

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,  
METALÚRGICA E DE MATERIAIS

LUIZ ANTONIO SULINO DE NEGREIROS

AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA E CORROSÃO-FADIGA DA  
ARMADURA DE TRAÇÃO DE UM RISER FLEXÍVEL RETIRADO DE OPERAÇÃO

PORTO ALEGRE

2016

LUIZ ANTONIO SULINO DE NEGREIROS

AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA E CORROSÃO-FADIGA DA  
ARMADURA DE TRAÇÃO DE UM RISER FLEXÍVEL RETIRADO DE OPERAÇÃO

Dissertação submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia, modalidade Acadêmica.

Área de concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Coorientador: Dr. George Carneiro Campello

PORTO ALEGRE

2016

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Reitor: Carlos Alexandre Netto

Vice-reitor: Rui Vicente Oppermann

ESCOLA DE ENGENHARIA

Diretor: Luiz Carlos Pinto da Silva Filho

Vice-diretora: Carla Schwengber ten Caten

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,  
METALÚRGICA E DE MATERIAIS

Coordenador: Carlos Pérez Bergmann

Sulino de Negreiros, Luiz Antonio  
AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA E CORROÇÃO/FADIGA  
DA ARMADURA DE TRAÇÃO DE UM RISER FLEXÍVEL  
RETIRADO DE OPERAÇÃO / Luiz Antonio Sulino de  
Negreiros. - 2016.  
196 f.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do  
Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de  
Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de  
Materiais, Porto Alegre, BR-RS, 2016.

Orientador: Prof<sup>o</sup> Telmo Roberto Strohaecker.  
Coorientador: George Carneiro Campello.

1. Riser Flexível. 2. Fadiga. 3. Corrosão-fadiga.  
4. Armadura de tração. 5. Arames corroidos.  
I. Strohaecker, Telmo Roberto, orient.  
II. Carneiro Campello, George, coorient.  
III. Título.

LUIZ ANTONIO SULINO DE NEGREIROS

AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FADIGA E CORROSÃO-FADIGA DA  
ARMADURA DE TRAÇÃO DE UM RISER FLEXÍVEL RETIRADO DE OPERAÇÃO

Esta dissertação foi analisada e julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração em Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovado em sua forma final pelo Orientador e pela Bancada Examinadora designada pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M) da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

---

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

---

Dr. George Carneiro Campello

---

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann - Coordenador PPGE3M

BANCA EXAMINADORA

Profº Dr. Gilberto Bruno Ellwanger – COPPE/UFRJ

Profº Dr. José Renato Mendes de Sousa – COPPE/UFRJ

Profº Dr. Afonso Reguly – PPGE3M/UFRGS

Dedico esta dissertação aos meus pais, Luiz e Lúcia, pelo amor e educação que me deram, me preparando para os desafios da vida, à minha esposa Candice, pela paciência, compreensão e companheirismo sem medidas, e à minha filha Marina, que acaba de chegar para alegrar nossas vidas.

## AGRADECIMENTOS

A Deus pela constante atuação em minha vida.

À Petrobras, pelo constante investimento em P&D e qualificação, especialmente por possibilitar e viabilizar minha dedicação integral ao trabalho.

À UFRGS, ao PPGE3M e LAMEF pela invejável infraestrutura laboratorial, que possibilitou, com muita qualidade, o desenvolvimento deste trabalho.

A Juliana Soares Lima, quem buscou junto à Petrobras a realização deste mestrado, dando o suporte gerencial necessário durante o trabalho.

Ao professor Telmo (*in memoriam*) pela disponibilidade, pela capacidade de integração, pelo apoio no desenvolvimento do tema e pela orientação durante o trabalho.

Ao colega Campello pela oportunidade de explorar um tema de grande relevância para a Petrobras e pelas orientações e conhecimentos transmitidos.

Aos colegas Marcelo Piza, Fabrício Santos e Eduardo Nicolosi, pelas correções e discussões técnicas.

Ao colega Douglas pelo apoio nas análises das amostras fraturadas.

A todos os colegas do grupo de ensaios em corrosão, que me deram todo o suporte na realização de testes e análises, viabilizando a execução do grande número de ensaios deste trabalho, especialmente Felipe Kerpen, J. Roberto Fortis, Luciano Buzachi, Daniel Mayhé e Ettore Pilla.

Aos colegas Tiago Renck e Mariana Tagliari pelas inúmeras discussões e apoio na solução de problemas e pelos conhecimentos transmitidos.

À colega Vanessa Fischer pelo enorme auxílio nas análises no MEV.

Aos colegas do grupo TS, especialmente Tiago Coser, pelas várias discussões técnicas e pelo auxílio na elaboração da dissertação, Manuel Suarez, pelo dissecação e retirada de amostras e Leonardo Dolzan, pela execução do modelo e simulação numérica realizada neste trabalho.

Aos colegas que deram apoio nos trabalhos de usinagem, especialmente ao Rogério pelas diversas soluções apresentadas nos problemas do dia-a-dia.

Enfim, a todos os demais grupos e membros do LAMEF, os quais, além da ótima receptividade, me auxiliaram no dia-a-dia contribuindo para a realização do trabalho.

*Eu sou parte de uma equipe. Então, quando venço, não sou eu apenas quem vence. De certa forma, termino o trabalho de um grupo enorme de pessoas!*

Airton Senna da Silva

## RESUMO

*Risers* flexíveis são comumente utilizados como parte de sistemas submarinos de produção de petróleo, sendo caracterizados por uma estrutura tubular multicamadas. Durante a instalação ou operação, estes *risers* podem estar sujeitos a eventos externos que podem vir a causar avarias na sua camada externa. Neste sentido, em alguns casos, faz-se necessária a reavaliação da vida em fadiga destes *risers*, por estarem operando numa condição diferente daquela inicialmente prevista no projeto como, por exemplo, quando o espaço anular do *riser* configura um ambiente corrosivo. Este trabalho avalia, por meio de teste de fadiga e corrosão-fadiga, o efeito causado pela alteração da superfície corroída na resistência à fadiga de aços de armaduras de tração de um *riser* retirado do campo. A corrosão se deu pelo contato da água do mar com as armaduras devido a um dano na capa externa. A intensidade da corrosão e sua relação com a vida à fadiga foram avaliadas em duas regiões do *riser*, sendo uma no local do dano (ruptura da capa externa) e outra 5 metros afastada do mesmo. Por meio de medidas de rugosidade e análise por imagem, verificou-se que a corrosão na região afastada foi, em geral, da ordem de 30% inferior à observada na região do dano. Após avaliação da corrosão dos arames das duas regiões, procedeu-se com os testes de fadiga e corrosão-fadiga em escala reduzida. Os resultados mostraram que, apesar da diferença na corrosão, as duas regiões apresentaram desempenho similares à fadiga ao ar. Além disso, quando comparado com dados de arames íntegros de referência, os arames corroídos tiveram uma considerável redução da resistência à fadiga nos testes ar e corrosão-fadiga, evidenciando o efeito deletério dos pites de corrosão pré-existentes, mesmo com tamanhos reduzidos. A partir das medidas de profundidades e diâmetros dos pites e com uso de modelos teóricos, foram feitas estimativas dos fatores de concentração de tensões à fadiga,  $K_f$ , sendo encontrados valores próximos ao valor obtido experimentalmente. Com base nos resultados dos testes realizados, este trabalho contribuiu com importantes dados sobre a influência da pré-corrosão no desempenho à fadiga de arames, os quais podem subsidiar o processo de reavaliação de vida à fadiga de *risers* flexíveis e também discussões sobre as atuais metodologias de testes de corrosão-fadiga.

Palavras-chave: *Risers* flexíveis; Arames corroídos; Fadiga; Corrosão-fadiga



## ABSTRACT

Flexible risers are commonly used as part of subsea production systems in oil and gas industry and they are characterized by multilayer tubular structure. During installation or operation, these risers may be subjected to external events that might cause damages to the outer sheath. Therefore, in some cases, it is necessary to reevaluate the fatigue life of these risers because they are operating in different conditions from that originally expected in the design phase, for instance, when the flexible pipe designed for intact annulus have the outer sheath breached. By using fatigue and corrosion fatigue testing, this study evaluates the corroded surface effect on the fatigue resistance of carbon steel tensile armor removed from service. The corrosion occurred due to a damage at the riser outer sheath, which exposed the armors to the seawater. The corrosion intensity and its association to the fatigue resistance were evaluated at two regions of the riser, one at the outer sheath damage and another 5 meters away from the breach. By using roughness measurements and image analysis, it was found corrosion approximately 30% lower at the away location when compared to the damage region. After corrosion evaluation, small scale fatigue and corrosion-fatigue tests were conducted. The results showed that, despite the significant difference in corrosion, both regions presented similar fatigue life in air. In addition, when compared to intact wires from reference data, the corroded wires had a fatigue resistance reduction for tests in both air and corrosive mean, demonstrating the detrimental effect of pre-existing corrosion pits. From the pits depths and diameters along with theoretical models, fatigue notch factors were estimated and the values were quite close to the one obtained experimentally. Based on tests results, this study contributes with important data about the influence of pre-corrosion in fatigue performance of wires, which can support the process of fatigue life reevaluation for flexible risers and discussions on current methodologies used for corrosion-fatigue tests.

Keywords: Flexible risers; Corroded wires; Fatigue; Corrosion-fatigue

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Principais atividades desenvolvidas no trabalho .....	26
Figura 2 – Exemplo de sistema de produção no mar .....	27
Figura 3 – Evolução da Produção Diária de Petróleo no Brasil.....	27
Figura 4 – Participação Brasileira da Produção de Petróleo no Mar e em Terra.....	28
Figura 5 – Esquema de um duto flexível composto por três tramos.....	29
Figura 6 – Exemplo de uma interligação entre poço e plataforma .....	30
Figura 7 – Configurações de Risers Submarinos de Produção.....	31
Figura 8 – Classificação de um tubo flexível .....	33
Figura 9 – Estrutura típica de duto flexível <i>rough bore</i> .....	35
Figura 10 – Perfis de armadura de pressão: (a) formato em Z, (b) formato em C, (c) formato em T – tipo 1 e (d) formato em T – tipo 2 .....	37
Figura 11 – Montagem da Armadura de Tração na Fábrica.....	40
Figura 12 – Exemplo de seção de arame usado em dutos flexíveis .....	40
Figura 13 – Esquema da formação de perlita no grão austenítico e o espaçamento das lamelas de cementita .....	45
Figura 14 – Fluxograma do processo de fabricação de arames trefilados à frio após tratamento térmico de patenteamento.....	46
Figura 15 – Variação da resistência à tração, $\sigma_u$ , e tensão de escoamento, $\sigma_y$ , com a temperatura de tratamento térmico para alívio de tensões .....	47
Figura 16 – Esquema sobre mudança na orientação das lamelas de perlita inicialmente (a) inclinadas, (b) alinhadas e (c) perpendiculares à direção da tração no processo de trefilação. Observa-se a diminuição do espaço entre as lamelas .....	48
Figura 17 – Influência da deformação no espaçamento interlamelar e no limite do escoamento de um aço eutetóide .....	49
Figura 18 – Percorso de trincas transversais ao sentido da orientação dos grãos de aços perlíticos trefilados.....	49
Figura 19 – Esquema do espaço anular em <i>riser</i> flexível em catenária livre .....	50
Figura 20 – Detalhe de corte longitudinal mostrando os locais de acúmulo de fluido no espaço anular.....	51
Figura 21 – Detalhe do espaço anular de tubos flexíveis e migração de moléculas pelas camadas poliméricas - corte longitudinal do tubo .....	51
Figura 22 – Fita anti-atrito sobre a armadura de tração. ....	52

Figura 23 – Detalhe da Conexão do <i>Riser</i> Flexível em FPSO .....	53
Figura 24 – Tramo e conector de extremidade: vista em perspectiva e em corte. ....	54
Figura 25 – Sistema de alívio de pressão no espaço anular .....	55
Figura 26 – Dados estatísticos sobre falhas e incidentes em dutos flexíveis .....	57
Figura 27 – Exemplos de danos em capa externa de duto flexível, (a) rasgo e (b) explosão .....	58
Figura 28 – Taxa de corrosão do aço em função do pH .....	61
Figura 29 – Corrosão uniforme e corrosão localizada .....	62
Figura 30 – Variações na geometria de seção transversal de pites de corrosão, (a) profundo/ estreito, (b) elíptico, (c) largo/raso, (d) subsuperfície, (e) crescimento lateral ( <i>undercutting</i> ), (f) horizontalmente orientado pela microestrutura e (g) verticalmente orientado pela microestrutura.....	62
Figura 31 – Fotos de arames corroídos de risers flexíveis retirados de operação ....	64
Figura 32 – Corrosão nas armaduras de <i>riser</i> flexível retirado de operação: (a) no <i>gap</i> da fita anti-atrito de armadura de tração e (b) na armadura de pressão .....	64
Figura 33 – Corrosão preferencial nos <i>gaps</i> da fita anti-atrito de <i>riser</i> flexível retirado de operação .....	65
Figura 34 – Corrosão na região de entrada do conector: (a) conector em corte, (b) corrosão na entrada de conector e (c) corrosão e falha de arames na entrada de conector .....	65
Figura 35 – Carregamento dinâmico com amplitude constante .....	68
Figura 36 – Micro deformações e iniciação de trincas superficiais.....	69
Figura 37 – Iniciação de trinca a partir de ponto concentrador de tensão .....	69
Figura 38 – Exemplo de curva S-N .....	70
Figura 39 – Relação entre limite de fadiga e resistência à tração .....	73
Figura 40 – Influência da tensão média na vida em fadiga .....	73
Figura 41 – Avaliação da tensão média: (a) tensão alternada versus tensão média e (b) curva S-N para diferentes tensões médias igual ou maior que zero .....	74
Figura 42 – Diagramas de Haigh: (a) Modelos de Goodman e Gerber e (b) Exemplo do modelo de Gerber para diferentes números de ciclos até a falha .....	75
Figura 43 – Efeito da geometria no comportamento em fadiga de uma liga de alumínio .....	76
Figura 44 – Efeito do acabamento superficial na redução de vida em fadiga .....	77
Figura 45 – Efeito do valor de Ra na redução do limite de fadiga .....	78

Figura 46 – Efeito do valor de $R_t$ na redução do limite de fadiga .....	78
Figura 47 – Efeito do ambiente corrosivo na vida em fadiga.....	79
Figura 48 – Tempos da corrosão-fadiga com trinca nucleando de pite.....	79
Figura 49 – Exemplos de pites de corrosão em corte e suas dimensões .....	81
Figura 50 – Curva S-N genérica para amostras com e sem entalhe.....	82
Figura 51 – Exemplos de valores de $K_t$ e $K_f$ para diferentes raios de entalhe.....	82
Figura 52 – Valores de $q$ para diferentes raios de entalhe e limites de resistência à tração .....	83
Figura 53 – Influência das dimensões de pites no valor de $K_t$ .....	85
Figura 54 – Valores de $K_t$ em função de $a/2c$ para tração e flexão.....	86
Figura 55 – Comparativo da vida em fadiga de arames novos e arames corroídos - curvas S-N estimadas com a inclinação “m” igual a 6.....	87
Figura 56 – Macrografia de ruptura de arame corroído após teste de fadiga ao ar...87	
Figura 57 – Blocos de carregamento e curva S-N.....	89
Figura 58 – Correção das tensões pelo diagrama de Haigh para cálculo do dano ...90	
Figura 59 – Esquema de ensaio de flexão a quatro pontos .....	91
Figura 60 – Curva S-N de projeto.....	93
Figura 61 – Esquema de processo de avaliação de dados do campo para uso na reavaliação de <i>risers</i> em operação .....	94
Figura 62 – Fluxograma geral do trabalho .....	96
Figura 63 – (a) Esquema do <i>riser</i> flexível objeto do trabalho e (b) seção transversal do arame avaliado.....	97
Figura 64 – Esquema das regiões de interesse para o trabalho .....	98
Figura 65 – Algumas etapas da dissecação do corpo tubular .....	100
Figura 66 – Posição dos arames na região do dano .....	100
Figura 67 – Fotografia da face externa da armadura interna de tração: (a) sem a fita anti-atrito e (b) com a fita anti-atrito.....	101
Figura 68 – Representação gráfica dos parâmetros (a) $R_a$ e (b) $R_t$ .....	103
Figura 69 – Rugosímetro portátil e posicionamento para medição em arame .....	103
Figura 70 – Pontos de medição de rugosidade na face dos arames.....	104
Figura 71 – Amostras retiradas da região do dano – avaliação geral da rugosidade .....	104
Figura 72 – Arames endireitados para análise por imagem .....	106
Figura 73 – Arames cortados em três partes .....	106

Figura 74 – Endireitamento do arame helicoidal e corte e usinagem de amostras .	108
Figura 75 – Dimensões do corpo de prova para ensaio de tração .....	108
Figura 76 – Marcação de arames helicoidais para corte .....	110
Figura 77 – Testes de fadiga ao ar e corrosão-fadiga.....	111
Figura 78 – Esquema de amostras e dispositivo acoplados à máquina de teste para ensaio de fadiga ao ar .....	113
Figura 79 – Amostras instrumentadas com extensômetros para teste de fadiga ao ar .....	113
Figura 80 – Máquina e dispositivos utilizados no teste de corrosão-fadiga.....	115
Figura 81 – Extensômetros protegidos para teste de corrosão-fadiga .....	116
Figura 82 – Comparativo de amostras com e sem limpeza química .....	118
Figura 83 – Esquema das regiões analisadas na fractografia.....	119
Figura 84 – Esquema do modelo para análise de tensões no pite.....	122
Figura 85 – Valores de $K_t$ e curva de ajuste obtidos a partir das simulações dos 11 casos de pites teóricos.....	123
Figura 86 – Processo de obtenção do valor de $K_f$ .....	124
Figura 87 – Sensibilidade ao entalhe para os pites teóricos (a) em função do raio de entalhe e (b) em função da razão $a/2c$ dos pites.....	125
Figura 88 – Valores de $K_t$ calculados para os pites teóricos a partir dos diferentes modelos de equações da Tabela 8 .....	126
Figura 89 – Fator $K_f$ em função da relação $a/2c$ para diferentes modelos .....	127
Figura 90 – Fator $K_f$ em função $K_t$ para diferentes modelos.....	127
Figura 91 – Valores médios de $R_a$ e $R_t$ de arames retirados das quatro posições circunferenciais na região do dano.....	128
Figura 92 – Média dos valores de $R_a$ e $R_t$ para cada face das armaduras da região do dano .....	129
Figura 93 – Média dos valores de $R_a$ e $R_t$ para as duas regiões analisadas.....	130
Figura 94 – Percentual de área corroída de arames retirados das regiões estudadas .....	131
Figura 95 – Análise por imagem de pontos corroídos .....	132
Figura 96 – Curvas tensão-deformação de engenharia do aço da armadura externa .....	135
Figura 97 – Micrografias do aço da armadura externa: longitudinal (a) e (b) e transversal (c) e (d) .....	136

Figura 98 – Amostras seleccionadas e cortadas a partir dos helicoides da armadura externa .....	137
Figura 99 – Região central das amostras cortadas para testes de fadiga e corrosão-fadiga .....	138
Figura 100 – Alinhamento da corrosão nos <i>gaps</i> da fita anti-atrito .....	138
Figura 101 – Rugosidade média das amostras utilizadas nos testes .....	139
Figura 102 – Testes de fadiga ao ar – região do dano e afastada .....	144
Figura 103 – Corrosão-fadiga de amostra com e sem limpeza prévia .....	146
Figura 104 – Resultados dos testes de fadiga e corrosão-fadiga para arames da região do dano .....	147
Figura 105 – Dados de testes de fadiga ao ar e corrosão-fadiga em meio aerado para arames novos.....	148
Figura 106 – Resultados dos testes de corrosão-fadiga para arames da região do dano juntamente com a referência utilizada para a mesma condição.....	149
Figura 107 – Resultados dos testes de fadiga ao ar para arames da região do dano e da região afastada juntamente com a curva de referência utilizada para corrosão-fadiga .....	150
Figura 108 – Curvas S-N dos testes de corrosão-fadiga de arames corroídos em meio aerado e desaerado e de fadiga ao ar de arames novos .....	151
Figura 109 – Aspecto geral da fratura de amostras de testes de fadiga ao ar .....	154
Figura 110 – Aspecto geral da fratura de amostras de testes de corrosão-fadiga em meio aerado .....	154
Figura 111 – Aspecto geral da fratura de amostras de testes de corrosão-fadiga em meio desaerado.....	155
Figura 112 – Fractografias de amostras de (a) testes de fadiga ao ar com $\Delta\sigma = 700$ MPa e (b) corrosão-fadiga em meio desaerado com $\Delta\sigma = 380$ MPa.....	156
Figura 113 – Corte longitudinal em amostra fraturada no teste de fadiga ao ar.....	157
Figura 114 – Macrografia do corte longitudinal de amostra fraturada do teste de corrosão-fadiga em meio desaerado a 700 MPa.....	158
Figura 115 – Macrografia do corte longitudinal de amostra fraturada do teste de corrosão-fadiga em meio desaerado a 380 MPa.....	158
Figura 116 – Trincas secundárias observadas em corte longitudinal de amostra fraturada do teste de corrosão-fadiga em meio aerado a 380 MPa .....	159

