corrosão pode ser separada em quatro grandes grupos: aplicação de revestimentos, seleção de material resistente ao ambiente, proteção catódica e condicionamento do ambiente (CHANDLER [24]).

É comum que limitações estruturais e econômicas restrinjam as opções para proteção contra a corrosão marinha para revestimentos e proteção catódica e apenas estes serão discutidos aqui. Embora aplicações específicas permitam a utilização de materiais resistentes à corrosão marinha, o condicionamento do ambiente marinho não é uma opção viável.

Os revestimentos — tintas, camadas metálicas ou plásticas, ceras, graxas, entre outros — seguem o princípio de simplesmente isolar a superfície a ser protegida do ambiente corrosivo, sem qualquer função eletroquímica (CHANDLER [24]).

A capa externa de um duto flexível atende esta função, isolando as armaduras (especificamente, isola o ambiente do anular do duto do ambiente externo).

Já a proteção catódica consiste na aplicação de uma corrente iônica, contínua, através do eletrólito, de um anodo até a superfície a ser protegida contra a corrosão. Esta corrente elimina as diferenças de potenciais originais entre anodos e catodos, protegendo a superfície de interesse e garante que o potencial do anodo seja menor que qualquer ponto da estrutura, tornando-o o ponto preferencial para a reação de

oxidação. O resto da estrutura, como catodo, não sofre corrosão (FITZGERALD [25]).

Sua aplicação pode ser realizada via proteção galvânica, com a utilização de anodos de sacrifício, ou via corrente impressa, utilizando retificadores e anodos de injeção de corrente.

Como o princípio básico da proteção catódica depende da condução de corrente iônica, descontinuidades do eletrólito interrompem a proteção. Regiões sujeitas à cobertura intermitente ou parcial de água salgada não são protegidas adequadamente, se chegarem a receber alguma proteção.

3.1.5 Zonas de corrosão

A cota vertical (altura ou profundidade) da superfície exposta à corrosão tem muito mais influência na taxa de corrosão que a localização geográfica. A literatura (MATSUSHIMA [23], ROBERGE [22]) indica a existência de cinco zonas de corrosão marinha às quais uma estrutura pode estar exposta.

É importante notar a extensão do conceito de corrosão marinha a regiões acima da linha d'água, incluindo regiões submersas intermitentemente e permanentemente emersas, mas expostas à atmosfera marinha. Cada uma destas zonas (Figura 3.2) tem características, taxas de corrosão esperadas e estratégias de combate ao fenômeno diferentes.

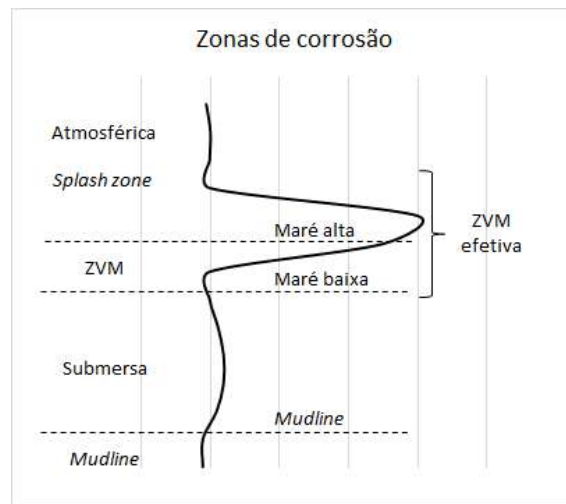


Figura 3.2: Zonas de corrosão marinha. Adaptado de CHANDLER [24].

As zonas de corrosão são definidas a seguir. As taxas de corrosão (R_C) levantadas por MATSUSHIMA [23] são apresentadas como referência para estruturas navais não protegidas.

Zona atmosférica: região acima da formação de filme de água salgada sobre a superfície. A taxa de corrosão, maior que em áreas continentais, é causada

por uma combinação da precipitação de partículas de cloreto sobre a estrutura metálica e umidade atmosférica (ROBERGE [22]). Proteção catódica sem efeito ($R_C = 0,128$ mm/ano).

Splash zone: região constantemente sujeita à formação de filme de água salgada de água salgada criado pelas ondas e grandes concentrações de oxigênio atmosférico. Proteção catódica sem efeito (média: $R_C = 0,272$ mm/ano; máxima: $R_C = 0,363$ mm/ano).

Zona de variação de maré (ZVM): região entre o nível de maré baixa, quando a superfície está sob efeito do filme de água salgada, e a maré alta em que a superfície está completamente emersa. Proteção catódica efetiva apenas durante período submerso. O uso corriqueiro do termo ZVM no *offshore* brasileiro engloba a *splash zone* além da zona de variação de maré propriamente dita. (Ver taxas da *Splash zone*).

Zona Submersa: trecho a partir do qual a estrutura ou elemento está permanentemente submerso. Proteção catódica atuante (média: $R_C = 0,090$ mm/ano; máxima: $R_C = 0,143$ mm/ano).

Zona Enterrada (*seabed-embedded*): trecho da estrutura enterrado no leito marinho. Proteção catódica atuante (não tratado neste trabalho);

3.1.6 Outros tipos de corrosão

Além da corrosão aquosa por oxigênio, são importantes para a avaliação da corrosão em dutos flexíveis os fenômenos de corrosão por CO_2 e por H_2S . O escoamento de fluidos contendo frações destes gases no duto pode levar à sua permeação e acúmulo no espaço anular. Havendo a presença de água — alagamento do espaço anular, permeação e condensação de vapor d'água — poderá ser criado um ambiente bastante corrosivo ao redor das armaduras metálicas do duto.

A prática, porém, mostra que as características construtivas dos dutos flexíveis resultam em taxas de corrosão extremamente reduzidas — pelo menos para os casos em que a capa externa do duto está íntegra. Taxa inclusive várias ordens de grandeza menores que as esperadas inicialmente para estas condições, conforme os modelos tradicionais de corrosão por CO_2 . Isto é discutido no item 3.2.2.

Princípios da corrosão por CO_2

Grande preocupação em ambientes de produção e processamento de petróleo, as concentrações de dióxido de carbono (CO_2) às quais vasos e tubulações estão expostas comumente levam a um ambiente propício a altas taxas de corrosão para o aço carbono e outras ligas ferrosas não adequadas ao trabalho ácido.

Enquanto em situações sem CO_2 as taxas de corrosão para aço carbono em solução aquosa são relativamente baixas para uma faixa de pH pouco ácida ($4 \leq pH \leq 6$), a introdução do CO_2 nestas condições causa taxas preocupantes. A formação do ácido carbônico, um ácido fraco – ácido em que não ocorre a dissociação iônica completa – causa taxas de corrosão ainda maiores que uma solução de um ácido forte no mesmo pH . Estas altas taxas são causadas pela fácil dissociação do H_2CO_3 , liberando facilmente íons H^+ , segundo a Eq. (3.4). Em ambientes com pH maior que 6, a dissociação completa do ácido carbônico passa a contribuir também de forma significativa em relação à dissolução parcial, conforme a Eq. (3.5).



Neste caso, ao contrário da corrosão por oxigênio, a reação catódica é a indicada pela Eq. (3.6).



A reação anódica continua sendo a da Eq. (3.1). A reação completa, que tem o carbonato de ferro ($FeCO_3$) como principal produto de corrosão, está descrita na Eq. (3.7).



Segundo NEŠIĆ [26], os principais parâmetros que influenciam a taxa de corrosão por dióxido de carbono são:

- pH : é o parâmetro mais influente na taxa de corrosão por agentes ácidos e isso não é exceção para a corrosão por CO_2 , como pode ser visto na Figura 3.3. A variação com o pH é ainda mais evidente em temperaturas mais altas.
- Pressão parcial de CO_2 : O aumento da pressão parcial de CO_2 causa o aumento da taxa de corrosão mesmo que os outros parâmetros sejam mantidos constantes, especialmente o pH – há naturalmente uma tendência de redução

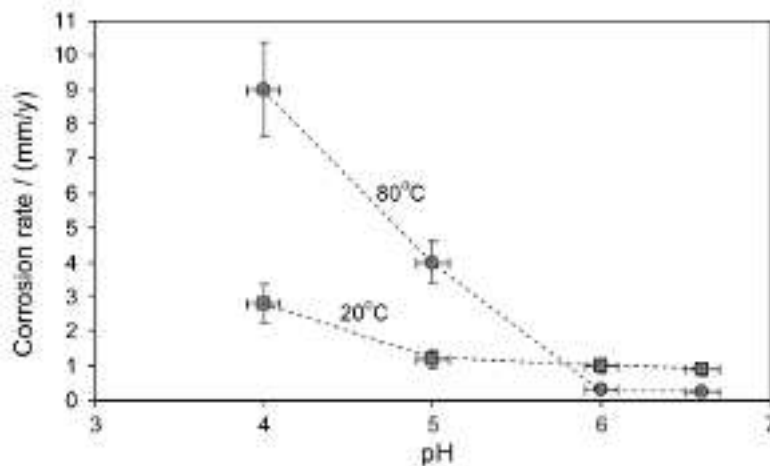


Figura 3.3: Efeito do pH e temperatura na taxa de corrosão. Reproduzido de NEŠIĆ [26]. Copyright ©2011 John Wiley & Sons, Inc. Utilizado com autorização.

do pH com o aumento da pressão parcial de CO_2 . A Figura 3.4 ilustra este efeito.

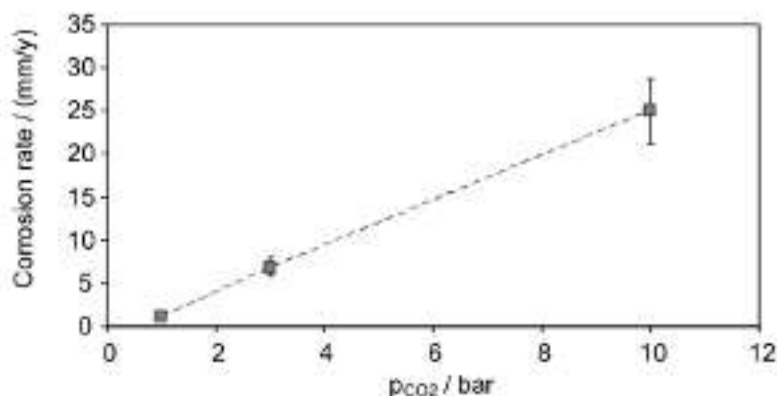


Figura 3.4: Efeito da pressão parcial de CO_2 na taxa de corrosão. Reproduzido de NEŠIĆ [26]. Copyright ©2011 John Wiley & Sons, Inc. Utilizado com autorização.

- Temperatura: Como esperado, o aumento da temperatura tende a acelerar todos os efeitos associados à corrosão.
- H_2S : A presença de H_2S em pequenas quantidades causa a precipitação de um filme de sulfeto de ferro – $FeS_{(x)}$ – que atua como uma barreira à difusão de todas as espécies químicas envolvidas no processo de corrosão, podendo ajudar a reduzir as taxas de corrosão.

Existem vários modelos para a taxa de corrosão por dióxido de carbono. Modelos mais precisos levam em conta o pH da fase líquida, uso de inibidores e outros

parâmetros, como o definido na NORSOK M-506.

Princípios da corrosão por H_2S

O sulfeto de hidrogênio, que também é um gás comum na indústria do petróleo, tem um mecanismo de atuação semelhante ao do dióxido de carbono – corrosão ácida em uma solução de um ácido fraco, com liberação de hidrogênio, mas exibe taxas de corrosão bem menores que o CO_2 . A grande preocupação para integridade das instalações está na possibilidade de trincamento induzido por hidrogênio (HIC — *Hydrogen-Induced Cracking*) e fratura sob tensão por sulfeto (SSC — *Sulfide Stress Cracking*).

Como no caso do CO_2 , a corrosão por H_2S envolve a dissociação parcial do ácido sulfídrico (H_2S diluído na fase aquosa), levando à mesma reação catódica daquele caso, vista na Eq. (3.6) (BARDAL [21]). A reação anódica também se mantém a mesma da Eq. (3.1).

A dissociação do ácido sulfídrico é dada pela Eq. (3.8).



A deposição de sulfeto de ferro (FeS) normalmente cria um filme protetor sobre a superfície metálica, limitando os efeitos de difusão e criando uma proteção contra a corrosão. Danos locais neste filme podem levar à pontos de corrosão localizada (FERGESTAD e LØTVEIT [4]).

HIC e SSC

Aços expostos a ambientes aquosos com presença de H_2S podem ser susceptíveis aos fenômenos de HIC, trincamento induzido por hidrogênio, ou SSC, fratura sob tensão por sulfeto.

O trincamento induzido por hidrogênio é uma categoria de fraturas que, além do HIC propriamente dito, engloba também o empolamento induzido por hidrogênio (*hydrogen blistering*) e o trincamento induzido por hidrogênio guiado por tensão (SOHIC — *Stress-Oriented Hydrogen-Induced Cracking*). Quando ocorre a conexão de trincas formadas por HIC em diferentes planos, formando degraus, o fenômeno também é conhecido por SWC — *Stepwise Cracking*. Estes fenômenos são mostrados na Figura 3.5.

Para a ocorrência do HIC é necessária a produção de átomos de hidrogênio (H^0) junto à superfície do metal. Normalmente, os átomos de hidrogênio combinam-se formando moléculas de hidrogênio gasoso (H_2), mas esta reação é envenenada na presença de sulfeto (S^{2-}) ou cianeto (CN^-), permitindo a difusão do hidrogênio atômico no metal.

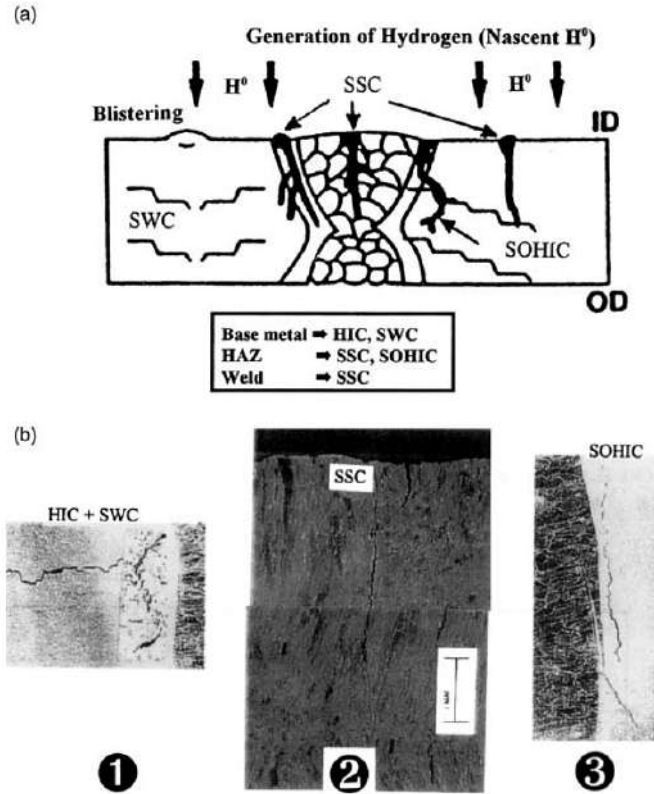
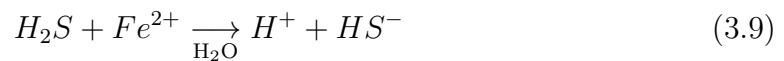


Figura 3.5: (a) HIC/SSC/SWC/SOHIC e (b) metalografia de regiões de solda mostrando: (1) SWC no metal base, (2) SSC na solda e (3) SOHIC e SSC na zona termicamente afetada. Reproduzido de ELBOUJDAINI [27]. Copyright ©2011 John Wiley & Sons, Inc. Utilizado com autorização.



O hidrogênio difundido pode acumular-se em vazios junto a inclusões ou outros locais favoráveis da microestrutura e recombinar-se, de forma irreversível, em hidrogênio molecular. O aumento de volume tensiona localmente a estrutura, iniciando e propagando a trinca. Ligas de menor resistência normalmente são mais propensas à formação do empolamento, que ocorre próximo à superfície. Em estruturas sob tensão, as micro trincas podem interagir, conectando-se e levando ao fenômeno de SOHIC (ELBOUJDAINI [27]).

A fratura sob tensão por sulfeto (SSC) é uma forma de fragilização por hidrogênio que ocorre em aços de alta resistência ou em regiões de alta dureza, como em cordões de solda (e as zonas termicamente afetadas associadas a estes) em materiais propensos. Em regiões que apresentam estas características, grandes quantidades de hidrogênio atômico dissolvido na latência metálica e tensão – residual ou aplicada, existe grande probabilidade de iniciação e propagação de trinca.

Basicamente, o fenômeno depende da quantidade de hidrogênio atômico dissolvido na latência metálica, temperatura (normalmente as falhas ocorrem abaixo de

90° C), composição, microestrutura, limite de escoamento e estado de tensões (residuais e aplicadas).

Além disso, outros fenômenos associados são conhecidos genericamente como fragilidade por hidrogênio, como: i) redução geral na ductilidade do material, causada por grandes quantidades de hidrogênio atômico absorvido na estrutura metálica; ii) empolamentos internos, formados pelo acúmulo de grandes quantidades de H_2 em áreas localizadas; e iii) possibilidade de interações do hidrogênio com aspectos microestruturais da liga metálica levarem a fraturas em tensões muito abaixo da tensão de escoamento.

A seleção da liga adequada (incluindo aí o tratamento térmico) para o ambiente corrosivo é fundamental para que sejam evitadas as ocorrências de HIC e SSC.

3.2 Corrosão em dutos flexíveis

A estrutura multicamadas dos dutos flexíveis, em que as armaduras metálicas estão confinadas em um espaço restrito — o espaço anular — leva a um comportamento bastante específico do ponto de vista de corrosão. As características do ambiente do anular e seus efeitos para a corrosão, principalmente das armaduras de tração são detalhados a seguir.

3.2.1 Formação do ambiente do espaço anular

Conforme FERGESTAD e LØTVEIT [4], antes do início da operação do duto, assumindo a capa externa como íntegra, o espaço livre no anular é ocupado basicamente por ar, com a pressão próxima à atmosférica e provavelmente baixa concentração de oxigênio, consumido por processos normais de oxidação. A partir do início da operação, a composição química do fluido no espaço anular passa a ser alterada devido à permeação do fluido escoado através do duto.

A barreira de pressão, apesar de estanque, é permeável a pequenas moléculas contidas no fluido escoado, principalmente vapor d'água (H_2O), dióxido de carbono (CO_2), metano (CH_4), etano (C_2H_6) e sulfeto de hidrogênio (H_2S). As taxas de permeação dependem da fugacidade (ou simplesmente a pressão parcial de cada composto), a temperatura no interior do duto, e da composição e espessura da barreira de pressão — mais especificamente, dependem das constantes de difusão e solubilidade de cada um destes compostos no polímero da barreira nas condições de pressão e temperatura ao longo do duto.

A composição efetiva do ambiente no espaço anular também dependerá da permeação através da capa externa que, da mesma forma que a barreira de pressão, permite a passagem das moléculas do espaço anular para o exterior do duto. Nor-

malmente, a permeação através da capa externa ocorre em taxas muito menores que as registradas na barreira de pressão, principalmente devido às baixas pressões parciais envolvidas e menores temperaturas. Espera-se que as válvulas de alívio nos conectores não permitam grandes diferenciais de pressão (positiva) entre o espaço anular e o ambiente externo.

Com a pressurização do espaço anular, a pressão externa no local onde ocorre o alívio de pressão do anular, via válvulas de alívio, indicará quão rápido o fluxo de gases entrará em regime permanente e em que pressão ocorrerá a estabilização. Um tramo² *riser*, em que o alívio de pressão ocorra para a atmosfera, chegará ao regime permanente mais rápido e terá uma pressão menor no espaço anular — pressões parciais menores dos gases corrosivos (H_2S , CO_2). Um tramo *flowline*, que faz o alívio na pressão hidrostática local mais o diferencial da válvula de alívio, precisará de mais tempo para chegar ao regime permanente, que ocorrerá a uma pressão total consideravelmente maior e com pressões parciais dos gases corrosivos consequentemente maiores.

Além da fase gasosa, vapor d'água permeado pode naturalmente condensar nas condições de operação ou em paradas operacionais em que haja a redução da temperatura do fluido interno do duto. Nestes casos, a formação de uma fase líquida em pontos baixos do duto, pode inclusive criar selos no anular, dificultando a movimentação dos fluidos e criando regiões mais propícias à corrosão.

3.2.2 Confinamento

Segundo RUBIN *et al.* [28], o cenário de corrosão no anular de dutos flexíveis contrasta com o visto na maioria das aplicações e os modelos tradicionais não se ajustam aos resultados obtidos em campo e em testes.

A característica principal que torna o ambiente do anular tão discrepante é o fato de ser um espaço fechado, estagnado e com uma relação entre o volume disponível para o eletrólito muito reduzida em relação à área metálica exposta. ROPITAL *et al.* [29] definem esta relação V/S , em ml/cm^2 como confinamento.

Valores para o confinamento no espaço anular de dutos flexíveis estão na faixa de 0,005 a 0,1 ml/cm^2 (RUBIN *et al.* [28]).

Em condições normais de operação, o oxigênio introduzido pelo processo de fabricação neste volume restrito já foi há muito consumido. Em dutos com a capa externa íntegra, a renovação de espécies corrosivas só pode ocorrer via permeação no sentido do interior do duto para o espaço anular (ver seção 3.2.1). Os compostos corrosivos que costumam merecer atenção neste sentido são o CO_2 e o H_2S , sendo o primeiro o grande foco das análises de corrosão.

²Trecho de duto flexível delimitado por dois conectores.

Segundo ROPITAL *et al.* [29], quando comparado com as previsões dos modelos típicos de corrosão por CO_2 , como o da NORSOK M506, as taxas de corrosão encontradas nas armaduras metálicas de dutos são expressivamente menores que o esperado. Além disso, baterias de testes evidenciam uma forte correlação entre as taxas de corrosão e o confinamento, com queda da taxa ao longo do tempo.

Os principais fatores que levam a este comportamento são a rápida supersaturação de íons Fe^{2+} , que causam o aumento do pH no eletrólito – algo que não é previsto em modelos mais genéricos de corrosão – e a precipitação dos produtos de corrosão, formando um filme protetor sobre as superfícies metálicas (RUBIN *et al.* [28], ERIKSEN e ENGELBRETH [30]).

Com base nos materiais de testes disponíveis em domínio público e em testes próprios, CLEMENTS [31] propôs a uma correlação entre taxa de corrosão por CO_2 e confinamento, concluindo que, no caso de dutos flexíveis, as taxas poderiam ser aproximadas por $0,015\text{ mm/ano}$ no início da operação, caindo nos meses seguintes para valores próximos $0,15\ \mu\text{m/ano}$. Segundo ERIKSEN e ENGELBRETH [30], porém, esta correlação deve ser utilizada com cuidado já que não é claro qual a influência da concentração de H_2S nas taxas de corrosão e, inclusive, existem relatos de testes com taxas de corrosão consideravelmente maiores que as indicadas na correlação de CLEMENTS [31] — embora ainda muito abaixo do previsto pelo modelo da NORSOK.

3.2.3 Capa externa danificada

Uma ruptura de capa externa expõe o espaço anular ao ambiente externo, disponibilizando uma fonte de oxigênio para corrosão das armaduras enquanto algum tipo de reparo de capa não for realizado. No caso de dano submerso, leva também ao seu alagamento com água salgada, alterando completamente o ambiente onde estão imersas as armaduras do duto.

Ao contrário do fenômeno de corrosão por CO_2 no ambiente confinado do espaço anular, a disponibilidade de trabalhos publicados focando especificamente a corrosão marinha (por O_2) na região danificada é bastante limitada.

Conforme visto nas seções 3.1.1 e 3.1.3, a concentração de O_2 disponível na superfície metálica é a principal influência na taxa de corrosão marinha. No caso de alagamento do anular por água salgada, mas sem renovação (dano na capa reparado), a corrosão causada por esta batelada única, sem renovação de O_2 no eletrólito, pode ser desprezada.

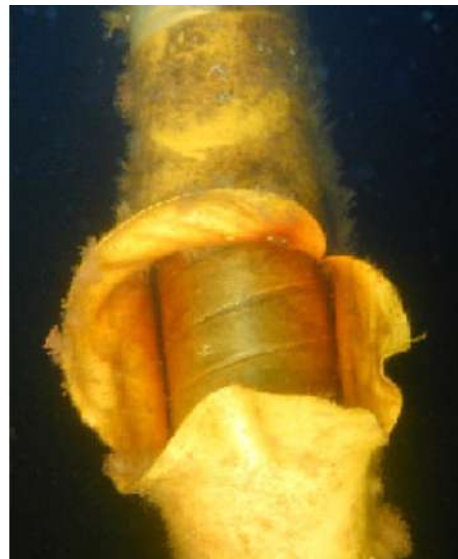
O dano na capa externa, mesmo que não submerso, favorece a formação de uma fase aquosa necessária ao início de corrosão por CO_2 (FERGESTAD e LØTVEIT [4]), inclusive sendo possível a interação entre a corrosão por CO_2 e por O_2 . Porém,

FESTY *et al.* [32] demonstraram em bancada que o efeito da proteção catódica atuando nas armaduras expostas consome praticamente todo o O_2 a uma distância da ordem de milímetros da borda do dano. Não se espera, então, interação entre os tipos de corrosão. Além disso, os resultados da medição de pH durante os ensaios apresentam indícios que o efeito do confinamento é restabelecido pouco além do limite da região danificada, sobrepondo-se com a região onde a proteção catódica ainda está atuante, embora este não fosse o foco da experiência.