Figura 117 – Macrografias de cortes longitudinais de amostras fraturadas em testes de: (a) fadiga ao ar, (b) e (c) corrosão-fadiga em meio desaerado .....	160
Figura 118 – Trinca secundária com ramificações identificada em macrografia longitudinal de amostra do teste de corrosão-fadiga.....	161
Figura 119 – Iniciação de trinca na borda de uma amostra do teste de fadiga ao ar com único plano de propagação .....	161
Figura 120 – Iniciação de trinca no meio da face de amostra do teste de fadiga ao ar com múltiplos planos de propagação .....	162
Figura 121 – Iniciação de trinca no meio da face de amostra do teste de corrosão-fadiga com múltiplos planos de propagação .....	163
Figura 122 – Iniciação de trinca na borda e no meio da face de amostra do teste de corrosão-fadiga .....	163
Figura 123 – Tempos da corrosão-fadiga com trinca nucleando de pite.....	164
Figura 124 – Fatores $K_f$ calculados para os pites medidos em amostras da fadiga ao ar .....	165
Figura 125 – Fatores $K_t$ e $K_f$ calculados para os pites medidos em amostras da fadiga ao ar .....	166
Figura 126 – Médias dos valores de $K_f$ teórico calculados para os pites medidos em amostras do teste de fadiga ao ar .....	167
Figura 127 – Fator $K_f$ teórico em função de $a/2c$ de pites medidos em fraturas de amostras dos testes de corrosão-fadiga: (a) em água do mar aerada e (b) em água do mar desaerada .....	169

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Referências de composição química e propriedades mecânicas de aços utilizados em tubos flexíveis.....	43
Tabela 2 – Composição química de aços carbono do tipo fio máquina para fabricação de arames trefilados a frio .....	44
Tabela 3 – Principais Danos em Capa Externa de Tubos Flexíveis.....	57
Tabela 4 – Solução Utilizada na Limpeza dos Arames de Aço (ASTM G1-03).....	102
Tabela 5 – Níveis de carregamento nominais do teste de fadiga ao ar das duas regiões .....	114
Tabela 6 – Níveis de carregamento nominais do teste de corrosão-fadiga em água do mar aerada para arames da região do dano .....	117
Tabela 7 – Níveis de carregamento nominais do teste de corrosão-fadiga em água do mar desaerada para arames da região afastada.....	119
Tabela 8 – Modelos de equações para cálculo do $K_t$ .....	122
Tabela 9 – Dimensões de pites teóricos para cálculo do $K_t$ pelo modelo de pite 3D .....	123
Tabela 10 – Valores do raio do entalhe e sensibilidade ao entalhe para os pites teóricos.....	124
Tabela 11 – Produto de corrosão encontrado nas armaduras de tração .....	133
Tabela 12 – Medidas de microdureza do aço da armadura externa .....	134
Tabela 13 – Resultados dos testes de tração .....	134
Tabela 14 – Resultados do ensaio de tração e de dureza realizados por outros autores .....	134
Tabela 15 – Medidas do módulo de elasticidade do aço da armadura externa.....	135
Tabela 16 – Composição química do aço da armadura externa .....	136
Tabela 17 – Valores médios de $R_a$ e $R_t$ das amostras por região .....	140
Tabela 18 – Valores aproximados de $C_s$ para $R_a$ e $R_t$ médios .....	141
Tabela 19 – Nomenclatura dos testes de fadiga ao ar e da referência utilizada .....	143
Tabela 20 – Nomenclatura dos testes de corrosão-fadiga e da referência utilizada .....	146
Tabela 21 – Resumo das análises e dos efeitos observados .....	152
Tabela 22 – Parâmetros das curvas de fadiga apresentadas .....	153
Tabela 23 – Valores médios das dimensões dos pites medidos e das razões $a/2c$	165



Tabela 24 – Resumo dos valores de $K_f$ obtidos por diferentes formas e os desvios relativos ao valor experimental.....	168
---	-----

## LISTA DE ABREVIATURAS

boe	Barril de óleo equivalente
ANP	Agência Nacional do Petróleo
CF	Corrosão-fadiga
CP	Corpo de prova
CSTS	Corrosão sob tensão por sulfeto
FPSO	<i>Floating, Production, Storage and Offloading</i>
IFP	Instituto Francês de Petróleo
JIP	Joint Industry Project
LAMEF	Laboratório de Metalurgia Física
LDA	Lâmina d'água
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura / Microscopia Eletrônica de Varredura
PEEK	Polyether ether ketone (poli-éter-éter-cetona)
PVDF	Poly vinylidene fluoride (polifluoreto de vinilideno)
TTT	Temperatura Tempo Transformação
TIH	Trincamento induzido pelo hidrogênio
UEP	Unidades estacionárias de produção
V/A	Relação entre o volume de solução e a superfície total de aço exposta no espaço anular

## LISTA DE SÍMBOLOS

$a$	Profundidade de pite
$A$	Número de ciclos para $\Delta\sigma = 0$
$AL$	Alongamento até a fratura em ensaio de tração
$b$	Expoente de resistência à fadiga
$C_s$	Coeficiente de superfície para correção do limite de fadiga devido à condição superficial
$C_{s\text{corrig}}$	Coeficiente de superfície corrigido para correção do limite de fadiga devido à condição superficial
$E$	Módulo de elasticidade
$F$	Força trativa do modelo em elementos finitos
$FRT_6$	Fator de redução de tensão no teste de corrosão-fadiga em $10^6$ ciclos
$K_t$	Fator de concentração de tensões
$K_f$	Fator de concentração de tensões à fadiga
$L$	Largura da fita anti-atrito
$L_0$	Comprimento de medida para determinação de deformação durante ensaio de tração
$L_m$	Comprimento de avaliação
$m$	Inclinação da curva S-N
$m'$	Razão entre o limite de resistência à fadiga e o limite de resistência à tração ( $\sigma_f / \sigma_u$ )
$N$	Número de ciclos
$n$	Número total de picos e vales medidos do perfil de rugosidade no comprimento de avaliação
$N_f$	Número de ciclos até a falha
$O-O$	Ligação química entre dois átomos de oxigênio
$pH$	Potencial de hidrogênio
$q$	Sensibilidade ao entalhe
$R$	Razão de carregamento
$R^2$	Coeficiente de determinação
$R_a$	Desvio médio do perfil de rugosidade
$R_t$	Altura total do perfil de rugosidade
$t_{np}$	Tempo de nucleação de pite

$t_{cp}$	Tempo de crescimento de pite
$t_{ctc}$	Tempo de crescimento de trinca curta
$t_{ctl}$	Tempo de crescimento de trinca longa
$y$	Altura de picos e vales no perfil de rugosidade
$\varepsilon$	Deformação de engenharia
$\alpha$	Constante do material para cálculo da sensibilidade ao entalhe
$\Delta\sigma$	Variação de tensão
$\rho$	Raio do entalhe
$\sigma_a$	Amplitude de tensão
$\sigma_{eq}$	Tensão alternada equivalente
$\sigma_f$	Limite de resistência à fadiga
$\sigma'_f$	Coefficiente de resistência à fadiga
$\sigma_m$	Tensão média
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima
$\sigma_{m\acute{i}n}$	Tensão mínima
$\sigma_u$	Limite de resistência à tração
$\sigma_y$	Tensão de escoamento convencional a 0,2% de deformação
$\sigma_{f(N)}$	Tensão alternada de falha em determinado número de ciclos (N)
$2c$	Diâmetro ou largura de pite

## SUMÁRIO

<b>AGRADECIMENTOS .....</b>	<b>5</b>
<b>RESUMO .....</b>	<b>7</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>8</b>
<b>LISTA DE FIGURAS .....</b>	<b>9</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>15</b>
<b>LISTA DE ABREVIATURAS .....</b>	<b>17</b>
<b>LISTA DE SÍMBOLOS .....</b>	<b>18</b>
<b>SUMÁRIO.....</b>	<b>20</b>
<b>1 INTRODUÇÃO.....</b>	<b>24</b>
<b>1.1 Motivações.....</b>	<b>24</b>
<b>1.2 Estrutura e Objetivos do Trabalho.....</b>	<b>25</b>
<b>2 CONTEXTO GERAL SOBRE DUTOS FLEXÍVEIS .....</b>	<b>26</b>
<b>2.1 Produção de Petróleo no Mar.....</b>	<b>26</b>
<b>2.2 Visão Geral sobre a Aplicação de Dutos Flexíveis.....</b>	<b>29</b>
<b>3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>32</b>
<b>3.1 Tecnologia de Tubos Flexíveis .....</b>	<b>32</b>
3.1.1 Histórico .....	32
3.1.2 Classificação de Tubos Flexíveis .....	33
3.1.3 Tubo Flexível de Camadas Não Aderentes.....	35
3.1.4 Características das Armaduras de Tração .....	39
3.1.5 Aços para Armaduras de Tração.....	41
3.1.6 Espaço Anular em Tubos Flexíveis .....	49
3.1.7 Conector de Extremidade e Enrijecedor de Curvatura .....	53
<b>3.2 Falhas em Dutos Flexíveis.....</b>	<b>55</b>
3.2.1 Descrição Geral.....	55
3.2.2 Dano na Capa Externa de Tubos Flexíveis .....	56

3.2.3	Corrosão das Armaduras de Tração .....	58
3.2.4	Falha por Fadiga das Armaduras de Tração .....	66
<b>3.3</b>	<b>Fadiga.....</b>	<b>66</b>
3.3.1	Carregamento Dinâmico.....	67
3.3.2	Aspectos Microscópicos .....	68
3.3.3	Método S-N .....	69
3.3.4	Fatores que Influenciam o Comportamento à Fadiga .....	71
3.3.5	Pites de Corrosão e a Intensificação de Tensões .....	80
3.3.6	Dano Acumulado por Fadiga.....	88
3.3.7	Testes de Fadiga e Corrosão-Fadiga em Armaduras de Tração ..	90
<b>3.4</b>	<b>Reavaliação de Vida em Fadiga de Armaduras de Tração .....</b>	<b>93</b>
<b>4</b>	<b>MÉTODOS E PROCEDIMENTOS.....</b>	<b>95</b>
<b>4.1</b>	<b>Descrição Geral .....</b>	<b>95</b>
<b>4.2</b>	<b>Configuração do Riser .....</b>	<b>97</b>
<b>4.3</b>	<b>Regiões de Interesse.....</b>	<b>98</b>
<b>4.4</b>	<b>Dissecação.....</b>	<b>99</b>
<b>4.5</b>	<b>Avaliação Geral da Corrosão .....</b>	<b>102</b>
4.5.1	Medição de Rugosidade.....	102
4.5.2	Análise Superficial por Imagem.....	105
4.5.3	Análise do Produto de Corrosão .....	107
<b>4.6</b>	<b>Caracterização do Material .....</b>	<b>107</b>
4.6.1	Microdureza e Ensaio de Tração.....	107
4.6.2	Composição Química e Metalografia .....	109
<b>4.7</b>	<b>Seleção de Amostras para Testes Dinâmicos .....</b>	<b>109</b>
4.7.1	Marcação e Corte do Helicoide .....	109
4.7.2	Medição de Rugosidade das Amostras.....	110
<b>4.8</b>	<b>Testes de Fadiga .....</b>	<b>111</b>

4.8.1 Fadiga ao ar .....	112
4.8.2 Corrosão-Fadiga .....	115
<b>4.9 Análise das Fraturas .....</b>	<b>119</b>
4.9.1 Análise Fractográfica.....	119
4.9.2 Trincas Secundárias.....	120
4.9.3 Pites e Iniciação de Trincas.....	120
<b>4.10 Estimativa do Fator <math>K_f</math>.....</b>	<b>120</b>
<b>5 RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>127</b>
<b>5.1 Avaliação Geral da Corrosão .....</b>	<b>127</b>
5.1.1 Medição de Rugosidade.....	127
5.1.2 Análise Superficial por Imagem.....	130
5.1.3 Análise de Produto de Corrosão .....	133
<b>5.2 Caracterização do Material .....</b>	<b>133</b>
5.2.1 Microdureza e Teste de Tração.....	133
5.2.2 Composição Química e Metalografia .....	135
<b>5.3 Seleção de Amostras para Testes de Fadiga.....</b>	<b>137</b>
5.3.1 Marcação e Corte do Helicoide .....	137
5.3.2 Medição de Rugosidade das Amostras .....	139
<b>5.4 Testes de Fadiga .....</b>	<b>142</b>
5.4.1 Fadiga ao Ar .....	142
5.4.2 Corrosão-Fadiga .....	144
<b>5.5 Análise das Fraturas .....</b>	<b>153</b>
5.5.1 Análise Fractográfica.....	153
5.5.2 Trincas Secundárias.....	156
5.5.3 Pontos de Iniciação de Trincas .....	161
5.5.4 Medidas de Pites.....	164
<b>5.6 Estimativa do Fator <math>K_f</math>.....</b>	<b>165</b>

<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>169</b>
<b>7</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>172</b>
<b>8</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>173</b>
	<b>APÊNDICE A – RESULTADOS DAS ANÁLISES DE DIFRAÇÃO DE RAIOS- X E ESPECTROSCOPIA RAMAN .....</b>	<b>186</b>
	<b>APÊNDICE B – VALORES DE RUGOSIDADE DAS AMOSTRAS SELECIONADAS PARA OS TESTES .....</b>	<b>187</b>
	<b>APÊNDICE C – GRÁFICOS UTILIZADOS NA ESTIMATIVA DO FATOR CS .....</b>	<b>189</b>
	<b>APÊNDICE D – DADOS E RESULTADOS TABULARES DOS ENSAIOS DE FADIGA E CORROSÃO-FADIGA.....</b>	<b>190</b>
	<b>APÊNDICE E – MEDIDAS DE PH DOS TESTES E DE OXIGÊNIO DISSOLVIDO DO PROCEDIMENTO DE TESTE DE CORROSÃO-FADIGA COM ÁGUA DO MAR DESAERADA.....</b>	<b>194</b>
	<b>APÊNDICE F – DADOS TABULARES DAS MEDIDAS DOS PITES REALIZADAS NO MEV.....</b>	<b>195</b>



## 1 INTRODUÇÃO

*Risers* flexíveis, que podem ser definidos como estruturas dinâmicas flexíveis conectadas em plataformas marítimas para o transporte de hidrocarbonetos, têm sido amplamente utilizados na produção de petróleo no mar em águas profundas nas últimas três décadas, o que reflete o grande número de estruturas atualmente em operação no Brasil. Apesar do seu elevado custo por metro comparado a tubos rígidos de aço com resistência e diâmetro equivalentes, sua aplicação tem se mostrado vantajosa para diversos casos de projetos de sistemas submarinos de produção. Neste sentido, a intensa busca por um melhor conhecimento dos projetos atuais e desenvolvimento de novas estruturas de tubos flexíveis tem justificado os investimentos de milhões de dólares em pesquisa e desenvolvimento (P&D).

A partir do desenvolvimento e das primeiras instalações de *risers* flexíveis na década de 70, juntamente com a crescente busca do petróleo em águas mais profundas e a utilização de unidades de produção flutuantes na costa brasileira, o uso deste tipo de *riser* se tornou uma prática comum e aumentou consideravelmente nos anos seguintes. Isto é evidenciado pelo grande número destas estruturas em operação com diferentes idades (de 1 a aproximadamente 25 anos). No mesmo caminho, a pesquisa e desenvolvimento relacionados a todas as etapas da vida do *riser* tem sido cada vez maior e com grande relevância para a produção de petróleo no mar. Assim, as metodologias de projeto, o conhecimento sobre os modos de falha e o gerenciamento da integridade vêm se tornando objeto de estudo pelos principais fabricantes de dutos flexíveis e companhias operadoras, visando a um maior domínio da tecnologia e, conseqüentemente, à operação em ambientes mais hostis, com estrutura otimizada e com maior segurança operacional.

### 1.1 Motivações

Ao longo da operação, os *risers* flexíveis podem estar sujeitos a condições operacionais diferentes daquelas para as quais os mesmos foram projetados como, por exemplo, alteração no fluido interno transportado ou ainda a algum evento externo que pode vir a causar pequenas avarias em sua capa externa. Neste sentido, em alguns casos, faz-se necessária a reavaliação de vida em fadiga destes *risers* em

operação, por estarem operando numa condição diferente do projeto como, por exemplo, quando o espaço anular do *riser* configura um ambiente corrosivo.

O resultado da reavaliação do *riser* pode levar à necessidade da substituição do mesmo ou do trecho avariado. Logo, esta avaliação é fortemente motivada pelos requisitos de segurança operacional da produção. Neste contexto, companhias operadoras de petróleo e fabricantes de dutos flexíveis vem investindo recursos em projetos de P&D, buscando expandir o conhecimento no que se refere ao desempenho à fadiga de *risers* em operação, levando em consideração a corrosão das armaduras de tração, mesmo que em pequena magnitude. Este tipo de iniciativa visa obter maior confiança na estimativa da vida à fadiga da estrutura, tanto no projeto quanto na eventual reavaliação durante o período operacional, possibilitando, inclusive, otimização no prazo para operações de manutenção.

Assim, a realização de testes em laboratório de estruturas ou amostras retiradas do campo são de fundamental importância para uma melhor compreensão dos fenômenos oriundos das situações reais, bem como para aumentar a confiabilidade nas avaliações e modelos teóricos usados na análise de fadiga de *risers* flexíveis.

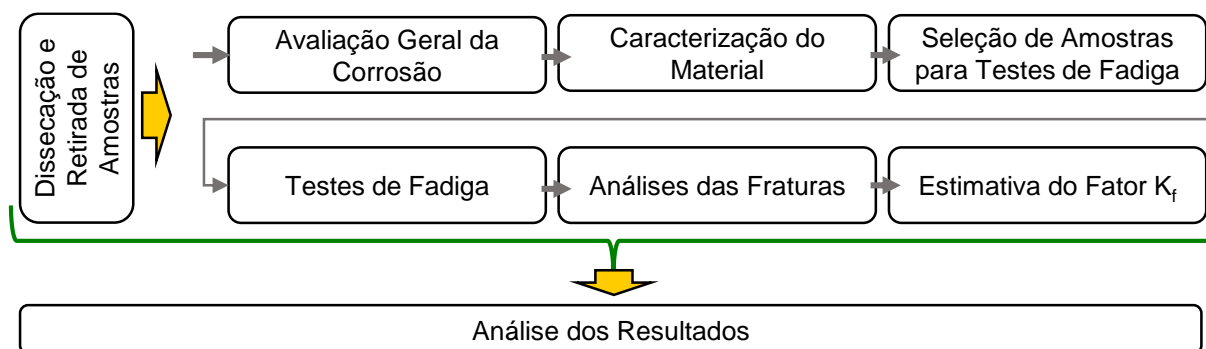
## **1.2 Estrutura e Objetivos do Trabalho**

Devido ao fato do trabalho ser caracterizado pela avaliação de amostras retiradas de campo, o conteúdo apresenta, dentro do capítulo “Métodos e Procedimentos”, tópicos específicos sobre a caracterização do *riser* em estudo, de tal forma a contextualizar o caso real e fazer suas conexões com os trabalhos realizados em laboratório. O trabalho está voltado para a caracterização de arames corroídos e avaliação do desempenho à fadiga e corrosão-fadiga, mas também aborda a concentração de tensões geradas pelos pites de corrosão e as principais características das trincas de fadiga. A Figura 1 apresenta um fluxograma esquemático do conteúdo do trabalho.

Desta forma, o presente trabalho tem como objetivos principais caracterizar a superfície e avaliar o desempenho à fadiga e corrosão-fadiga de arames que sofreram corrosão durante a operação. Além disso, o trabalho também visa a relacionar

quantitativamente as dimensões dos pites de corrosão com a queda no desempenho à fadiga.

Figura 1 – Principais atividades desenvolvidas no trabalho



Fonte: O AUTOR (2016)

## 2 CONTEXTO GERAL SOBRE DUTOS FLEXÍVEIS

### 2.1 Produção de Petróleo no Mar

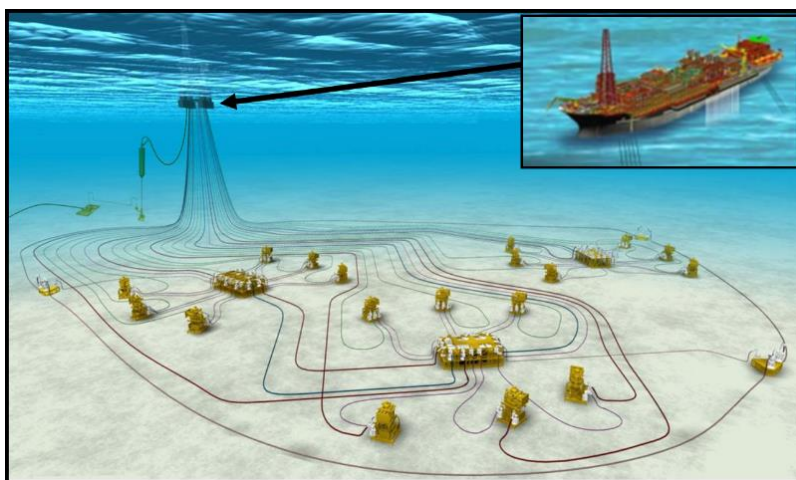
O desenvolvimento de campos de petróleo localizado em bacias sedimentares marítimas exige, na grande maioria das vezes, o uso de Unidades Estacionárias de Produção (UEPs), conhecidas também por plataformas de produção, e de equipamentos e dutos que possibilitem sua conexão com o poço perfurado no solo marinho. Neste caso, a qualificação desta infraestrutura torna-se ainda maior quando comparado com campos terrestres, visto as dificuldades e custos envolvidos na instalação, operação, manutenção e gestão da integridade destes sistemas.

A produção de petróleo no mar com uso de completação molhada, onde a cabeça do poço está no leito marinho, é caracterizada por dutos, equipamentos e cabos eletro-hidráulicos, instalados no fundo do mar e conectados à plataforma de produção, os quais formam um arranjo submarino, como ilustrado na Figura 2. Assim, faz-se necessária a interligação entre estes diversos poços e a UEP por meio dutos e cabos eletro-hidráulicos. Este é o cenário onde se dá a aplicação de *risers* flexíveis, os quais têm sido largamente utilizados em campos de petróleo no Brasil.