Quanto maior a região danificada da capa externa, maior a área de armaduras expostas e maior a probabilidade de imersão contínua ou recorrente em água salgada aerada, embora a distribuição de camadas da estrutura do duto flexível possa promover alguma proteção parcial, dependendo do número e do tipo de camadas entre a última armadura de tração e a capa externa. Um tipo de dano particularmente preocupante neste caso é a ruptura da capa por acúmulo de pressão no espaço anular do duto, que leva a uma grande deformação da capa e área exposta comparada a danos na capa causados por impactos ou interação com superfícies cortantes (ERIKSEN e ENGELBRETH [30]). Este tipo de dano pode ser visto nas Figuras 3.6a e 3.6b.



(a) Reproduzido de MUREN *et al.* [33].
Copyright ©2013 4Subsea AS.



(b) Reproduzido de MUREN [8].

Figura 3.6: Ruptura de capa por sobrepressão no espaço anular. Imagens reproduzidas com autorização da *Petroleum Safety Authority Norway*.

Um agravante adicional deste tipo de dano é a dificuldade no reparo da capa externa. Enquanto pequenos danos ou cortes podem ser tratados, inclusive em condições *diver-less*, por braçadeiras (como a mostrada na Figura 3.7), a deformação da capa externa rompida por pressão dificilmente viabilizaria o uso deste tipo de dispositivo, sendo necessário o uso de trabalho manual para o corte do trecho defor-

mado e reparo — se o local do dano o permitir. Alguns procedimentos e exemplos comerciais de braçadeiras são apresentados em FERGESTAD e LØTVEIT [4].



Figura 3.7: Reparo de capa com ROV. Reproduzido de MUREN [8], com autorização da *Petroleum Safety Authority Norway*.

O local do dano, a configuração do duto e o regime de permeação de gases, determinarão o nível da interface gás líquido no anular de *risers* e a distribuição entre água salgada e bolsões de gás ao longo do espaço anular tanto de *risers* quanto de *flowlines*. A Figura 3.8 ilustra algumas combinações possíveis entre local da ruptura e pressão no anular de um *riser*. O nível de líquido no espaço anular pode não estabilizar na cota do dano e isto deve ser considerado, tanto do ponto de vista de taxas de corrosão, quanto do alcance da proteção catódica.

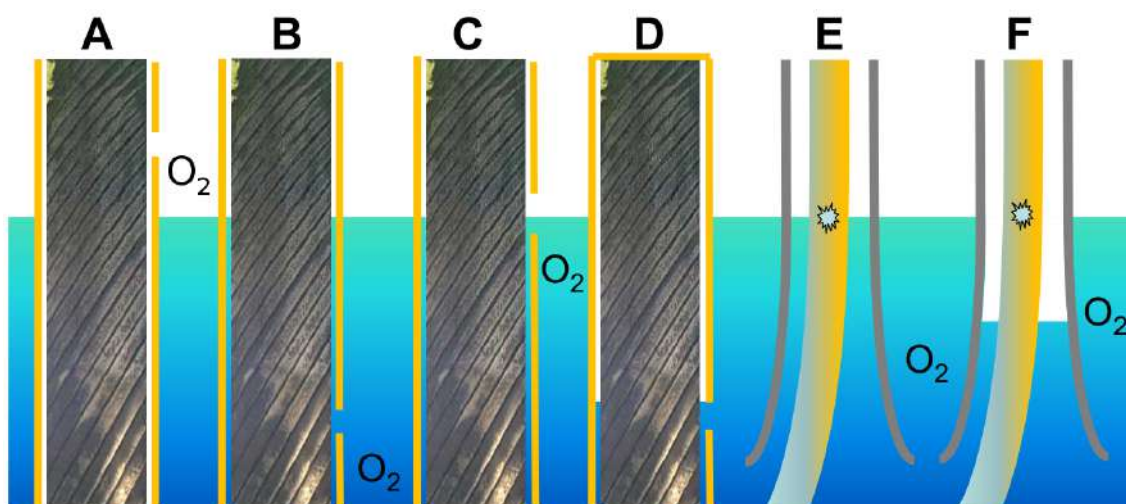


Figura 3.8: Possíveis locais de ruptura da capa externa: A) emerso; B) submerso, anular sem pressão; C) na linha d'água (ZVM); D) submerso, anular pressurizado; E) em *I-Tube* ou *J-Tube*; F) em *I-Tube* ou *J-Tube* pressurizado. Modificado de MUREN *et al.* [33]. Copyright ©2013 4Subsea AS. Com autorização da *Petroleum Safety Authority Norway*.

Pontos altos em *risers* que não estejam em catenária simples ou em *flowlines* podem armazenar bolsões de gás pressurizados pela coluna hidrostática acumulada

até o dano (FERGESTAD e LØTVEIT [4], MUREN *et al.* [33]). O efeito da configuração do *riser* na distribuição de bolsões de gás é ilustrado pela figura 3.9 — a geometria do duto assentado no leito marinho tem efeito semelhante na formação de bolsões em *flowlines*.

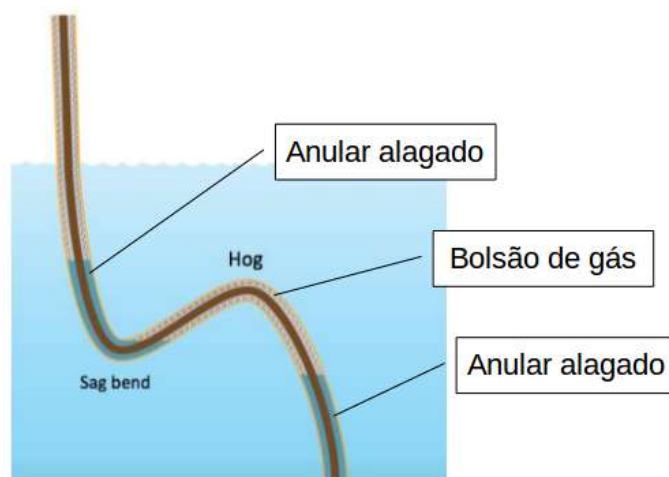


Figura 3.9: Formação de bolsões de gás no espaço anular. Modificado de MUREN *et al.* [33]. Copyright ©2013 4Subsea AS. Com autorização da *Petroleum Safety Authority Norway*.

Alterações de temperatura no duto podem causar variações consideráveis de volume destes bolsões de gás, criando um efeito de bombeamento, aspirando água do mar para o anular através do dano no resfriamento do duto e expulsando água do anular no aquecimento (FERGESTAD e LØTVEIT [4]). Outros fenômenos também podem gerar movimentação de água no anular do duto flexível, como a variação de calado da plataforma ou casos em que ocorram mais de um dano no mesmo *riser*, em cotas diferentes permitindo o fluxo de um para o outro. Este efeito de bombeamento não foi levado em consideração na avaliação do alcance da proteção catódica feita por FESTY *et al.* [32] e, segundo ERIKSEN e ENGELBRETH [30], pode levar O_2 diluído a regiões não garantidas pela proteção catódica.

Caso o dano ocorra em local que não seja permanentemente submerso – ZVM, *splash zone* ou região atmosférica – haverá acesso do ar diretamente à armadura de tração.

No caso da ZVM e *splash zone*, as áreas à mostra estarão expostas alternadamente ao ar e à água do mar saturada com oxigênio. Nos períodos submersos a existência de proteção catódica atuará normalmente nas armaduras. Já em danos acima da *splash zone*, o anular será exposto ao ar, provavelmente saturado com água. Dependendo do local e geometria do dano, chuva e névoa salina também podem penetrar no dano (FERGESTAD e LØTVEIT [4]).

Segundo ERIKSEN e ENGELBRETH [30], os dados disponíveis são insuficientes para concluir o porquê de alguns casos serem muito mais agressivos que outros,

mas supõe-se que sejam fatores importantes: tipo, tamanho e local do dano, características da estrutura do duto flexível e o fluido escoado.

Capítulo 4

Metodologia de cálculo de fadiga com concentradores de tensão variáveis

Este capítulo apresenta uma proposta de metodologia de cálculo de fadiga em uma seção de *riser* flexível sob o efeito da corrosão nas armaduras de tração.

A metodologia apresentada no Capítulo 2 (item 2.2), foi modificada para:

- i) aplicação de concentradores de tensão variáveis ao longo do tempo associados com a redução de seção resistente nos arames por corrosão uniforme;
- ii) seleção de curvas S-N adequadas à degradação do estado superficial causado pela corrosão.

O processo é ilustrado pela Figura 4.1 e consiste na sequência a seguir.

Análise de corrosão: etapa onde a vida sob corrosão do duto é discretizada e os parâmetros que modificarão a análise de fadiga são determinados:

- a) intervalos de corrosão;
- b) fator de concentração de tensão (SCF_{C,A_i}) de cada intervalo e
- c) seleção das curvas S-N ao longo do tempo.

Transposição dos dados: exatamente o mesmo processo visto capítulo 2.

Análise local básica: de forma a otimizar o modelo, uma etapa intermediária de análise local gera dados comuns às análises seguintes.

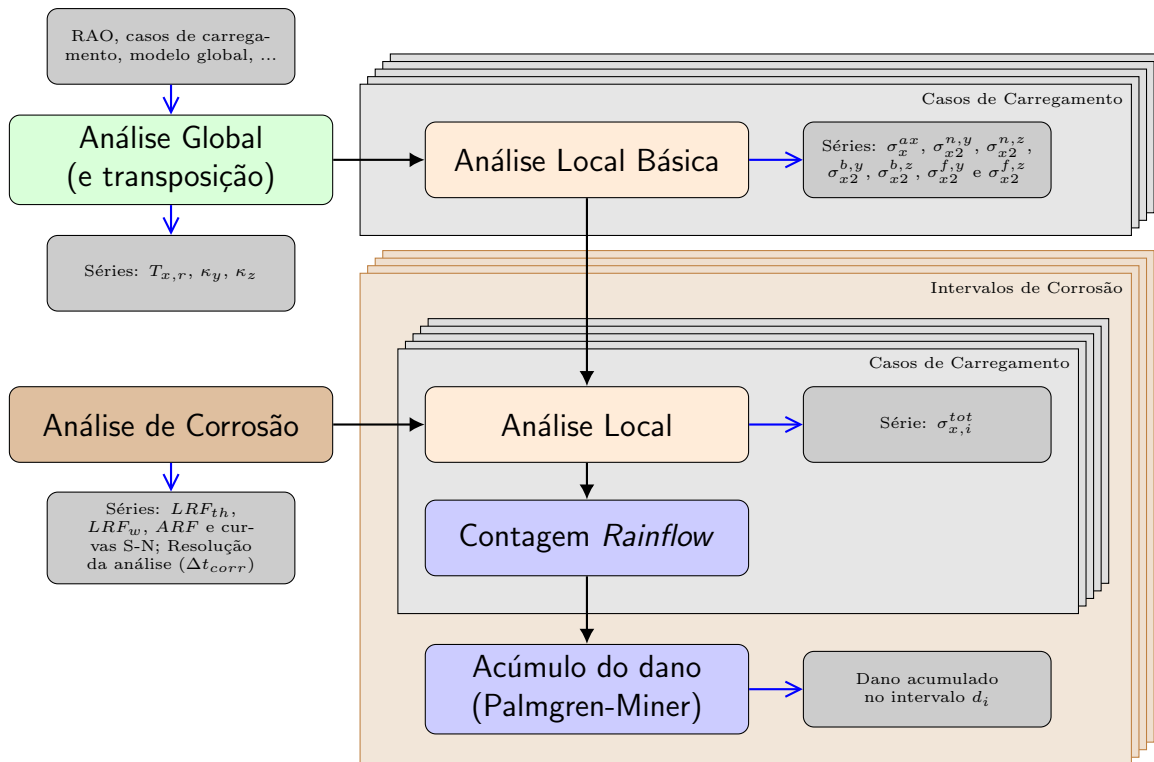


Figura 4.1: Fluxograma de análise de fadiga sob efeito de redução de seção resistente.

Análise de fadiga: a análise é realizada para cada intervalo de corrosão definido com aplicação das correções definidas na análise de corrosão.

4.1 Premissas para desenvolvimento da metodologia

A metodologia proposta neste trabalho parte de algumas premissas básicas:

- i) o trecho de duto com redução de seção resistente é curto, não alterando o comportamento global do *riser*;
- ii) a redução de dimensões nos arames foi considerada uniforme;
- iii) não há desbalanceamento nas tensões ao longo da seção;
- iv) não há transferência do carregamento entre cada armadura de tração.

A premissa i) associa a corrosão a um efeito local, sem propagação dos efeitos estruturais para o comportamento global do duto, especialmente quanto à alteração de rigidez.

Uma redução considerável nas dimensões das armaduras ao longo do duto efetivamente reduziria a rigidez axial e, principalmente na fase pré-escorregamento, a rigidez à flexão. Porém, no caso de uma seção curta, mesmo uma alteração significativa teria um impacto localizado. Além disso, com os efeitos combinados de concentração de tensão e utilização de curvas S-N mais agressivas para trechos corroídos, espera-se um dano a fadiga crítico antes de alterações significativas na rigidez.

Esta premissa permite a utilização integral dos resultados da análise global original do sistema, embora seja necessária o reprocessamento das séries temporais já obtidas.

Conforme a premissa ii), para a criação do modelo de redução de seção resistente e concentração de tensão, assumiu-se que a redução das dimensões ocorrerá de forma uniforme em todo o perfil da seção do arame, sendo desconsiderada a concentração de tensão por entalhe gerada por alvéolos de corrosão.

A premissa iii) está associada à implementação do modelo de análise local utilizada, que considera as condições simples de tensões axissimétricas e de flexão. Da forma como foi elaborado, o modelo não é adequado para a consideração de desbalanceamentos ou concentrações de tensões diferenciadas ao longo da seção analisada.

Desbalanceamentos podem ser causados por arames rompidos, pela proximidade com a ancoragem dos arames em conectores ou diferentes taxas ou estados de corrosão ao longo da seção. A capacidade de processar estas condições podem ser incorporadas à metodologia, bastando a definição dos modelos adequados para cada tipo de desbalanceamento. Existem referências para modelos locais considerando arames rompidos (e.g. DE SOUSA *et al.* [34]) e a consideração de corrosão diferenciada ao longo da seção é um refinamento do modelo aqui apresentado.

Finalmente, a premissa iv), ao assumir que o comportamento normal para um duto íntegro, em que não há transferência de carga entre as armaduras de tração não se altera, permite que a análise seja realizada apenas na armadura mais solicitada (normalmente a interna). Com base no comportamento de dutos com ruptura de arames (DE SOUSA *et al.* [35]), não há motivo para supor que este não seja o caso em relação a armaduras corroídas.

4.2 Análise de Corrosão

O primeiro passo adicional em relação à análise convencional de fadiga de um *riser* flexível é a análise de corrosão da seção do duto.

Os produtos desta etapa são a discretização do tempo total de análise e os parâmetros de correção para a análise de fadiga em cada intervalo discreto: o fator de concentração de tensões e da curva S-N selecionada.

A discretização do tempo total de análise, t_T , é realizada em relação à duração

de um intervalo de tempo arbitrado, Δt_C , sendo definidos n_C intervalos de corrosão, Eq. (4.1).

Uma escolha balanceada¹ de Δt_C é importante para o equilíbrio entre esforço computacional e conservadorismo: a concentração de tensão causada pela corrosão é calculada ao fim de cada intervalo (em $t_{C_i} = \Delta t_C \cdot i$) e aplicada da mesma forma a toda sua duração.

$$n_C = \frac{t_T}{\Delta t_C} \quad (4.1)$$

O cálculo dos fatores de redução — ou seja, a concentração de tensão — é realizada diretamente com base em taxas de corrosão equivalentes. A formulação é apresentada no item 4.2.1

O fator de concentração de tensões por corrosão e a seleção das curvas S-N são detalhados em seguida, nos itens 4.2.1 e 4.2.3, respectivamente.

4.2.1 Corrosão e redução de seção resistente

Os arames da armadura de tração de *risers* flexíveis, embora normalmente tratados como tendo o perfil retangular, têm bordas arredondadas, resultantes do processo de fabricação utilizado (Figura 4.2). Considera-se então a existência de um fator de forma do perfil, F_p , para correção da área efetiva, em comparação à multiplicação simples das dimensões básicas da seção (th e w).

$$A = w \cdot th \cdot F_p \quad (4.2)$$

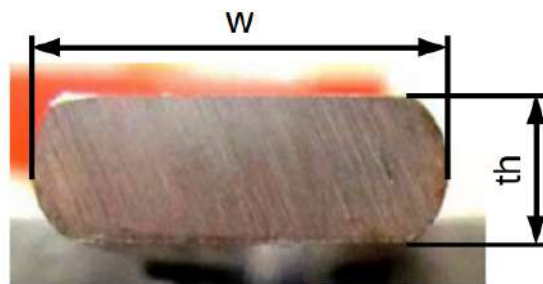


Figura 4.2: Seção transversal do arame. Modificado de CAMPOLLO [6].

Os dados nominais de dois fabricantes, que tem presença significativa na Baía de Campos, mostram fatores entre 0,90 e 0,98. Alguns perfis comuns podem ser observados na Tabela 4.1.

¹Análises de sensibilidade mostraram que um intervalo adequado para Δt_C está entre 0,3 e 1 ano.

Tabela 4.1: Exemplos de dimensões de arames utilizados em armaduras de tração.

th (mm)	w (mm)	$th \times w$ (mm^2)	Área real (mm^2)	F_p
5,0	2,0	10,0	9,36	0,936
8,0	2,5	20,0	18,87	0,944
12,0	6,0	72,0	66,94	0,930

Para avaliação dos efeitos da redução da seção resistente dos arames da armadura de tração de um *riser* danificado², foi criado um modelo de corrosão uniforme com base em algumas premissas e simplificações que permitem a realização dos cálculos.

Uma simplificação importante do modelo é que não haverá alteração significativa no fator de forma do perfil com a redução das dimensões. O fator será tratado nas equações como uma constante definida pela Eq. (4.3).

$$F_p = \left(\frac{A_0}{th_0 \cdot w_0} \right) = cte. \quad (4.3)$$

É prevista a perda de material por corrosão uniforme nas quatro faces do perfil metálico e, inicialmente, assumida a possibilidade de ocorram taxas médias de corrosão diferentes em cada face.

Assumindo que todas as faces da seção estejam expostas ao ambiente marinho e, partindo do princípio que as taxas de corrosão são dependentes do aporte de oxigênio até a superfície sendo corroída (ver seções 3.1.1 e 3.1.3), são esperadas taxas médias diferentes entre as faces externa — em contato direto com a água salgada ou a atmosfera marinha, laterais — semelhante à anterior, mas com aporte de oxigênio potencialmente menor — e interna — em contato com as camadas interiores do duto. As taxas atuantes nas faces externa, interna e laterais são, respectivamente, R_{C,th_I} , $R_{C,th_{II}}$, R_{C,w_I} e $R_{C,w_{II}}$ (Figura 4.3).

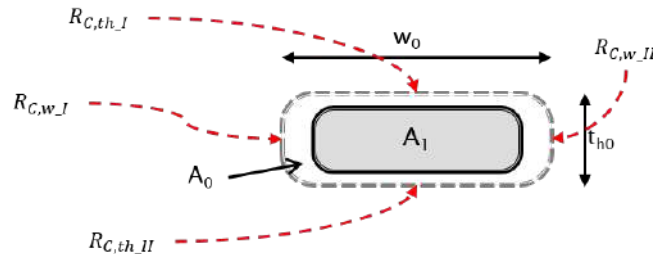


Figura 4.3: Modelo geral de corrosão do arame de armadura de tração.

A redução em uma dimensão da seção em um período de tempo Δt_C , equivale

²O dano neste contexto é a exposição da armadura de tração à corrosão marinha, ao contrário de várias das referências utilizadas neste trabalho que consideram dano a ruptura de arames.

à atuação da soma das taxas de corrosão das faces associadas àquela dimensão no período. Mesmo atuando de forma independente, as taxas de corrosão que reduzem a mesma dimensão sempre afetarão a seção simultaneamente. Logo, a cada período, as taxas de corrosão de cada dimensão podem ser tratadas como uma única taxa, correspondente à soma das taxas das faces, Eqs. (equações 4.4) e (4.5).

$$2R_{C,th} = R_{C,th.I} + R_{C,th.II} \quad (4.4)$$

$$2R_{C,w} = R_{C,w.I} + R_{C,w.II} \quad (4.5)$$

Logo, a redução na espessura (Δth) e na largura (Δw) do perfil em Δt_C podem ser descritas conforme as Eqs. (4.6) e (4.7), respectivamente.

$$\Delta th = 2R_{C,th} \cdot \Delta t_C \quad (4.6)$$

$$\Delta w = 2R_{C,w} \cdot \Delta t_C \quad (4.7)$$

Define-se, então, a equação para a área A_i , Eq. (4.8). Esta corresponde à área remanescente após um intervalo de tempo Δt_{C_i} no qual o perfil teve suas dimensões reduzidas em Δth_i e Δw_i . A primeira parcela corresponde a um A_{i-1} , ou seja, a área da seção antes do início do intervalo de tempo Δt_{C_i} e a segunda parcela corresponde à variação da área da seção devido à exposição às taxas médias de corrosão, cuja atuação será explicitada no modelo mais adiante.

$$A_i = \underbrace{th_{i-1}w_{i-1} \left(\frac{A_0}{t_{h0} \cdot w_0} \right)}_{A_{i-1}} + \underbrace{(\Delta th_i \Delta w_i - th_{i-1} \Delta w_i - w_{i-1} \Delta th_i) \left(\frac{A_0}{t_{h0} \cdot w_0} \right)}_{\Delta A} \quad (4.8)$$

A falta de informações sobre as taxas de corrosão específicas em cada face torna sem sentido a avaliação destas taxas de forma independente e, mesmo com a disponibilidade de dados específicos, a utilização direta não resultaria em ganhos apreciáveis em relação à complexidade do modelo resultante.

Optou-se então pela utilização de taxa única de corrosão equivalente atuando ao longo de um intervalo Δt_{C_i} : $2R_{C_i}$.

Como já discutido, esta simplificação não implica redução no rigor da análise da redução de cada dimensão, apenas na consideração que a redução das duas dimensões será equivalente (de forma absoluta) ao longo do tempo. A dimensão mais sensível em relação à esta consideração, a espessura, é também a dimensão de re-

ferência na medição de perda de material e corrosão, havendo então uma tendência à minimização dos erros associados. A Figura 4.4 ilustra o comportamento do modelo com a utilização de taxa de corrosão $2R_{C_i}$.

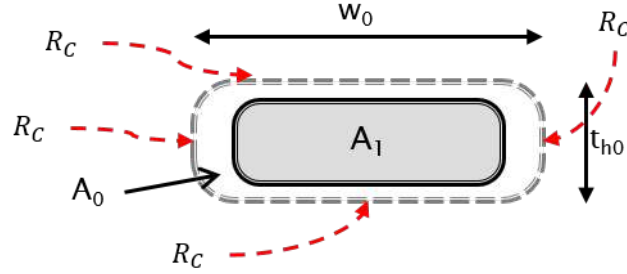


Figura 4.4: Modelo simplificado de corrosão do arame de armadura de tração.

Com a equivalência entre as taxas de redução linear em qualquer uma das dimensões do perfil da seção, define-se Δl_i e l_i como, respectivamente, a redução nas dimensões em um determinado intervalo de tempo Δt_{C_i} e a redução total em qualquer uma das dimensões ao final daquele intervalo Eqs. (4.9) e (4.10).

$$\Delta l_i = 2R_{C_i}\Delta t_{C_i} \quad (4.9)$$

$$l_i = \sum_{j=1}^i \Delta l_j \quad (4.10)$$

Logo, Δl_i e l_i relacionam-se com as dimensões reais do perfil conforme as Eqs. (4.11).

$$\Delta th_i = \Delta w_i = \Delta l_i \quad (4.11a)$$

$$th_i = th_0 - l_i \quad (4.11b)$$

$$w_i = w_0 - l_i \quad (4.11c)$$

A definição da área da seção do arame corroída Eq. (4.8) pode ser reescrita em função das equações anteriores, levando à Eq. (4.12a) para $A_i = f(l_i)$ ou na Eq. (4.12b), para $A_i = f(l_{i-1}, \Delta l_i)$.

$$A_i = [\ell_i^2 - l_i(th_0 + w_0) + th_0w_0] \frac{A_0}{th_0 \cdot w_0} \quad (4.12a)$$

$$A_i = [\Delta \ell^2 - (th_0 + w_0 - 2l_{i-1})\Delta \ell + (th_0 - l_{i-1})(w_0 - l_{i-1})] \frac{A_0}{th_0 \cdot w_0} \quad (4.12b)$$

O rearranjo destas também permite a determinação de ℓ_i ou de $\Delta\ell_i$ a partir de ℓ_{i-1} , Eqs. (4.13a) e (4.13b).

$$\ell_i = \frac{(th_0 + w_0) - \sqrt{(th_0 - w_0)^2 + \left[4A_i \left(\frac{th_0 \cdot w_0}{A_0}\right)\right]}}{2} \quad (4.13a)$$

$$\Delta\ell_i = \frac{(th_0 + w_0 - 2\ell_{i-1}) - \sqrt{(th_0 - w_0)^2 + \left[4A_i \left(\frac{th_0 \cdot w_0}{A_0}\right)\right]}}{2} \quad (4.13b)$$

Estas equações podem ser úteis, em conjunto com as Eqs. (4.9) e (4.10) para a avaliação instantânea do nível de degradação da área da seção, taxa de corrosão ou estimativa de tempo de exposição, com base nos outros parâmetros (como uma medida de espessura, por exemplo).