Especificamente no Brasil, a produção de petróleo é caracterizada por uma ampla atividade marítima, a qual está associada com as grandes e importantes

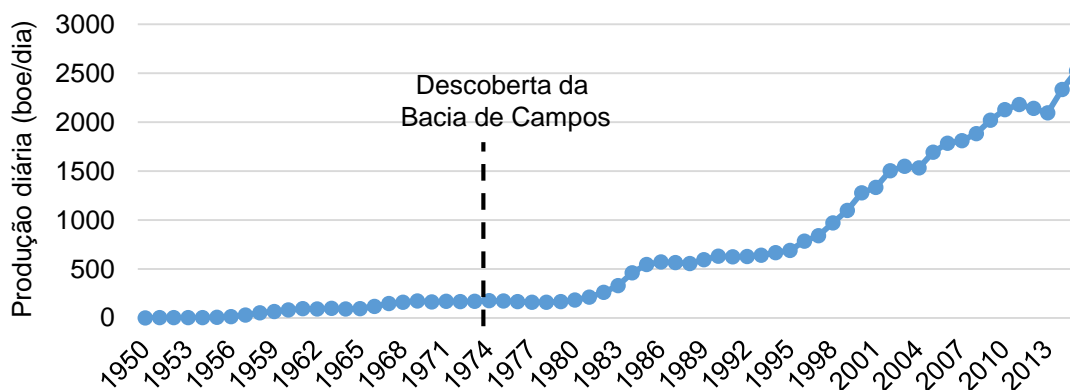
descobertas realizadas na costa brasileira nas últimas décadas. A Figura 3 ilustra a crescente produção diária de petróleo no Brasil desde 1950, em barris de óleo equivalente (boe), quando a atividade era essencialmente em terra. A partir do início da década de 80, quando foram instalados os primeiros sistemas definitivos na Bacia de Campos, houve um constante crescimento da produção marítima, sendo mais significativo a partir de 1996. (MORAIS, 2013)

Figura 2 – Exemplo de sistema de produção no mar



Fonte: Adaptado de FMC (2016)

Figura 3 – Evolução da Produção Diária de Petróleo no Brasil

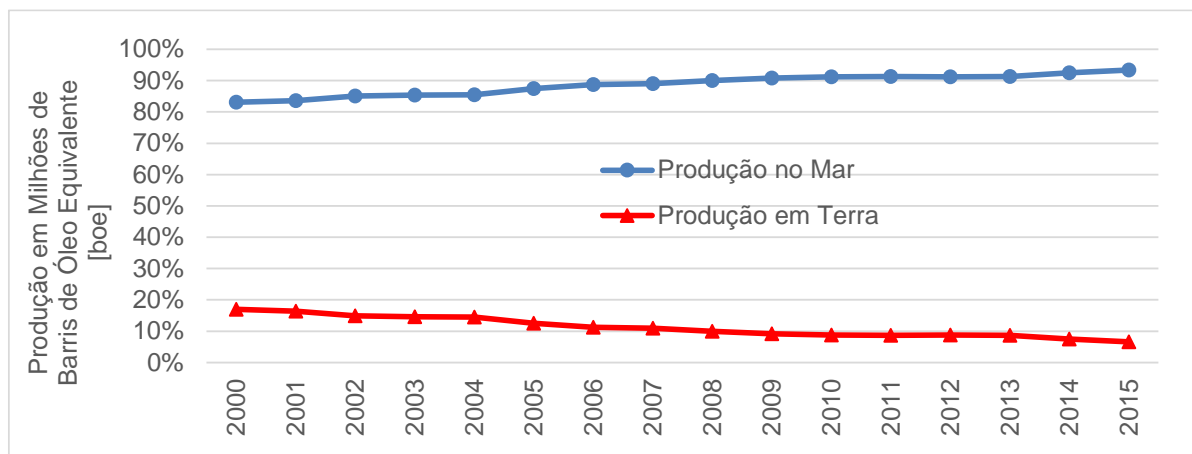


Fonte: Adaptado de MORAIS (2013)

De fato, a crescente atividade voltada para a produção de petróleo no mar levou o Brasil a alcançar o percentual de mais de 90% da produção em poços perfurados

no leito marinho, como mostram os dados disponibilizados pela ANP (Agência Nacional do Petróleo) e apresentados na Figura 4.

Figura 4 – Participação Brasileira da Produção de Petróleo no Mar e em Terra



Fonte: Adaptado de ANP (2016)

Neste contexto, a atividade marítima para a produção de petróleo tem motivado grandes desenvolvimentos e melhorias para os novos sistemas a serem implementados, visando à diminuição de custos, à viabilização de projetos antes considerados não atrativos e, não menos importante, à manutenção e extensão de vida dos sistemas em operação.

Um sistema submarino de produção de petróleo pode ser entendido como o conjunto de estruturas como os poços, dutos, equipamentos, *jumpers*, sistemas de controle e cabos elétricos de potência, instalados entre o solo marinho e o nível do mar, utilizados para operar e produzir campos marítimos de petróleo. A rigor, estas estruturas podem, também, estar enterradas no solo marinho ou parcialmente emersas. A produção de petróleo no mar pode ser composta por combinações de diferentes tipos de plataformas e componentes submarinos e isso irá variar caso a caso, dependendo de aspectos técnicos, econômicos e de experiência prévia, entre outros.

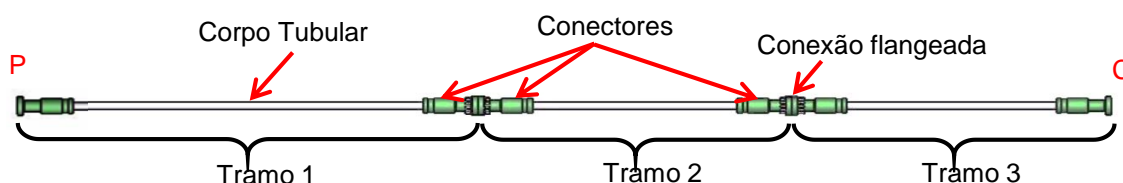
Os dutos submarinos podem ser divididos e classificados de várias formas e isto, geralmente, está associado às condições operacionais, ao fluido transportado ou ainda a alguma função ou característica específica. Porém, independente da classificação, uma distinção importante diz respeito ao tipo de duto em questão: duto

flexível, rígido ou híbrido (flexível + rígido). O conteúdo deste trabalho está relacionado aos dutos flexíveis.

## 2.2 Visão Geral sobre a Aplicação de Dutos Flexíveis

O termo “linha flexível”, também denominado “duto flexível”, pode ser entendido como aquele formado por um conjunto de tramos unidos entre si, que interligam dois pontos de interesse para o escoamento de um fluido (óleo, gás e/ou água). A Figura 5 ilustra um exemplo de interligação com duto flexível, composto por três tramos, entre um ponto de partida “P” e um ponto de chegada “C”. Este duto pode ser separado em grupos de acordo com a função no transporte do fluido: produção ou coleta, serviço, injeção e exportação (API RP 17B, 2014). Os dutos de exportação, normalmente, possuem maiores diâmetros e existem em menor quantidade para um mesmo campo ou plataforma e isto é justificado por terem elevada vazão de fluido quando comparados aos demais dutos. Além disso, eles possuem maiores comprimentos, já que são interligados a outras plataformas, outros dutos da malha de escoamento ou a um terminal em terra.

Figura 5 – Esquema de um duto flexível composto por três tramos



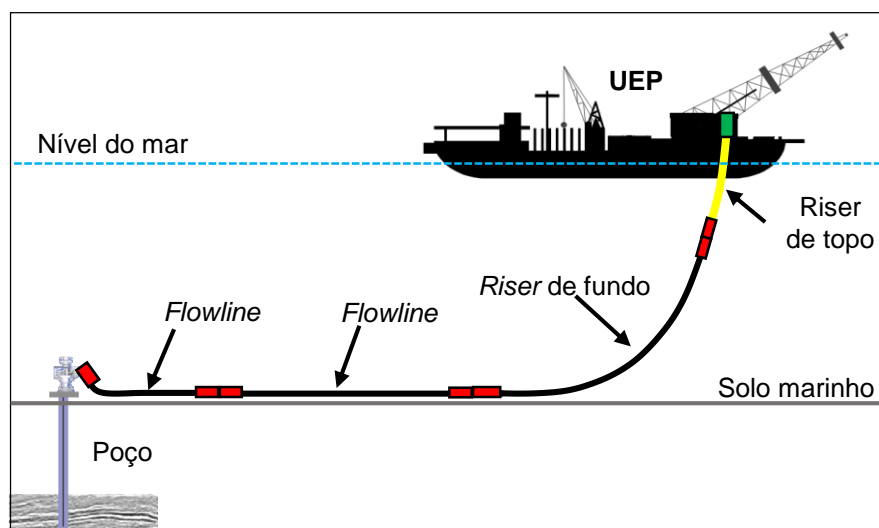
Fonte: O AUTOR (2016)

Os tramos flexíveis são pré-fabricados com comprimentos variáveis e são compostos basicamente pelo corpo tubular (tubo flexível) e por um conector em cada extremidade. Em termos de estruturas, um duto flexível submarino pode ser utilizado na interligação de equipamentos, dutos e plataformas como, por exemplo, os três casos seguintes:

- Um equipamento a uma UEP ou outro equipamento;
- Uma UEP a outra UEP;
- Um duto rígido a uma UEP, outro duto ou equipamento.

A Figura 6 ilustra uma interligação entre equipamento no poço submarino e uma plataforma do tipo FPSO (*Floating Production Storage and Offloading*) por meio de quatro tramos flexíveis, os quais formam o duto. Neste esquema, há dois tramos completamente apoiados no leito marinho, que constituem uma linha de fluxo horizontal, conhecida pelo termo em inglês *flowline*. Esta parte do duto é caracterizada por receber carregamentos predominantemente estáticos, apesar da variação da pressão, durante a operação, sendo então considerado um trecho estático. Os dois tramos seguintes constituem o “*riser* de fundo” e o “*riser* de topo”, responsáveis por conduzir o fluido do leito marinho à plataforma. Neste esquema, tem-se uma configuração geométrica em catenária livre, a qual está parcialmente apoiada no leito marinho e, na parte superior, conectada à unidade de superfície, o que lhe confere uma característica dinâmica, pois recebe diretamente os movimentos da plataforma e da corrente marinha. O uso de dois ou mais tramos no trecho dinâmico é motivado pela possibilidade de otimização das estruturas de acordo com as solicitações mecânicas características de cada tramo, além de facilitar o manuseio e transporte pelo navio instalador, uma vez que tramos mais curtos são facilmente armazenados em carretéis tradicionalmente utilizados pela maioria dos navios instaladores. De fato, tramos muito longos exigiria carretéis muito grandes, o que poderia inviabilizar seu transporte e instalação.

Figura 6 – Exemplo de uma interligação entre poço e plataforma



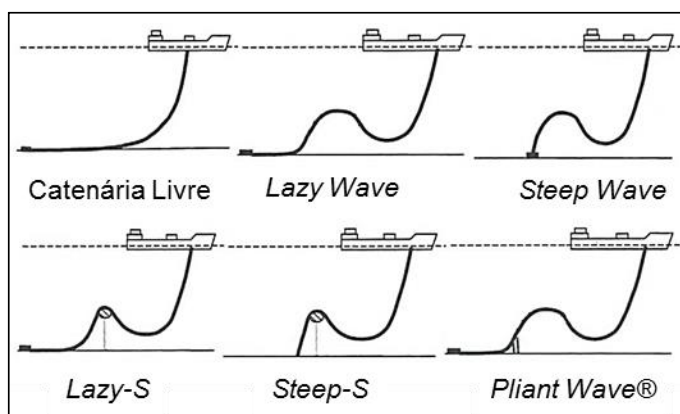
Fonte: O AUTOR (2016)

Para nivelamento da leitura neste texto, os seguintes termos e conceitos são utilizados para se referir a uma estrutura de tubo flexível:

- O “tubo flexível ou corpo tubular flexível” está relacionado à menor parte, ou seja, um comprimento elementar da seção transversal;
- O “tramo flexível” é o nome dado a um comprimento definido formado pelo corpo tubular e pelas terminações (conectores), normalmente com centenas de metros;
- O “duto flexível” ou “linha flexível” é normalmente formado por um conjunto de tramos, que interliga dois pontos de interesse para escoamento de um fluido;
- “Riser” e “flowline” são nomes de diferentes partes do duto, conforme Figura 6.

Existem, também, outras configurações geométricas para *risers* flexíveis, como ilustrado na Figura 7. Nesta figura, com exceção da catenária livre, as demais propostas visam a minimizar o efeito dos movimentos da plataforma na região onde o *riser* apoia no solo e a diminuir a tração no topo. Apesar das diferentes opções, a catenária livre é a configuração de menor custo e de mais fácil instalação e manutenção sendo, portanto, utilizada sempre que viável tecnicamente (KAREGAR, 2013). Para maior aprofundamento sobre estas configurações, recomendam-se as seguintes referências: DIKDOGMUS (2012) e KAREGAR (2013).

Figura 7 – Configurações de Risers Submarinos de Produção



Fonte: Adaptado de DIKDOGMUS (2012)



### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 Tecnologia de Tubos Flexíveis

##### 3.1.1 Histórico

O corpo do duto flexível pode ser definido como uma estrutura tubular constituída por múltiplas camadas superpostas e concêntricas, com materiais metálicos, poliméricos e, em casos específicos, materiais compósitos (LEMOS, 2005; SOUSA, 2005).

O fato de o tubo flexível ter uma estrutura em camadas, faz com que ele tenha algumas diferenças físicas e fabris quando comparado ao tubo rígido. A estrutura em camadas propicia aos dutos flexíveis a combinação de baixa rigidez à flexão e elevada rigidez axial em tração, além da resistência à pressão dos fluidos internos e externos. De fato, o desenvolvimento do tubo flexível foi motivado pela necessidade de um duto que cumprisse as funções do duto rígido, mas que tivesse uma baixa rigidez à flexão para melhor absorção de deslocamentos. Por outro lado, sua forma construtiva traz baixas rigidezes torsional e axial compressiva.(FERGESTAD e LØTVEIT, 2014)

O tubo flexível com múltiplas camadas foi desenvolvido pelo Instituto Francês de Petróleo (IFP) no final da década de 60 e teve, inicialmente, o objetivo de ser utilizado como uma estrutura flexível para sistemas de perfuração. Com a criação da empresa francesa Coflexip, em 1971, esta tecnologia foi aprimorada e adaptada para aplicações como dutos flexíveis e, ao longo da década, diversos projetos e instalações foram realizados. A utilização pioneira como duto submarino foi em 1973 no campo de petróleo *Emeraude*, da companhia *Elf*, situado no oeste da África, o qual foi utilizado para transportar petróleo processado entre duas plataformas (NARZUL *et al.* 1997). As primeiras aplicações de dutos flexíveis utilizados no Brasil foram nos sistemas antecipados de produção instalados nos campos de Enchova e Garoupa, no final da década de 70, sendo o sistema de Enchova composto por *risers* e *flowlines* flexíveis (LEMOS, 2005).

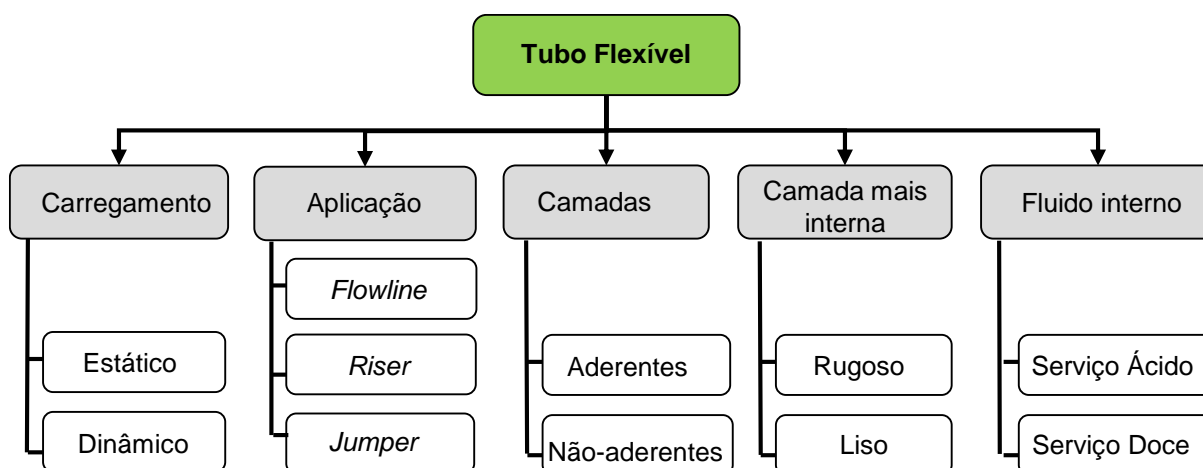
Com as conseqüentes descobertas de campos marítimos de petróleo no Brasil, no final da década de 70, e ao longo das décadas de 80 e 90, associadas ao sucesso da tecnologia de *risers* flexíveis conectados a plataformas flutuantes, o uso deste tipo de duto foi intensificado. Desde então, o mercado brasileiro tem impulsionado a

tecnologia e seu aprimoramento, implantando projetos cada vez mais inovadores para a indústria do petróleo (MORAIS, 2013).

### 3.1.2 Classificação de Tubos Flexíveis

Uma estrutura de tubo flexível pode ser classificada segundo alguns critérios que estão relacionados às características operacionais ou construtivas do próprio duto, isto é, carregamento, aplicação, camadas, camada mais interna e fluido interno (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005). A Figura 8 resume estas classificações utilizadas para estruturas de dutos flexíveis.

Figura 8 – Classificação de um tubo flexível



Fonte: O AUTOR (2016)

De forma simplificada, estes critérios de classificação são descritos a seguir:

- Carregamento:

Estático: Tubo flexível projetado para aplicação estática durante o período de operação, como em dutos apoiados no fundo do mar (*flowlines*) ou conectados a plataformas fixas (API RP 17B, 2014).

Dinâmico: Tubo flexível que contempla cargas cíclicas provenientes de movimentos relativos entre os pontos de conexão, as quais caracterizam os *risers* conectados a unidades flutuantes e envolvem uma análise de fadiga (API RP 17B, 2014).

- Aplicação:

Flowline: Tubo flexível utilizado em dutos apoiados no leito marinho. Esta classificação está associada ao carregamento estático (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005).

Riser: Tubo flexível desenvolvido para ser utilizado em aplicações dinâmicas ou estáticas, dependendo do tipo de unidade flutuante onde será conectado (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005).

Jumper: Tubos flexível de curto comprimento utilizado em interligações de pequenas distâncias entre equipamentos submarinos ou entre boias de subsuperfície e plataformas (API RP 17B, 2014).

- Camadas:

Aderentes (bonded): Tubo flexível cujas camadas são aderentes entre si, não havendo movimento relativo entre as mesmas. No processo de fabricação, envolve processo para promover a adesão entre as camadas utilizando adesivos ou aplicação de pressão e aquecimento (vulcanização) (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005).

Não aderentes (unbonded): Tubo flexível cujas camadas não são aderentes, mas estão em contato. Seu processo de fabricação envolve etapas independentes para as camadas, as quais são confeccionadas umas sobre as outras, o que, devido ao baixo atrito, permite o movimento relativo entre as mesmas (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005).

- Camada mais interna:

Tubo interno rugoso (Rough Bore): Tubo flexível que possui uma espira metálica intertravada (carcaça) como camada mais interna, a qual forma cavidades entre os encaixes da espira (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005; XAVIER, 2009).

Tubo interno liso (Smooth Bore): Tubo flexível que possui a camada mais interna fabricada com material tubular polimérico, sendo utilizado em dutos que transportam fluidos sem presença de gás (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005; XAVIER, 2009).

- Fluido interno:

Serviço ácido (*Sour Service*): Tubo flexível cujos materiais metálicos são qualificados para operação com fluidos internos contaminados com sulfeto de hidrogênio (H<sub>2</sub>S) (API RP 17B, 2014).

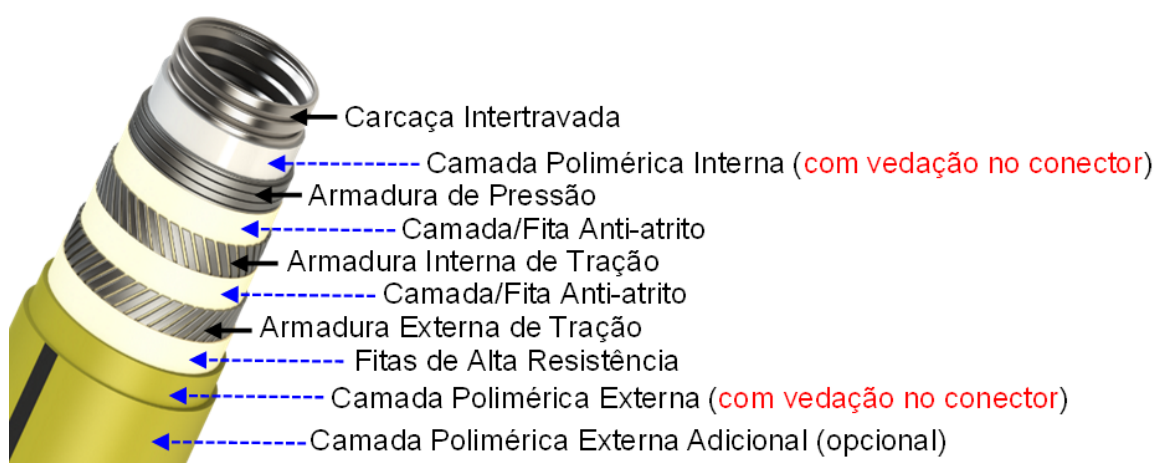
Serviço doce (*Sweet Service*): Tubo flexível cujos materiais metálicos não são qualificados para a operação com fluidos internos contaminados com sulfeto de hidrogênio (H<sub>2</sub>S) (API RP 17B, 2014).