Para normalizar a variação da seção resistente ao longo do tempo, foram definidos fatores de redução associados às dimensões da seção transversal. Dois tipos de fatores são necessários: um associado à redução de cada uma dimensões do perfil — Fator de Redução Linear (LRF), Eqs. (4.14a) e (4.14b); e um associado à redução da área como um todo — Fator de Redução de Área (ARF), Eq. (4.15).

$$LRF_{th_i} = \frac{th_0 - \ell_i}{th_0} \quad (4.14a)$$

$$LRF_{w_i} = \frac{w_0 - \ell_i}{w_0} \quad (4.14b)$$

$$ARF_i = \frac{A_i}{A_0} = LRF_{th_i} \cdot LRF_{w_i} \quad (4.15)$$

Estes fatores correspondem à relação entre a dimensão (ou área) instantânea e a dimensão (ou área) original.

4.2.2 Taxas de corrosão

O insumo principal do modelo de corrosão proposto para as armaduras de tração é a taxa de corrosão ao longo do tempo. Quando disponível, informações de campo (monitoramento de espessura durante inspeções periódicas) são a melhor opção para seleção das taxas de perda de material em uma seção danificada de *riser*. Taxas de

redução de espessura aferidas em campo devem ser atribuídas diretamente a $2R_{C_i}$.

Esta informação, no entanto, não está normalmente disponível e a aplicação da metodologia pode ser comprometida, caso não seja possível estimá-la de forma adequada.

Uma alternativa à ausência de dados é a utilização de uma abordagem mais conservadora, como a utilização de taxas de corrosão de literatura como estimativa das taxas de corrosão na seção danificada.

Esta abordagem deve ser utilizada com cuidado, já que a combinação das espessuras típicas dos arames das amaduras de tração com taxas de literatura pode levar a resultados exageradamente conservadores. Isto é particularmente importante no caso de dutos antigos, tipicamente construídos com armaduras mais estreitas. Esta característica os torna particularmente sensíveis tanto a problemas reais de corrosão quanto a análises excessivamente conservadoras. A Figura 4.5 mostra um perfil de arame que pode ser encontrado em campo.

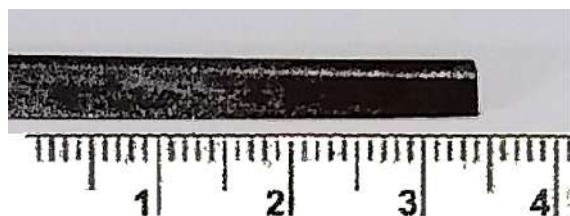


Figura 4.5: Amostra de arame de *riser* de 2,5", com perfil de 2,0 mm × 5,0 mm.

A Tabela 4.2 apresenta opções de taxas baseadas na literatura para aplicação da metodologia proposta — ver seção 3.1.3. Devido à ausência de dados específicos para taxas de corrosão marinha em armaduras de tração, foram assumidos valores obtidos de aços estruturais em cada zona de corrosão. A utilização de taxas de literatura deve levar em conta que esta se aplica a cada face, devendo ser atribuída à R_{C_i} .

Tabela 4.2: Taxas de corrosão, em [mm/ano]. A ZVM inclui a *splash zone*. Adaptado de MATSUSHIMA [23].

Zona	R_c	$2R_c$
Atmosférica	0,128	0,256
ZVM	0,272 a 0,363	0,544 a 0,726
Submersa	0,090 a 0,143	0,180 a 0,286

Além dos casos nos quais o duto apresenta um dano exposto, a metodologia também precisa ser alimentada com as taxas de corrosão esperadas em situações onde supõe-se que estas devem ser muito próximas ou iguais a zero. As situações são:

- a) duto íntegro;
- b) seção danificada com reparo de capa;
- c) dano com exposição das armaduras, sob efeito de proteção catódica.

Em qualquer um destes casos pode ocorrer alguma corrosão residual. Mesmo em dutos íntegros, pode ser interessante a consideração de alguma taxa associada a corrosão por CO_2 em confinamento.

Outras considerações quanto a taxa de corrosão residual são: potenciais problemas com a proteção catódica da unidade onde o duto encontra-se instalado; o fato de reparos de capa nem sempre serem estanques, podendo permitir algum fluxo de oxigênio e a incerteza na capacidade da proteção catódica em interromper completamente a corrosão marinha.

Especificamente quanto à proteção catódica, além do efeito de bombeio (já discutido no item 3.2.3), pode ocorrer o efeito de *shielding* além da superfície do dano e na própria superfície da avaria, caso esta esteja no interior de algum tipo de estrutura, como um *I-Tube*. A NACE SP0169-2013[36] define *shielding* (ou *electrical shielding*) como o bloqueio ou desvio da corrente iônica da proteção catódica, impedindo que esta proteja uma superfície metálica definida, total ou parcialmente.

4.2.3 Seleção das curvas de fadiga

Para o cálculo do dano por fadiga é esperado, no mínimo, a consideração do ambiente do espaço anular na a seleção das curvas S-N adequadas. A metodologia proposta considera este aspecto e mais, tenta inferir o estado de degradação superficial das armaduras de tração, mesmo que de forma simplificada, considerando o exposto no item 2.3.

Para a seleção da curva S-N a ser utilizada em cada intervalo de corrosão é proposto um critério baseado em dois parâmetros, cada um selecionando um tipo de curva. Um parâmetro está associado ao ambiente do espaço anular, o outro ao estado superficial do arame. A curva S-N efetiva a ser utilizada será definido pela combinação dos dois tipos de curva.

A seleção da curva S-N conforme o ambiente do espaço anular está associado à ocorrência de fadiga ao ar ou corrosão-fadiga e, normalmente, já faz parte do procedimento típico de análise de fadiga de *risers* flexíveis. Os tipos de curvas S-N utilizadas neste trabalho são apenas as de fadiga ao ar, corrosão-fadiga em água salgada desaerada e corrosão-fadiga em água salgada aerada³.

³Outros tipos comuns de curvas S-N são as de corrosão-fadiga para serviço ácido, levantadas para atmosferas com composições variadas de CO_2 ou H_2S

Propõe-se para a seleção o critério da Tabela 4.3, onde a taxa de corrosão atuante, R_c , é utilizada como uma referência da corrosividade do ambiente. Os valores utilizados como critério foram arbitrados com base nas taxas de corrosão esperadas tanto para um duto íntegro (item 3.2.2) quanto nas taxas de corrosão de literatura assumidas neste trabalho (Tabela 4.2).

Tabela 4.3: Critério de seleção de curva S-N: ambiente do anular. Os valores de R_c foram arbitrados.

Taxa de corrosão	Ambiente do espaço anular	Capa externa
$R_c \leq 0,008$	Seco	Íntegra
$0,008 > R_c \leq 0,020$	Alagado, desaerado	Reparada
$R_c \geq 0,020$	Alagado, aerado	Danificada

O segundo tipo curva S-N, associado à degradação superficial dos arames das armaduras de tração, está baseado no conceito da utilização de curvas degradadas conforme o estado da superficial dos arames é deteriorado pela corrosão. No seu formato mais simples, as curvas dos arames novos são substituídas pelas curvas degradadas quando a corrosão atinge um critério determinado.

De forma semelhante ao tratamento do ambiente do espaço anular, propõe-se um critério baseado em uma grandeza modelada pela metodologia apresentada: associar a área remanescente do arame, representada pelo ARF , ao estado superficial do arame.

A Tabela 4.4 apresenta um critério de transição entre curvas S-N. Os valores limite de ARF propostos foram arbitrados.

Tabela 4.4: Critério de seleção de curva S-N: estado da superfície do arame. Os valores de ARF foram arbitrados.

ARF	Estado da superfície
$1,0 \geq ARF > 0,9$	Superfície nova
$ARF \leq 0,9$	Superfície deteriorada

A combinação dos dois tipos de grupos de curvas leva a seis curvas S-N. Estas curvas, apresentadas na Tabela 4.5, são utilizadas como base do estudo de caso (Capítulo 5) e da implementação computacional da metodologia proposta (item 5.1).

Independentemente dos critérios propostos, não há impedimentos (nem do modelo, nem da implementação), na definição manual curvas S-N, flexibilizando a utilização da metodologia.

É importante destacar que os critérios apresentados nas Tabelas 4.3 e 4.4 são propostas sem validação experimental. Os valores indicados de R_C e ARF foram ar-

Tabela 4.5: Seleção de curvas S-N.

Condição anular	Corrosão	Curva S-N
Seco	Superfície nova	Ao ar, intacta (Ar_int)
Alagado, aerado	Superfície nova	CF aerada, intacta (CFa_int)
Alagado, desaerado	Superfície nova	CF desaerada, intacta (CFd_int)
Seco	Superfície deteriorada	Ao ar, degradada (Ar_deg)
Alagado, aerado	Superfície deteriorada	CF aerada, degradada (CFa_deg)
Alagado, desaerado	Superfície deteriorada	CF desaerada, degradada (CFd_deg)

bitrados utilizado informações principalmente de CLEMENTS [31], MATSUSHIMA [23] e NEGREIROS [19]. A adequação destes critérios não foi testada em cenários experimentais ou de campo, apenas nos estudos de caso da aplicação da metodologia proposta, apresentados no Capítulo 5.

As curvas S-N efetivas utilizadas nos estudos de caso são apresentas no item 5.3.

4.3 Transposição dos dados

Assim como no modelo original, as séries de T_x , M_y e M_z da análise global são processadas durante a transposição para as análises locais, com a correção da tração pelo diferencial de pressões local para a obtenção da tração real, T_R , conforme as Eqs. (4.16)⁴.

Os momentos são convertidos linearmente em curvaturas, preservando a direcionalidade, Eqs. (4.17). É utilizada a mesma rigidez à flexão empregada análise global, normalmente a rigidez *full-slip* do *riser* ou a rigidez do enrijecedor de curvatura no ponto.

$$T_P = P_i \frac{\pi d_i^2}{4} - P_o \frac{\pi d_o^2}{4} \quad (4.16a)$$

$$T_{R_{ts}} = T_{gl,ts} + T_P \quad (4.16b)$$

$$\kappa_{y_{ts}} = \frac{1}{EI} M_{gl,y_{ts}} \quad (4.17a)$$

$$\kappa_{z_{ts}} = \frac{1}{EI} M_{gl,z_{ts}} \quad (4.17b)$$

$$\boldsymbol{\kappa}_{y_{z_{ts}}} = (\kappa_{y_{ts}}, \kappa_{z_{ts}}) \quad (4.17c)$$

⁴Se no sistema de coordenadas dos elementos do *riser* (modelo global) o sentido positivo do eixo X for ascendente, é necessário inverter o sinal de T_{gl} : $T_{R_{ts}} = -T_{gl,ts} + T_P$.

Em cada caso de carregamento, é calculada a configuração estática considerando as médias simples de cada série, tanto para a tração, \overline{T}_T , quanto para a curvatura, $\overline{\mathbf{K}}_{yz} = (\overline{K}_y, \overline{K}_z)$.

4.4 Análise local básica

Na análise local básica é realizado todo o processamento possível antes dos efeitos de redução de seção resistente, sendo calculadas as tensões básicas atuantes na seção do *riser*.

Para a configuração estática de cada caso e a cada passo das séries temporais, é aplicado o procedimento do item 2.2.1, para a obtenção das tensões devido aos carregamentos axissimétricos nas seções dos arames ($\sigma_{x_m}^{ax}, \sigma_{x_{ts}}^{ax}$) e pressões de contato sobre a camada de interesse ($P_{c_{im}}, P_{c_{om}}, P_{c_{its}}, P_{c_{ots}}$).

Nestas mesmas condições, são realizadas parcialmente as análises de flexão (conforme o item 2.2.2), para o cálculo das tensões normais ($\sigma_{x_{ts}}^{n,y}, \sigma_{x_{ts}}^{n,z}$), binormais ($\sigma_{x_{ts}}^{b,y}, \sigma_{x_{ts}}^{b,z}$) e de atrito ($\sigma_{x_{ts}}^{f,y}, \sigma_{x_{ts}}^{f,z}$) máximas na seção do duto.

4.5 Análise de fadiga

Os dados gerados pela análise local básica são aplicados a cada um dos n_C intervalos de corrosão.

Em cada período de corrosão, o dano à fadiga é calculado conforme o procedimento do item 2.2 (especialmente o 2.2.3) com as tensões básicas modificadas conforme os fatores de redução calculados para cada intervalo e utilizando a curva S-N selecionada.

4.5.1 Análise local efetiva

Nesta etapa, as tensões básicas calculadas conforme o item 4.4 são utilizadas para a determinação das tensões efetivas atuando nos arames da armadura, considerando a posição dos arames em relação ao plano de curvatura e a redução de seção resistente.

O efeito local óbvio da redução das dimensões da seção dos arames é a concentração de tensões associada à menor área resistente. O fator de concentração de tensão por corrosão, SCF_{C,A_i} , é o inverso do fator de redução de área ARF (eq. 4.15).

$$SCF_{C,A_i} = \frac{1}{ARF_i} = \frac{\sigma_{x_i}^{ax}}{\sigma_{x_0}^{ax}} = \frac{\sigma_{x_i}^{b,f}}{\sigma_{x_0}^{b,f}} = \frac{A_0}{A_i} = \frac{U_{Fi}}{U_{F0}} \quad (4.18)$$

A aplicação do $SCF_{C,A}$ é realizada diretamente sobre as tensões que atuam uniformemente sobre a seção do arame, a axissimétrica e de atrito — Eqs. (4.19) a (4.21).

$$\sigma_{x_i}^{ax} = SCF_{C,A_i} \cdot \sigma_x^{ax} \quad (4.19)$$

$$\sigma_{x_i}^{f,y} = SCF_{C,A_i} \cdot \sigma_x^{f,y} \quad (4.20)$$

$$\sigma_{x_i}^{f,z} = SCF_{C,A_i} \cdot \sigma_x^{f,z} \quad (4.21)$$

Um efeito menos evidente da redução de dimensões é o causado pela menor distância entre as fibras externas da seção e o eixo neutro quando o arame é fletido. Isto causa uma redução das tensões de flexão pura para uma mesma curvatura imposta⁵. A redução de cada dimensão da seção do perfil do arame é descrita pelo LRF correspondente: LRF_{th_i} e LRF_{w_i} , Eqs. (4.14a) e (4.14b), respectivamente.

Uma verificação simples dos coeficientes para o cálculo das tensões de flexão pura, f_1^b a f_4^b , Eqs. (2.17), resulta na proporcionalidade entre fatores de redução da espessura e largura e as tensões normais ($\sigma_{x_i}^n = LRF_{th_i} \cdot \sigma_x^n$) e binormais ($\sigma_{x_i}^b = LRF_{w_i} \cdot \sigma_x^b$), respectivamente.

Porém, uma análise de sensibilidade considerando este efeito mostra que a influência da correção das tensões de flexão pura pelo fatores lineares é irrelevante para a vida à fadiga. Optou-se, então, pela retirada da correção pelos fatores lineares do modelo final. Esta análise será apresentada no capítulo 5, item 5.1.1.

Logo, as tensões de flexão pura máximas atuantes continuam definidas pelas Eqs. (2.18) e (2.19). A tensão máxima de atrito é redefinida da Eq. (2.20) para a Eq. (4.22), como consequência do fator de redução de área nas Eqs. (4.19) a (4.21).

$$\sigma_{x_i}^f(\theta_n) = \sigma_{x_i}^{f,y} \cdot \text{sen}(\theta_n) + \sigma_{x_i}^{f,z} \cdot \text{cos}(\theta_n) \quad (4.22)$$

Finalmente, as tensões totais atuantes nos cantos do arame n , no período de corrosão i são dadas pelas Eqs. (4.23).

$$\sigma_{x_i}^{tot,I}(\theta_n) = \sigma_{x_i}^{ax} + \sigma_{x_i}^{b,f}(\theta_n) - \sigma_x^{b,n}(\theta_n) - \sigma_x^{b,b}(\theta_n) \quad (4.23a)$$

$$\sigma_{x_i}^{tot,II}(\theta_n) = \sigma_{x_i}^{ax} + \sigma_{x_i}^{b,f}(\theta_n) + \sigma_x^{b,n}(\theta_n) - \sigma_x^{b,b}(\theta_n) \quad (4.23b)$$

$$\sigma_{x_i}^{tot,III}(\theta_n) = \sigma_{x_i}^{ax} + \sigma_{x_i}^{b,f}(\theta_n) + \sigma_x^{b,n}(\theta_n) + \sigma_x^{b,b}(\theta_n) \quad (4.23c)$$

$$\sigma_{x_i}^{tot,IV}(\theta_n) = \sigma_{x_i}^{ax} + \sigma_{x_i}^{b,f}(\theta_n) - \sigma_x^{b,n}(\theta_n) + \sigma_x^{b,b}(\theta_n) \quad (4.23d)$$

⁵Com base na premissa associada que o comportamento global do duto não alterado pela corrosão (seção 4.1)

4.5.2 Contagem de ciclos e cálculo do dano

A partir da geração das séries temporais de tensões nos cantos dos arames (via Eqs. 4.23), é necessária a compilação dos ciclos de tensão para a análise de fadiga.

Mesmo para análises de mar regular é esperada uma defasagem entre os ciclos de tração e curvatura, como ilustrado na Figura 4.6. Para lidar com este problema, optou-se pela utilização da contagem de ciclos *rainflow*⁶ (conforme a ASTM E1049-85[37]) para avaliação totalização dos danos de fadiga.

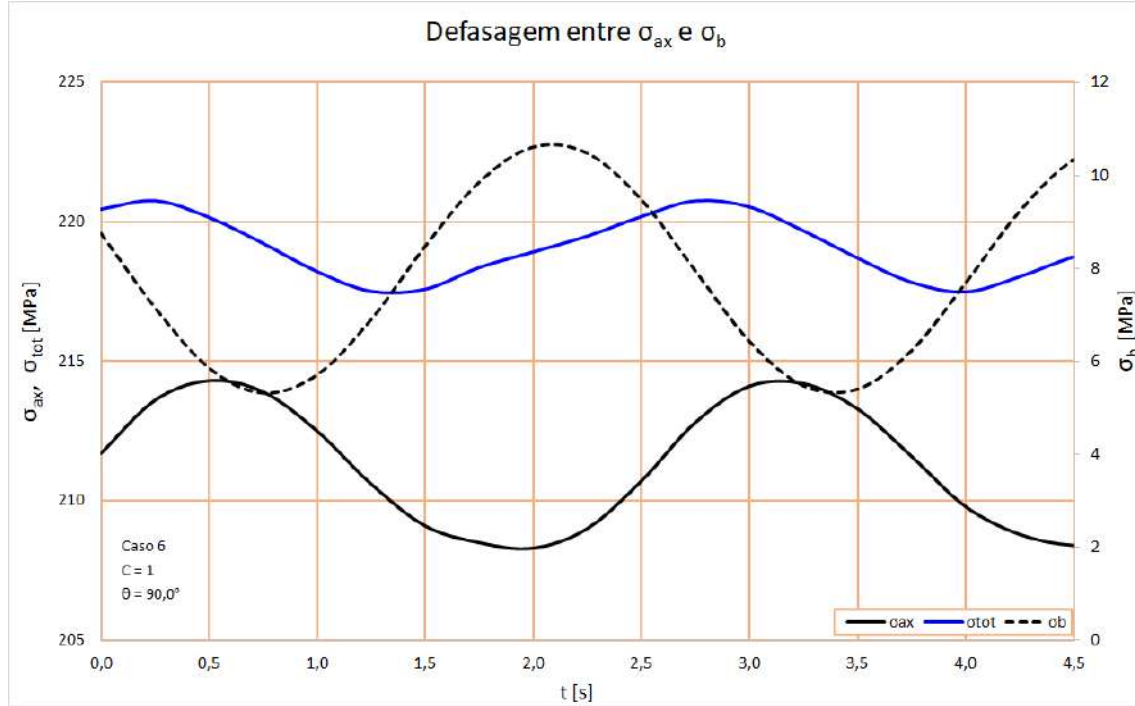


Figura 4.6: Defasagem entre ciclos de tensão causados pelos carregamentos axisimétricos (σ_x^{ax}) e de flexão ($\sigma_x^b = \sigma_x^{b,f} + \sigma_x^{b,n} + \sigma_x^{b,b}$). Baseado em caso apresentado no capítulo 5.

Os ciclos de tensões são corrigidos para a tensão média, utilizando o método de Goodman ou Gerber. Para isso são utilizadas, respectivamente, as Eqs. (4.24a) ou (4.24b).

$$S_a = \frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{S_u}} \quad (4.24a)$$

$$S_a = \frac{\sigma_a}{1 - \left(\frac{\sigma_m}{S_u}\right)^2} \quad (4.24b)$$

⁶Com contagem dos pares (σ_a, σ_m)

Finalmente, utilizando a curva S-N selecionada para cada intervalo, é possível a avaliação do dano anual durante aquele período utilizado a regra de Palmgren-Miner:

$$D_{anual_i} = \sum_{k=1}^{n_{casos}} \left(f_d \sum_{j=1}^{n_{RF_k}} \frac{N_{c_{kj}}}{N_{f_{kj}}} \right) \quad (4.25)$$

onde n_{RF} é o número de elementos na matriz *rainflow* do caso. $N_{c_{kj}}$ e $N_{f_{kj}}$ são os números de ciclos contabilizados na matriz e necessários para a falha na mesma tensão alternada para o k -ésimo caso de carregamento e j -ésimo elemento da matriz, respectivamente. O fator de onda f_d é definido na Eq. (2.23).

O dano acumulado ao final do j -ésimo intervalo de corrosão é dado pela Eq. (4.26). O dano ao final do tempo total de análise é obtido fazendo $j = n_C$.

$$AFD_i = \sum_{j=1}^i \Delta t_C \cdot D_{anual_j} \quad (4.26)$$

O critério de vida à fadiga da análise é então dado pela Eq. (4.27), representado em qual intervalo o dano acumulado atingiu o critério do fator de segurança ($D_{lim} = FS^{-1}$).

$$t_{vida} = \Delta t_C \cdot i \quad \text{se} \quad AFD_i < \frac{1}{FS} \leq AFD_{i+1} \quad (4.27)$$

Capítulo 5

Estudo de caso

Para exemplificar a metodologia proposta, foi simulada uma série de cenários envolvendo um *riser* danificado. Para a realização das análises, a metodologia foi implementada utilizando o *software* Mathcad[©].

5.1 Implementação

Uma implementação integral da metodologia, no formato Mathcad[©] 14, é apresentada no Apêndice A.

Os dados de entrada para sua utilização estão agrupados em quatro blocos, correspondentes às etapas da metodologia: análise de corrosão, transposição dos dados, análise local e análise de fadiga.

O primeiro bloco de entradas define a análise de corrosão, onde é definida duração do intervalo de corrosão, Δt_C em *anos*, e o histórico de corrosão da seção. O histórico é descrito em dois vetores, o primeiro contém a sequência de taxas de corrosão (R_C , em *mm/ano*) ao qual a armadura de tração analisada será submetida na simulação. O segundo contém o tempo, em *anos*, em que cada taxa de corrosão atuará na seção.

Para a correta transposição dos dados são necessárias a rigidez flexional utilizada na análise global, EI ; as pressões atuando na seção analisada, interna e externa, e as camadas do duto onde estas atuam.

A pressão interna sempre atua na barreira de pressão. Na maioria das análises realizadas, a pressão externa também atuará nesta camada já que, por definição, a análise é de um duto com armaduras de tração sob corrosão marinha e considera-se o anular alagado. Porém, a aplicação na pressão externa na capa externa, simulando um duto íntegro, pode servir como base de comparação entre cenários. A indicação das camadas onde cada pressão atua é feita manualmente.

Os dados da análise global são lidos em dois arquivos de entrada, um contendo a lista dos casos de carregamento e o outro com as séries temporais. A lista de casos traz as informações das ondas associadas a cada caso: o período e o número de

ocorrências anuais. Estas informações são utilizadas para converter o dano calculado em dano anual.

A séries temporais devem estar na mesma ordem do arquivo de casos de carregamento e cada caso corresponde a uma sequência de linhas contendo os passos de tempo, ts , e os carregamentos correspondentes, em ordem, T_x , M_y e M_z .

O dados de entrada para a análise local são, principalmente, a identificação da camada a ser analisada, o fator de atrito a ser utilizado na análise, μ , um arquivo com as propriedades físicas das camadas e um arquivo com a matriz de coeficientes para análise axissimétrica.

A matriz de coeficientes utilizada nas análises foi levantada previamente, utilizando o Método de Elementos Finitos. Foi utilizada a ferramenta RISERTOOLS para a geração de malha e cálculos dos coeficientes através do programa ANSYS®.

O último bloco é o de análise de fadiga. Nele, são especificadas as curvas S-N e os critérios de seleção da curva a cada intervalo de corrosão. A planilha foi elaborada considerando os seis tipos de curva da Tabela 4.5 e utilizando os critérios de seleção das Tabelas 4.3 e 4.4. As curvas efetivamente utilizadas na implementação são apresentadas mais adiante, no item 5.3.

Também é selecionado o método de correção da tensão média (Goodman ou Gerber), além das tensões de escoamento e ruptura da armadura de tração para a correção.

A planilha gera um arquivo de saída, em formato texto, com uma matriz com os danos anuais de fadiga. As linhas correspondem a cada um dos cantos dos arames da armadura de tração analisada e as colunas os intervalos de corrosão.

Neste trabalho, estes arquivos de saída foram tratados utilizando planilhas Excel® para apresentação dos dados.

5.1.1 Sensibilidade ao fator de redução linear

Como parte do processo de desenvolvimento e implementação da metodologia, foi realizada uma análise de sensibilidade em relação à incorporação dos fatores de redução lineares, RRF_{th} e RRF_w , no cálculo das tensões de flexão pura e seu impacto na vida à fadiga da seção do duto.