Dado que o presente trabalho foi desenvolvido em armaduras de tração de tubo flexível com camadas não aderentes, este tipo será abordado em mais detalhes.

### 3.1.3 Tubo Flexível de Camadas Não Aderentes

As camadas metálicas deste tipo de tubo flexível são fabricadas em aço carbono e aço inoxidável e as camadas poliméricas termoplásticas em polietileno de alta densidade, poliamidas e PVDF (Polifluoreto de Vinilideno). Além destas, outras camadas não metálicas como fitas compostas por aramida são utilizadas (BUENO, 2010; API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005; XAVIER, 2009). A Figura 9 mostra uma estrutura típica de tubo flexível utilizado como dutos de produção de petróleo, onde as camadas metálicas estão nomeadas e sinalizadas com setas contínuas e as camadas poliméricas com setas pontilhadas. Mais adiante são descritas brevemente as funções de cada uma delas.

Figura 9 – Estrutura típica de duto flexível *rough bore*



Fonte: Adaptado de COSER (2016)

Na fabricação destes tubos, as camadas são construídas separadamente e de dentro para fora, ou seja, a primeira camada a ser montada (conformada) é a carcaça. Considerando o tubo da Figura 9, a fabricação do tramo inicia com a conformação e travamento da fita metálica, em máquina apropriada, formando a primeira camada em hélice, gerando um comprimento pré-definido, seguindo para fabricação da próxima camada e assim por diante. A seguir são descritas cada uma das camadas da Figura 9.

- Carcaça Intertravada

A carcaça intertravada ou simplesmente “carcaça” é a camada mais interna da estrutura e tem como função principal prover resistência ao colapso, que pode ser gerado por rápida descompressão interna em dutos que transportam gás ou por elevada pressão do ambiente externo. Além disso, a carcaça contribui para resistir ao colapso devido aos carregamentos radiais provenientes da tração das armaduras externas (*squeeze*) e da compressão mecânica nos tensionadores dos navios durante a instalação (*crushing*). (LEMOS, 2005)

- Camada Polimérica Interna

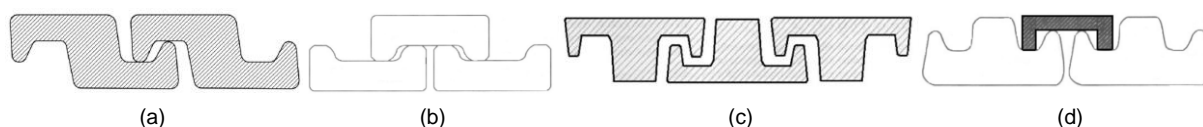
A camada polimérica interna, também chamada “barreira de pressão”, é extrusada (processo de extrusão) sobre a carcaça intertravada por processo de extrusão e tem como função garantir a estanqueidade do tubo flexível, impedindo que o fluido interno entre em contato com as camadas mais externas e, eventualmente, com ambiente externo. Ou seja, é a camada que dá vedação ao escoamento no duto e, por esse motivo, é uma barreira para as pressões interna e externa, o que a faz responsável por transmiti-las para as camadas metálicas adjacentes de elevada resistência à explosão (armadura de pressão) ou colapso (carcaça). Portanto, é fundamental que esta camada seja devidamente vedada quando fixada no conector de extremidade. Os polímeros comumente utilizados são a base de poliamidas e PVDF. (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005; FERGESTAD; LØTVEIT, 2014; XAVIER, 2009). Algumas estruturas possuem também camadas poliméricas internas adicionais, as quais podem ser extrusadas antes ou após a barreira de pressão. No caso de ser antes da barreira, é denominada camada de sacrifício e tem a função de uniformizar a superfície e evitar que a barreira seja extrusada nos *gaps* do helicóide

da carcaça, o que altera sua geometria e, a depender do material, pode torná-la mais sensível ao trincamento. Quando extrusada após a barreira, esta camada adicional é denominada camada anti-fluência e sua função é evitar o contato da barreira de pressão com a armadura de pressão (mais externa), o que, dependendo do polímero, pode provocar sua fluência nos *gaps* do helicóide da armadura (aço), quando o duto é aquecido e pressurizado, também contribuindo para o seu trincamento.

- Armadura de Pressão

A armadura de pressão é uma camada metálica, em aço carbono, de assentamento helicoidal com ângulo próximo de  $90^\circ$  em relação ao eixo do tubo, o que a caracteriza também como uma camada com elevada rigidez na direção radial. A construção desta camada sobre a barreira de pressão é dada por um perfil previamente conformado, o qual é montado pelo mandril sobre o polímero. Os principais perfis utilizados nesta camada são apresentados na Figura 10. A armadura de pressão tem como função principal resistir à pressão interna (explosão), mas, juntamente com a carcaça, contribui na resistência aos carregamentos radiais da pressão externa e aqueles provenientes de solicitações mecânicas de instalação (*crushing*) e do aperto provocado pelas armaduras de tração quando estas são tracionadas (*squeeze*). (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005; FERGESTAD; LØTVEIT, 2014; XAVIER, 2009; SOUSA, 2005)

Figura 10 – Perfis de armadura de pressão: (a) formato em Z, (b) formato em C, (c) formato em T – tipo 1 e (d) formato em T – tipo 2



Fonte: Adaptado de API RP 17B (2014)

- Camadas Anti-atrito

As camadas anti-atrito, chamadas também camadas anti-desgaste, consistem em materiais poliméricos aplicados entre duas camadas metálicas a fim de diminuir o atrito entre as mesmas e, assim, evitar eventuais falhas por desgaste quando a estrutura é submetida a carregamento dinâmico por longo período de tempo. Para

dutos cuja operação não impõe este tipo de carregamento, estas camadas não são obrigatórias. Os materiais frequentemente utilizados nesta camada são polietilenos e poliamidas, os quais são aplicados na forma de helicóide ou por extrusão. (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005; FERGESTAD; LØTVEIT, 2014; XAVIER, 2009; SOUSA, 2005)

- Armaduras de Tração

As armaduras de tração são camadas essenciais para os tubos flexíveis, pois são as camadas responsáveis por resistir a todo carregamento axial gerado pela tração, flexão, pressão interna e, eventualmente, torção. Assim como as demais camadas metálicas, elas são montadas no formato helicoidal, mas com a diferença de possuírem passo de hélice longo (pequeno ângulo com o eixo do tubo). Além disso, elas são instaladas sempre aos pares (2 ou 4 armaduras) e em sentidos de hélice opostos, caso contrário, o tubo sofreria torção devido ao desbalanceamento de cargas quando tracionado. (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005; FERGESTAD; LØTVEIT, 2014; XAVIER, 2009; SOUSA, 2005)

- Fitas de Alta Resistência

As fitas de alta resistência são enroladas no corpo tubular logo após a última camada da armadura de tração e têm a função de resistir a eventuais deslocamentos excessivos dos arames das armaduras na direção radial (gaiola de passarinho), os quais podem ser provocados por compressão, flexão ou pressão do duto. Estas fitas são constituídas de material não metálico de alta resistência à tração, como a aramida. (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005; FERGESTAD e LØTVEIT, 2014; XAVIER, 2009; SOUSA, 2005)

- Camada Polimérica Externa

A camada plástica externa ou capa externa é constituída de material termoplástico, o qual é depositado sobre as armaduras ou fitas de alta resistência pelo processo de extrusão. Tem como principal função isolar as camadas internas do ambiente externo, por meio de vedação nos conectores, e proteger as fitas e as armaduras de impactos mecânicos durante transporte e manuseio. Além disso, contribui para manter a organização dos arames das armaduras. Os principais

materiais termoplásticos utilizados nesta camada são poliamidas e polietilenos de alta densidade. (API RP 17B, 2014; LEMOS, 2005; FERGESTAD; LØTVEIT, 2014; XAVIER, 2009; SOUSA, 2005). Juntamente com a camada polimérica interna, esta camada delimita o espaço anular do tubo flexível, o qual será descrito detalhadamente no item 3.1.6. Uma camada polimérica externa adicional de proteção e sem vedação nos conectores pode ser aplicada para aumentar sua resistência ao desgaste, devido ao contato com solo, equipamentos e ferramentas.

Além destas camadas apresentadas, um tubo flexível pode ser composto por outras camadas adicionais, a depender da sua aplicação, condições operacionais e do fluido transportado. Por exemplo, camadas de isolamento térmico são comumente utilizadas para amenizar a perda de calor do fluido. Ademais, tubos flexíveis podem ser integrados com funções de controle ou de injeção de produtos químicos, por meio de mangueiras ou tubos metálicos. (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014; SOUSA, 2005)

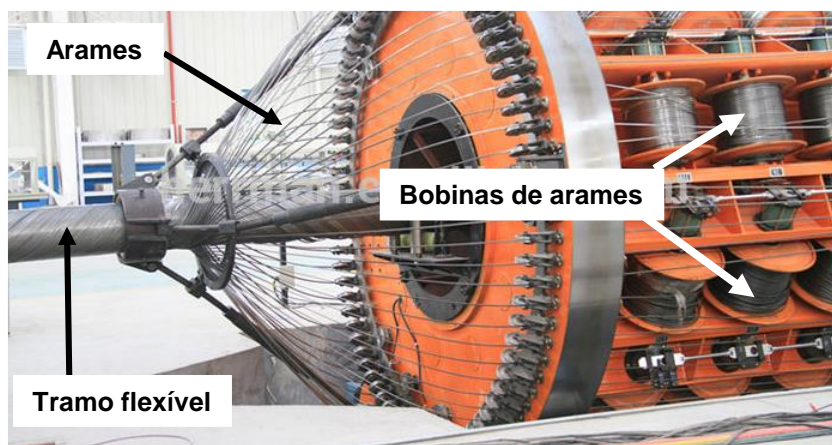
Para maior aprofundamento sobre as camadas de tubos flexíveis, sugere-se a leitura das seguintes referências: API RP 17B (2014), LEMOS (2005), FERGESTAD; LØTVEIT (2014), XAVIER (2009) e SOUSA (2005).

#### 3.1.4 Características das Armaduras de Tração

O assentamento destas armaduras no tramo flexível é realizado por meio de uma máquina denominada matriz, a qual gira as bobinas dos arames ao redor do tubo enquanto este é deslocado axialmente. Como pode ser observado na Figura 11, os arames enrolados nas bobinas são tracionados e distribuídos ao longo do perímetro de um gabarito da matriz e, conseqüentemente, no corpo tubular. Assim, os arames são arranjados e organizados de forma a ficarem lado a lado. Como estas armaduras são fabricadas aos pares, existem duas matrizes em série girando em sentidos opostos, assentando primeiro a armadura interna e depois a armadura externa. (API RP 17B, 2014; SOUSA, 2005)



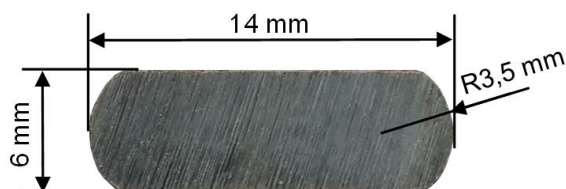
Figura 11 – Montagem da Armadura de Tração na Fábrica



Fonte: Adaptado de HERMAN (2016)

Os arames utilizados nestas armaduras são normalmente fabricados com geometria de seção quase retangular, com faces planas e laterais arredondadas como mostra a Figura 12 (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014). O número de arames por armadura varia entre 30 e 80 e o ângulo de assentamento do helicóide de  $20^\circ$  a  $60^\circ$ , em relação do eixo do tubo (API RP 17B, 2014). Este ângulo é responsável pelo balanço entre a rigidez axial e rigidez radial do tubo, sendo da ordem de  $55^\circ$  quando considerada a resultante de forças axiais e radiais em tubos sem armadura de pressão (SIMONSEN, 2014; SOUSA, 2005). Assim, quanto menor este ângulo, maior é a parcela da tração absorvida pelos arames e menor a capacidade em resistir à pressão interna por estas armaduras. Em estruturas utilizadas para altas pressões internas e com a presença de armaduras de pressão, como ocorre na grande maioria dos casos, este ângulo comumente varia entre  $20^\circ$  e  $35^\circ$ , mas cada projeto pode sofrer variações de acordo com as solicitações impostas e as características das outras camadas (SOUSA, 2005).

Figura 12 – Exemplo de seção de arame usado em dutos flexíveis



Fonte: O AUTOR (2016)

Desta forma, parâmetros como ângulo de assentamento, área de seção transversal, número de armaduras, número de arames por armadura e propriedades

mecânicas do aço do arame são fundamentais no projeto do tubo flexível, especialmente para aplicações dinâmicas e submetidos a elevada tração. De fato, nos casos de aplicação em águas profundas, estas camadas tornam-se ainda mais importantes, visto o grande aumento do peso suspenso na configuração em catenária livre. Por isso, o uso de aços de elevada resistência mecânica para resistir elevadas cargas e maior vida à fadiga, com diminuição do peso por metro, é um dos grandes desafios tecnológicos da área de *risers* flexíveis. (BRACK *et al.*, 2008)

### 3.1.5 Aços para Armaduras de Tração

Arares para armaduras de tração são fabricados em aço carbono, os quais são submetidos a tratamentos térmicos e processos de fabricação que permitem alcançar os limites de escoamento e de resistência exigidos (EEMUA - PUBLICATION 194, 2012). De forma geral, estes valores de resistência são definidos de acordo com a aplicação do tubo flexível, se em serviço ácido ou serviço doce, uma vez que não há um grau padronizado para os dois casos e os fabricantes de tubos flexíveis possuem suas próprias especificações. Limites de resistência mecânica aproximadamente de 900 MPa e 1500 MPa são característicos em arames para serviço ácido e doce, respectivamente (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014). Para ambientes contendo baixos teores de H<sub>2</sub>S, é possível ainda utilizar uma classe de aço com resistência intermediária da ordem de 1200 MPa (DÉSAMAIS *et al.*, 2007).

Para a obtenção de tais propriedades, os fabricantes de tubos flexíveis e de arames combinam fatores como composição química, temperatura e tempo dos tratamentos térmicos e nível de deformação plástica na trefilação. Com isso, os aços podem ter rotas de fabricação exclusivas para atender determinada especificação e requisito de qualidade. De fato, existem diversas patentes descrevendo faixas de composição química e processos de obtenção de arames de aço carbono destinados a armaduras de dutos flexíveis como, por exemplo, as patentes EP0232558B1, US9249486B2 e EP0478771B1. Mais adiante, serão feitos alguns comentários sobre estas patentes, bem como a citação dos autores.

Aços de médio e alto carbono são utilizados em armaduras de tração quando há exigência de elevada resistência mecânica e não há restrições quanto ao tipo de

serviço. Aços de médio ou baixo carbono, com maior ductilidade, são os aplicados em ambiente contendo  $H_2S$ , os quais devem ser qualificados de acordo com a norma ISO 15156-2 (2015), uma vez que a presença deste gás, quando dissolvido e em contato com o aço, promove processos corrosivos que podem causar trincamento, dependendo da sua resistência mecânica. Os percentuais de carbono, manganês, silício, fósforo, enxofre e cobre são importantes componentes a serem especificados e devem ser controlados no processo de fabricação do aço. A especificação técnica do fabricante precisa, ainda, definir os limites para cada elemento, assim como informar se o aço será aplicado em serviço doce ou ácido. (API RP 17B, 2014)

Remita *et al.* (2008) também apresentam que diferentes aços carbono são utilizados em tubos flexíveis, com teores de carbono variando entre 0,1% e 0,75%. Arames de alta resistência mecânica com composição química, tratamento térmico e controle de qualidade especificamente adaptados têm sido desenvolvidos para estarem adequados aos possíveis meios corrosivos severos aos quais eles venham a ser submetidos. Em serviço ácido, a região das armaduras de tração do tubo flexível pode ser contaminado com espécies ativas suficientes para induzirem fragilização por hidrogênio, o que requer um controle da microestrutura, de impureza (enxofre, fósforo e gases dissolvidos) e da resistência mecânica. (DUPOIRON; TARAVEL-CONDAT, 2003)

Barnes (2014) avaliou o desempenho à fadiga de arames de tubos flexíveis de alta resistência e encontrou, em análise metalográfica, uma microestrutura predominantemente perlítica, com 0,7% de carbono. Também Coser (2016) e Haag *et al.* (2013), em trabalhos com arames similares, fizeram análises metalográficas e de composição química e obtiveram uma concentração de carbono de 0,68% com uma microestrutura quase totalmente perlítica. Um aço de alta resistência mecânica laminado a frio e com microestrutura caracterizada por perlita fina foi utilizado por Rogowska *et al.* (2016) em trabalho sobre o impacto do teor de ferro na corrosão. Ademais, Wallauer (2015) avaliou a sensibilidade ao entalhe de arame aplicado em tubos flexíveis e obteve um percentual de carbono de 0,61% e microestrutura também com predominância de perlita refinada. Em todos estes trabalhos os teores de manganês e silício ficaram, respectivamente, próximos a 0,7% e 0,25%. A Tabela 1 mostra os valores de resistência mecânica, limite de escoamento e percentuais de carbono, silício, manganês, fósforo e enxofre obtidos por estes autores.

Tabela 1 – Referências de composição química e propriedades mecânicas de aços utilizados em tubos flexíveis.

Referência	Limite de Resistência [MPa]	Limite de Escoamento (0,2%) [MPa]	% C	% Si	% Mn	%P	%S
Coser (2016)	1488	1261	0,68	0,23	0,76	0,008	0,004
Haag <i>et al.</i> (2013)	1496	1323	0,68	0,29	0,79	0,02	0,021
Barnes (2014)	1450	1000	0,70	0,25	0,64	<0,01	0,008
Rogowska <i>et al.</i> (2016)	*	1350	0,77	0,24	0,65	0,17	0,060
Wallauer (2015)	1507	1290	0,61	0,26	0,73	0,010	0,023

\* Valor não informado pelos autores

Fonte: O AUTOR (2016), a partir de dados de (BARNES, 2014; COSER, 2016; HAAG *et al.*, 2013; ROGOWSKA *et al.*, 2016; WALLAUER, 2015)

Além da predominância de perlita fina nestes aços, a elevada deformação plástica proveniente do seu processamento é evidenciada pela intensa orientação dos grãos quando observada a seção longitudinal (WALLAUER, 2015; COSER, 2016). O arame trefilado utilizado no trabalho de Haag *et al.* (2013) foi fabricado, segundo o autor, com aço carbono FI41 especificado pela norma DIN 5902 (1995) para talas de junção para trilhos de estradas de ferro, cuja composição química equivale ao aço carbono 1070 (0,70% de carbono) quando classificado pela sociedade americana SAE (em inglês, *Society of Automotive Engineers*). No entanto, a norma ISO 16120 (2011) descreve requisitos sobre aços carbono utilizados em fio máquina para a fabricação de arames trefilados ou laminados a frio. Nas partes 2 e 4 desta norma são abordados requisitos específicos, sendo apresentadas tabelas de composição química e os diversos graus de aço para fabricação de arames trefilados a frio. A parte 4 (ISO 16120-4, 2011) trata de requisitos para aplicações especiais, com maiores restrições na composição química. A Tabela 2 apresenta dados parciais de composição química de fios máquina da norma ISO 16120-2 (2011), mostrando aços com teores de carbono, silício e manganês que englobam aqueles de alta resistência, apresentados pelos autores citados na Tabela 1.

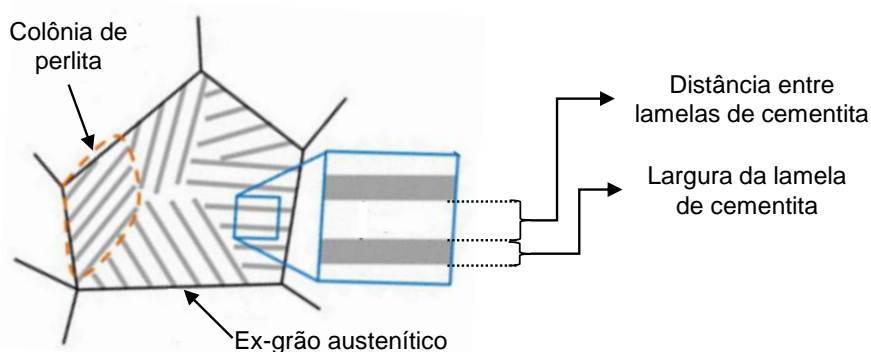
Tabela 2 – Composição química de aços carbono do tipo fio máquina para fabricação de arames trefilados a frio

Grau	C%	Si%	Mn%	P <sub>max.</sub> %	S <sub>max.</sub> %	Cr <sub>max.</sub> %	Ni <sub>max.</sub> %	Mo <sub>max.</sub> %	Cu <sub>max.</sub> %	Al <sub>max.</sub> %
C60D	0,58-0,63	0,10 - 0,30	0,50 - 0,80	0,03	0,03	0,15	0,2	0,05	0,25	0,01
C62D	0,60-0,65									
C66D	0,63-0,68									
C68D	0,65-0,70									
C70D	0,68-0,73									
C72D	0,70-0,75									
C76D	0,73-0,78									
C78D	0,75-0,80									

Fonte: Adaptado de ISO 16120-2 (2011)

Apesar de ser possível a obtenção de microestrutura composta por bainita com maior resistência mecânica, a perlita fina se mostra mais adequada para aplicações de arames trefilados de alta resistência, dada sua maior ductilidade. A obtenção de perlita fina e homogênea nestes aços é possível por meio de tratamento isotérmico conhecido como “patenteamento”, onde o aço (fio máquina previamente laminado a quente) é autenitizado e resfriado até uma temperatura próxima ao “nariz” da curva TTT (Temperatura Tempo Transformação), em banho de chumbo ou sal fundido. Após o tempo de transformação, o aço é resfriado. O refinamento das colônias de perlita dado por este tratamento térmico e, conseqüentemente, o reduzido espaçamento entre lamelas de cementita (Figura 13), é de grande importância para obtenção da elevada resistência mecânica do arame. Parte da ductilidade perdida durante a deformação plástica a frio no processo de trefilação pode ser restituída por tratamento térmico para recuperação e recristalização (KRAUSS, 2015; PARIS; KIM, 1996). De fato, aços perlíticos ou quase totalmente perlíticos são comumente utilizados em cordas de instrumentos musicais, cabos de aço, pneus, molas e trilhos de ferrovias, onde a elevada resistência mecânica e razoável ductilidade são essenciais (BRAMFITT; MRIDHA, 2001).