A consideração ou não dos fatores praticamente não impactou na vida à fadiga na região do dano simulado, como pode ser visto na Figura 5.1.

Ao final da simulação, a corrosão provocou um $SCF_{C,A} = 3,88$ (equivalente aos RRF_{th} e RRF_w , respectivamente de 0,32 e 0,81). Neste ponto, não só a variação de dano acumulado entre os cenários com e sem os fatores foi muito pequena — $5,50 \times 10^{-3}$ versus $5,74 \times 10^{-3}$, respectivamente — como o dano anual gerado em cada situação também foi pouco alterado — $7,72 \times 10^{-3}$ e $8,02 \times 10^{-3}$, com e sem

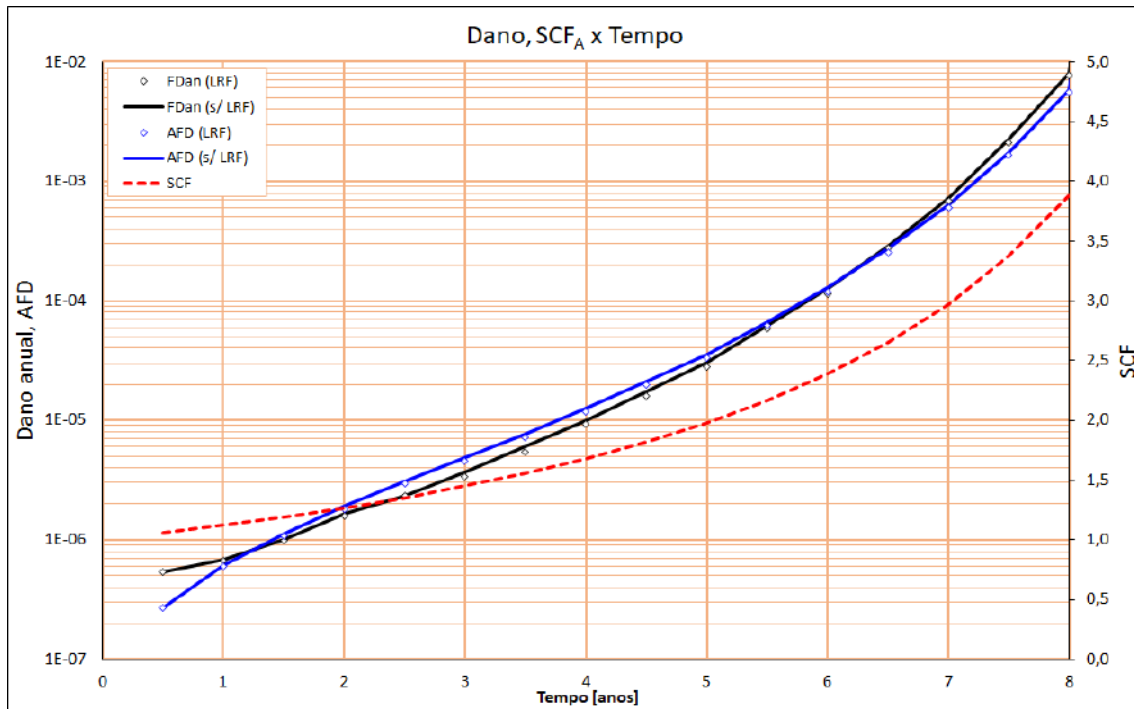


Figura 5.1: Simulação do impacto do efeito dos Fatores Lineares de Redução no dado por fadiga.

os fatores, respectivamente.

Como todos os cenários deste trabalho analisaram a mesma seção de duto utilizada para esta avaliação de sensibilidade, não são esperados maiores erros associados à desconsideração dos fatores no cálculos. Além disso, como estes fatores reduzem as tensões de flexão pura, a sua desconsideração torna a análise mais conservadora.

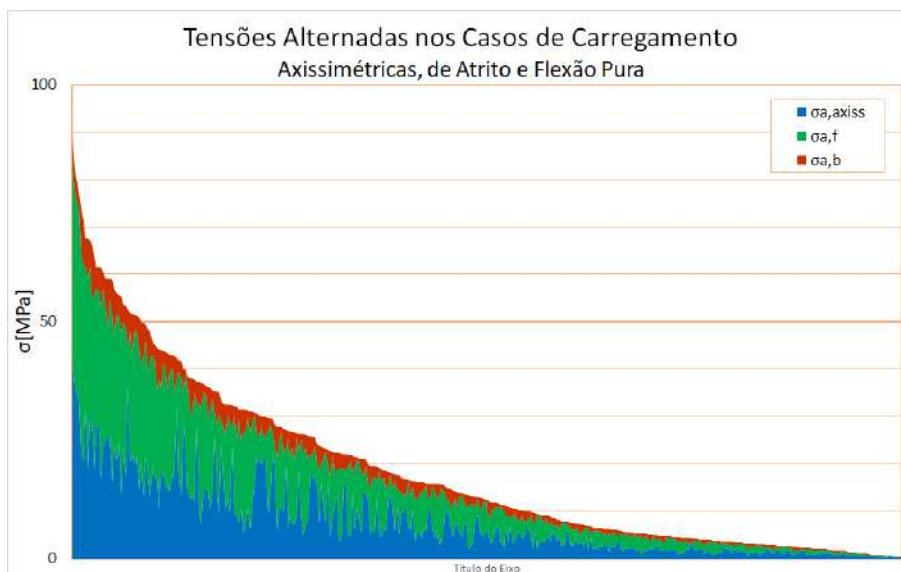


Figura 5.2: Perfil das tensões alternadas geradas pelos carregamentos axissimétricos, de atrito e flexão pura: seção de duto abaixo do enrijecedor de curvatura. Ao longo do eixo horizontal estão distribuídos os casos de carregamento.

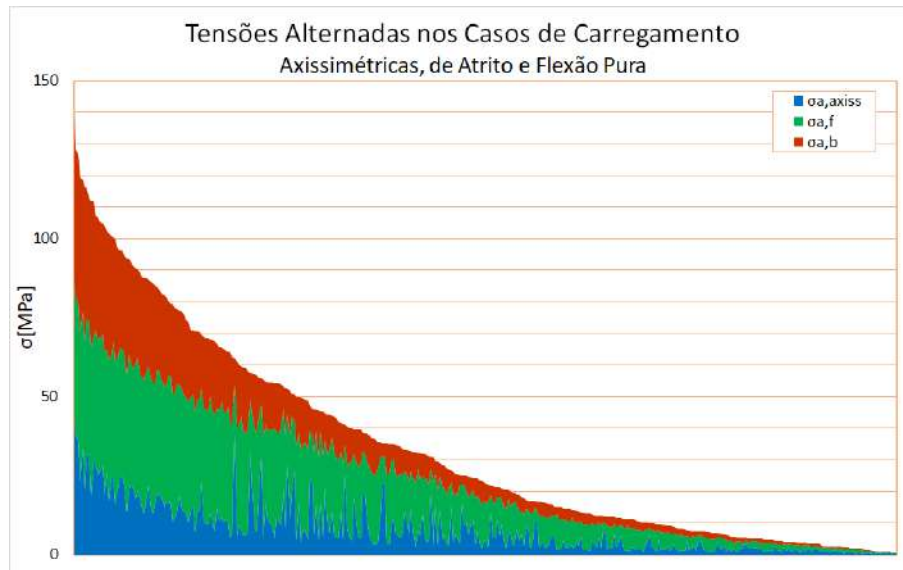


Figura 5.3: Perfil das tensões alternadas geradas pelos carregamentos axissimétricos, de atrito e flexão pura: seção no topo do duto, dentro do enrijecedor de curvatura. Ao longo do eixo horizontal estão distribuídos os casos de carregamento.

Um comentário adicional deve ser feito a respeito da desconsideração dos fatores. Parte do impacto reduzido na seção analisada pode ser atribuída ao perfil das tensões atuantes. A seção analisada, mesmo localizada junto ao enrijecedor de curvatura, apresenta um carregamento de flexão relativamente baixo se comparado com o topo do duto. Esta comparação pode se vista nas Figuras 5.2 e 5.3, onde são representadas, de forma aproximada, as relações entre as tensões alternadas geradas pelos carregamentos axissimétricos, de atrito e de flexão pura nos vários casos de carregamento, nas seções abaixo do enrijecedor e no topo do *riser*, respectivamente.

Percebe-se pela Figura 5.3, que as maiores curvaturas no topo geram maiores carregamentos de flexão pura, podendo aumentar a influência dos fatores de redução linear na vida à fadiga.

5.2 Simulações

A instalação modelada representa um cenário comum na Bacia de Campos e consiste em um *riser* de produção, de 4", instalado em uma unidade semi-submersível. Conforme as premissas do modelo proposto, foi realizada apenas um conjunto de simulações de análise global, considerando o duto íntegro. Os dados gerados foram reprocessados visando a avaliação do estado de integridade do duto ao longo do tempo, mas sem a necessidade de novas etapas de análise global específicas para isso.

5.2.1 Modelo global

A unidade flutuante foi modelada como uma plataforma semi submersível, em uma lâmina d'água de 750 metros, com movimento (RAO) baseado em uma instalação com ancoragem do tipo *taut-leg*. O aspecto do modelo pode ser visto na Figura 5.4.

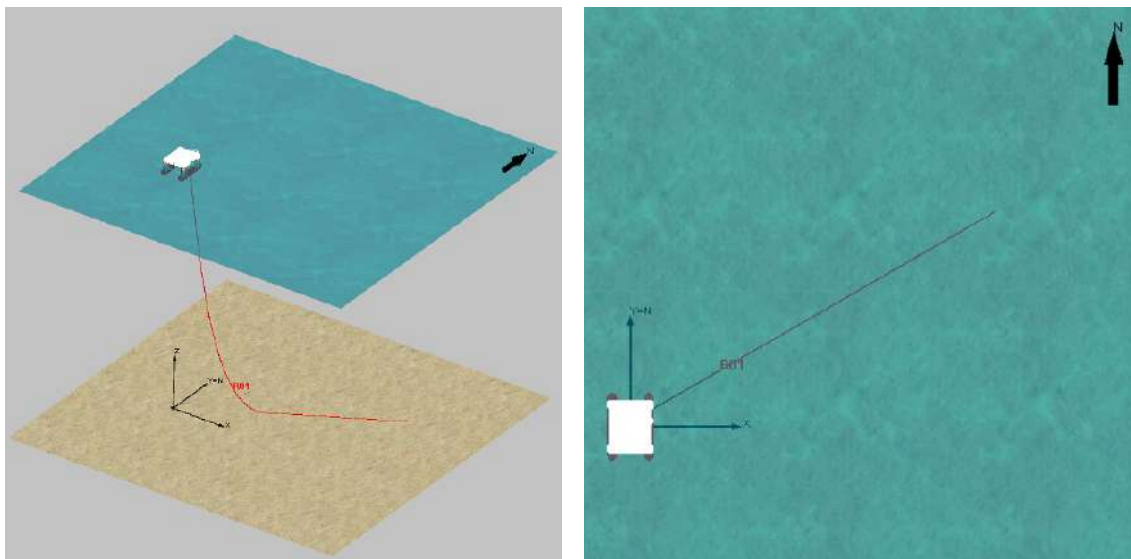


Figura 5.4: Modelo global utilizado na simulação.

Os dados da unidade e do suporte utilizados na simulação são apresentados na Tabela 5.1.

Tabela 5.1: Dados do modelo de UEP.

Unidade Flutuante		Conexão (suporte)	
Tipo:	Semi submersível	Posição X:	+16.60 m
Ancoragem:	Taut-leg	Posição Y:	-16.80 m
LDA:	750 m	Posição Z:	+3.45 m
Azimute:	0°		
Calado:	22 m		

O *riser* foi modelado a partir do enrijecedor de topo, considerando tramo único em catenária livre. O ponto de conexão com a unidade indicado na Tabela 5.1 é equivalente à extremidade inferior do suporte, tipo *I-Tube*, posicionado na face interna do *pontoon* de boreste, próximo à proa. A posição do suporte e a projeção do plano do *riser* podem ser vistas nas Figuras 5.5 e 5.6, respectivamente.

A Tabela 5.2 apresenta a configuração do *riser* utilizada na simulação.

Para compilação dos dados ambientais e seleção dos casos de carregamento, foram utilizadas as especificações técnicas padrão de dados meteoceanográficos da Bacia de Campos (*Metocean Data*)[38] e de fadiga (*Service Life – Fatigue Analysis*)[39] da

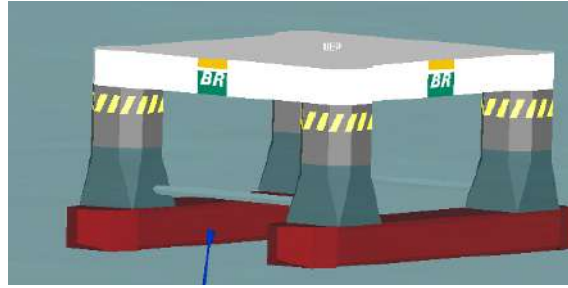


Figura 5.5: Ponto de conexão do *riser* na UEP.

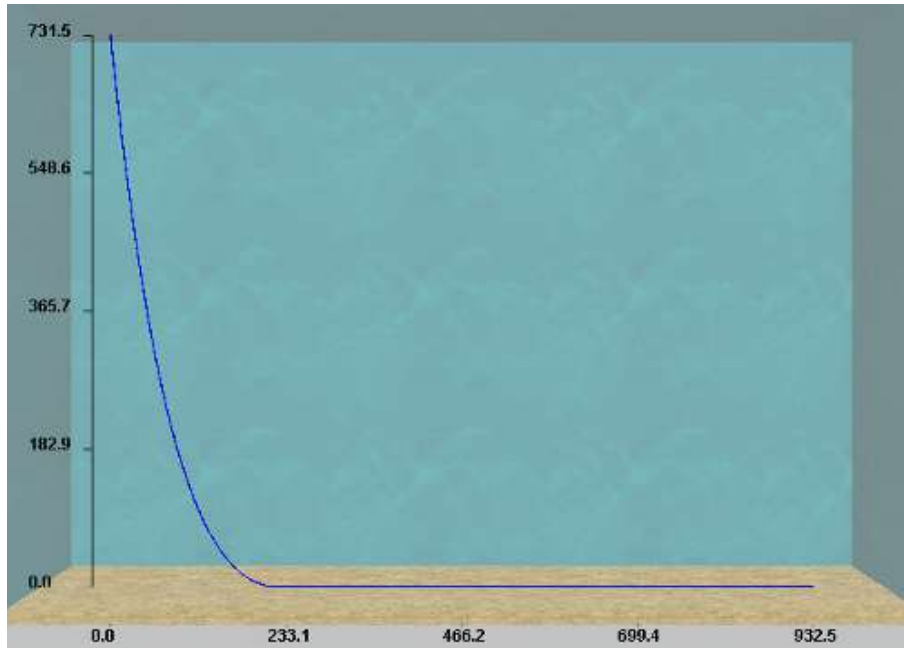


Figura 5.6: Projeção lateral do *riser*.

PETROBRAS. A seleção do período de onda de referência em cada bloco utilizou o procedimento de resposta máxima (*Maximum Response Procedure*), definido na ET PETROBRAS *Structural Analysis of Flexible Pipes*[40]. Este procedimento gerou 374 casos de carregamento para simulação no domínio do tempo, com mar regular, com 300 segundos cada.

Foi utilizado um *cutoff* de 210 segundos para estabilização das simulações, sendo processados 50 segundos de sinal na análise local de cada caso de carregamento.

Não foi considerada a histerese na simulação do modelo global.

Com os resultados da simulação global, é possível a aplicação da metodologia proposta para qualquer elemento em que tenha sido gerada resposta.

5.3 Definição das curvas S-N

Neste estudo de caso, foram selecionadas cinco curvas de fadiga disponíveis na literatura, duas para o arame íntegro e três considerando o efeito superficial causado

Tabela 5.2: Dados do modelo do *riser*

<i>Riser</i>	
Modelo Global	Diâmetro nominal: 4"
	Diâmetro externo: 156,30 <i>mm</i>
	Configuração: Catenária livre
	Ângulo de topo: 6°
	Azimute: 60°
	EI: 3,95 <i>kN · m²</i>
Modelo Local	Diâmetro interno: 101,60 <i>mm</i>
	Diâmetro externo: 156,30 <i>mm</i>
	Nro. de camadas: 8
Armaduras de tração	Seção dos arames: 2,0 <i>mm</i> × 7,0 <i>mm</i>
	Área da seção: 13,27 <i>mm²</i>
	Nro. de arames: 45 (1 ^a), 47 (2 ^a)
	Ângulo: 35°(1 ^a), -35°(2 ^a)
	Lim. ruptura 1400 <i>MPa</i>

pela corrosão. As curvas para os arames sem degradação superficial foram selecionadas de CAMPELLO [6] para a fadiga ao ar e de BARNES [41] para água salgada aerada. De NEGREIROS [19], foram utilizadas as curvas com acabamento degradado para as condições ao ar, água salgada desaerada e aerada. Estas curvas foram todas levantadas para aços de alta resistência utilizados em armaduras de tração, com limite ruptura entre 1450 e 1550 MPa.

Tabela 5.3: Curvas S-N

Curva	Fonte	m_1	$\log \bar{A}$	m_2	$N_{m_1 \rightarrow m_2}$
Ar_int	CAMPELLO [6]	4,0	16,75	6,0	10^7
CFd_int	Arbitrada	4,0	16,50	6,0	10^7
CFa_int	BARNES [41]	2,6	12,61	4,6	10^7
Ar_deg	NEGREIROS [19]	2,9	13,27	4,9	10^7
CFd_deg	NEGREIROS [19]	2,5	12,24	4,5	10^7
CFa_deg	NEGREIROS [19]	2,3	11,34	4,3	10^7

Também foi criada, de forma arbitrária, uma curva para o caso de corrosão fadiga em água salgada desaerada. Apesar de “fictícia”, o efeito desta curva na vida à fadiga é suficiente próxima a uma curva S-N real nestas condições para o propósito de demonstração da metodologia.

As curvas estão descritas na Tabela 5.3 e mostradas Figura 5.7. Nas curvas com apenas uma inclinação foi utilizada a recomendação da norma BS 7608 [42] para definição da inclinação da segunda seção.

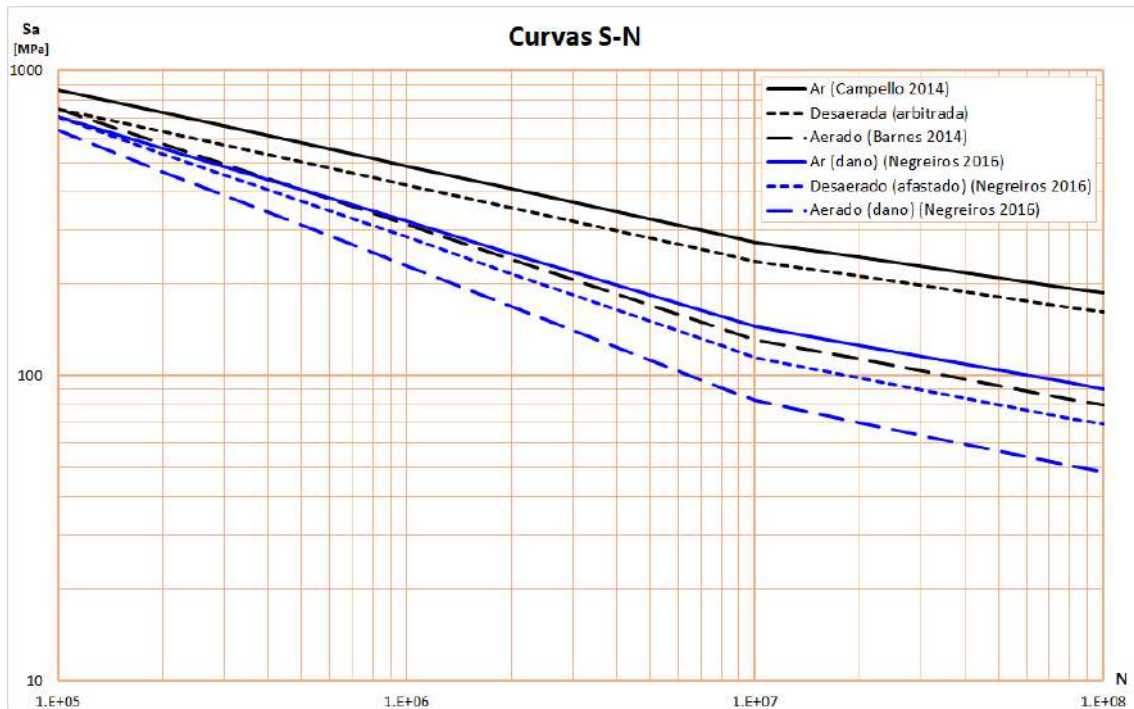


Figura 5.7: Curvas S-N utilizadas na implementação da metodologia proposta.

5.4 Cenários analisados

Todos os cenários simulados tratam de um dano junto ao enrijecedor de curvatura, em torno de 19,5 m de profundidade. A localização da seção analisada pode ser vista na Figura 5.8. Os esforços da análise global foram retirados do elemento correspondente a esta localização. Todas as análises foram realizadas para a armadura de tração interna.

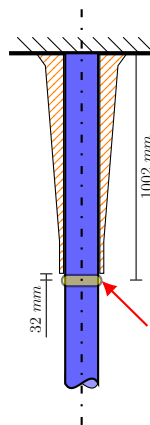


Figura 5.8: Localização da seção danificada. A seta indica a posição onde foi simulada a redução de área resistente e realizada a análise de fadiga.

5.4.1 Cenário de referência: *riser* íntegro

Como base de comparação para os efeitos da corrosão na seção selecionada, foi realizada uma avaliação de fadiga do *riser* íntegro, tanto na própria seção, quanto no ponto crítico esperado¹ para este *riser*, o topo².

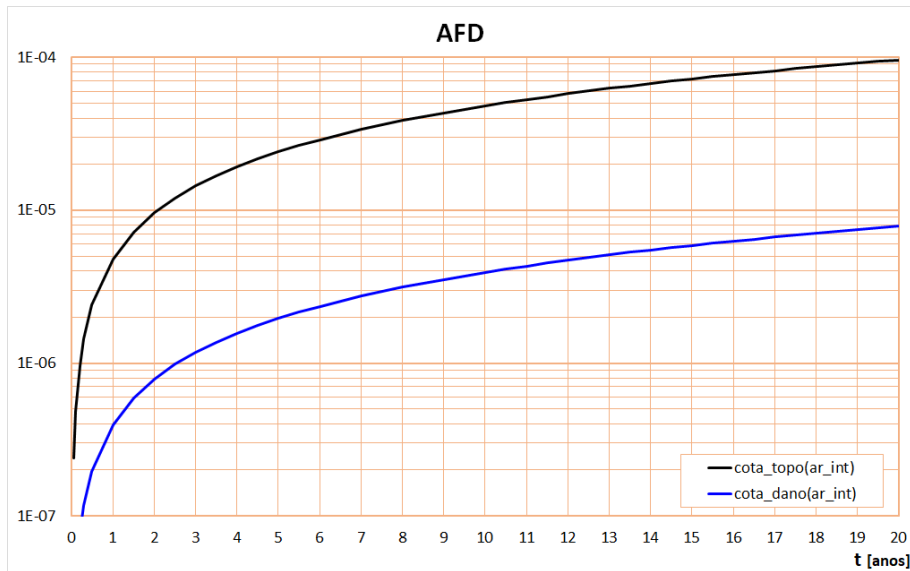


Figura 5.9: Dano acumulado por fadiga ao ar: *riser* íntegro. Considerado arame mais solicitado da armadura de tração interna.

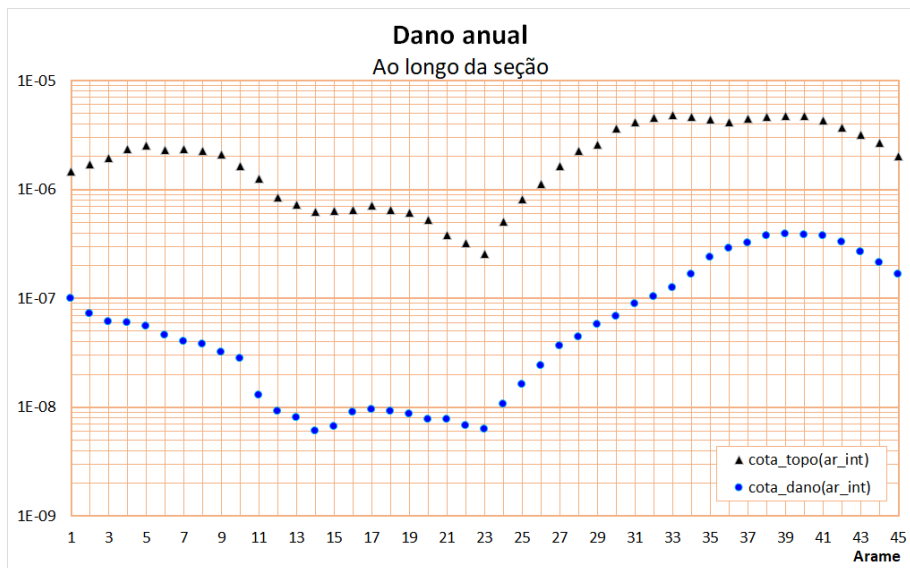


Figura 5.10: Dano anual por fadiga ao longo das seções selecionadas: *riser* íntegro. Armadura de tração interna.