Figura 13 – Esquema da formação de perlita no grão austenítico e o espaçamento das lamelas de cementita



Fonte: Adaptado de LAMONTAGNE (2014)

O processo de fabricação de arames trefilados de alta resistência e com microestrutura predominante de perlita fina pode ser ilustrado, de forma simplificada, pelo fluxograma da Figura 14. Neste caso, antes da realização da limpeza por decapagem (comum neste processo) e passagem pela trefila, o fio máquina é submetido ao tratamento térmico de patenteamento. Após a trefilação, o arame de seção circular é submetido à laminação, também à frio, para modelagem do perfil desejado como, por exemplo, aquele mostrado na Figura 12. Ao final do processo, o tratamento térmico de alívio de tensões pode ser realizado. De fato, este processo é bem conhecido entre as empresas que fabricam ou que usam este tipo de arame. Por exemplo, na patente EP0232558B1 da empresa Bekaert S/A, Dambre (1990) descreve sobre a fabricação de arames de alta resistência utilizados como reforço estrutural de pneus. Nesta patente, é relatado que o fio máquina sofre o tratamento térmico patenteamento antes de ser trefilado à frio, assim como descrito no fluxograma da Figura 14. Ainda nesta patente, Dambre (1990) afirma que as temperaturas de austenitização, para o tratamento térmico de patenteamento, ficam entre 900 e 1000 °C e o banho isotérmico, para decomposição da austenita em colônias de perlita, em temperatura entre 500 e 700 °C.

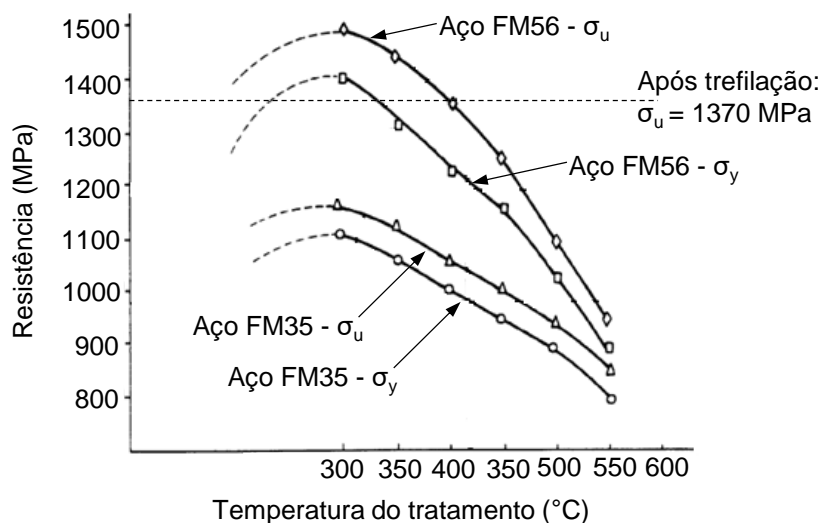
Figura 14 – Fluxograma do processo de fabricação de arames trefilados à frio após tratamento térmico de patentamento



Fonte: O AUTOR (2016)

A patente US9249486B2, de autoria de Foissey *et al.* (2016), que trata de arames de aço carbono de baixa liga, de alta resistência mecânica e resistente a fragilização pelo hidrogênio na presença de  $H_2S$ , aborda sobre a obtenção de aço com o teor de carbono entre 0,75 % e 0,95 %, o qual é tratado isotermicamente e, depois, trabalhado a frio com deformação plástica entre 50 e 80 %. Após a conformação para definição do perfil, o mesmo é levado a um tratamento térmico, de curta duração, para alívio de tensões entre as temperaturas de 410 e 710 °C. A patente EP0478771B1, de invenção de Mallen Herrero e Sugier (1996) para a empresa Coflexip (atual Technip), descreve sobre composição química e processo de fabricação de arames para tubos flexíveis para aplicação em ambiente ácido (com  $H_2S$ ), com teor carbono variando de 0,25 a 0,8 %, para aplicação em armaduras de tração e pressão. Nesta patente, são descritos diversos parâmetros como temperatura de tratamento térmico, percentual máximo de ferrita livre, resistência mecânica e deformação a frio. Neste texto, também é explicitado o tratamento térmico para diminuição da resistência mecânica e aumento da ductilidade realizado após o trabalho a frio, cujas temperaturas variam de 400 a 600°C por período de 3 a 4 horas. Sobre este assunto, esta patente apresenta um gráfico (Figura 15) com a variação do limite de resistência à tração e tensão de escoamento em função da temperatura de aquecimento. Neste gráfico, é possível observar que os dois aços apresentados podem sofrer envelhecimento pós encruamento (formação de atmosfera de *Cottrell*) e aumentar a resistência mecânica com redução da ductilidade, o que deve ser evitado segundo os autores. Por exemplo, para o aço FM 56 (aço fio máquina com 0,56% de carbono) com resistência à tração após a trefilação de 1370 MPa, os autores afirmam que a temperatura para alívio de tensões deve ser superior a 410 °C.

Figura 15 – Variação da resistência à tração,  $\sigma_u$ , e tensão de escoamento,  $\sigma_y$ , com a temperatura de tratamento térmico para alívio de tensões



Fonte: Adaptado de MALLÉN HERRERO; SUGIER (1996)

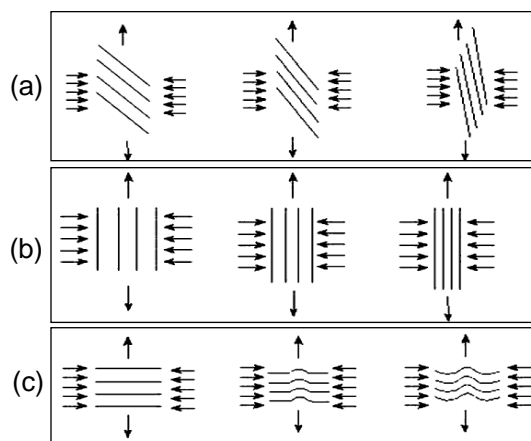
Durante a trefilação de aços perlíticos, a progressiva deformação plástica imposta ao arame promove uma alteração na orientação da perlita, assim como no espaçamento interlamelar. As lamelas de cementita, juntamente com a ferrita, tendem a ficar orientadas na direção do eixo da trefilação, com simultânea diminuição do espaçamento entre elas. A Figura 16 mostra esquematicamente três situações de diferentes ângulos iniciais da perlita (“a”, “b” e “c”) em relação à direção do carregamento, com as respectivas evoluções de orientação e deformação das lamelas. (TORIBIO, 2004)

Assim, o aumento de resistência mecânica do aço trefilado é, em grande parte, dado pela diminuição do espaçamento entre lamelas de cementita, impondo maior restrição ao movimento de discordâncias na ferrita (LAMONTAGNE, 2014; TORIBIO, 2004). Além do efeito do espaçamento interlamelar, o aumento de densidade de discordâncias na matriz e o efeito do endurecimento por solução sólida devido à dissolução da cementita também contribuem para o aumento da resistência mecânica (LAMONTAGNE, 2014).



Figura 16 – Esquema sobre mudança na orientação das lamelas de perlita inicialmente (a) inclinadas, (b) alinhadas e (c) perpendiculares à direção da tração no processo de trefilação.

Observa-se a diminuição do espaço entre as lamelas

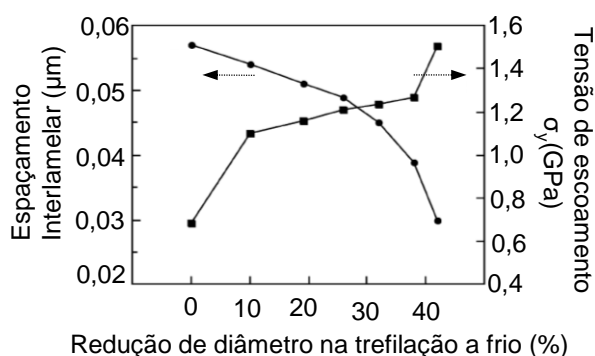


Fonte: Adaptado de TORIBIO (2004)

A Figura 17 apresenta a influência da redução de diâmetro na trefilação no espaçamento interlamelar e no limite de escoamento, os quais foram obtidos a partir de dados experimentais de um aço eutetóide utilizado em concreto protendido. Neste gráfico, fica evidenciado o grande ganho no limite de escoamento do aço promovido pela diminuição do espaçamento interlamelar, devido à deformação a frio. Neste exemplo, após a deformação a frio na trefilação, com redução de 40% no espaçamento interlamelar, o aço com aproximadamente 700 MPa de limite de escoamento ( $\sigma_y$ ) passa a ter um valor próximo de 1500 MPa. (TORIBIO, 2004)

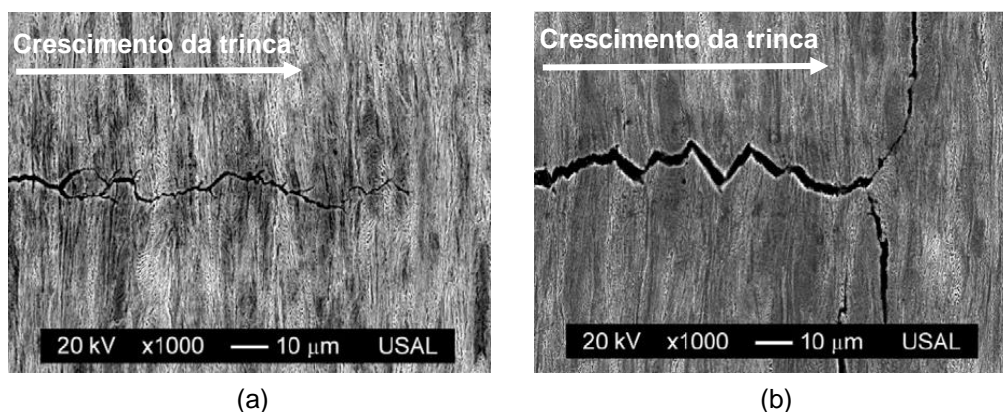
O tamanho reduzido das colônias de perlita contribuem também para uma maior resistência à nucleação e ao crescimento de micro-trincas, visto que os contornos entre elas agem como barreiras ou defletores para a trinca (STEPHENS; FUCHS, 2001). Segundo Toribio *et al.* (2009), as trincas de fadiga em aços eutetóides trefilados a frio tendem a atravessar as colônias de perlita e quebrar a lamela de cementita, exibindo, frequentemente, deflexões, ramificações e bifurcações, como apresentado nas imagens (a) e (b) da Figura 18. Os autores afirmam que estes fenômenos retardam a propagação da trinca e que eles ocorrem devido ao fato das colônias de perlita estarem fortemente orientadas. Também, Barnes (2014), em trabalho sobre corrosão-fadiga de arames trefilados a frio utilizados em armaduras de dutos flexíveis, identificou ramificações e bifurcações nas trincas nucleadas a partir de pites de corrosão.

Figura 17 – Influência da deformação no espaçamento interlamelar e no limite do escoamento de um aço eutetóide



Fonte: Adaptado de TORIBIO (2004)

Figura 18 – Percurso de trincas transversais ao sentido da orientação dos grãos de aços perlíticos trefilados

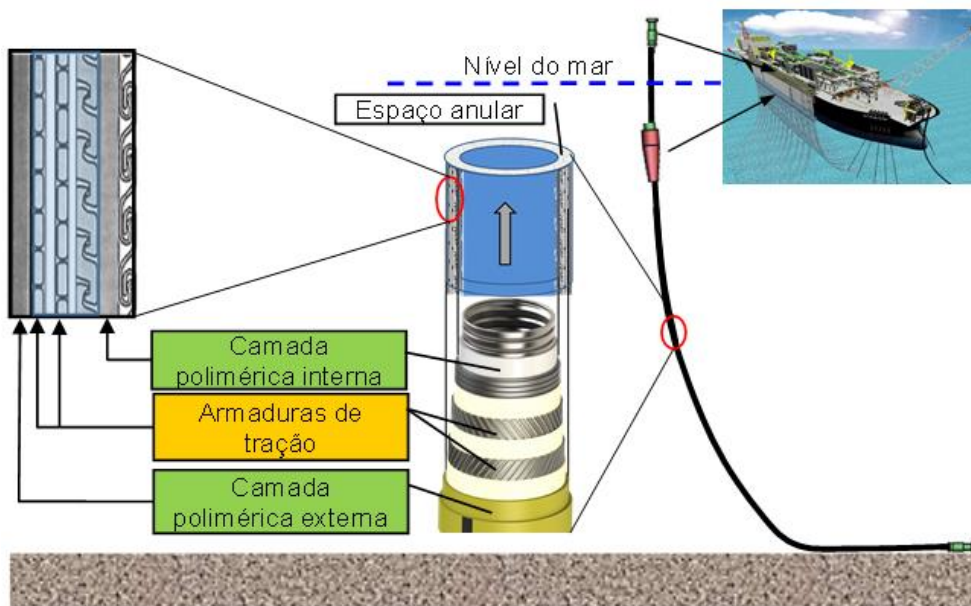


Fonte: Adaptado de TORIBIO *et al.* (2010)

### 3.1.6 Espaço Anular em Tubos Flexíveis

O espaço anular de tubos flexíveis consiste no volume compreendido entre as camadas poliméricas que promovem vedação nos conectores, ou seja, normalmente as camadas poliméricas interna e externa, conforme mostrado na Figura 19. Assim, é caracterizado por ser uma região com reduzida fração de vazios por causa das outras camadas nela presentes (Figura 20) gerando, então, um confinamento das mesmas (BAI; BAI, 2005; ERIKSEN; ENGELBRETH, 2014; FERGESTAD; LØTVEIT, 2014).

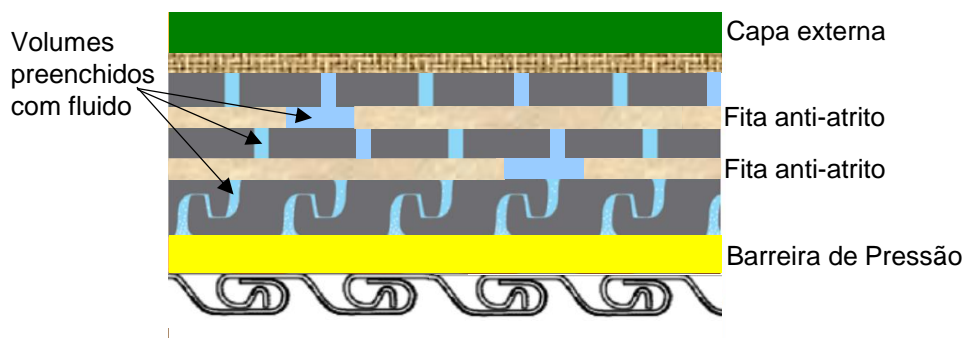
Figura 19 – Esquema do espaço anular em *riser* flexível em catenária livre



Fonte: O AUTOR (2016)

As camadas metálicas e poliméricas contidas no espaço anular ocupam aproximadamente entre 85 e 95% do volume, deixando apenas de 5 a 15% para o preenchimento por fluido. Assim, a razão entre o volume livre e a área exposta de aço ( $V/A$ ) estimada é da ordem de  $0,03 \text{ ml/cm}^2$ , o que caracteriza um ambiente confinado (ERIKSEN; ENGELBRETH, 2014). Segundo Rubin *et al.* (2012), este valor pode variar de  $0,005$  a  $0,1 \text{ ml/cm}^2$ . De fato, o volume livre no espaço anular e a relação  $V/A$  é diferente para cada estrutura de tubo flexível, uma vez que será função das espessuras, geometrias e diâmetros das camadas situadas neste espaço. Como exemplo prático, um tubo flexível de 6 polegadas de diâmetro interno cujo espaço anular esteja definido entre os diâmetros de 180 mm e 240 mm, o volume livre seria aproximadamente de 1 a 3 litros por metro, considerando a faixa de 5 a 15% de espaços vazios citada anteriormente. Após a fabricação do tramo flexível, ou seja, já com os conectores nas extremidades, estes vazios do espaço anular estão preenchidos com ar atmosférico, mas isto pode ser alterado, por exemplo, quando há dano na capa externa e ingresso de água do mar, ou ainda, no caso de permeação de pequenas moléculas do fluido transportado através da camada polimérica interna. (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014).

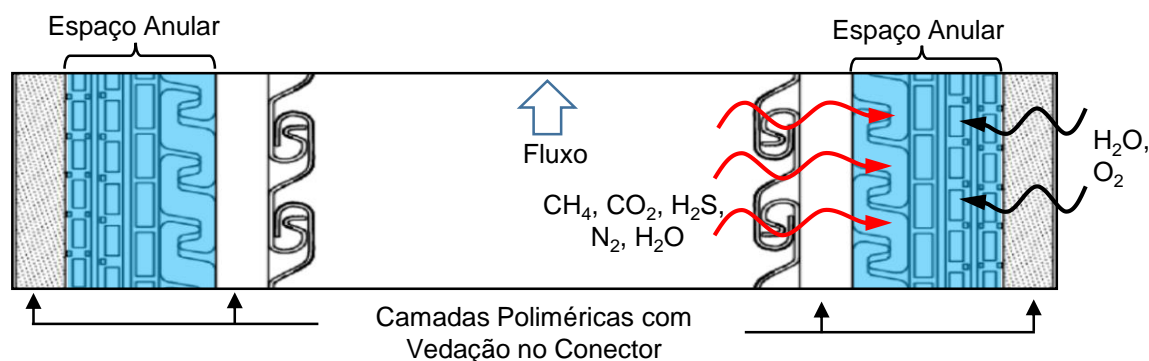
Figura 20 – Detalhe de corte longitudinal mostrando os locais de acúmulo de fluido no espaço anular



Fonte: Adaptado de FERGESTAD; LØTVEIT (2014)

Em dutos que escoam fluidos provenientes do reservatório, gases como metano ( $\text{CH}_4$ ), dióxido de carbono ( $\text{CO}_2$ ) e gás sulfídrico ( $\text{H}_2\text{S}$ ), contidos no fluido, e também moléculas de água presentes na produção de petróleo podem permear lentamente pelo polímero interno de vedação e alcançar as demais camadas do espaço anular (Figura 21). Além disso, a permeação de água e oxigênio também pode ocorrer através da camada polimérica externa, apesar de ser considerada muito baixa por causa das pequenas diferenças entre as pressões parciais e baixas temperaturas nas duas faces desta camada. Estes fenômenos podem levar a formação de um ambiente capaz de corroer as camadas metálicas. (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014)

Figura 21 – Detalhe do espaço anular de tubos flexíveis e migração de moléculas pelas camadas poliméricas - corte longitudinal do tubo



Fonte: O AUTOR (2016)

A entrada de água do mar, de forma não prevista, ocorre quando se forma um furo, rasgo ou ruptura da camada polimérica externa em local abaixo do nível do mar. Neste caso, o anular será alagado pela água do mar a qual, em primeiro momento,

contém oxigênio dissolvido. Apesar dos tramos flexíveis possuírem proteção catódica em seus conectores e serem também conectados a estruturas que possuem este sistema de proteção (equipamentos e plataformas), observa-se que não há ainda um consenso sobre a eficiência desta proteção nas camadas metálicas (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014). Na verdade, é comum o relato de corrosão de armaduras de tração devido ao alagamento do espaço anular (ERIKSEN; ENGELBRETH, 2014).

O espaço anular, além de ser um ambiente confinado, tem os espaços vazios distribuídos de forma não homogênea, ou seja, há variações entre camadas e ao longo do comprimento do tramo. Efetivamente, as camadas anti-atrito, utilizadas entre as camadas metálicas de tubos flexíveis, comumente empregadas na forma de fitas poliméricas enroladas helicoidalmente ao longo do tramo, influenciam a distribuição do fluido ou gás no espaço anular, quando os mesmos migram para esta região. Estas fitas, geralmente com espessuras entre 0,25 e 2 mm e larguras entre 50 e 100 mm, ao serem colocadas no tubo, ficam com espaçamento entre hélices aproximadamente de 10 mm (ERIKSEN; ENGELBRETH, 2014). Estes espaços formam canais estreitos preferenciais para os fluidos presentes no espaço anular, permitindo a comunicação entre camadas e o percurso ao longo da extensão do tramo, o que propicia o processo de corrosão por frestas. (ERIKSEN; ENGELBRETH, 2014). Com isso, há também a formação de uma “hélice de vazios”, como mostrado na Figura 22, que ilustra a fita anti-atrito montada sobre a armadura interna de tração de um duto. Esta característica também foi apresentada por Charlesworth *et al.* (2011).

Figura 22 – Fita anti-atrito sobre a armadura de tração.