¹Não foi realizada uma análise de fadiga completa, ao longo do duto. Existe a possibilidade de o ponto crítico de fadiga estar localizado na região do TDP.

²Na verdade, no conector de topo. Porém, neste, trabalho não foram considerados os SCFs específicos aplicáveis à análise de armaduras no interior de conectores. Para mais detalhes consultar CAMPELLO [6].

O resultado das análises indicou que no topo do *riser*, o dano anual por fadiga é de $4,8 \times 10^{-6}$, correspondendo a uma vida à fadiga de $2,1 \times 10^5$ anos. Na seção selecionada para análise, o dano anual é de $3,9 \times 10^{-7}$ e a vida de $2,5 \times 10^6$ anos. Considerando $FS = 10$, as vidas à fadiga são, respectivamente, $2,1 \times 10^4$ e $2,5 \times 10^5$. O dano acumulado ao longo dos primeiros 20 anos está mostrado na Figura 5.9. O dano anual ao longo dos arames das duas seções é mostrado na figura 5.10.

5.4.2 *Riser* danificado

Foram definidos 3 cenários, listados na Tabela 5.4, envolvendo o dano na seção indicada do *riser*. Cada um simula condições possíveis em relação ao dano de fadiga acumulado nos períodos de operação com duto íntegro, com dano exposto e com capa externa reparada.

Foram arbitradas taxas de corrosão para as armaduras de tração, assumindo que i) nenhum tipo de proteção está atuante enquanto o dano está exposto ($R_C = 0,10$ ou $R_C = 0,09 \text{ mm/ano}$, conforme os detalhes de cada caso) e ii) no caso de reparo de capa externa, considera-se uma taxa de corrosão residual ($R_C = 0,01 \text{ mm/ano}$).

Nos casos simulados, utilizou-se a seleção automática de curvas S-N. No caso 1, foram considerados apenas os critérios de taxa de corrosão da Tabela 4.3 e nos casos 2 e 3 também foram utilizados os critérios da Tabela 4.4 para a degradação da curva. Todos os cenários utilizam um intervalo de corrosão $\Delta t_C = 0,5 \text{ ano}$.

Os resultados de vida à fadiga serão apresentados sempre com $FS = 1$, exceto quando indicado em contrário.

Tabela 5.4: Casos analisados.

Caso	Fase	Duração	R_c	Curva S-N
Caso 1	Seco, intacto	5,0	0,000	Ar_int
	Alagado, dano exposto	3,0	0,100	CFa_int
	Alagado, dano reparado	12,0	0,010	CFd_int
Caso 2	Seco, intacto	5,0	0,000	Ar_int
	Alagado, dano exposto	3,0	0,100	CFa_int ou CFa_deg
	Alagado, dano reparado	12,0	0,010	CFd_int ou CFd_deg
Caso 3	Seco, intacto	5,0	0,000	Ar_int
	Alagado, dano exposto	10,0	0,090	CFa_int ou CFa_deg

Caso 1

Este caso considera o duto operando em três condições:

- a) duto íntegro por 5 anos;

- b) capa externa danificada, levando ao alagamento do anular e expondo as armaduras de tração por 3 anos; e
- c) um período de 12 anos com reparo da capa externa.

A partir do dano, a exposição da armadura desconsiderando qualquer tipo de proteção catódica ($R_C = 0,100 \text{ mm/ano}$) coloca o duto em uma condição bastante desfavorável, principalmente devido à corrosão-fadiga aerada. Após o reparo, considera-se uma taxa de corrosão residual ($R_C = 0,010 \text{ mm/ano}$).

Para análise deste caso, não são considerados os efeitos de superfície para seleção das curvas S-N . Todas as curvas são para acabamento superficial de fábrica.

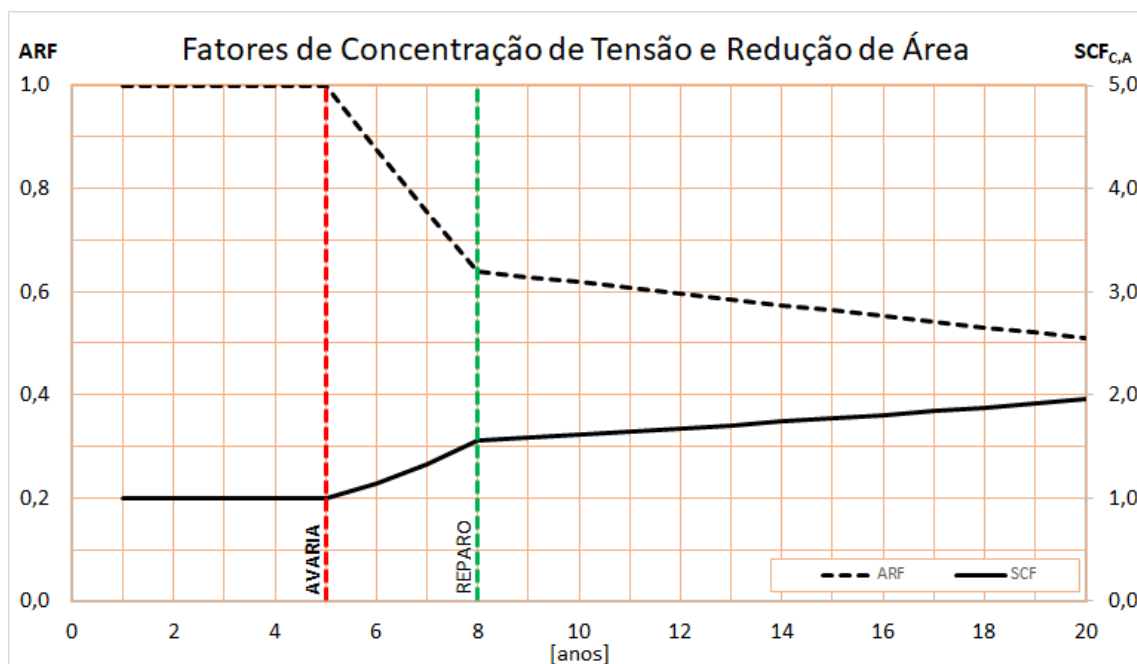


Figura 5.11: Fatores de concentração de tensão: Caso 1.

A Figura 5.11 mostra parte do resultado da análise de corrosão: a evolução do fator de concentração de tensão ao longo do tempo. As variações nas inclinações das curvas são os pontos onde a taxa de corrosão foi alterada.

As variações do dano anual e acumulado de fadiga são mostradas na Figura 5.12. Como esperado, o dano anual sobe de forma rápida após a ruptura da capa — efeito da combinação entre a taxa de corrosão e a curva S-N em água salga aerada. Ocorre um recuo do dano anual após o reparo de capa, com a aplicação da curva desaerada, mas como é evidente na Figura 5.11, quando isso ocorre o $SCF_{C,A}$ já está próximo a 1,6.

A Figura 5.12 também apresenta a evolução do AFD no topo do *riser*, até então o ponto crítico de fadiga do sistema. Seguindo o histórico de evolução dos danos,

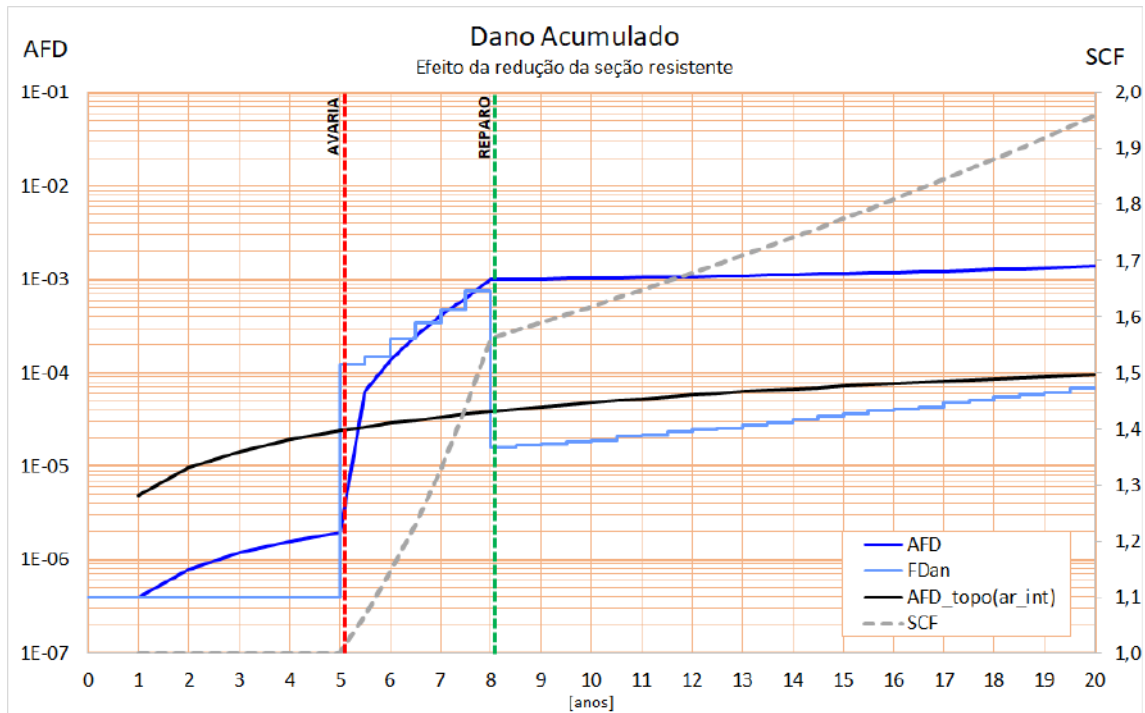


Figura 5.12: Evolução do dano acumulado e dano anual: Caso 1. A curva de AFD do topo do *riser* serve como indicação se e quando o dano torna-se a seção crítica à fadiga.

logo após a seção do dano ser exposta à corrosão-fadiga, esta já acumula um dano maior que o topo, tornando-se o novo ponto crítico.

Percebe-se pela curva de dano anual que há um salto de $3,9 \times 10^{-7}$, considerando a curva de fadiga ao ar, para $1,2 \times 10^{-4}$, causado pela curva de corrosão-fadiga aerada.

No final do período de 20 anos, o arame mais danificado apresenta um dano acumulado de $1,39 \times 10^{-3}$. A vida remanescente, considerando uma taxa de corrosão igual a 0 a partir do fim da análise, com $FS = 10$, é de aproximadamente 1450 anos nesta seção do duto.

Caso 2

O caso 2 apresenta a mesma sequência de eventos do caso 1, mas considerando também os efeitos de superfície (curvas S-N degradadas). Especificamente, a planilha utiliza os critérios de taxa de corrosão e fator de concentração de tensão para selecionar uma curva S-N.

As taxas de corrosão e as concentrações e tensão obtidas são as mesmas do caso 1, Figura 5.11, mas como pode ser visto na Figura 5.13, o impacto das curvas degradadas no dano anual de cada intervalo de corrosão é considerável.

Os casos 1 e 2 são equivalentes até seis meses após a ruptura na capa externa do *riser*, já que até este intervalo de corrosão as curvas S-N foram as mesmas. A partir

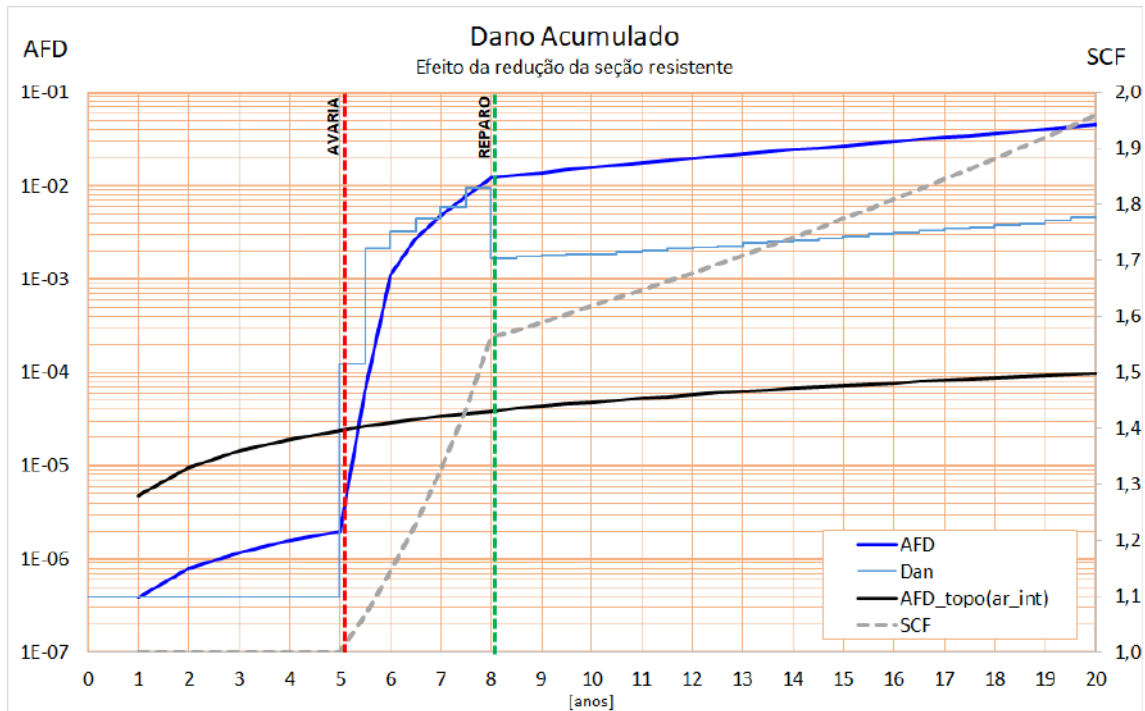


Figura 5.13: Evolução do dano acumulado e dano anual: Caso 2.

do sexto ano, o $SCF_{C,A}$ ultrapassa o critério de 1,1 e a planilha automaticamente seleciona as curvas para superfície degradada. Disto resulta um novo salto no dano anual, de $1,5 \times 10^{-4}$ no caso 1 para $2,1 \times 10^{-3}$.

É importante notar que estes valores de dano anual correspondem ao intervalo de corrosão entre 5,5 e 6 anos. O dano anual citado no caso 1, $1,2 \times 10^{-4}$, é relativo ao intervalo de corrosão anterior e a diferença deve-se à concentração de tensões causada pela redução da seção resistente.

Ao final do período de 20 anos, a vida à fadiga remanescente nesta seção é de aproximadamente 12 anos, com $FS=10$. Da mesma forma que no caso 1, a análise mostrou que o dano tornou-se o novo ponto crítico de vida à fadiga do *riser*.

Caso 3

O caso 3 é uma variação dos cenários anteriores, mas em que não ocorre o reparo de capa externa: considera que ocorrerá corrosão livre, sem nenhum tipo de proteção, e corrosão-fadiga em água do mar aerada permanecem até o fim da análise.

Na verdade, o efeito de considerar-se a taxa de corrosão como 0,090 mm/ano até o fim da análise é que por volta do 15º ano, a área resistente dos arames seria totalmente consumida — Figura 5.14. O próprio critério do fator de utilização tornaria inviável a continuidade operacional a partir de 12,5 anos.

A Figura 5.15 apresenta as variações dos danos anual e acumulado de fadiga.

A mesma inclinação agressiva no momento da exposição das armaduras dos casos

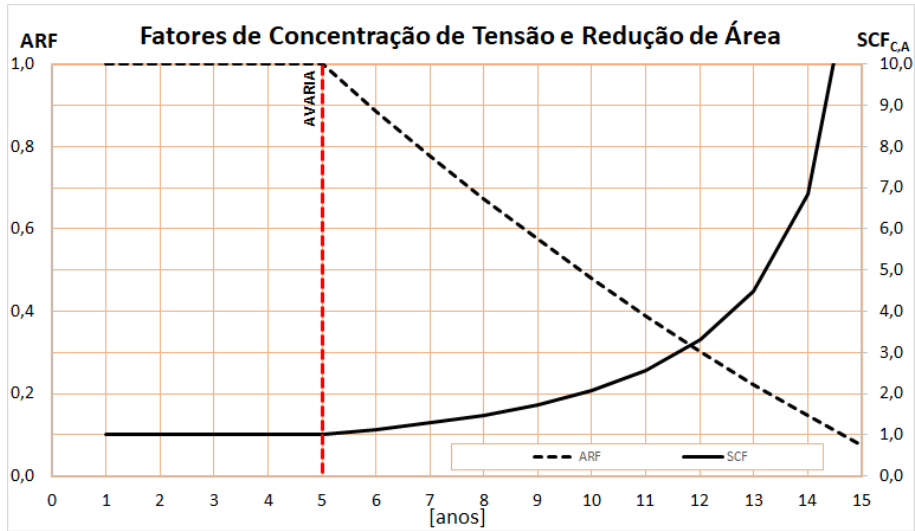


Figura 5.14: Fatores de concentração de tensão: Caso 3.

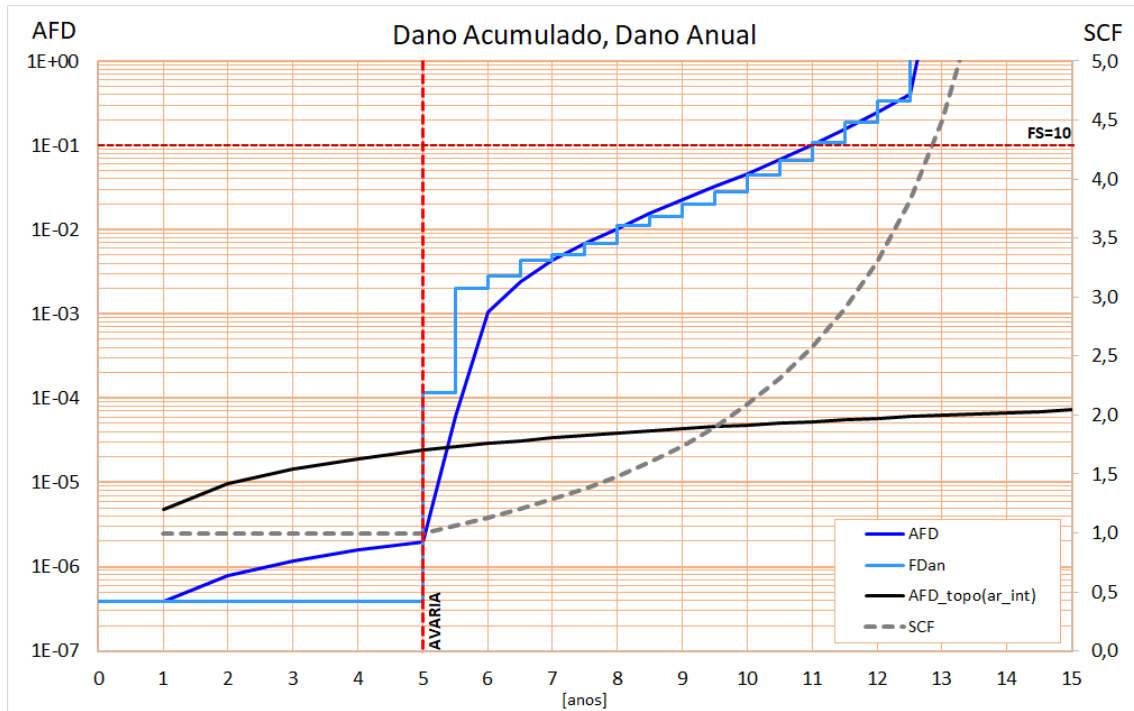


Figura 5.15: Evolução do dano acumulado e dano anual: Caso 3.

anteriores ocorre aqui, mas sem a redução do dano anual com o reparo. O dano acumulado ultrapassa o critério do fator de segurança $FS = 10$ ($AFD = 0,1$) em $t = 11$ anos, resultando em uma vida à fadiga como $t_{vida} = 10,5$ anos, conforme a Eq. (4.27).

Resultados das análises

A compilação dos resultados dos casos analisados são apresentados na Tabela 5.5, tanto o dano acumulado ao final de 20 anos de operação quanto a vida remanescente

(considerando $R_C = 0$ mm/ano a partir do fim da análise).

O caso 3 apresenta estes mesmos dados, mas limitados a 10,5 anos de operação.

Tabela 5.5: Resultados dos casos (AFD obtido ao final da análise ou no tempo de vida calculado).

Caso	Tempo	AFD	Vida rem. [anos]	
			$FS = 1$	$FS = 10$
Projeto	20 anos	$7,85 \times 10^{-6}$	$2,55 \times 10^6$	$2,55 \times 10^5$
Caso 1	20 anos	$6,79 \times 10^{-5}$	$1,47 \times 10^4$	$1,45 \times 10^3$
Caso 2	20 anos	$4,45 \times 10^{-2}$	$2,10 \times 10^2$	$1,22 \times 10^1$
Caso 3	10,5 anos	$6,86 \times 10^{-2}$	$2,10 \times 10^1$	$7,09 \times 10^{-1}$

5.5 Avaliação da Metodologia

Os dois aspectos tratados na metodologia, a redução de seção resistente e utilização de curvas S-N considerando degradação superficial, impactam de diferentes formas e intensidades a análise de fadiga.

As Figuras 5.16 e 5.17 comparam estes dois aspectos. Nelas pode-se avaliar o comportamento do dano acumulado ao longo do tempo nos casos 2 e 3, tanto com os resultados obtidos com a metodologia proposta, quanto utilizando apenas as curvas S-N selecionadas pelo critério do item 4.2.3.

A subida íngreme na curvas de dano anual e acumulado são causadas pela alteração da curva S-N. Isso fica claro nas Figuras 5.16 e 5.17, que mostram o incremento no dano nas duas curvas, com e sem a utilização dos concentradores de tensão.

Como esperado, enquanto os valores de concentração de tensão são baixos, seus efeitos no dano provocado por fadiga são negligenciáveis. Porém, a progressão da corrosão, e o conseqüente crescimento do SCF, pode acelerar consideravelmente a fadiga do material. Isto ocorreu nestes dois casos.

A comparação entre os casos 2 e 3 evidencia ainda que, mesmo tendo efeito considerável no caso 2, a redução da seção resistente foi determinante no caso 3.

Se a corrosão não for interrompida, o modelo prevê um crescimento quadrático do SCF e, conseqüentemente das tensões atuantes. Este comportamento da concentração de tensões SCF, e seu impacto no acúmulo de dano, podem ser vistos no caso 3, Figura 5.15.

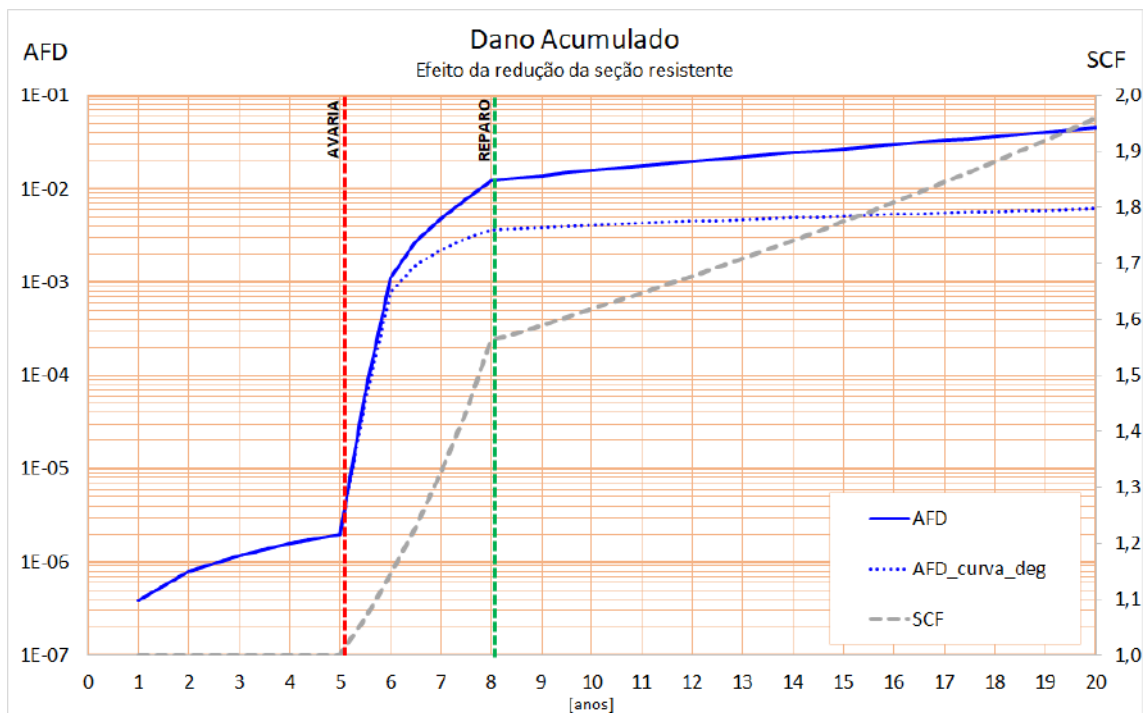


Figura 5.16: Efeito da redução da seção resistente no AFD: Caso 2. Curvas: i) AFD - Dano acumulado calculado pela metodologia proposta e ii) AFD_curva_deg - Dano acumulado desconsiderando a redução de área.