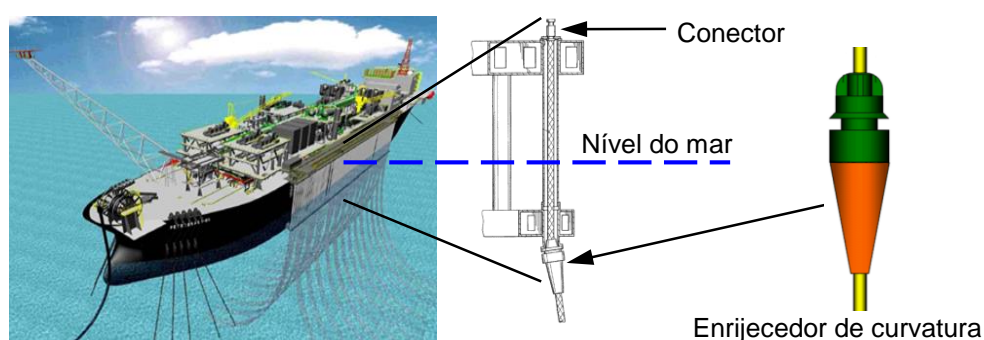


Fonte: O AUTOR (2016)

### 3.1.7 Conector de Extremidade e Enrijecedor de Curvatura

O topo do *riser* em catenária é a região de maior tração na estrutura, visto que ela suporta a totalidade do peso suspenso. No caso de *riser* flexível conectado em uma plataforma de produção do tipo FPSO, como ilustrado na Figura 23, a terminação no topo do *riser* fica emersa e, um pouco mais abaixo, está situada a região onde inicia a curvatura da catenária. Nesta região, o corpo tubular é submetido à flexão proveniente da movimentação da unidade flutuante, além da elevada tração que é característica do topo do *riser*. Por este motivo, é comum o uso de enrijecedor de curvatura nesta posição, o qual promove uma transição de rigidez entre o contato com a UEP e o corpo tubular produzindo, então, uma atenuação das curvaturas devido à flexão. Outra distinção entre o conector no topo e a posição do enrijecedor está no ambiente externo, sendo que este fica submerso enquanto o primeiro fica emerso, como também pode ser observado na Figura 23. (BRACK *et al.*, 2008; XAVIER, 2009)

Figura 23 – Detalhe da Conexão do *Riser* Flexível em FPSO



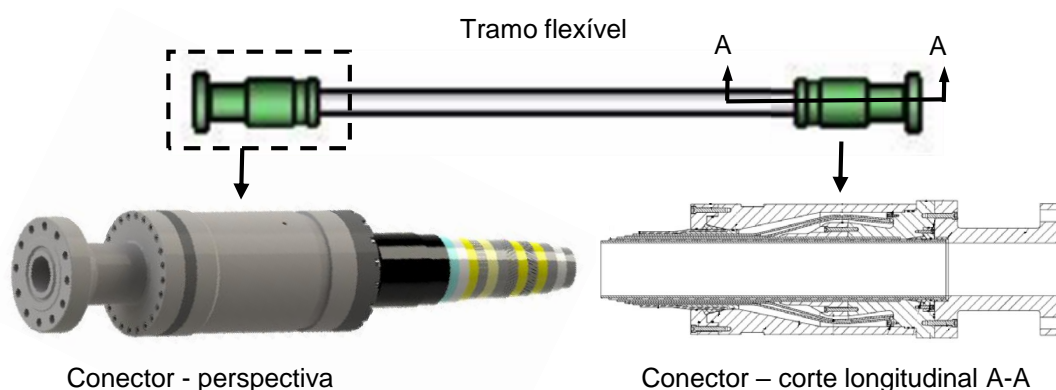
Fonte: O AUTOR (2016)

Além de permitir a conexão em plataformas, equipamentos ou outros dutos, o conector é responsável por acomodar, ancorar e vedar camadas do tubo flexível e transmitir carregamentos do corpo tubular para o ponto de conexão. A vista em corte da Figura 24 mostra a acomodação das camadas do corpo tubular dentro do conector, entre uma peça interna (corpo) e uma externa (jaqueta). Os espaços vazios dentro deste volume são preenchidos, após a montagem, com resina epóxi, a qual é responsável por dar rigidez ao conjunto quando da sua cura. Por ter uma geometria complexa, uma montagem realizada manualmente e pelo fato de sua concepção gerar tensões nas armaduras de tração mais elevadas que no corpo tubular, este acessório

do *riser* flexível tem sido objeto de vários estudos nos últimos anos. De fato, a alteração geométrica dos arames da armadura e o procedimento de montagem tornam a entrada no conector uma região crítica para as armaduras de tração. (XAVIER, 2009; CAMPELLO, 2014)

Em trabalho sobre proposta de novo conceito de conector, Campello *et al.* (2012) calcularam, para armadura de tração na entrada do conector, fatores de concentração de tensão da ordem de 2,4 e 1,4, para conectores tradicionalmente utilizados e o novo conceito, respectivamente.

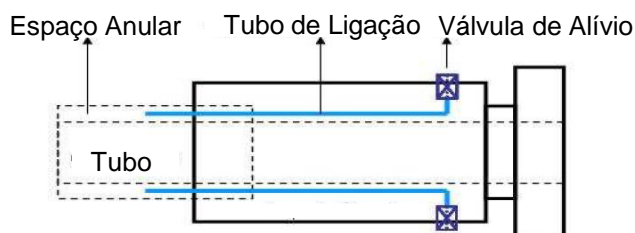
Figura 24 – Tramo e conector de extremidade: vista em perspectiva e em corte.



Fonte: Adaptado de CAMPELLO (2014)

O conector é dotado também de tubos internos e válvulas, conforme o esquema da Figura 25, os quais permitem o acesso ao espaço anular do corpo tubular e sua pressurização ou despressurização. Normalmente, utiliza-se este ponto para instalação de uma válvula de alívio, cuja função é despressurizar automaticamente o anular quando sua pressão está de 1 a 2 kgf/cm<sup>2</sup> maior que a pressão externa (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014). Desta forma, a integridade e operação desta válvula é de fundamental importância, já que o seu travamento ou mal funcionamento provocaria uma explosão da capa externa, em caso de sobrepressão no espaço anular, devido à migração de gases do fluido interno (BAI e BAI, 2005). Quando necessário, estes pontos nos conectores podem ser utilizados para pressurização do anular do tramo, por exemplo, com N<sub>2</sub>, para realização de testes de estanqueidade ou como tomadas para monitoramento da pressão durante a operação, via transdutores de pressão. (BRACK *et al.*, 2008)

Figura 25 – Sistema de alívio de pressão no espaço anular



Fonte: Adaptado de BRACK *et al.* (2008)

## 3.2 Falhas em Dutos Flexíveis

### 3.2.1 Descrição Geral

Devido à complexidade da estrutura, dada pela presença de diferentes camadas e pelas possíveis interações entre elas, são várias as possibilidades de falhas em tubos flexíveis. Normalmente, iniciada a partir da evolução de uma degradação ou defeito prévio, a ocorrência de algum modo de falha está relacionada à perda de integridade do duto, sendo caracterizada por perda da função do duto, redução da produção ou por aumento de risco acidental significativo. Um defeito ou degradação por si só não caracteriza um modo de falha e, portanto, não promove a falha do duto. (SIMONSEN, 2014)

A norma API RP 17B (2014) apresenta, para cada camada do corpo tubular, os principais defeitos e mecanismos de falhas em dutos flexíveis para aplicações estáticas e dinâmicas, sugerindo também suas possíveis causas. Esta mesma norma também lista os modos de falha característicos nestas estruturas, os quais são listados a seguir:

- Colapso
- Explosão
- Falha em Tração
- Falha em Compressão
- Curvatura Excessiva
- Falha por Torção



- Falha por Fadiga
- Erosão
- Corrosão

Como este trabalho está relacionado à fadiga de arames de armaduras de tração e também à corrosão advinda do alagamento do espaço anular por dano da capa externa, apenas aspectos de integridade relacionados a estes assuntos serão abordados em mais detalhes. Para maior aprofundamento sobre os modos de falha e também sobre os potenciais defeitos e mecanismos de falha, sugere-se a leitura das seguintes referências: 4 Subsea (2013), API RP 17B (2014), Boschee (2012), Joel (2009), Muren (2007) e Simonsen (2014).

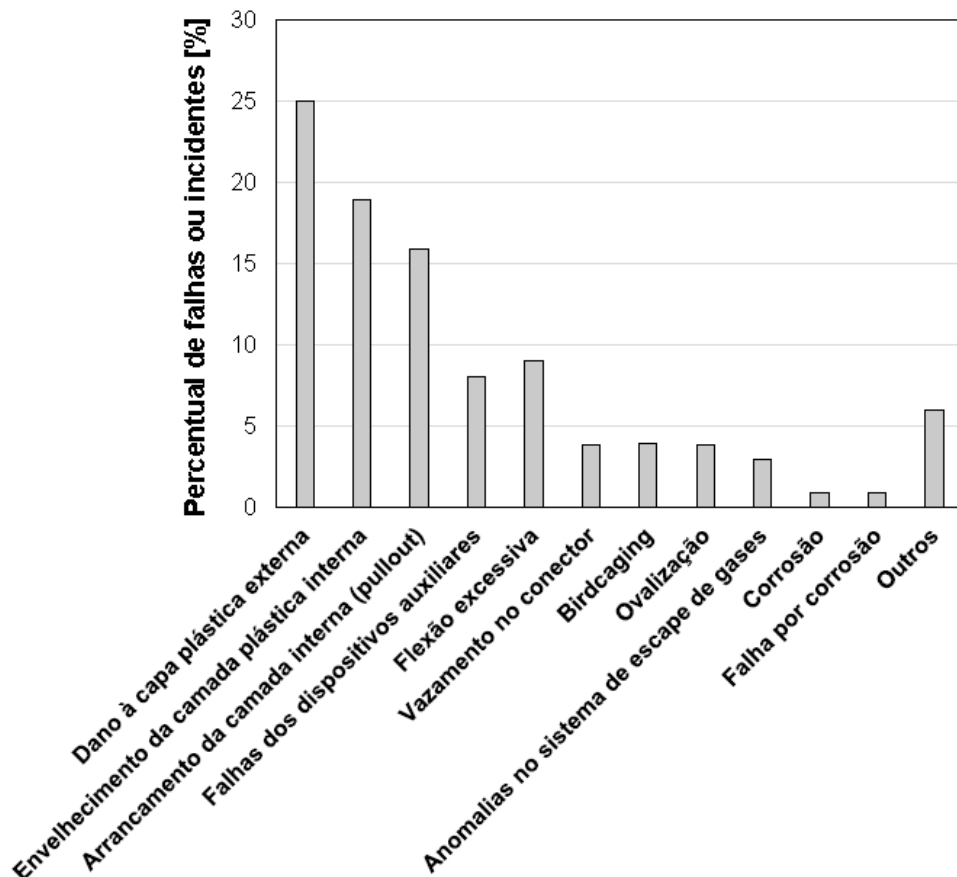
### 3.2.2 Dano na Capa Externa de Tubos Flexíveis

De acordo com Eriksen e Engelbreth (2014), dano na capa externa é um dos incidentes mais relatados para dutos flexíveis em serviço e as causas incluem danos durante instalação, abrasão em serviço, impactos, bloqueio da válvula de alívio e trincamento do polímero. Em estudos sobre integridade em dutos flexíveis feitos por Joel (2009) e Simonsen (2014), dano na capa de externa foi apresentado como a principal razão de entrada de água do mar no espaço anular e corrosão de arames das armaduras. O'Brien *et al.* (2011) apresentaram dados estatísticos sobre falhas e incidentes de dutos flexíveis no Reino Unido e na Noruega, onde destacaram o dano na capa externa como o principal relato entre os itens listados, como mostrado na Figura 26.

Segundo a Tabela 4 da norma API RP 17B (2014), que relata os modos de falha em tubos flexíveis, dano ou ruptura na capa externa não caracteriza um modo de falha do tubo flexível. No entanto, estas avarias são abordadas nas Tabelas 31 e 32 da mesma norma, as quais descrevem potenciais defeitos e mecanismos de falhas em tubos flexíveis. De fato, um dano na capa externa, apesar de possibilitar acesso do fluido externo ao espaço anular, não compromete, no curto prazo, as funções do duto. Apesar disso, estes eventos devem ser tratados com atenção, visto as potenciais consequências causadas, por exemplo, pela corrosão das camadas metálicas (API

RP 17B, 2014). De forma simplificada, a Tabela 3 mostra as principais formas de avaria na capa externa, bem como a possível causa.

Figura 26 – Dados estatísticos sobre falhas e incidentes em dutos flexíveis



Fonte: Adaptado de OBRIEN *et al.* (2011)

Tabela 3 – Principais Danos em Capa Externa de Tubos Flexíveis

Dano / Defeito	Possível Causa
Furo	Defeito fabril, Impacto com ferramenta
Rasgo	Cisalhamento durante manuseio, Defeito fabril + Curvatura excessiva
Desgaste	Abrasão no contato com solo
Trincamento	Fadiga, Envelhecimento
Enrugamento	Durante movimentação no tensionador (instalação)
Ruptura / Explosão	Aumento de pressão no anular e sem atuação da válvula de alívio

Fonte: Adaptado de API RP 17B (2014)

Durante as atividades de manuseio e instalação pelo navio, a capa externa de dutos flexíveis fica vulnerável a impacto ou a contato causado por objetos, equipamentos ou acessórios que são elevados e transportados por guindastes no convés, o que pode gerar danos localizados. Os danos não reparados à bordo do navio, seja por difícil identificação ou por falta de inspeção, podem evoluir e promover falha nas camadas metálicas da região anular. Danos na capa externa também podem ocorrer durante a fixação de acessórios auxiliares, como colar de ancoragem ou flutuadores de *riser*, ou ainda no contato com *risers* vizinhos durante a instalação ou operação (MUREN, 2007). Exemplos de dano na capa externa detectados durante inspeção são mostrado na Figura 27.

Figura 27 – Exemplos de danos em capa externa de duto flexível, (a) rasgo e (b) explosão



Fonte: MUREN (2007)

### 3.2.3 Corrosão das Armaduras de Tração

A corrosão das armaduras de tração de dutos flexíveis em operação é de grande importância e precisa ser bem compreendida pela comunidade técnico-científica desta área, uma vez que as consequências podem ter forte impacto no meio ambiente, na segurança operacional e nos danos financeiros (estrutura e lucros cessantes). As falhas mais sérias ocorridas em *risers* flexíveis foram causadas pela corrosão nas armaduras de tração e encontradas em dutos com avarias na capa externa nas proximidades da zona de respingo e abaixo do nível do mar (4 SUBSEA, 2013). O anular alagado pode gerar consequências graves para *risers* flexíveis como a corrosão-fadiga das armaduras de tração, que podem ter a vida em fadiga reduzida de 10 vezes (JOEL, 2009).

A principal consequência da corrosão das armaduras de tração do *riser* em operação refere-se ao aumento de tensão nos arames, motivado pela redução de espessura e por fatores de concentração de tensão por causa das irregularidades superficiais da corrosão. Com isso, a depender da magnitude e do tipo de corrosão, tanto a capacidade de carga como a resistência à fadiga podem ser reduzidas. (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014)

Pelo fato de ser um ambiente confinado, a construção de um modelo de corrosão no espaço anular torna-se um desafio, até mesmo pela existência de uma grande variedade de estruturas de tubos flexíveis instalados e por causa das diferentes condições do meio ao longo de um mesmo duto. Entretanto, vários trabalhos têm sido conduzidos por diferentes grupos de pesquisa mostrando que as taxas de corrosão das armaduras em ambiente confinado é substancialmente menor que em ambiente com elevada relação V/A, o que faz do anular do duto flexível um ambiente menos severo que a corrosão generalizada, ou seja, quando se analisa a perda de espessura do arame. (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014)

Os tramos flexíveis destinados à operação dinâmica, providos de camada anti-atrito, normalmente utilizam fitas poliméricas helicoidalmente dispostas sobre a armadura de pressão e a armadura interna de tração. Além disso, as armaduras são protegidas com óleo lubrificante, o qual pode se redistribuir de forma não homogênea, devido às forças de contato e aos deslocamentos relativos entre camadas causados pela pressão, tração e/ou flexão quando em operação. Neste sentido, a proteção induzida pelo filme de óleo pode ser destruída, podendo expor pequenas áreas do metal ao ambiente corrosivo no espaço anular. (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014)

Visando a garantir que as armaduras estejam protegidas catodicamente pelos anodos de sacrifício externos, durante a montagem do conector, faz-se uma ligação elétrica, por meio de soldagem ou contato metal-metal, das armaduras com o corpo do conector (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014). Mas, apesar da existência de anodos de sacrifício nos conectores e nos equipamentos onde duto se conecta, observa-se corrosão pelo oxigênio em armaduras de dutos com dano na capa externa. Portanto, a configuração atual do sistema de proteção catódica não se mostra eficiente na proteção de armaduras de dutos com anular alagado (MUREN, 2007).

A corrosão no anular do duto flexível pode ser motivada por dois aspectos: pela diminuição do pH do meio ou pela presença de oxigênio dissolvido. A redução de pH pode ocorrer devido à dissolução, em meio aquoso, de gases que migram a partir do fluido produzido, como o  $\text{CO}_2$  e o  $\text{H}_2\text{S}$ . Na corrosão pelo  $\text{CO}_2$ , o produto de corrosão típico é carbonato de ferro ( $\text{Fe}_2\text{CO}_3$ ) e, no caso do  $\text{H}_2\text{S}$ , há a formação de sulfeto de ferro ( $\text{FeS}$ ). Já a presença de oxigênio pode se dar pelo acesso do ar ou da água do mar aerada, quando da ocorrência de dano na capa externa. Neste caso, a corrosão do aço carbono ocorre pela tendência de redução do oxigênio dissolvido e formação de hidroxila ( $\text{OH}^-$ ) que, por sua vez, poderá formar diferentes tipos de hidróxido de ferro como produto de corrosão. (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014)

A entrada de oxigênio também pode ocorrer após já ter iniciado um processo corrosivo pelo  $\text{CO}_2$ , com a presença de filme de carbonato de ferro ( $\text{Fe}_2\text{CO}_3$ ). Neste caso, o oxigênio poderá, segundo hipótese formulada por Rosli (2015), dissolver o filme de carbonato de ferro e iniciar um ataque localizado ao substrato.

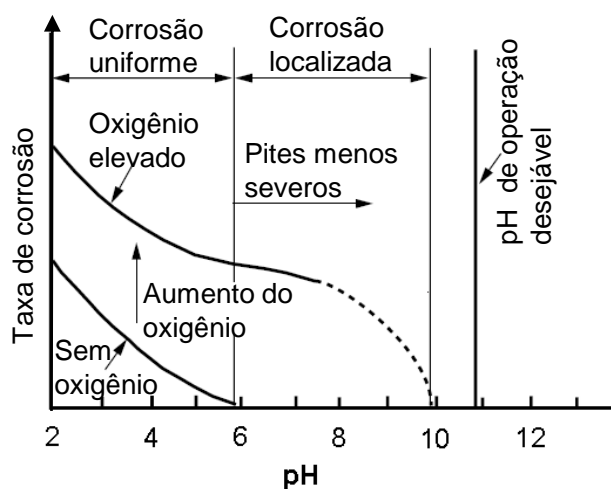
Apesar da baixa taxa de corrosão em ambientes contendo  $\text{H}_2\text{S}$ , a corrosão por este gás torna-se peculiar pelo fato de, associada a outros fatores como dureza do aço e tensão aplicada, causar fragilização e trincamento no aço. De fato, em aços de elevada resistência mecânica, a presença de  $\text{H}_2\text{S}$  dissolvido no meio aquoso pode provocar corrosão sob tensão por sulfeto (CSTS) e trincamento induzido pelo hidrogênio (TIH), sendo ambos os fenômenos caracterizados pela migração de hidrogênio atômico, gerado no processo corrosivo, da superfície para dentro do aço. Para tanto, um trabalho de qualificação do aço deve ser feito, seguindo os requisitos de teste de laboratório descritos na norma NACE TM0177. (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014)

O oxigênio disponível na superfície metálica controla a taxa de corrosão do aço carbono em água do mar, cujo valor varia de 100 a 200  $\mu\text{m}/\text{ano}$  em condições estáticas do eletrólito, sendo esta variação relacionada às mudanças do teor de oxigênio e da temperatura em diferentes regiões (ROBERGE, 2000). Contudo, esta taxa de corrosão pode ocorrer quando há abundância de eletrólito e não é representativa da corrosão no espaço anular do duto flexível, onde se tem um ambiente confinado. A concentração típica de oxigênio em água do mar é aproximadamente 8 ppm em peso, quando em equilíbrio com o ar (FERGESTAD;

LØTVEIT, 2014; ROBERGE, 2000), mas este valor varia ao longo da profundidade do oceano, sendo influenciada por fatores locais como atividade de microrganismos, a flora e a corrente marinha. No Oceano Pacífico, por exemplo, já foi constatado um perfil caracterizado por grande diminuição do oxigênio dissolvido com a profundidade, mas este comportamento não foi verificado no Oceano Atlântico. Neste último, foram observados níveis relativamente altos ao longo do distanciamento da superfície. (BOYD; FINK, 1977; ROBERGE, 2000)

No caso de dano ou ruptura da capa externa em um único ponto do *riser*, a água do mar aerada poderá entrar em contato com a superfície metálica ao longo do seu comprimento e, em seguida, iniciar a corrosão até o consumo total do oxigênio. Em regiões afastadas do local de entrada da água do mar, onde não há renovação de oxigênio, a corrosão é efêmera e, deste modo, pode ser negligenciada. (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014)

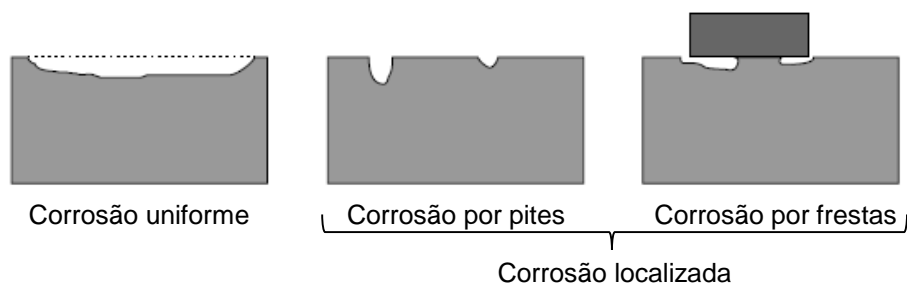
Figura 28 – Taxa de corrosão do aço em função do pH



Fonte: Adaptado de ROBERGE (2000)

A corrosão do aço carbono quando exposto em água aerada pode se dar de forma uniforme ou localizada, sendo influenciada pelos teores de oxigênio e do pH do eletrólito, como pode ser observado na Figura 28. Com o teor de oxigênio elevado, em pH mais elevados, há uma tendência de diminuição da taxa de corrosão, favorecendo a corrosão localizada a partir do pH próximo de 6. Já na ausência de oxigênio, a taxa de corrosão é praticamente nula a partir deste pH. (ROBERGE, 2000)

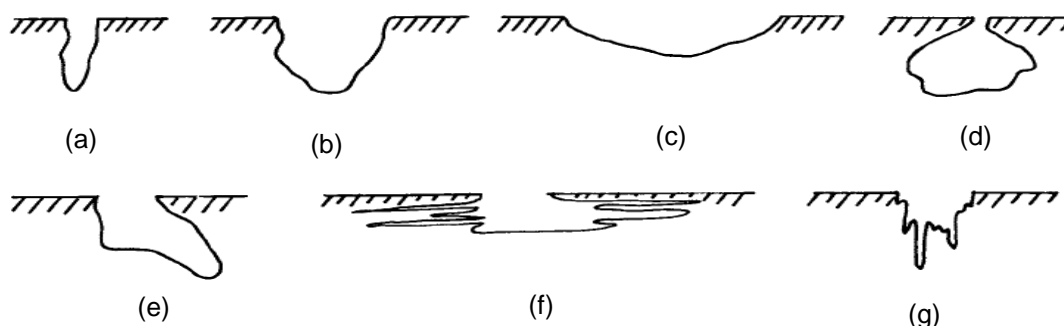
Figura 29 – Corrosão uniforme e corrosão localizada



Fonte: Adaptado de ROBERGE (2000)

A formação de pites de corrosão, que está associada a algum tipo de corrosão localizada (Figura 29), é caracterizada por cavidades similares a pequenos furos esféricos ou elípticos, os quais podem ter grande variação nas dimensões e na forma. Além disso, os pites podem se formar isoladamente ou muito próximos uns dos outros chegando, neste caso, a compor aglomerados ou até somando uns aos outros e formando um único pite. As principais formas de pites, descritas pela norma ASTM G46-94 (2013), são mostradas na Figura 30. A formação do pite ocorre quando uma pequena área da superfície do metal se torna anódica em relação às regiões vizinhas (corrosão por pites), por exemplo, devido a ruptura de um filme protetor, ou quando há formação de frestas sobre a superfície, alterando a característica local do eletrólito (corrosão por aeração diferencial). (DAVIS, 2000; ROBERGE, 2000)

Figura 30 – Variações na geometria de seção transversal de pites de corrosão, (a) profundo/estreito, (b) elíptico, (c) largo/raso, (d) subsuperfície, (e) crescimento lateral (*undercutting*), (f) horizontalmente orientado pela microestrutura e (g) verticalmente orientado pela microestrutura.



Fonte: Adaptado de ASTM G46-94 (2013)

Quando se inicia a corrosão por pites em aço carbono exposto à água do mar aerada, ocorre uma rápida dissolução dentro do pite e o oxigênio dissolvido no

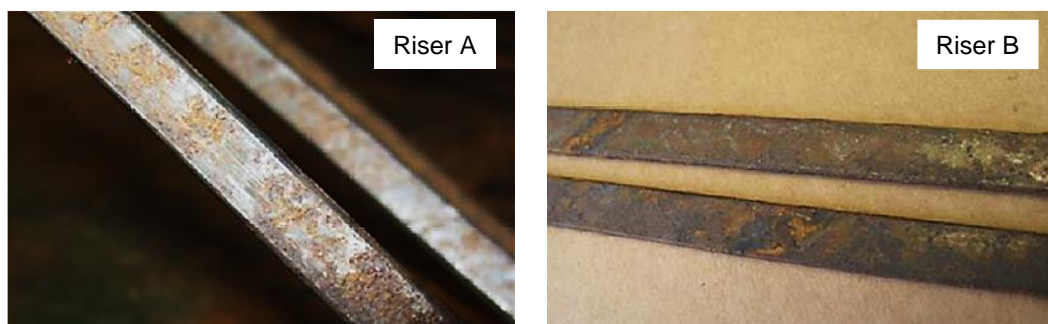
eletrólito passa a se concentrar nas áreas vizinhas. Nestas áreas, ocorre a reação de redução e, conseqüentemente, o consumo de elétrons que são “perdidos” pelo ferro na reação de oxidação dentro do pite. Por sua vez, a rápida dissolução no pite produz um excesso de íons positivos e favorece a migração de cloretos (íons negativos) para dentro do pite, que contribui para a ruptura do filme local e para o aumento do consumo de íons de ferro pela hidroxila, diminuindo o pH. Para uma dada condição, a taxa de consumo do metal no pite pode ser de 10 a 100 vezes maior que a corrosão uniforme. (DAVIS, 2000)

A corrosão por frestas, que também pode gerar pites, normalmente está associada com estagnação do eletrólito sob a fresta, formando um microambiente com aeração deficiente em relação ao ambiente externo à fresta. Com isso, há uma polarização da fresta (corrosão galvânica), favorecendo a dissolução do metal. Assim, a reação de redução do oxigênio será mais intensa fora da fresta e a oxidação do ferro ocorrerá preferencialmente na fresta. Na presença de íons cloreto, estes podem migrar para dentro da fresta e promover diminuição do pH, acelerando o processo de dissolução do ferro. (ROBERGE, 2000)

Vários relatos sobre corrosão em armaduras de tração já foram publicados, tanto de dutos retirados de operação quanto de testes em escala real. Désamais e Taravel-Condat (2006), após realização de testes em escala real em ambiente corrosivo contendo CO<sub>2</sub> e H<sub>2</sub>S, estimaram taxas de corrosão generalizada entre 5 e 15 µm/ano. Além disso, após a dissecação foi possível evidenciar claramente uma corrosão mais acentuada nas proximidades dos espaçamentos (*gaps*) das fitas anti-atrito, tendo sido observados pites de corrosão com profundidades da ordem de 100 µm. Berge *et al.* (2014) avaliaram as superfícies de arames retirados de dois diferentes *risers* (A e B) que operaram com anular alagado, e encontraram pites de corrosão com profundidades de 65 a 250 µm. A Figura 31 apresenta fotos das superfícies corroídas dos arames destes dois *risers*.



Figura 31 – Fotos de arames corroídos de risers flexíveis retirados de operação

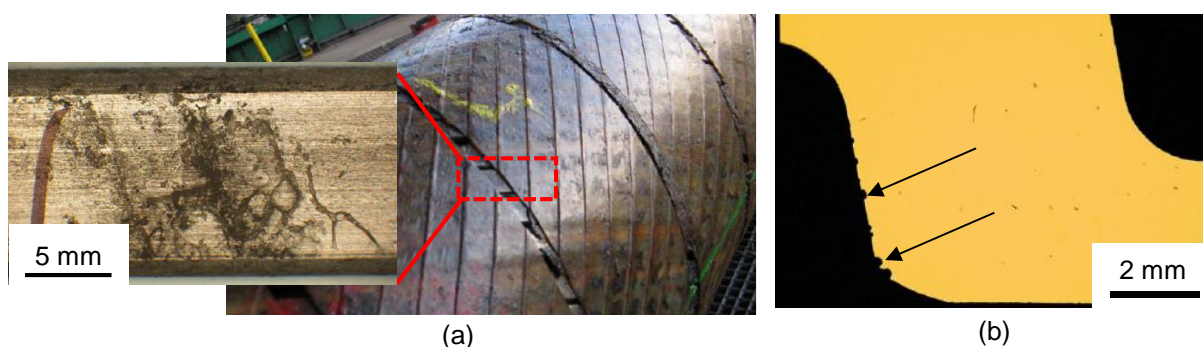


Fonte: Adaptado de BERGE *et al.* (2014)

Charlesworth *et al.* (2011) avaliaram um *riser* retirado de operação que estava com anular alagado e verificaram presença de corrosão nos arames da armadura de tração (Figura 32 (a)) e nas armaduras de pressão (Figura 32 (b)). Apesar de limitada, a corrosão encontrada nos arames da armadura de tração ocorreu de forma isolada na região dos *gaps* da fita anti-atrito e, na armadura de pressão, foram identificados pites de corrosão. Tanto em amostras do trecho emerso quanto do submerso, foram identificados os dois tipos de corrosão. Os autores sugerem, portanto, que a corrosão pode ter ocorrido após a retirada do *riser*, por ter sido exposto ao ar antes da dissecação.

Ademais, Eriksen e Engelbreth (2014) também registraram a corrosão mais acentuada na região dos *gaps* da fita anti-atrito de armaduras de tração de *riser* retirado de campo, conforme mostra a Figura 33. Nesta figura, é possível ver claramente as faixas de corrosão ao longo dos canais formados pelos *gaps*, assim como a largura (L) da fita anti-atrito.

Figura 32 – Corrosão nas armaduras de *riser* flexível retirado de operação: (a) no *gap* da fita anti-atrito de armadura de tração e (b) na armadura de pressão



Fonte: Adaptado de CHARLESWORTH *et al.* (2011)

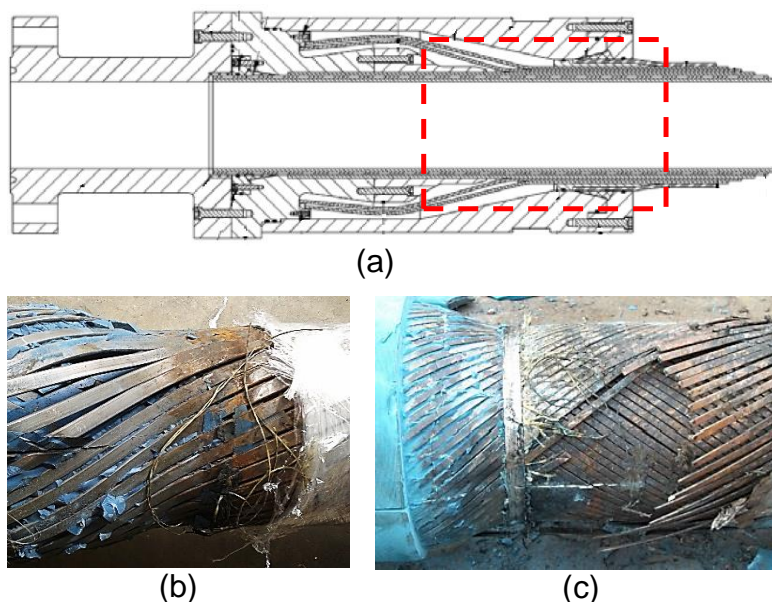
Figura 33 – Corrosão preferencial nos *gaps* da fita anti-atrito de *riser* flexível retirado de operação



Fonte: Adaptado de ERIKSEN; ENGELBRETH (2014)

Além das evidências de corrosão ao longo do corpo tubular, como os casos apresentados anteriormente, corrosão e rupturas de arames da armadura de tração na região do conector (Figura 34 (a)) já foram relatadas por Carneval *et al.*, (2006), como pode ser observado nas imagens (b) e (c) da Figura 34. Após a dissecação do conjunto conector/corpo tubular, observaram-se os arames rompidos e a presença de corrosão nos arames. Aliás, esta região das armaduras é uma das regiões consideradas críticas quanto ao nível de tensões (CAMPELLO, 2014)

Figura 34 – Corrosão na região de entrada do conector: (a) conector em corte, (b) corrosão na entrada de conector e (c) corrosão e falha de arames na entrada de conector



Fonte: (a) CAMPELLO (2014), (b) O AUTOR (2016) e (c) CARNEVAL; MARINHO; SANTOS (2006)

### 3.2.4 Falha por Fadiga das Armaduras de Tração

Ao serem submetidas a carregamentos dinâmicos, as camadas dos *risers* flexíveis podem ter pequenos movimentos relativos entre elas e, devido ao contato com a camada adjacente, estão sujeitas ao desgaste e, eventualmente, à fadiga de contato. No entanto, tratando-se de armaduras de tração de *risers* com camadas anti-atrito, esse fenômeno torna-se irrelevante, principalmente, se comparado aos carregamentos de tração e flexão impostos a estas armaduras. Neste sentido, em armaduras de tração, o modo de falha por fadiga devido às tensões trativas se mostra o mais relevante em *risers* flexíveis. (LEMOS, 2005) Do mesmo modo, os principais problemas relacionados à fadiga em conectores estão associados às armaduras de tração em seu interior, sendo que, nas partes intrínsecas do acessório em si, este tipo de falha não é observado (CAMPELLO, 2014).

Embora não haja publicações explicitando investigações de falhas por fadiga em armaduras de tração, devido à confidencialidade das informações, alguns registros de arames corroídos e rompidos em *risers* retirados de operação são apresentados por Carneval *et al.* (2006) e Sousa *et al.* (2013). De fato, isto pode estar associado ao conservadorismo nas análises do projeto, bem como ao fator de segurança igual a 10. (4 SUBSEA, 2013) Este fator de segurança de 10 vezes é um requisito da norma API RP 17B (2014) para vida em fadiga de *risers* flexíveis.

## 3.3 Fadiga

Quando submetidas a carregamentos dinâmicos, tanto em tensões elásticas como plásticas, peças e estruturas de aço podem sofrer danos microscópicos e desenvolver micro-trincas capazes de crescer, propagar e levar à falha. Este processo de degradação promovido pela flutuação de tensões é conhecido como fadiga. (DOWLING *et al.*, 2013)

A falha por fadiga ocorre de forma localizada e progressiva, além de ser um fenômeno cumulativo, ou seja, irreversível. Assim, por ser um problema local, não depende das tensões em outras partes do equipamento, mas naquele ponto considerado crítico. Além disso, o detalhe geométrico local, o material da peça e o

histórico de tensões e deformações vão influenciar diretamente o processo de iniciação da trinca de fadiga (CASTRO; MEGGIOLARO, 2009).

A avaliação de fadiga pode ser dividida em três metodologias consagradas: o método S-N, mais difundido, que relaciona o início do trincamento por fadiga e a falha com as tensões elásticas impostas; o método  $\epsilon$ -N, que considera deformações plásticas cíclicas para iniciação da trinca e o método  $da/dN$ , que visa avaliar a propagação de trincas por fadiga utilizando os conceitos da mecânica da fratura linear elástica. (CASTRO; MEGGIOLARO, 2009; DOWLING *et al.*, 2013). Este trabalho está relacionado à imposição de carregamento dinâmico com tensões no regime elástico e, por isso, o método S-N será abordado, mais adiante, em tópico específico.

### 3.3.1 Carregamento Dinâmico

Carregamentos cíclicos com amplitudes constantes são característicos de alguns sistemas dinâmicos reais. Contudo, carregamentos irregulares ao longo do tempo são mais comuns. De fato, muitas estruturas ou equipamentos são submetidos a um conjunto de carregamentos que possuem diferentes naturezas, como é o caso de pontes, veículos, locomotivas, etc. Apesar disso, testes com amplitude de tensão constante podem ser utilizados para avaliar a vida em fadiga de materiais. (DOWLING *et al.*, 2013; STEPHENS. FUCHS, 2001a)

O carregamento com amplitude constante em testes de fadiga é, normalmente, expresso pela tensão e pelo tempo (STEPHENS; FUCHS, 2001), como mostrado na Figura 35a, que resultam em algumas definições importantes descritas pelas Equações de 1 a 4. De acordo com estas equações, a variação de tensão ( $\Delta\sigma$ ) é dada pela diferença entre as tensões máxima ( $\sigma_{\text{máx}}$ ) e mínima ( $\sigma_{\text{mín}}$ ), as quais estão afastadas da tensão média ( $\sigma_m$ ) de um valor denominado amplitude de tensão ( $\sigma_a$ ). A razão de carregamento (R) é de extrema importância e representa a razão entre as tensões mínima ( $\sigma_{\text{mín}}$ ) e máxima ( $\sigma_{\text{máx}}$ ) indicando, por exemplo, se o ciclo de tensão é flutuante ( $R \neq 0$ ), repetido ( $R=0$ ) ou completamente reverso ( $R=-1$ ), como ilustrado na Figura 35b. Nesta figura, observa-se também que a tensão média é maior à medida que R aumenta. É comum, portanto, que um teste seja caracterizado pela razão de carregamento e pela variação de tensão ( $\Delta\sigma$ ). Além disso, o número de ciclos por unidade de tempo (frequência) pode ser alterado a cada teste.

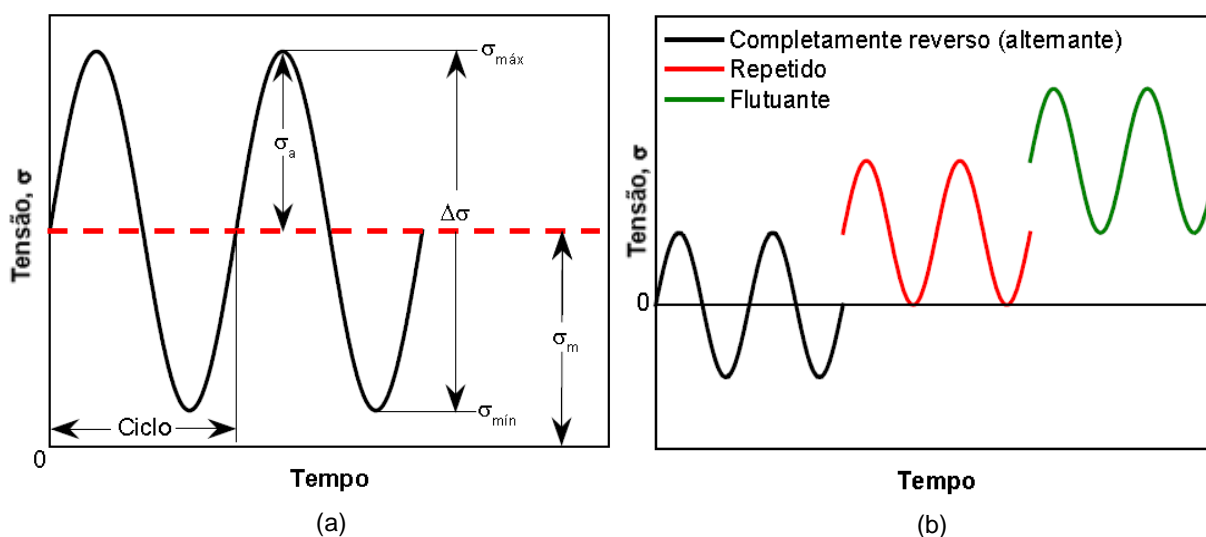
$$\Delta\sigma = \sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{mín}} \quad (1)$$

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_{\text{máx}} + \sigma_{\text{mín}})}{2} \quad (2)$$

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} \quad (3)$$

$$R = \frac{\sigma_{\text{mín}}}{\sigma_{\text{máx}}} \quad (4)$$

Figura 35 – Carregamento dinâmico com amplitude constante



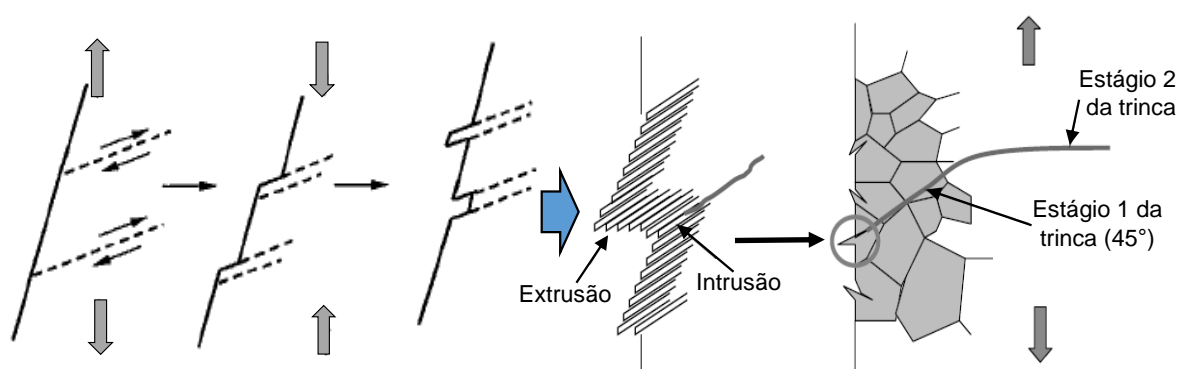
Fonte: COSER (2016)

### 3.3.2 Aspectos Microscópicos

O início do processo de fadiga em metais pode ocorrer pela formação de micro intrusões e extrusões em planos de cisalhamento preferenciais, na superfície do material ou em locais com concentração de tensões como descontinuidades internas ou externas na peça e inclusões não metálicas. Apesar disso, a grande maioria das trincas de fadiga nucleiam a partir da superfície. A Figura 36 mostra um esquema do primeiro caso, onde bandas de deslizamento evoluem com a variação de tensão e formam pequenas intrusões e extrusões, que podem crescer e dar origem uma micro