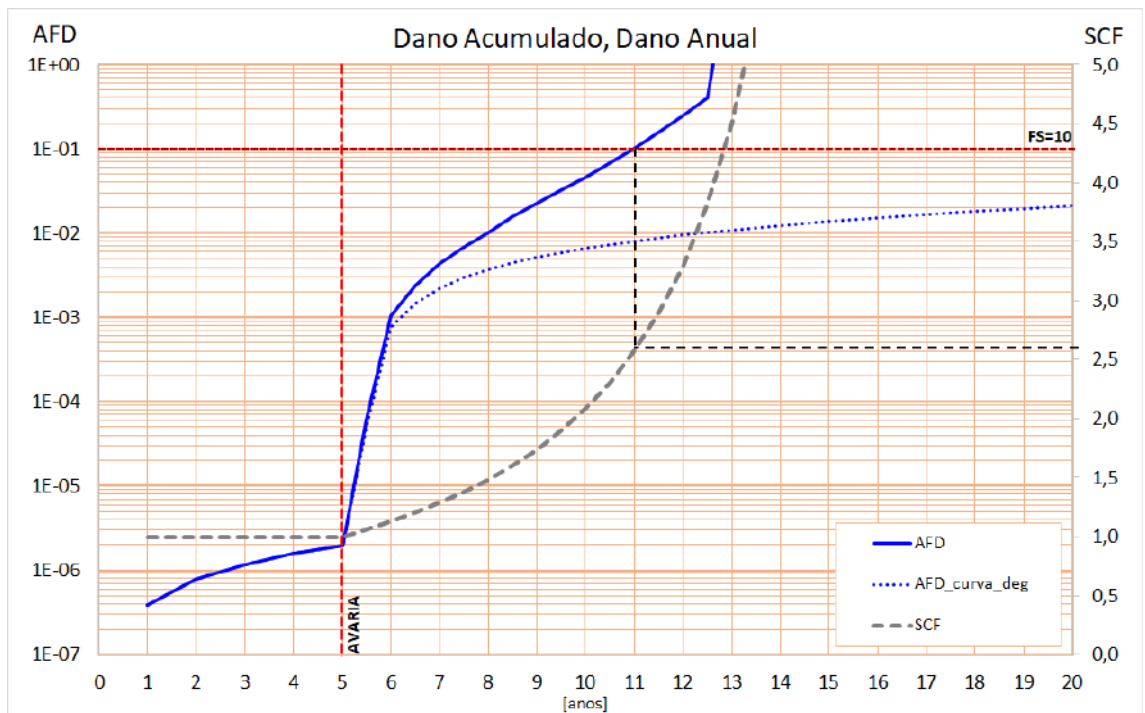


Figura 5.17: Efeito da redução da seção resistente no AFD: Caso 3. Curvas: i) AFD - Dano acumulado calculado pela metodologia proposta e ii) AFD_curva_deg - Dano acumulado desconsiderando a redução de área.

Capítulo 6

Conclusões

O objetivo desta dissertação foi propor uma metodologia capaz de avaliar a vida à fadiga de um *riser* flexível, considerando os efeitos da corrosão marinha nas armaduras de tração, causada por dano ou ruptura da capa polimérica externa.

A metodologia se apoia em três núcleos, ou modelos centrais:

1. um modelo de redução de seção resistente das armaduras de tração, responsável por calcular um fator de concentração de tensão ao longo do tempo;
2. um conjunto de critérios para seleção de curvas S-N , idealizado para a inferir o estado superficial do arame e selecionar curvas conforme o estado de degradação;
3. um modelo de pré-processamento dos casos de carregamento na análise local, cujo objetivo é a otimização do desempenho computacional enquanto mantém o rigor no cálculo das séries de tensões a cada período de corrosão;

A partir destes núcleos, foi criada a metodologia apresentada, cujas etapas são: discretizar o período de análise, gerar os concentradores de tensão, selecionar as curvas de fadiga, realizar a análise local básica (pré-análise) dos casos de carregamento e, finalmente, calcular o dano por fadiga ao longo do tempo. A partir do histórico de dano acumulado é definida a vida à fadiga ou a vida remanescente além do período analisado.

Uma resposta adicional da análise é se um dano, em uma seção que não é particularmente preocupante quanto à vida fadiga, pode vir a se tornar o novo ponto crítico do *riser*. Esta funcionalidade pode ser otimizada se a implementação for alterada para consideração dos concentradores de tensão no interior de conectores, obtendo assim informações mais precisas.

Idealmente, as análises deveriam ter sido realizados com dados de campo, mas a indisponibilidade de informações, principalmente taxas de corrosão confiáveis, invia-

bilizou esta opção. Os cenários simulados apresentaram os comportamentos esperados. Também permitiram avaliar tanto o efeito da concentração de tensões (redução de seção), quanto da seleção de curvas S-N mais ou menos agressivas.

Entre a concentração de tensões e a alteração entre curvas S-N, a segunda mostrou um impacto mais pronunciado, acelerando rapidamente o acúmulo de dano. O efeito da concentração de tensões tem uma dinâmica mais lenta, mas pode reduzir significativamente a vida à fadiga. Além disso, tem a característica de, enquanto houver processo corrosivo, aumentar continuamente a taxa de dano anual.

O fato do modelo de redução de seção não considerar os efeitos de concentração de tensão por entalhe ocasionados por corrosão alveolar, que fatalmente ocorrerá antes de uma redução significativa de área. Estes efeitos, porém, podem já estar considerados nas curvas degradadas utilizadas. Esta confirmação só é possível através da calibração do modelo.

por um majoramento na taxa de corrosão. Sem dados para calibração do modelo, porém, isto não é aplicável.

Durante o desenvolvimento e análises, algumas extrapolações do uso inicial da metodologia foram identificados.

Apesar de preparada para seleção automática das curvas de fadiga conforme critérios definidos, a possibilidade de especificação manual da lista de curvas a ser utilizada amplia a flexibilidade da metodologia, inclusive para adequar-se a outros fenômenos hoje capturados nas curvas — utilização de curvas para superfície degradada é um exemplo desta possibilidade já incorporada à metodologia.

Mesmo desenvolvido para corrosão, o modelo de redução de seção resistente é independente do mecanismo responsável pela perda de material. Isto viabiliza a aplicação do modelo para outros tipos de desgaste, bastando a utilização de uma taxa de redução de espessura adequada. Porém, a utilização desta opção é limitada pela capacidade atual da metodologia, que ainda não está preparada para danos localizados em um arco específico da seção.

6.1 Trabalhos futuros

Uma pequena melhoria na implementação consiste na realização das análises axissimétricas na planilha por equações analíticas. Embora a utilização da matriz de coeficientes para a realização da análise tenha a tendência ser mais eficiente, o cálculo analítico deixaria a planilha mais flexível para as análises. No formato atual, o levantamento prévio dos coeficientes é uma etapa adicional computacionalmente custosa, dependente de solução numérica pelo Método dos Elementos Finitos (pacote ANSYS[©], utilizando malha gerada pelo programa RISERTOOLS).

A avaliação do impacto dos fatores de redução lineares neste trabalho foi bastante

específica e a decisão de não utilizá-los, apesar pouco modificar os resultados das análises, foi tomada de forma conservadora. É possível que em outras condições, a consideração do fatores seja útil, principalmente considerando seções com maiores esforços de flexão ou diferentes dimensões de perfis de armaduras de tração.

Algumas melhorias na metodologia podem ampliar sua utilidade. Entre elas, destaca-se a generalização do uso de concentradores de tensão na etapa de análise local. Esta melhoria abre caminho para a utilização de outros modelos de concentração de tensão ou a incorporação de múltiplos modelos simultaneamente.

A possibilidade de utilização de concentradores variando, tanto no tempo quanto ao longo do arco da seção permitiria a modelagem de danos mais reais — desgastes, abrasões, ruptura de arames, *gaps*, taxas de corrosão variáveis ou concentradores de entalhe.

Outra possibilidade é a modificação da metodologia para, ao invés de sobrepor os efeitos da concentração de tensão e da degradação superficial, utilizar uma curva S-N adequada como alvo e calcular qual a envoltória (taxa de corrosão, tempo) para levar as armaduras de tração da curva S-N do arame novo ao dano anual provocado pela curva alvo, via concentradores de tensão.

Esta abordagem é particularmente interessante na ausência de dados de taxa de corrosão, mas sua aplicação demanda curvas S-N alvo levantadas para condições específicas: mesmas dimensões de arame e área resistente final do arame próxima definida.

Por outro lado, mais importante que melhorias na metodologia, é o levantamento de dados de campo e experimentais para calibração adequada dos modelos e relacionadas à corrosão e às curvas S-N :

- Caracterização da corrosão — taxas, tipos, superfície, rugosidade — de arames de armadura de tração nas várias condições possíveis: corrosão livre, sob reparo, sob proteção catódica deficiente, associadas a diferentes geometrias de avaria na capa e nas várias zonas de corrosão.
- Levantamento de curvas S-N em condições de degradação superficial, associadas ao estado da superfície, para não só viabilizar o uso das curvas como permitir a calibração dos critérios de seleção.

Referências Bibliográficas

- [1] ANP. *Boletim da Produção de Petróleo e Gás Natural - fevereiro de 2017*. Relatório técnico, 2017.
- [2] API. *Recommended Practice for Flexible Pipe*. API RP17J, American Petroleum Institute, Washington, DC, 2014.
- [3] ISO. *Petroleum and natural gas industries — Design and operation of subsea production systems – Part 2: Unbonded flexible pipe systems for subsea and marine applications*. ISO 13628-2, International Organization for Standardization, Geneva, Switzerland, 2006.
- [4] Fergestad, D. M., Løtveit, S. A. S. (Eds.). *Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes*. Trondheim Norway, MARINTEK / NTNU / 4Subsea, 2014.
- [5] DE SOUSA, J. R. M. *Análise local de linhas flexíveis pelo método dos elementos finitos*. Tese de dsc, PEC-COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2005.
- [6] CAMPELLO, G. C. *Metodologia de Projeto para o Sistema de Ancoragem de Conectores de Dutos Flexíveis e Proposição de Nova Tecnologia*. Tese de dsc, PEC-COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2014.
- [7] OBRIEN, P., MELDRUM, E., OVERTON, C., et al. “Outcomes from the su-reflex joint industry project-an international initiative on flexible pipe integrity assurance”. In: *Offshore Technology Conference*. Offshore Technology Conference, 2011.
- [8] MUREN, J. *Petroleum Safety Authority Norway: Flexible pipes, Failure modes, inspection, testing and monitoring*. Relatório técnico, Seaflex, 2007.
- [9] GREALISH, F., SMITH, R., ZIMMERMAN, J., et al. “New industry guidelines for fatigue analysis of unbonded flexible risers”. In: *Offshore Technology Conference*. Offshore Technology Conference, 2006.
- [10] API. *Recommended Practice for Flexible Pipe*. API RP17B, American Petroleum Institute, Washington, DC, 2014.

- [11] DE SOUSA, J. R. M., DE SOUSA, F. J., DE SIQUEIRA, M. Q., et al. “A Theoretical Approach to Predict the Fatigue Life of Flexible Pipes”, *Journal of Applied Mathematics*, v. 2012, 2012.
- [12] LACEO, L. D. A. E. C. D. E. O. *Novos Desenvolvimentos e Implementação de Facilidades para Cálculo de Fadiga em Linhas Flexíveis*. Relatório PEC-15177-7, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 2014.
- [13] FYLLING, I., BECH, A. “Effects of internal friction and torque stiffness on the global behavior of flexible risers and umbilicals”. In: *Proceedings of the 10th international conference on offshore mechanics and arctic engineering*, 1991.
- [14] SÆVIK, S. “Theoretical and experimental studies of stresses in flexible pipes”, *Computers & Structures*, v. 89, n. 23, pp. 2273–2291, 2011.
- [15] ESTRIER, P. “Updated method for the determination of the service life of flexible risers”, 1992.
- [16] BERGE, S., BENDIKSEN, E., GUDME, J., et al. “Corrosion fatigue testing of flexible riser armour: procedures for testing and assessment of design criteria”. In: *ASME 2003 22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, pp. 225–231. American Society of Mechanical Engineers, 2003.
- [17] BUDYNAS, R. G., NISBETT, J. K. *Shigley’s mechanical engineering design*. 8 ed. New York, McGraw-Hill, 2006.
- [18] SCHIJVE, J. *Fatigue of structures and materials*. Delft, Netherlands, Springer, 2009.
- [19] NEGREIROS, L. A. S. D. *Avaliação da resistência à fadiga e corrosão-fadiga da armadura de tração de um riser flexível retirado de operação*. Dissertação de msc, UFRG, Porto Alegre, 2016.
- [20] BABOIAN, R., TRESEDER, R. *NACE Corrosion Engineer’s Reference Book*. 3 ed. Houston, NACE International, 2002.
- [21] BARDAL, E. *Corrosion and protection*. London, Springer Science & Business Media, 2007.
- [22] ROBERGE, P. *Handbook of Corrosion Engineering*. McGraw-Hill handbooks. New York, McGraw-hill, 1999.

- [23] MATSUSHIMA, I. “Carbon steel—corrosion by seawater”, *Uhlig’s Corrosion Handbook, Third Edition*, pp. 601–607, 2000.
- [24] CHANDLER, K. A. *Marine and offshore corrosion*. Marine engineering series. London, Butterworths, 1985.
- [25] FITZGERALD, J. “Engineering of cathodic protection systems”, *Uhlig’s Corrosion Handbook, Third Edition*, pp. 1001–1011, 2011.
- [26] NEŠIĆ, S. “Carbon dioxide corrosion of mild steel”, *Uhlig’s Corrosion Handbook, Third Edition*, pp. 229–245, 2011.
- [27] ELBOUJDANI, M. “Hydrogen-induced cracking and sulfide stress cracking”, *Uhlig’s Corrosion Handbook*, v. 3, pp. 183–194, 2011.
- [28] RUBIN, A., OVERBY, S., NIELSEN, T. S., et al. “Corrosion rates of carbon steel in confined environments”. In: *CORROSION 2012*. NACE International, 2012.
- [29] ROPITAL, F., TARAVEL-CONDAT, C., SAAS, J., et al. “Methodology to study the general corrosion of steel armours in simulated conditions of flexible pipe annulus influence of confinement and evaluation of the pH”. In: *Proc., EUROCORR*, 2000.
- [30] ERIKSEN, M., ENGELBRETH, K. I. “Outer Cover Damages on Flexible Pipes: Corrosion and Integrity Challenges”. In: *ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, pp. V06BT04A016–V06BT04A016. American Society of Mechanical Engineers, 2014.
- [31] CLEMENTS, R. “Corrosion assessment prediction for a confined flexible pipe annulus”. In: *Proc., EUROCORR*, 2008.
- [32] FESTY, D., CHOQUEUSE, D., LEFLOUR, D., et al. “Cathodic protection beneath thick external coating on flexible pipeline”. In: *Proc., EUROCORR*, 2004.
- [33] MUREN, J., CAVENY, K., ERIKSEN, M., et al. *Petroleum Safety Authority Norway: Un-bonded Flexible Risers—Recent Field Experience and Actions for Increased Robustness*. Relatório técnico, 4Subsea, 2013.
- [34] DE SOUSA, J. R., DE SOUSA, F. J., DE SIQUEIRA, M. Q., et al. “Fatigue Analysis of a 6” Flexible Pipe With Broken Tensile Armor Wires”. In:

ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, pp. 445–457. American Society of Mechanical Engineers, 2012.

- [35] DE SOUSA, J. R. M., CAMPELLO, G. C., KWIETNIEWSKI, C. E. F., et al. “Structural response of a flexible pipe with damaged tensile armor wires under pure tension”, *Marine Structures*, v. 39, pp. 1–38, 2014.
- [36] NACE. *Control of External Corrosion on Underground or Submerged Metallic Piping Systems*. NACE SP0169-2013, NACE International, 2013.
- [37] ASTM. *Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis*. ASTM E1049-85, ASTM International, 2011.
- [38] PETROBRAS. *Metoccean Data*. Especificação Técnica I-ET-3000.00-1000-941-PPC-001, Petróleo Brasileiro S/A, Rio de Janeiro, 2010.
- [39] PETROBRAS. *Service Life – Fatigue Analysis*. Especificação Técnica I-ET-3010.00-1500-960-PPC-002, Petróleo Brasileiro S/A, Rio de Janeiro, 2013.
- [40] PETROBRAS. *Structural Analysis of Flexible Pipes*. Especificação Técnica I-ET-3010.00-1500-960-PPC-006, Petróleo Brasileiro S/A, Rio de Janeiro, 2013.
- [41] BARNES, P. *An Investigation into the Corrosion Fatigue Behaviour of High Strength Carbon Steel Tensile Armour Wires*. Tese de Doutorado, The University of Manchester, 2014.
- [42] BSI. *Guide to fatigue design and assessment of steel products*. BS 7608, British Standard Institution, 2014.

Apêndice A

Modelo de cálculo de fadiga com SCFs variáveis

Implementação da metodologia de cálculo em planilha Mathcad[®] 14.

Universidade Federal do Rio de Janeiro COPPE - Programa de Engenharia Oceânica

Análise de fadiga em armaduras de tração sob corrosão

Autor:

Fábio R. Sant'Anna

Orientadores:

Murilo Augusto Vaz

José Renato M. Sousa

ORIGIN := 0
f0(i,j) := 0
ano := yr
anos := yr

Dados da Análise Corrosão:

Histórico de corrosão:

VRc :=	$\begin{pmatrix} 0.000 \\ 0.100 \\ 0.010 \end{pmatrix}$	$\frac{\text{mm}}{\text{ano}}$
--------	---	--------------------------------

$V\Delta_t :=$	$\begin{pmatrix} 2 \\ 3 \\ 5 \end{pmatrix}$	·anos
----------------	---	-------

Resolução de análise:

$$\Delta t_a := 0.5 \text{ ano}$$

Perfodo de análise:

$$t_a := \sum V\Delta_t = 10 \cdot \text{anos}$$

Critério de seleção curvas SN:

- 0 - Rc máx. para corrosão ao ar;
- 1 - Rc máx. para corrosão desaerada;
- 2 - SCFc,a máx. para curva de arame íntegro.

critSN :=	$\begin{pmatrix} 0.008 \\ 0.02 \\ 1.1 \end{pmatrix}$
-----------	--

Transposição da análise global:

Rigidez à flexão local (duto ou BS):

$$EI := 3.95 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}^2$$

Pressão interna:

$$p_{\text{int}} := 1.471 \text{ MPa}$$

Atuando na camada:

$$i_{\text{cei}} := 2$$

Pressão externa:

$$p_{\text{ext}} := 0.162 \text{ MPa}$$

Atuando na camada:

$$i_{\text{cec}} := 2$$

Lista de casos de carregamento:

$$\text{arq_casos} := \text{"R59TT12EL0029.CAS"}$$

Histórico de trações e momentos para o elemento:

$$\text{arq_carga} := \text{"R59TT12EL0029.HIS"}$$

Dados da Análise local:

Tipo da estrutura do duto:

- 1: Rough bore (COM carcaça), COM armadura de pressão e COM fita de alta resistência;
- 2: Rough bore (COM carcaça), COM armadura de pressão e SEM fita de alta resistência;
- 3: Smooth bore (SEM carcaça), COM armadura de pressão e COM fita de alta resistência;
- 4: Smooth bore (SEM carcaça), COM armadura de pressão e SEM fita de alta resistência;
- 5: Rough bore (COM carcaça), SEM armadura de pressão e COM fita de alta resistência;
- 6: Rough bore (COM carcaça), SEM armadura de pressão e SEM fita de alta resistência.

tipo := 2

Camada da

fita de alta resist.:

(0 se p/ sem fita)

i_f := 0

Atrito:

μ := 0.1

Camada analisada:

i_c := 5

Nro da armadura analisada:

i_a := 3

Pos. da armadura:

(1 - interna / 2 - externa)

i_{tra} := 1

Anular:

(0 - seco / 1 - alagado)

i_{capa} := 1

Camada da arm. ext:

i_c := 6

Dados das camadas:

arq_str := "R101_1_2.INFO"

Lista de camadas, uma por linha.

Arm: 1 p/ armaduras, 0 p/ camadas poliméricas.

na: número de arames.

alph: ângulo da camada.

B: 1 camada não estanque, 0 para estanque.

Exemplo:

Arm	di [mm]	na	alph [°]	A [mm ²]	B	Descrição	h [mm]	w [mm]	E [MPa]	v
1	101.06	001	87.5	032.00	1	Carcaça	0.400000E+01	0.000000E+00	0.193000E+06	0.290000E+00
0	0.00	000	0	000.00	0	Barreira de pressão	0.500000E+01	0.000000E+00	0.330000E+03	0.470000E+00
1	0.00	001	88.4	050.78	1	Armadura de pressão	0.620000E+01	0.000000E+00	0.205000E+06	0.300000E+00
0	0.00	000	0	000.00	1	Camada antiatrito	0.200000E+01	0.000000E+00	0.793000E+03	0.450000E+00
1	0.00	045	35	013.27	1	Armadura de tração	0.200000E+01	0.700000E+01	0.205000E+06	0.300000E+00
1	0.00	047	-35	013.27	1	Armadura de tração	0.200000E+01	0.700000E+01	0.205000E+06	0.300000E+00
0	0.00	000	0	000.00	1	Fita de fabricação	0.115000E+01	0.000000E+00	0.345000E+03	0.450000E+00
0	0.00	000	0	000.00	0	Capa externa	0.500000E+01	0.000000E+00	0.345000E+03	0.450000E+00

Arquivo de coeficientes da estrutura:

arq_COF := "R101_1_2(45x81).COF"

Dados da Análise de Fadiga:

Curvas S-N:

Ar_int (CAMPELLO 2014):

$$SN_{int_ar} := \begin{pmatrix} 16.75 & 21.62 \\ 4.0 & 6.0 \end{pmatrix}$$

CFd_int (curva arbitrada):

$$SN_{int_cfd} := \begin{pmatrix} 16.50 & 21.25 \\ 4.0 & 6.0 \end{pmatrix}$$

CFa_int (BARNES 2014):

$$SN_{int_cfa} := \begin{pmatrix} 12.61 & 16.85 \\ 2.6 & 4.6 \end{pmatrix}$$

Ar_deg (NEGREIROS 2016):

$$SN_{d_ar} := \begin{pmatrix} 13.27 & 17.59 \\ 2.9 & 4.9 \end{pmatrix}$$

CFd_deg (NEGREIROS 2016):

$$SN_{d_cfd} := \begin{pmatrix} 12.24 & 16.36 \\ 2.5 & 4.5 \end{pmatrix}$$

CFa_deg (NEGREIROS 2016):

$$SN_{d_cfa} := \begin{pmatrix} 11.34 & 15.17 \\ 2.3 & 4.3 \end{pmatrix}$$

$$SNr := (SN_{int_ar} \quad SN_{int_cfd} \quad SN_{int_cfa} \quad SN_{d_ar} \quad SN_{d_cfd} \quad SN_{d_cfa})^T$$

Funções p/ curvas S-N:

$$f_N(SN, Sa) := \max \left[10^{SN_{0,0}} \cdot (Sa)^{-SN_{1,0}}, 10^{SN_{0,1}} \cdot (Sa)^{-SN_{1,1}} \right]$$

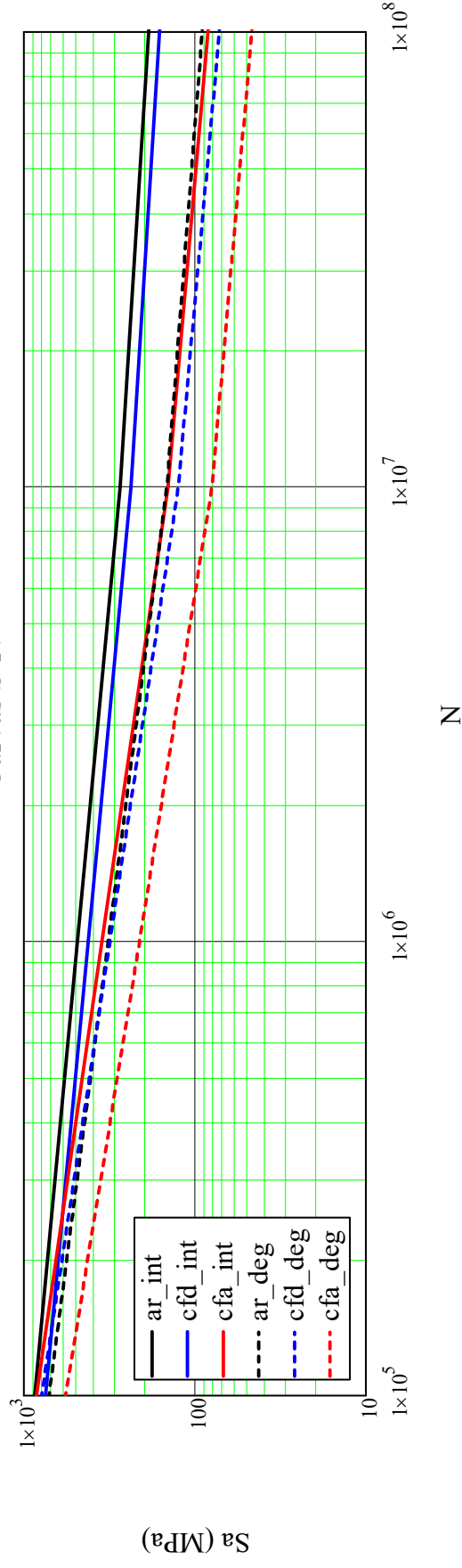
$$f_S(SN, N) := \max \left[\frac{1}{10^{\frac{N}{SN_{0,0}}}}, \frac{1}{10^{\frac{N}{SN_{0,1}}}} \right]$$

Plotagem das curvas S-N:

$$ie_g := 0..5 \quad i_{SN} := 0..5 \quad e0 := 4 \quad N_{gie_g} := 10^{ie_g+e0}$$

$$PSN_{ie_g, i_{SN}} := f_S(SNr_{i_{SN}}, N_{gie_g})$$

Curvas S-N



Corr. tensão média por Gerber.
(0 - usa Goodman)

$\text{Gerber} := 0$

$$f_Sa(\sigma_u, \sigma_a, \sigma_m) := \frac{\sigma_a}{1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right)^2} \quad \text{if Gerber}$$
$$\frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_u}} \quad \text{otherwise}$$

Limites de ruptura/escoamento:

$\sigma_u := 1400 \text{ MPa}$

$\sigma_y := 0.9 \cdot \sigma_u = 1260 \cdot \text{MPa}$

Vida à fadiga remanescente:
(pós período de análise)
O cálculo da vida remanescente assume $R_c=0$ após período total de corrosão analisado.
Se $\text{calc_vida_rm}=0$, será assumida a curva S-N no último período de corrosão analisado.

Calcular vida remanescente com curva S-N personalizada?

$\text{calc_vida_rm} := 0$

Curva S-N de vida remanescente:

$\text{SN}_{\text{rem}} := \text{SN}_{\text{d_cfc}}$

Fator de Segurança:

$\text{FS} := 10$

Faixas da contagem *Rainflow*:

$\text{Ri} := 10 \text{ MPa}$

$\text{Mi} := 5 \text{ MPa}$

Saída:

Arquivo de saída:

$\text{arq_Dano} := \text{"R10I_1_2.DANO"}$

Grava arquivo se =1

$\text{gcrasaida_DANO} := 0$

Dados das camadas

Camadas := READPRN(arq_estr)

$n_{cam} := \text{rows}(\text{Camadas}) = 8$ $i_c := 0 \dots n_{cam} - 1$ $n_{arm} := \sum \text{Camadas}^{(0)} = 4$

$i_{arm} := 0 \dots n_{arm} - 1$ $n_{pla} := n_{cam} - n_{arm}$

$\beta := \text{Camadas}^{(5)}$ $h := \text{Camadas}^{(6)}$ $w := \text{Camadas}^{(7)}$ $\alpha := \text{Camadas}^{(3)}$ $n_a := \text{Camadas}^{(2)}$ $E := \text{Camadas}^{(8)}$ $\nu := \text{Camadas}^{(9)}$

$\beta_- := 1 - \beta$

Número de arames na camada de interesse: $n_a := n_{i_{c_{an}}} - 1 = 45$

$d_{i_c} := \begin{cases} (\text{Camadas}_{0,1}) \cdot \text{mm} & \text{if } i_c = 0 \\ \left(\frac{d_{i_c-1} + h_{i_c-1}}{2} \right) & \text{otherwise} \end{cases}$ $a_{i_c} := \frac{d_{i_c} + h_{i_c}}{2}$ $A_{c_i} := \begin{cases} \frac{\pi}{4} \left[(d_{i_c} + h_{i_c})^2 - (d_{i_c})^2 \right] & \text{if } \text{Camadas}_{i_c,0} = 0 \\ \text{Camadas}_{i_c,4} \cdot \text{mm}^2 & \text{otherwise} \end{cases}$

$a_i := d_{i_0}$ $a_c := d_{n_{cam}-1} + h_{n_{cam}-1}$

Passo da armadura:

$$l_t := \frac{2 \cdot \pi \cdot a_{i_{c_{ate}}-1}}{\left| \tan(\alpha_{i_{c_{ate}}-1}) \right|} = 0.549 \text{ m}$$

Tração causada pelo diferencial de pressão:

$$T_p := P_{int} \frac{\pi \cdot (d_{i_{c_{cei}}-1})^2}{4} - P_{ext} \frac{\pi \cdot (d_{i_{c_{ce}}-1} + 2 \cdot h_{i_{c_{ce}}-1})^2}{4} = 11.068 \text{ kN}$$

Coefficientes da estrutura

Arquivo de coeficientes: coef := READPRN(arq_COF) n_col.c := cols(coef)

Fatores de proporcionalidade (pressão de contato):

$$f_p := \frac{\text{submatrix}(\text{coef}, 6 \cdot n_{\text{pla}} + n_{\text{cam}}, 6 \cdot n_{\text{pla}} + 2 \cdot n_{\text{cam}} - 2, 0, n_{\text{col.c}} - 1)}{1000}$$

Na armadura de interesse: ic_an = 5

$$f_{p0} := \left[\begin{array}{c} \langle ic_{an} - 2 \rangle \\ f_p^T \end{array} \right] \quad f_{p1} := \left[\begin{array}{c} \langle ic_{an} - 1 \rangle \\ f_p \end{array} \right]$$

Fatores de proporcionalidade (tensões axissimétricas):

$$f_{\sigma} := \frac{\text{submatrix}(\text{coef}, 6 \cdot n_{\text{pla}} + 2 \cdot n_{\text{cam}} - 1, 6 \cdot n_{\text{pla}} + 2 \cdot n_{\text{cam}} + n_{\text{arm}} - 2, 0, n_{\text{col.c}} - 1)}{1000}$$

Na armadura de interesse: ia_te = 3

$$f_{\sigma a} := \left[\begin{array}{c} \langle ia_{te} - 1 \rangle \\ f_{\sigma}^T \end{array} \right]$$

Coefficientes de Flexão

$$f_{b1} := \frac{E_{ic_{an-1}} \cdot h_{ic_{an-1}}}{2} \cdot \cos(\alpha_{ic_{an-1}})^4$$

$$f_{b3} := \frac{E_{ic_{an-1}} \cdot w_{ic_{an-1}}}{2} \cdot \cos(\alpha_{ic_{an-1}}) \cdot \left(1 + \sin(\alpha_{ic_{an-1}})^2\right)$$

$$\mu_{inf} := \mu$$

$$f_{b5} := \frac{\pi^2 \mu_{inf}}{4 \cdot E_{ic_{an-1}} \cdot h_{ic_{an-1}} \cdot \cos(\alpha_{ic_{an-1}})^2 \cdot \sin(\alpha_{ic_{an-1}})}$$

$$f_{b7} := \frac{2 \cdot \pi \cdot (a_{ic_{an-1}})^2}{n a_{ic_{an-1}} \cdot w_{ic_{an-1}} \cdot h_{ic_{an-1}} \cdot \tan(\alpha_{ic_{an-1}})} \cdot \frac{1}{1}$$

$$f_{b2} := \frac{3 \cdot E_{ic_{an-1}} \cdot h_{ic_{an-1}}}{2} \cdot \cos(\alpha_{ic_{an-1}})^2$$

$$f_{b4} := 0$$

$$\mu_{sup} := \mu$$

$$f_{b6} := \frac{\pi^2 \mu_{sup}}{4 \cdot E_{ic_{an-1}} \cdot h_{ic_{an-1}} \cdot \cos(\alpha_{ic_{an-1}})^2 \cdot \sin(\alpha_{ic_{an-1}})}$$

Análise de corrosão

Funções: análise de corrosão

$$f_A(\text{th0}, w0, A0, 10, \Delta l) := \left[\Delta l^2 - (\text{th0} + w0 - 210) \cdot \Delta l + (\text{th0} - 10) \cdot (w0 - 10) \right] \frac{A0}{\text{th0} \cdot w0}$$

$$f_A(\text{th0}, w0, A) := \frac{(\text{th0} + w0 - 210) - \sqrt{(\text{th0} - w0)^2 + 4A \cdot \frac{\text{th0} \cdot w0}{A0}}}{2}$$

$$f_A(\text{th0}, w0, A0, 10, A) := \left| \begin{array}{l} j \leftarrow 0..i \\ \sum_j V_j \end{array} \right| \quad f_{\Sigma 0_i}(V, i) := \left| \begin{array}{l} f_j(t, V \Delta t) := \\ \text{for } i \in 0.. \text{rows}(V \Delta t) - 1 \\ \text{break if } f_{\Sigma 0_i}(V \Delta t, i) > t \end{array} \right|_i$$

$$\text{gera_ARFs}(\text{Perf}, A0, V \Delta t, \text{VRc}, \Delta ta, \text{tf}) := \left| \begin{array}{l} l \leftarrow 0 \\ \left(\begin{array}{c} \text{th0} \\ w0 \end{array} \right) \leftarrow \left(\begin{array}{c} \text{Perf}_0 \\ \text{Perf}_1 \end{array} \right) \\ \text{for } j \in 0.. \text{ceil} \left(\frac{\text{tf}}{\Delta ta} \right) - 1 \\ \quad i \leftarrow f_i(j \cdot \Delta ta, V \Delta t) \\ \quad \Delta l \leftarrow f_{\Delta l}(\text{VRc}_i, \Delta ta) \\ \quad \text{ARF}_j \leftarrow \frac{f_A(\text{th0}, w0, A0, 1, \Delta l)}{A0} \\ \quad l \leftarrow l + \Delta l \end{array} \right| \text{ARF}$$

$$\text{compacta_vetor}(V) := \left| \begin{array}{l} \text{"Compacta valores repetidos no vetor V"} \\ \left(\begin{array}{c} V2_0 \\ Vc_0 \end{array} \right) \leftarrow \left(\begin{array}{c} V_0 \\ 0 \\ 0 \end{array} \right) \\ \text{for } j \in 0.. \text{rows}(V) - 1 \\ \quad Vc_{j2} \leftarrow Vc_{j2} + 1 \text{ if } V_j = V2_{j2} \\ \quad \text{otherwise} \\ \quad \quad j2 \leftarrow j2 + 1 \\ \quad \quad V2_{j2} \leftarrow V_j \\ \quad \quad Vc_{j2} \leftarrow -1 \\ \left(\begin{array}{c} V2 \\ Vc \end{array} \right) \end{array} \right|$$

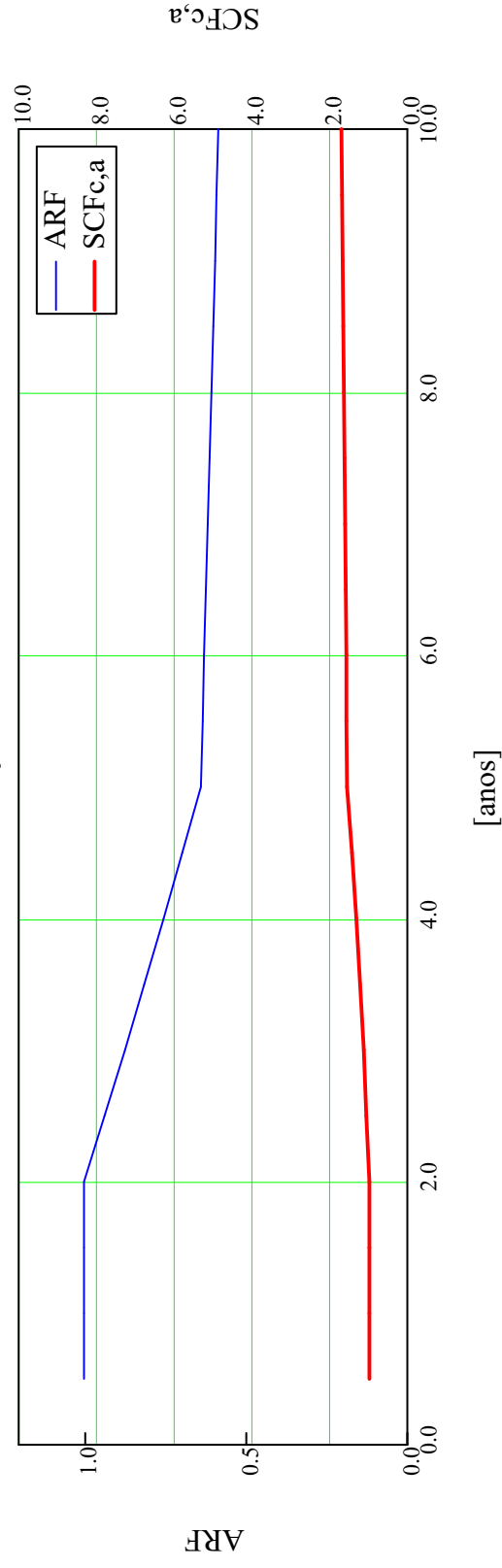
Funções: análise de corrosão

$$th_0 := h_{ic_{an}} = 2 \cdot \text{mm} \quad w_0 := w_{ic_{an}} = 7 \cdot \text{mm} \quad A_0 := A_{c_{ic_{an}}} = 13.27 \cdot \text{mm}^2$$

Fatores de redução:

$$ARFs := \text{gera_ARFs} \left[\begin{array}{c} (th_0) \\ (w_0) \end{array} \right], A_0, V\Delta_t, VRc, \Delta t_a, t_a \quad \left(\begin{array}{c} ARFc \\ n\Delta tcs \end{array} \right) := \text{compacta_vetor}(ARFs) \quad i_{corr} := 0 \dots \text{rows}(ARFs) - 1$$

Fator de Redução de Área



$$n_{\Delta t_c} := \text{rows}(ARFc) = 17 \quad i_{\Delta t_c} := 0 \dots n_{\Delta t_c} - 1 \quad ARF_{final} := ARFs_{last}(ARFs) = 0.585$$

$$\Delta t_{corr} := n_{\Delta t_{cs}} \cdot \Delta t_a$$

Aplicação do critério de seleção das curvas de fadiga:

$$\begin{aligned}
 \text{SNc}_{i\Delta t} &:= i_{Rc} \leftarrow f_i(0.999 \cdot f_{\Sigma_0}(\Delta t_{\text{corr}}, i_{\Delta t}), V\Delta t) \\
 R_c &\leftarrow \text{VRc}_{i_{Rc}} \cdot \frac{\text{ano}}{\text{mm}} \\
 \text{SN} &\leftarrow \text{SN}_{\text{int_ar}} \quad \text{if } R_c \leq \text{critSN}_0 \\
 &\quad \text{if } R_c \leq \text{critSN}_1 \quad \text{otherwise} \\
 \text{SN} &\leftarrow \text{SN}_{\text{int_efd}} \quad \text{if } \left(\text{ARFc}_{i\Delta t} \right)^{-1} \leq \text{critSN}_2 \\
 \text{SN} &\leftarrow \text{SN}_{\text{d_efd}} \quad \text{if } \left(\text{ARFc}_{i\Delta t} \right)^{-1} > \text{critSN}_2 \\
 &\quad \text{if } R_c > \text{critSN}_1 \\
 \text{SN} &\leftarrow \text{SN}_{\text{int_cfa}} \quad \text{if } \left(\text{ARFc}_{i\Delta t} \right)^{-1} \leq \text{critSN}_2 \\
 \text{SN} &\leftarrow \text{SN}_{\text{d_cfa}} \quad \text{if } \left(\text{ARFc}_{i\Delta t} \right)^{-1} > \text{critSN}_2 \\
 &\quad \text{if } R_c > \text{critSN}_1
 \end{aligned}$$

SN

Casos de carregamento: transposição do dados

Leitura da lista de casos de carregamento:

Casos := READPRN(arq_casos)

Leitura dos dados de carregamento:

Carga := READPRN(arq_carga)

TR := Carga ^{<1>} My := Carga ^{<2>} Mz := Carga ^{<3>}

Número de casos de carregamento:

$n_c := \text{rows}(\text{Casos}) \quad n_c = 374$

$j := 0..n_c - 1$

Número de passos de tempo por caso:

$n_t := \frac{\text{rows}(\text{Carga})}{n_c} \quad n_t = 251 \quad i := 0..n_t - 1$

Vetor de tempos:

$t_{s_i} := \left(\text{Carga}^{<0>} \right)_i \text{ s} \quad \Delta t_{ts} := \max(t_s) - \min(t_s) = 50 \text{ s}$

Ondas := submatrix(Casos, 0, $n_c - 1$, 2, 3)

Tração:

$T_{t_{i,j}} := \left[(-\text{TR})_{i+j} \cdot n_t \right] \cdot \text{kN} + T_p$

$T_{tm_j} := \text{mean}(T_t^{<j>})$

Curvaturas (em y e z):

$\kappa_{y_{i,j}} := \frac{\left(M_y_{i+j} \cdot n_t \right)}{EI} \quad \kappa_{z_{i,j}} := \frac{\left(M_z_{i+j} \cdot n_t \right)}{EI}$

$\kappa_{i,j} := \begin{pmatrix} \kappa_{y_{i,j}} \\ \kappa_{z_{i,j}} \end{pmatrix} \quad \kappa_{m_j} := \begin{pmatrix} \text{mean}(\kappa_y^{<j>}) \\ \text{mean}(\kappa_z^{<j>}) \end{pmatrix}$

Análise local por coeficientes: pré análise axissimétrica

Funções: análise local por coeficientes

$$G(E, \nu) := \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)}$$

$$\text{Tr}(T) := \max(T, 0)$$

$$\text{Cr}(T) := \min(T, 0)$$

$$\text{Du}(a, e) := \frac{a \cdot 10^e}{\text{UnitsOf}(a)}$$

$$sU(v, u) := \frac{v \cdot u}{u^2}$$

$$\text{Eq}(f, c, T) := \left(\text{Du}(\text{Tr}(T), -3) \cdot f_{5,c-5} + \text{Du}(\text{Cr}(T), -3) \cdot f_{5,c-4} + \text{Du}(p_{\text{int}}, -6) \cdot f_{5,c-3} + \text{Du}(p_{\text{ext}}, -6) \cdot f_{5,c-2} \right)$$

$$\text{EqM}(f, c, T) := \left(\text{Du}(\text{Tr}(T), -3) \cdot f_{5,c-5} + \text{Du}(\text{Cr}(T), -3) \cdot f_{5,c-4} + \text{Du}(p_{\text{int}}, -6) \cdot f_{5,c-3} + \text{Du}(p_{\text{ext}}, -6) \cdot f_{5,c-2} \right)$$

$$f_{\theta a}(i, na) := \frac{(i-1) \cdot 2 \cdot \pi}{na} \cdot \text{rad}$$

$$f_{\sigma n}(\sigma, \theta) := \sigma_0 \cdot \sin(\theta) + \sigma_1 \cdot \cos(\theta)$$

$$f_{\sigma b}(\sigma, \theta) := \sigma_0 \cdot \cos(\theta) + \sigma_1 \cdot \sin(\theta)$$

$$\sigma(\sigma, \theta) := \sigma_0 \cdot \sin(\theta) + \sigma_1 \cdot \cos(\theta)$$

$$f_{\text{signal_sbn}}(c) := \begin{cases} -1 & \text{if } c = 1 \vee c = 4 \\ 1 & \text{if } c = 2 \vee c = 3 \\ \text{"erro f_signal_sbn"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$f_{\text{signal_sbb}}(c) := \begin{cases} -1 & \text{if } c = 1 \vee c = 2 \\ 1 & \text{if } c = 3 \vee c = 4 \\ \text{"erro f_signal_sbb"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$f_{\sigma x}(\sigma_{ax}, \sigma_{at}, \sigma_{bn}, \sigma_{bb}, \theta, c) := \begin{cases} (\text{sbn } \text{sbb}) \leftarrow (f_{\text{signal_sbn}}(c) \text{ } f_{\text{signal_sbb}}(c)) \\ \sigma_{ax} + \sigma t(\sigma_{at}, \theta) + \text{sbn} \cdot f_{\sigma n}(\sigma_{bn}, \theta) + \text{sbb} \cdot f_{\sigma b}(\sigma_{bb}, \theta) \end{cases}$$

$$f_{\sigma \text{min}}(\sigma_{axis}, \sigma_{bat}, \sigma_{bn}, \sigma_{bb}) :=$$

for $i \in 0.. \text{rows}(\sigma_{axis}) - 1$

$$\begin{pmatrix} \sigma_{bats}_i \\ \sigma_{bn}_i \\ \sigma_{bb}_i \end{pmatrix} \leftarrow \begin{bmatrix} \left[\begin{array}{c} |(\sigma_{bat})_{i0}| + |(\sigma_{bat})_{i1}| \\ |(\sigma_{bn})_{i0}| + |(\sigma_{bn})_{i1}| \\ |(\sigma_{bb})_{i0}| + |(\sigma_{bb})_{i1}| \end{array} \right] \end{bmatrix}$$

$$\min(\sigma_{axis}) - \max(\sigma_{bats}) - \max(\sigma_{bn}) - \max(\sigma_{bb})$$

Ca(T, ci, cf, cfk, fp, fσ, pint, pext, nc) :=

```

(vercf, Ta, Ca) ← (0 Tr(T) Cr(T))
for i ∈ ci: icapa + 1 .. (cf - ci) · icapa + ci
  (auxpci, auxσi) ← (
    Ta · fp<5·i-5> ·  $\frac{\text{MPa}}{\text{kN}}$  - Ca · fp<5·i-4> ·  $\frac{\text{MPa}}{\text{kN}}$  + pint · fp<5·i-3> ·  $\frac{\text{MPa}}{\text{MPa}}$  - pext · fp<5·i-2> ·  $\frac{\text{MPa}}{\text{MPa}}$ 
    Ta · fσ<5·i-5> ·  $\frac{\text{MPa}}{\text{kN}}$  - Ca · fσ<5·i-4> ·  $\frac{\text{MPa}}{\text{kN}}$  + pint · fσ<5·i-3> ·  $\frac{\text{MPa}}{\text{MPa}}$  - pext · fσ<5·i-2> ·  $\frac{\text{MPa}}{\text{MPa}}$ 
  )
  for j ∈ 0 .. nc - 2
    verci ← 1 if (auxpci)j > 0 · MPa
  if mod(tipo, 2) = 1 ∧ verci = 0
    auxk ← (auxσi)ifrc-1
    if (mod(i, 2) = 0) ∨ (i > cfk)
      verci ← 1 if |auxk| > 10-4 · MPa
      verci ← 0 otherwise
    if mod(i, 2) = 1 ∧ (i ≤ cfk)
      verci ← 1 if auxk < 10-4 · MPa
      verci ← 0 otherwise
  if verci = 0
    caso ← i
    break

```

caso

```

pre_filtro(data) :=
"Filtra dados para início e fim em um máx/min local"
np ← length(data)
d0 ← data0
(i0 i1) ← (0 0)
for i ∈ 1..np - 2
  if (datai-1 < datai+1 < datai) ∨ (datai-1 > datai > datai+1)
    i0 ← i
    break
for i ∈ np - 2..i0
  if (datai-1 < datai+1 < datai) ∨ (datai-1 > datai > datai+1)
    i1 ← i
    break
(i0 i1) ← (0 0) if i0 = 0 ∨ i1 = 0
submatrix(data, i0, i1, 0, 0)

```

☛ Funções: análise local por coeficientes

Seleção do caso de análise:

Caso final de análise intacto:

$$c_i := 7$$

$$6 \cdot n_{pla} + 2 \cdot n_{cam} = 40$$

Caso final de análise:

$$c_f := 16$$

$$6 \cdot n_{pla} + 2 \cdot n_{cam} + n_{arm} - 1 = 43$$

Caso inicial alargado:

$$c_{ia} := c_i + 1$$

Dispensa da verificação da fita kevlar:

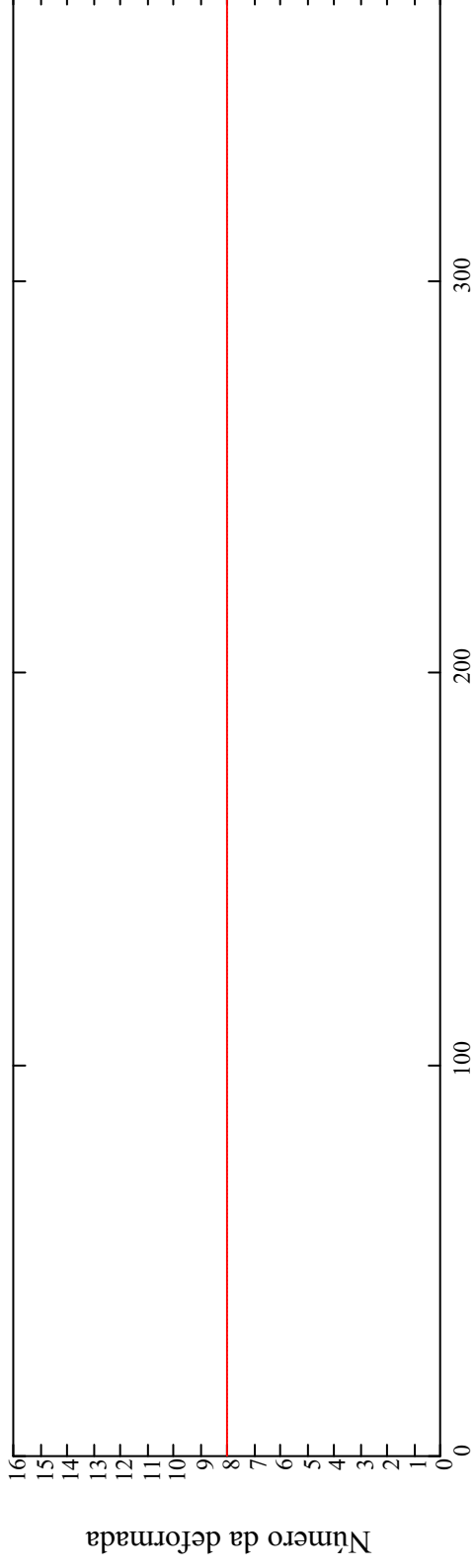
$$c_{fk} := 13$$

Seleção das deformadas utilizadas:

$$C_{a_{1,j}} := Ca\left(\Gamma_{t_{1,j}}, c_i, c_f, c_{fk}, f_p, f_{\sigma}, P_{int}, P_{ext}, n_{cam}\right) \quad C_{ac,j} := \begin{pmatrix} \min(C_a^{(j)}) \\ \max(C_a^{(j)}) \end{pmatrix}$$

$$C_{am,j} := Ca\left(\Gamma_{tm,j}, c_i, c_f, c_{fk}, f_p, f_{\sigma}, P_{int}, P_{ext}, n_{cam}\right)$$

Deformada da condição média do caso:



Número do caso de carregamento

Análise local por coeficientes: curvatura crítica e variações de curvatura

A curvatura crítica será avaliada tomando por base as cargas estáticas.

Pressões de contato:

$$P_{c0,1,j} := \text{Eq}(f_{p0}, C_{a,1,j}, T_{t,1,j}) \cdot \text{MPa} \quad P_{c1,1,j} := \text{Eq}(f_{p1}, C_{a,1,j}, T_{t,1,j}) \cdot \text{MPa} \quad P_{cm0,j} := \text{Eq}(f_{p0}, C_{am,j}, T_{tm,j}) \cdot \text{MPa} \quad P_{cm1,j} := \text{Eq}(f_{p1}, C_{am,j}, T_{tm,j}) \cdot \text{MPa}$$

Curvatura crítica:

$$\kappa_{crj} := \left| f_{b5} \cdot P_{cm0,j} + f_{b6} \cdot P_{cm1,j} \right| \quad R_{cr} := \frac{1}{\kappa_{cr}}$$

Curvatura média decomposta para cada caso de carregamento:

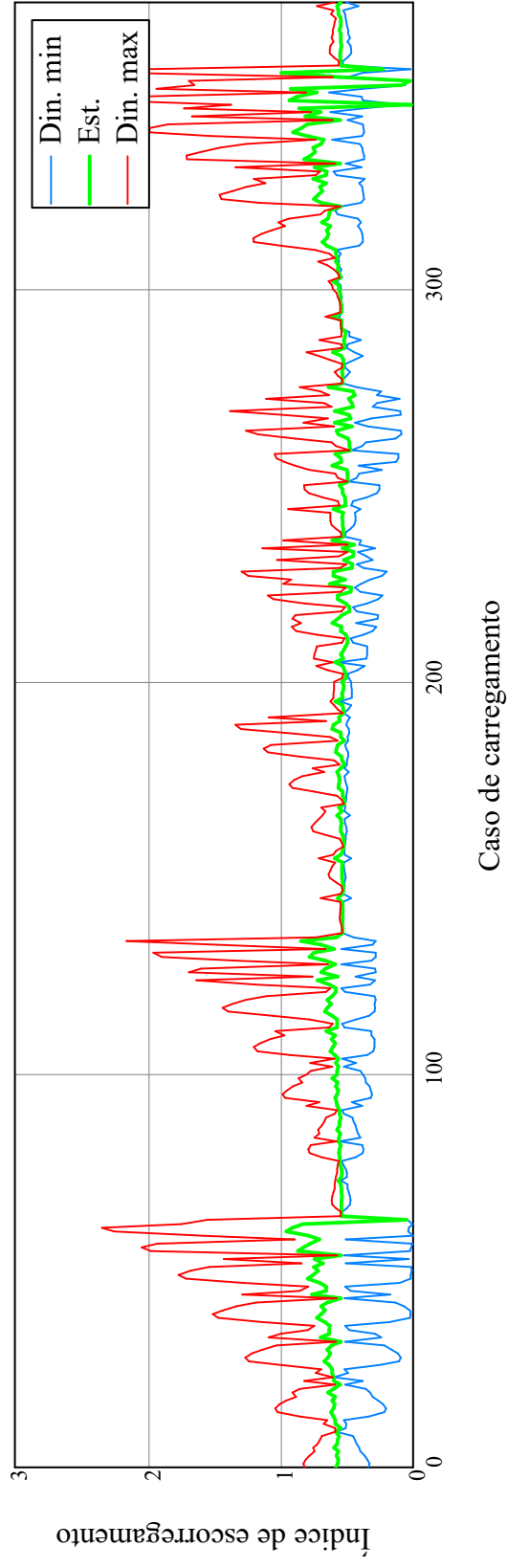
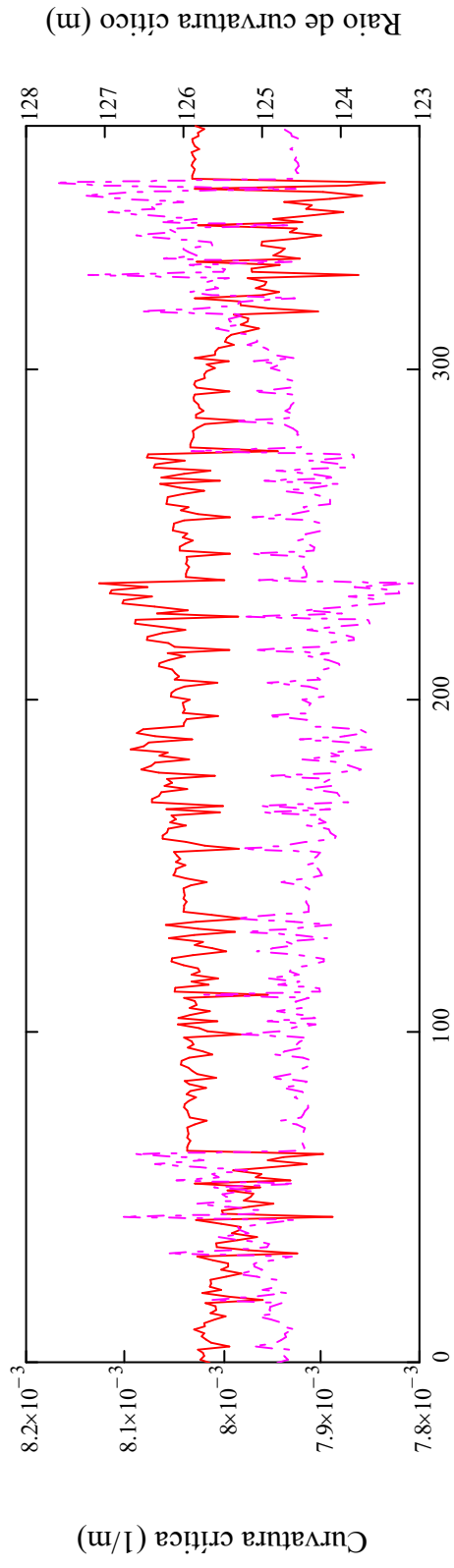
$$\kappa_{flj} := \begin{cases} \kappa_{m,j} & \text{if } |\kappa_{m,j}| \leq \kappa_{crj} \\ \frac{|\kappa_{m,j}| - \kappa_{crj}}{|\kappa_{m,j}|} \cdot \kappa_{m,j} & \text{otherwise} \end{cases} \quad \kappa_{elj} := \begin{cases} (0 \ 0)^T & \text{if } |\kappa_{m,j}| \leq \kappa_{crj} \\ \frac{\kappa_{crj}}{|\kappa_{m,j}|} \cdot \kappa_{m,j} & \text{otherwise} \end{cases}$$

Variação de curvatura nas séries históricas:

$$\Delta\kappa_{1,j} := \kappa_{1,j} - \kappa_{m,j} \quad \Delta\kappa'_{1,j} := \Delta\kappa_{1,j} + \kappa_{flj}$$

Índice de escorregamento:

$$P_{1,j} := \frac{1}{\kappa_{crj}} \cdot \left| \Delta\kappa'_{1,j} \right| \quad P_{\min,j} := \min(p^{(j)}) \quad P_{\max,j} := \max(p^{(j)})$$



Análise local por coeficientes: Tensões de flexão (funções)

Tensões normais:

$$f_{\sigma_{b,n}}(\Delta\kappa', \kappa e1, p) := \begin{cases} f_{b2} \cdot \kappa e1 + f_{b1} \cdot \Delta\kappa' & \text{if } p \leq 1 \\ f_{b2} \cdot \kappa e1 + \frac{p-1}{p} \cdot f_{b2} \cdot \Delta\kappa' + \frac{1}{p} \cdot f_{b1} \cdot \Delta\kappa' & \text{otherwise} \end{cases}$$

Tensões binormais:

$$f_{\sigma_{b,b}}(\Delta\kappa', \kappa e1, p) := \begin{cases} f_{b4} \cdot \kappa e1 + f_{b3} \cdot \Delta\kappa' & \text{if } p \leq 1 \\ f_{b4} \cdot \kappa e1 + \frac{p-1}{p} \cdot f_{b4} \cdot \Delta\kappa' + \frac{1}{p} \cdot f_{b3} \cdot \Delta\kappa' & \text{otherwise} \end{cases}$$

Tensões de atrito:

$$f_{\sigma_{b,t}}(\Delta\kappa', \kappa_{cr}, p, Pc0, Pc1) := \begin{cases} \sigma_{tm} \leftarrow |f_{b7}(\mu; \mu_{inf} Pc0 + \mu_{sup} Pc1)| \\ \sigma_{tm} \cdot \frac{\Delta\kappa'}{\kappa_{cr}} & \text{if } p \leq 1 \\ \sigma_{tm} \cdot \frac{\Delta\kappa'}{\kappa_{cr}} \cdot \frac{1}{p} & \text{if } p > 1 \end{cases}$$

Análise local por coeficientes: Determinação das tensões básicas

Axissimétricas:

$$\sigma_{axis, i, j} := Eq(f_{\sigma a}, C_{a, i, j}, T_{t, i, j}) \cdot MPa$$

Flexão:

Tensões binormais:

$$\sigma_{bn, i, j} := f_{\sigma_{b,n}}(\Delta\kappa'_{i, j}, \kappa_{e1, j}, P_{i, j})$$

Tensões de atrito:

$$\sigma_{bat, i, j} := f_{\sigma_{b,t}}(\Delta\kappa'_{i, j}, \kappa_{cr, j}, P_{i, j}, Pc0_{i, j}, Pc1_{i, j})$$

Análise local por coeficientes: visualização das tensões

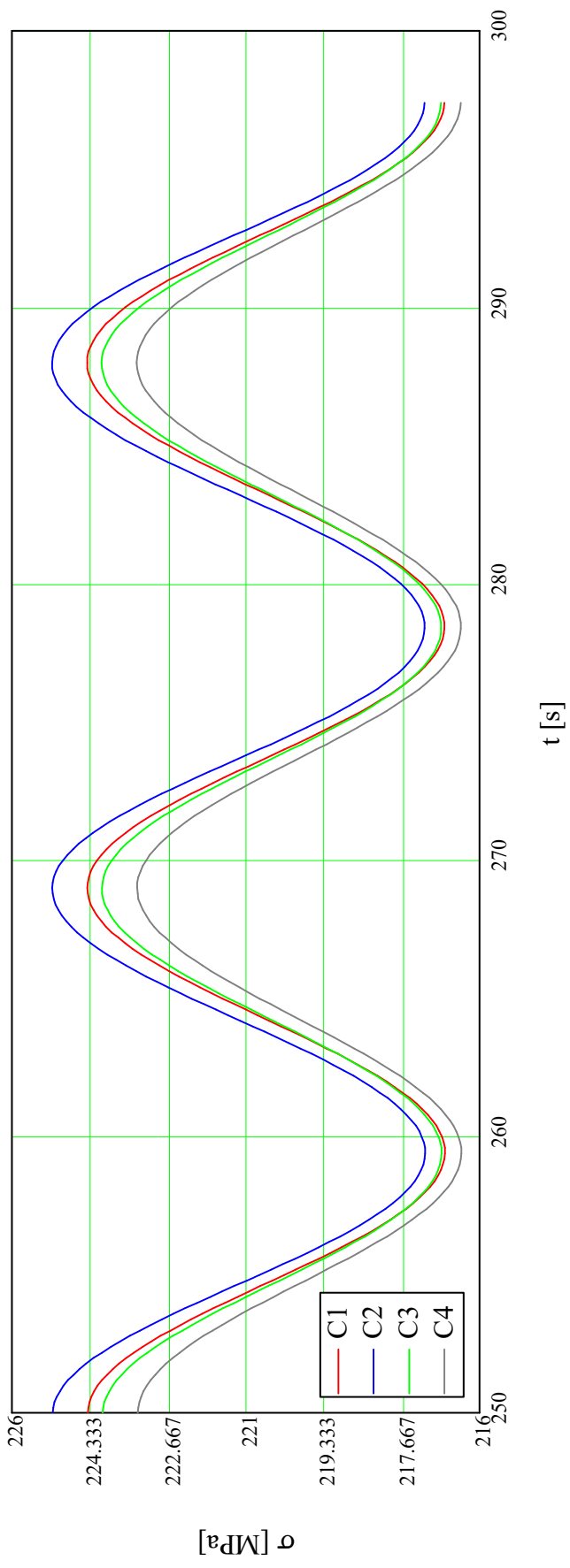
Caso de carregamento: $\boxed{j_c := 4}$ Arame: $\boxed{iar := 25}$ $f_{\theta a}(iar, n_a) = 192.^\circ$ $ica := 1..4$

$$\begin{pmatrix} \sigma_{t1_i} \\ \sigma_{t2_i} \\ \sigma_{t3_i} \\ \sigma_{t4_i} \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} f_{\sigma X}(\sigma_{axis}_{1,jc}, \sigma_{bat}_{1,jc}, \sigma_{bn}_{1,jc}, \sigma_{bb}_{1,jc}, f_{\theta a}(iar + 1, n_a), 1) \\ f_{\sigma X}(\sigma_{axis}_{1,jc}, \sigma_{bat}_{1,jc}, \sigma_{bn}_{1,jc}, \sigma_{bb}_{1,jc}, f_{\theta a}(iar + 1, n_a), 2) \\ f_{\sigma X}(\sigma_{axis}_{1,jc}, \sigma_{bat}_{1,jc}, \sigma_{bn}_{1,jc}, \sigma_{bb}_{1,jc}, f_{\theta a}(iar + 1, n_a), 3) \\ f_{\sigma X}(\sigma_{axis}_{1,jc}, \sigma_{bat}_{1,jc}, \sigma_{bn}_{1,jc}, \sigma_{bb}_{1,jc}, f_{\theta a}(iar + 1, n_a), 4) \end{pmatrix} \cdot \frac{1}{\text{MPa}}$$

$$\begin{pmatrix} \sigma_{tf1} \\ \sigma_{tf2} \\ \sigma_{tf3} \\ \sigma_{tf4} \end{pmatrix} := \begin{pmatrix} \text{pre_filtro}(\sigma_{t1}) \\ \text{pre_filtro}(\sigma_{t2}) \\ \text{pre_filtro}(\sigma_{t3}) \\ \text{pre_filtro}(\sigma_{t4}) \end{pmatrix}$$

$ip := 0.. \text{length}(\sigma_{tf1}) - 1$ $\text{length}(\sigma_{tf1}) = 238$

Tensão nos cantos do arame



Dano por fadiga

Funções: contagem de ciclos e dano

$$Ri_{su} := \frac{Ri}{MPa} \quad Mi_{su} := \frac{Mi}{MPa} \quad \sigma u_{su} := \frac{\sigma u}{MPa} \quad \sigma y_{su} := \frac{\sigma y}{MPa}$$

Contagem Rainflow:

```
filter_data(data) :=
  np ← length(data)
  (d0 n nm) ← (data0 0 0)
  for i ∈ 1..np - 1
    if i = np - 1 ∨ ¬[(dn ≤ data.i ∧ data.i ≤ data.i+1) ∨ (dn ≥ data.i ∧ data.i ≥ data.i+1)]
      n ← n + 1
      dn ← data.i
  d
```

$$\text{encode_RF}(Sa, Sm, Rinf) := \left(\text{floor} \left(\frac{Sa}{Rinf_0} \right) \text{ floor} \left(\frac{Sm - Rinf_2}{Rinf_1} \right) \right)$$

$$\text{decode_RF}(i, j, Rinf) := [(i + 0.5) \cdot Rinf_0 \quad (j + 0.5) \cdot Rinf_1 + Rinf_2]$$

$$f_inc_matrix(M, i, j, c) := \begin{cases} (niM \quad njM) \leftarrow \left[\text{length}(M^{(0)}) \quad \text{length}(M^{(1)}) \right] \\ M_{i,j} \leftarrow M_{i,j} + c \quad \text{if } i < niM \wedge j < njM \\ M_{i,j} \leftarrow c \quad \text{otherwise} \end{cases}$$

$$f_non_0_lin_env(M) := \begin{cases} n \leftarrow \text{length}(M^{(0)}) \\ \text{lim} \leftarrow (n - 1 \quad 0)^T \\ \text{for } i \in 0..n - 1 \\ \quad \left| \begin{array}{l} v \leftarrow (M^T)^{(i)} \\ \text{if } \max(v) > 0 \vee \min(v) < 0 \\ \quad \left| \begin{array}{l} \text{lim}_0 \leftarrow i \quad \text{if } i < \text{lim}_0 \\ \text{lim}_1 \leftarrow i \quad \text{if } i > \text{lim}_1 \end{array} \right. \end{array} \right. \\ \text{lim} \end{cases}$$

```

f_c_mg(CM, Rinf, E, ie, c, e2) :=
  ne ← length(E)
  if [ie < ne - 1 ∧ ne > 1 ∧ (c = 1 ∨ c = 0.5) ∧ (e2 = 0 ∨ e2 = 1)]
    (range med) ←  $\left( \left| E_{ie} - E_{ie+1} \right| \frac{E_{ie} + E_{ie+1}}{2} \right)$ 
    (i j) ← encode_RF(range, med, Rinf)
    CM ← f_inc_matrix(CM, i, j, c)
    if ne > 1 + e2
      E ← submatrix(E, 1 + e2, ne - 1, 0, 0) if ie = 0
      E ← submatrix(E, 0, ie - 1, 0, 0) if ie = ne - 2 ∧ e2
      E ← stack(submatrix(E, 0, ie - 1, 0, 0), submatrix(E, ie + 1 + e2, ne - 1, 0, 0)) otherwise
      E ← (0) otherwise
      ne ← ne - (1 + e2)
      (CM E ne)
    otherwise
      "Causa um erro: dados inválidos:"
      1
      0

```

```

rainflow_inc(data, RF, Rinf) :=
  (n ne) ← (length(data) 0)
  for i ∈ 0..n - 1
    ne ← ne + 1
    E ← (datai) if ne = 1
    E ← stack[E, (datai)] otherwise
    if ne > 2
      counting ← 1
      ne ← length(E)
      while ne > 2 ∧ counting
        counting ← 0
        
$$\begin{pmatrix} X \\ Y \end{pmatrix} \leftarrow \begin{pmatrix} | E_{ne-1} - E_{ne-2} | \\ | E_{ne-2} - E_{ne-3} | \end{pmatrix}$$

        if X ≥ Y
          ((RF E ne) ← f_c_mrg(RF, Rinf, E, ne - 3, 0.5, 0) if ne = 3
          (RF E ne) ← f_c_mrg(RF, Rinf, E, ne - 3, 1, 1) otherwise
          counting ← 1
        for i ∈ 0..ne - 1
          (RF E ne) ← f_c_mrg(RF, Rinf, E, 0, 0.5, 0) if ne > 1
  RF

```

Processamento genérico de matrizes RF:

```

proc_rf(RF, Rinf, fs, xs, fa, fa_init) :=
  R ← fa_init
  for i ∈ 0..rows(RF) - 1
  for j ∈ 0..cols(RF) - 1
  N ← RFi,j
  if N > 0
  (σa σm) ← decode_RF(i,j,Rinf)
  R ← fa(R, fs(σa, σm, N, xs))
  R

```

Compilação de contagem:

```

f_rf_lista_σ(σa, σm, N, xs) := (σa σm N)T
f_rf_fac_lista_σs(σs, σi) :=
  li ← length(σi)
  isσar ← IsArray(σs)
  σs ← [(0) (0) (0)]T if isσar ≠ 1
  for i ∈ 0..li - 1
  σs1 ← (σii) if isσar ≠ 1
  σs1 ← stack(σs1, σii) otherwise
  trace(σs)
  σs

```

Dano:

```

f_dano(SN, Sa, Ni) :=  $\frac{Ni}{f\_N(SN, Sa)}$ 
f_fonda(Onda, Δt) :=  $\frac{Onda \cdot Onda_1}{\Delta t}$ 

```

Utiliza o critério de Langer "first-cycle-yielding":
se $\sigma_a + \sigma_m > \sigma_y$ soma 1 (falha) ao dano total!

```

f_rf_corr_sm(σa, σm, N, SN) :=
  if σa + σm < σysu
  Sa ← f_Sa(σusu, σa, σm)
  d ← f_dano(SN, Sa, N)
  d ← 1 otherwise
  d

```

f_rf_fac_dano(D, d) := D + d

f_danoRF(SN, Rinf, RF) := proc_rf(RF, Rinf, f_rf_corr_sm, SN, f_rf_fac_dano, 0)

lista_RF(RF, Rinf) := proc_rf(RF, Rinf, f_rf_lista_σ, 0, f_rf_fac_lista_σs, 0)

```

Deaso( $\sigma_s$ , na, Rinf, SN, ispf) :=
  (nt fc)  $\leftarrow$  (rows( $\sigma_{s_0}$ ) - 1)
  (nt fc)  $\leftarrow$  (rows( $\sigma_{s_0}$ ) - 1)
  for i  $\in$  0..4na - 1
    ( $\theta_a$  c)  $\leftarrow$  f_theta( $\left\lfloor \frac{i}{4} \right\rfloor + 1$ , na) (mod(i, 4) + 1)
    for it  $\in$  0..nt - 1
       $\sigma_{it}$   $\leftarrow$  f_sigma( $\sigma_{s_0}$ ), ( $\sigma_{s_1}$ )it, ( $\sigma_{s_2}$ )it, ( $\sigma_{s_3}$ )it,  $\theta_a$ , c]
    if ispf
      n $\sigma$   $\leftarrow$  rows( $\sigma$ )
       $\sigma$   $\leftarrow$  pre_filtro( $\sigma$ )
      fc  $\leftarrow$   $\frac{n\sigma - 1}{rows(\sigma) - 1}$ 
    RF  $\leftarrow$  rainflow_inc[filter_data( $\sigma$ ), (0), Rinf]
    Dmgi  $\leftarrow$  fc.f_danoRF(SN, Rinf, RF)
  Dmg

```

Dano total, por intervalo de corrosão, por canto de arame

$$\sigma_{\min_j}^s := f_{\min}(\sigma_{\text{axis}}^{\langle j \rangle}, \sigma_{\text{bat}}^{\langle j \rangle}, \sigma_{\text{bn}}^{\langle j \rangle}, \sigma_{\text{bb}}^{\langle j \rangle}) \quad F_{\text{Onda}_j} := f_{\text{f_onda}} \left[\left(\text{Ondas}^T \right)^{\langle j \rangle}, \frac{\Delta t_{\text{ts}}}{s} \right]$$

$$\sigma_{\min} := \frac{\min(\sigma_{\min}^s)}{\text{MPa}} \quad \text{rinf} := \left(R_{\text{su}}^i \quad M_{\text{isu}} \quad \sigma_{\min} \right)^T$$

Dano := M0 ← matrix(4·n_a, 1, f0)

for ic ∈ 0..n_{Δtc} - 1

D ← M0

for j ∈ 0..n_c - 1

$$D_c \leftarrow D_{\text{caso}} \left[\left[\left(\text{ARFc}_{\text{ic}} \right)^{-1} \cdot \sigma_{\text{axis}}^{\langle j \rangle} \quad \left(\text{ARFc}_{\text{ic}} \right)^{-1} \cdot \sigma_{\text{bat}}^{\langle j \rangle} \quad \sigma_{\text{bn}}^{\langle j \rangle} \quad \sigma_{\text{bb}}^{\langle j \rangle} \right]^T \right] \text{MPa}, n_a, \text{rinf}, \text{SNc}_{\text{ic}}, 1$$

D ← D + Dc·FOnda_j

for ica ∈ 0..4·n_a - 1

Dmg_{ica, ic} ← D_{ica}

WRITEPRN (arq_Dano, stack($\frac{\Delta t_{\text{corr}}^T}{\text{anos}}$, Dmg)) if gerasaida_DANO

Dmg

(Dan
AFD) :=

j ← -1

for i ∈ 0..rows(Δt_{corr}) - 1

$$n_j \leftarrow \text{floor} \left(\frac{\Delta t_{\text{corr}_i}}{\Delta t_a} \right)$$

for cj ∈ 0..n_j - 1

j ← j + 1

$$D_j \leftarrow \max(\text{Dano}^{\langle i \rangle})$$

$$\text{Dac} \leftarrow \text{Dac} + \frac{n_j \cdot \Delta t_a}{\text{anos}} \cdot D_j$$

$$\text{AFD}_j \leftarrow \text{Dac}$$

for i ∈ 0..j - 1

D_i ← D_{i+1}

(D AFD)^T

Apresentação do resultados

$ic := 0 \dots \text{rows}(\text{Dan}) - 1$

$$t_{ic} := \text{anos}^{-1} \cdot \sum_{i=0}^{ic} \Delta t_a$$



Vida remanescente:

$$\text{Dano}_{\text{an_rm}} := \begin{cases} D \leftarrow \max_j \left[\text{Dcaso} \left[\frac{\left(\text{ARF}_{\text{final}}^{-1} \cdot \sigma_{\text{axis}} \langle j \rangle \text{ARF}_{\text{final}}^{-1} \cdot \sigma_{\text{bat}} \langle j \rangle \sigma_{\text{bn}} \langle j \rangle \sigma_{\text{bb}} \langle j \rangle \right)^T}{\text{MPa}}, n_a, \text{rinf}, \text{SN}_{\text{rem},1} \right] \cdot \text{FOnda}_j \right] & \text{if calc_vida_rm} \\ D \leftarrow \text{Dan}_{\text{last}}(\text{Dan}) & \text{otherwise} \\ D & \end{cases}$$

$$\text{Vida}_{\text{rm}} := \frac{1}{\text{FS}} - \text{AFD}_{\text{last}}(\text{AFD}) \cdot \text{anos} \\
 \text{Dano}_{\text{an_rm}}$$

$$\text{Dano}_{\text{an_rm}} = 0.003$$

$$\text{Vida}_{\text{rm}} = 26.821 \cdot \text{anos}$$