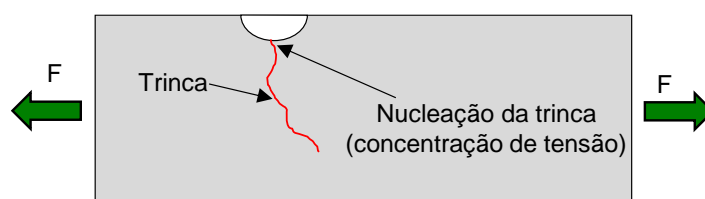
trinca dominante. Este é o primeiro estágio da trinca de fadiga, que se desenvolve, orientada pela máxima tensão cisalhante a  $45^\circ$  da tensão máxima principal. Após esta etapa e com a continuidade do carregamento, a trinca cresce perpendicular ao mesmo, caracterizando o segundo estágio. Já no esquema da Figura 37, a nucleação da trinca ocorreu por micro deformações plásticas cíclicas devido, porém, à intensificação de tensões promovida por um entalhe. (ASM, 2008; CASTRO; MEGGIOLARO, 2009; LEE *et al.*, 2005)

Figura 36 – Micro deformações e iniciação de trincas superficiais



Fonte: Adaptado de LEE *et al.* (2005) e STEPHENS; FUCHS (2001)

Figura 37 – Iniciação de trinca a partir de ponto concentrador de tensão



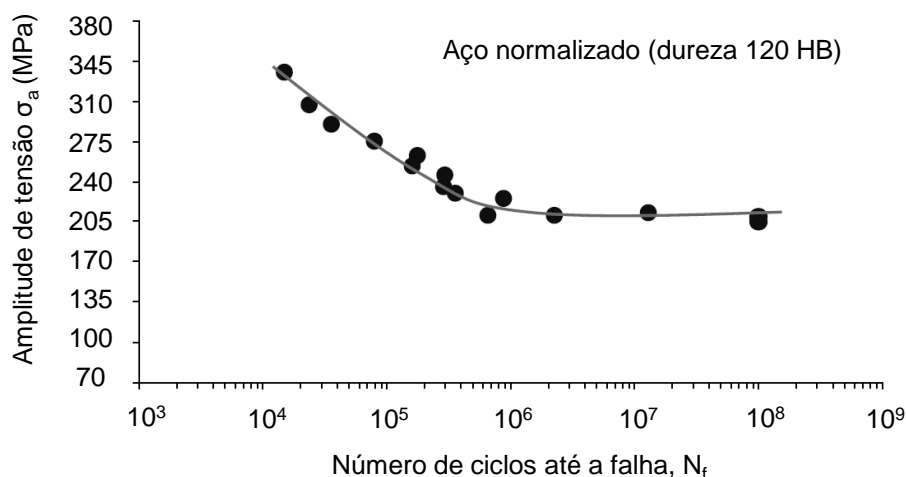
Fonte: O AUTOR (2016)

### 3.3.3 Método S-N

Este método, como mencionado anteriormente, relaciona o número de ciclos com a tensão cíclica no regime linear elástico e visa a prever a formação de trincas de fadiga para um número elevado de ciclos. Pela sua simplicidade e pelo fato de os projetos estruturais, em muitas aplicações, não admitirem a iniciação de trincas de

fadiga, o método S-N é largamente utilizado na indústria (CASTRO; MEGGIOLARO, 2009). Apesar disso, em estruturas offshore e outras aplicações com juntas soldadas, pode-se aceitar a presença de trincas durante a operação. Para avaliação do desempenho à fadiga, os resultados dos testes em diferentes níveis de carregamento são inseridos em um gráfico tensão versus número de ciclos para a falha, gerando a curva S-N do material (Figura 38). A tensão no gráfico pode ser representada pela tensão máxima, pela amplitude de tensão ou por sua variação. Esta curva também é comumente conhecida por curva de Wöhler, em referência ao alemão August Wöhler, pioneiro nos estudos sobre comportamento de metais submetidos a carregamentos variáveis, em meados do século XIX. (DOWLING *et al.*, 2013)

Figura 38 – Exemplo de curva S-N



Fonte: Adaptado de LEE *et al.* (2005)

A região da curva com inclinação negativa é caracterizada pela vida finita e, após a alteração da inclinação (ponto de inflexão), passando a ser uma linha horizontal, é conhecida como região de vida infinita. Este ponto é demarcado pelo limite de resistência à fadiga do material,  $\sigma_f$  (Figura 38), abaixo do qual a falha por fadiga não ocorre. (LEE *et al.*, 2005)

Com o objetivo de facilitar a leitura e interpretação dos dados, a escala logarítmica é frequentemente utilizada no eixo das abcissas ou em ambos. Ao observar o comportamento do gráfico na escala log-log, Basquin (1910) sugeriu o ajuste de aproximação da reta por meio da Equação 5, que pode ser escrita na forma da Equação 6 (STEPHENS; FUCHS, 2001).

$$\sigma_a = \sigma'_f \cdot (2N_f)^b \quad (5)$$

Onde, “ $\sigma'_f$ ” é o coeficiente de resistência à fadiga e “ $b$ ” é o expoente de resistência à fadiga, sendo ambos característicos do material. A tensão aplicada pode ser representada também pela variação de tensão ou pela tensão máxima e o número de ciclos até a falha pode ser expresso apenas por “ $N_f$ ” ou “ $N$ ”.

$$\log(\sigma_a) = \log(a) + b \cdot \log(N) \quad (6)$$

A Equação 6 representa a equação de uma reta do tipo  $Y = A + BX$ , sendo o “ $Y$ ” a variável dependente, a qual representa o logaritmo da tensão aplicada e o “ $X$ ” a variável independente, dada pelo logaritmo do número de ciclos até a falha. Os valores de “ $A$ ” e “ $B$ ” são as constantes da equação da reta. No entanto, a norma ASTM E739 (2015a), que trata de análise estatística de curvas S-N linearizadas, considera o logaritmo do número de ciclos ( $\log N$ ) como a variável dependente, visto que, na prática, ela é função da tensão ajustada no teste. Assim, neste caso, o logaritmo da tensão ( $\log \sigma_a$ ) é a variável independente, já que é a variável imposta e controlada. Além disso, a análise estatística proposta por esta norma é feita com a dispersão dos resultados do número de ciclos para cada nível de tensão do teste. Neste sentido, para uma equação da reta do tipo  $Y = A + BX$  desta norma, o número de ciclos é matematicamente representado pelo eixo  $Y$ , como exemplificado na equação log-log mostrado na Equação 7. Apesar disso, a construção de curvas S-N é realizada mantendo o número de ciclos no eixo das abcissas e não no eixo das ordenadas, o que representa uma inversão de eixos quando comparado ao equacionamento de Basquin. Isto não altera o resultado, mas a forma de análise.

$$\log(N) = \log(a) + b \cdot \log(\sigma_a) \quad (7)$$

### 3.3.4 Fatores que Influenciam o Comportamento à Fadiga

Vários são os fatores que influenciam o comportamento à fadiga, sendo alguns relacionados às características intrínsecas do material/peça e outros não. O aquecimento imposto ao material, o ambiente externo, tensão média, frequência e o tipo de carregamento são exemplos de fatores externos ao material. Para os fatores relacionados ao material ou peça, podem-se listar os seguintes: microestrutura, limite



de resistência à tração, tratamento superficial, tensões residuais, geometria e acabamento superficial (STEPHENS; FUCHS, 2001). Por serem mais relevantes para este trabalho, as influências de alguns destes fatores são descritas a seguir. Sugere-se, portanto, a leitura dos trabalhos de Boardman (1990), Dowling *et al.* (2013), Lee *et al.* (2005) e Stephens e Fuchs (2001), para explorar os demais parâmetros.

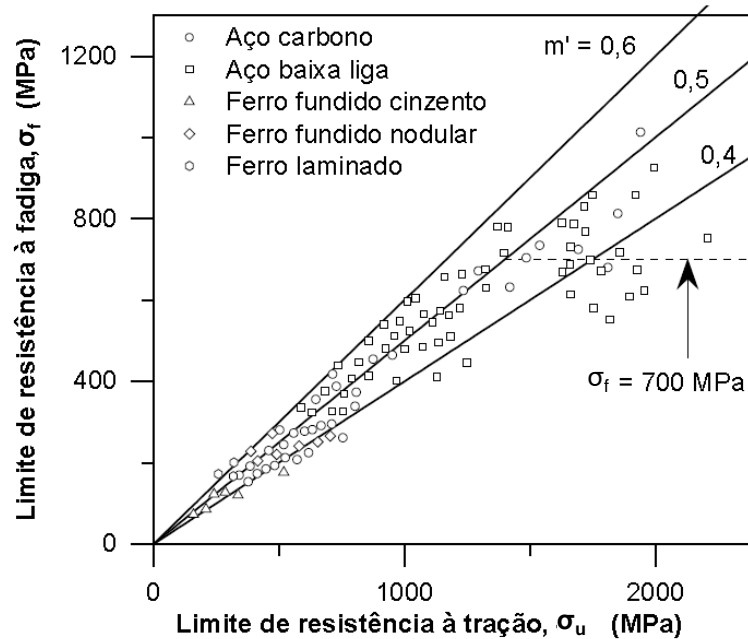
#### 3.3.4.1 Limite de Resistência à Tração

Pelo fato de existir uma relação aproximada entre o limite de fadiga,  $\sigma_f$ , e o limite de resistência à tração do aço,  $\sigma_u$ , muitos engenheiros têm se baseado em propriedades macroscópicas para estimar o limite de fadiga (LEE *et al.*, 2005). Considerando-se o ponto de inflexão da curva S-N em  $10^6$  ciclos, a tensão alternada do limite de fadiga em teste com carregamento com  $R = -1$ , para diversos aços, pode ser estimada como sendo metade do limite de resistência, se este for menor que 1400 MPa. Para limites de resistência mais elevados, o limite de fadiga passa a ser constante em aproximadamente 700 MPa, conforme gráfico da Figura 39. Porém, tanto a estimativa de 50 % do limite de resistência à tração,  $\sigma_u$ , quanto o valor constante de 700 MPa podem variar, dado que outros fatores do material também podem influenciar a nucleação e propagação de trincas como tamanho de grão, porosidade, rugosidade, inclusões, etc. Além disso, fatores como micro trincas provenientes de processamento, fabricação e tratamentos térmicos possuem forte influência no limite de fadiga. (DOWLING *et al.*, 2013; LEE *et al.*, 2005).

#### 3.3.4.2 Tensão Média

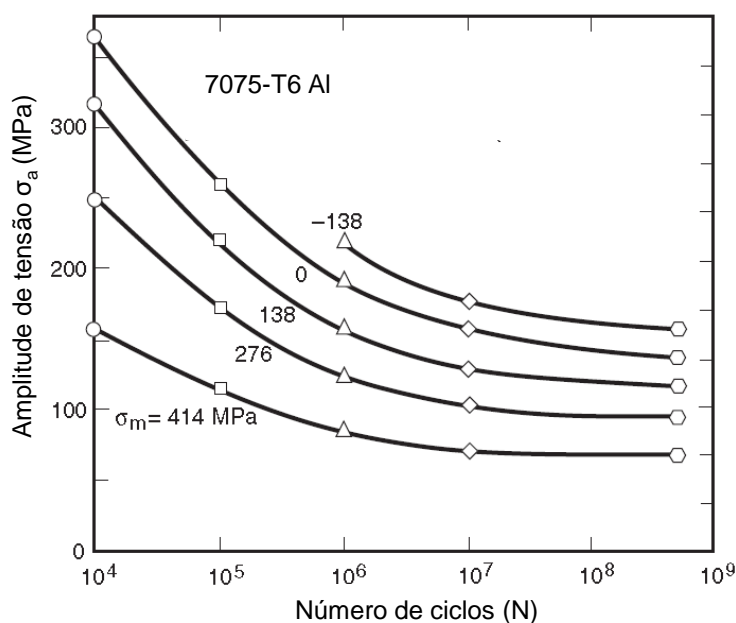
Além da variação da tensão aplicada, a tensão média também influencia a vida em fadiga do material, já que ela afeta a abertura e fechamento na ponta da trinca, principalmente para fadiga de alto ciclo e baixas tensões (LEE *et al.*, 2005). Logo, tensões médias trativas são prejudiciais e aceleram o crescimento da trinca e tensões médias compressivas retardam seu crescimento sendo, portanto, benéficas (LEE *et al.*, 2005; STEPHENS; FUCHS, 2001). A Figura 40 exemplifica este comportamento mostrando o efeito deletério do aumento da tensão média em liga de alumínio.

Figura 39 – Relação entre limite de fadiga e resistência à tração



Fonte: Adaptado de FORREST (1962)

Figura 40 – Influência da tensão média na vida em fadiga

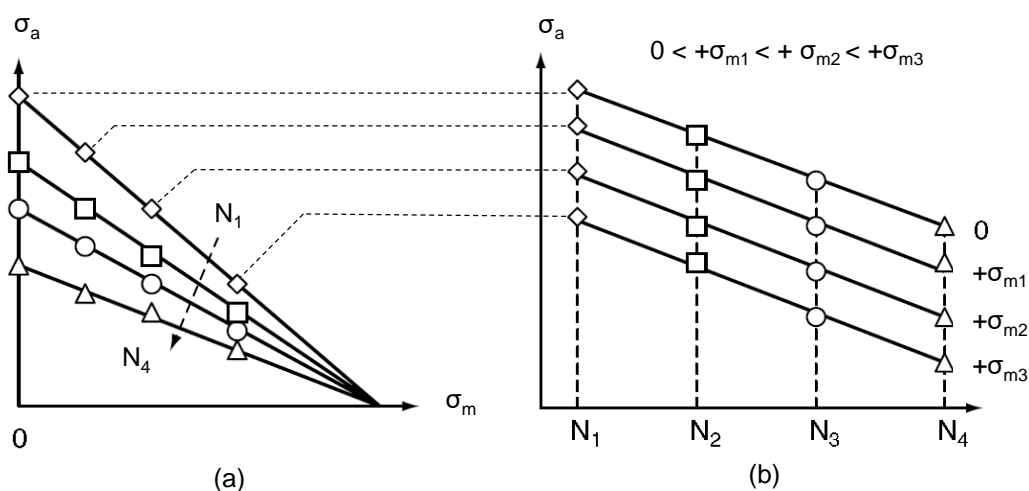


Fonte: Adaptado de HOWELL; MILLER (1955)

Para relacionar diferentes tensões médias ( $\sigma_m$ ) com as amplitudes de tensões ( $\sigma_a$ ) ou com as variações de tensões ( $\Delta\sigma$ ) da curva S-N, utilizam-se diagramas de vida à fadiga constante, como ilustrado na Figura 41(a). Este diagrama sintetiza, por exemplo, combinações de  $\sigma_m$  e  $\sigma_a$  que causam o mesmo dano ao material e pode ser

obtido experimentalmente a partir de curvas S-N com diferentes tensões médias (Figura 41(b)). O escocês Bernard Haigh foi o primeiro a construir este gráfico, possibilitando, juntamente com modelos empíricos, as atuais análises entre curvas S-N com amplitude constante e os carregamentos reais de estruturas (CASTRO; MEGGIOLARO, 2009; LEE *et al.*, 2005).

Figura 41 – Avaliação da tensão média: (a) tensão alternada versus tensão média e (b) curva S-N para diferentes tensões médias igual ou maior que zero



Fonte: Adaptado de LEE *et al.* (2005)

Visando representar esta combinação da amplitude de tensão (ou de variação de tensão) com a tensão média, alguns modelos empíricos foram propostos por Gerber (1874), Goodman (1899) e Soderberg (1930), sendo os dois primeiros os mais utilizados e aceitos na prática (Figura 42(b) (LEE *et al.*, 2005; STEPHENS; FUCHS, 2001). O modelo de Gerber é dado pela Equação 8, que relaciona a amplitude de tensão e a tensão média de forma parabólica. Já o modelo de Goodman é uma relação linear entre a amplitude de tensão e a tensão média, sendo representado pela Equação 9. As duas equações são representadas no diagrama de Haigh na Figura 42(a).

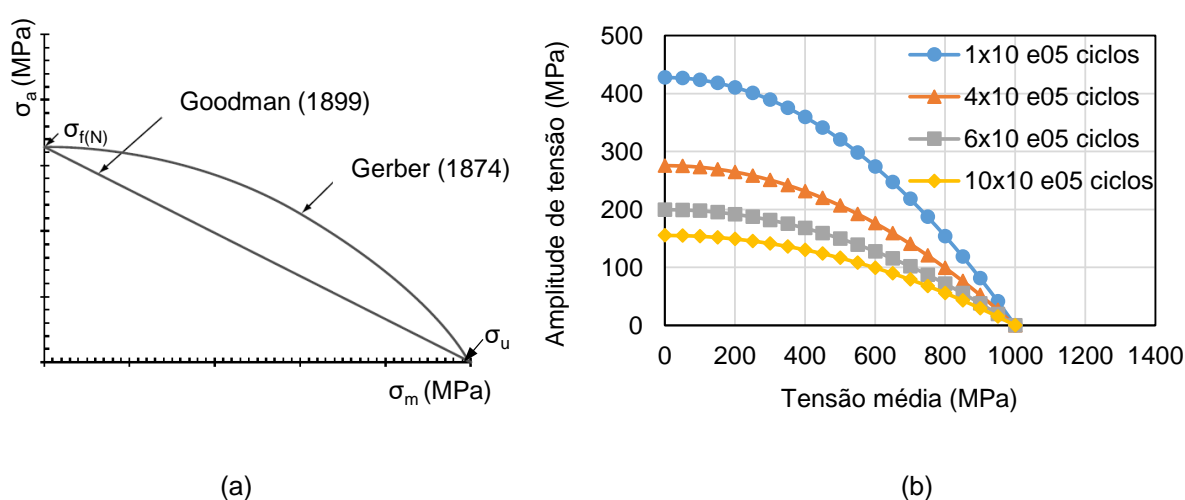
$$\sigma_a = \sigma_{f(N)} \times \left( 1 - \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_u} \right)^2 \right) \quad (8)$$

$$\sigma_a = \sigma_{f(N)} \times \left( 1 - \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_u} \right) \right) \quad (9)$$

Onde:

- $\sigma_a$  é a amplitude de tensão;
- $\sigma_m$  é a tensão média;
- $\sigma_{f(N)}$  é a amplitude de tensão de falha em determinado número de ciclos (N) para  $\sigma_m = 0$ . No caso de vida infinita, este valor é igual ao limite de fadiga para tensão cíclica completamente reversa ( $R = -1$ ) e
- $\sigma_u$  é o limite de resistência à tração do material.

Figura 42 – Diagramas de Haigh: (a) Modelos de Goodman e Gerber e (b) Exemplo do modelo de Gerber para diferentes números de ciclos até a falha



Fonte: (a) Adaptado de LEE *et al.* (2005) e (b) O AUTOR (2016)

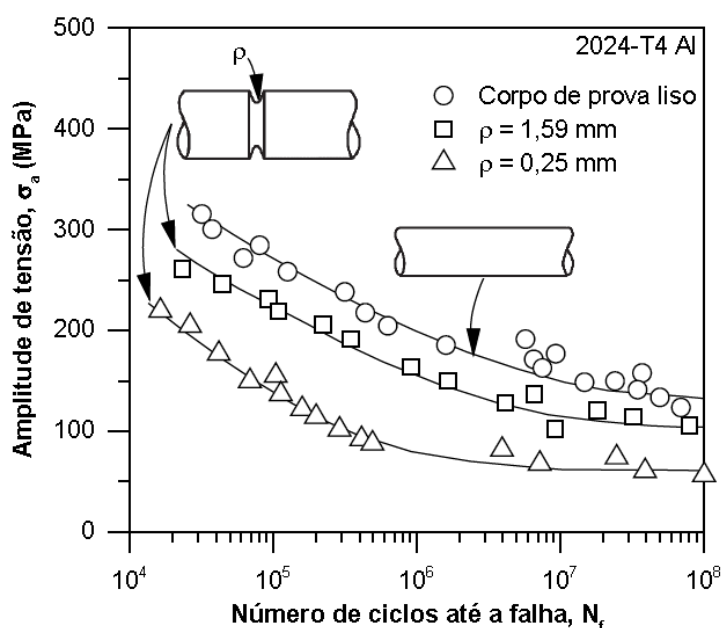
No diagrama da Figura 42(b), são mostrados quatro exemplos hipotéticos de vida constante, sendo que cada curva representa um conjunto de pares  $\sigma_m$  e  $\sigma_a$  que resulta no mesmo número de ciclos, conforme indicado no gráfico.

### 3.3.4.3 Geometria

Variações geométricas em peças promovem alterações no campo de tensões que, muitas vezes, podem se concentrar localmente e contribuir para uma falha prematura do componente como, por exemplo, diminuindo sua resistência à fadiga (Figura 43). Estas variações geométricas podem se dar intencionalmente, por exemplo, quando há furos, rasgos, filetes e variações de seção transversal previstos em projeto ou de forma imprevista, quando de um impacto na superfície ou um

processo corrosivo. Com isso, pode-se obter um fator de concentração de tensões ( $K_t$ ), o qual representa a razão entre a tensão local na ausência do entalhe e a tensão local nas proximidades do entalhe. Este fator é função da geometria do concentrador de tensões e independe do material. Porém, é importante destacar que materiais de alta resistência e baixa ductilidade são mais sensíveis ao efeito do  $K_t$  do que materiais dúcteis. (DOWLING *et al.*, 2013)

Figura 43 – Efeito da geometria no comportamento em fadiga de uma liga de alumínio



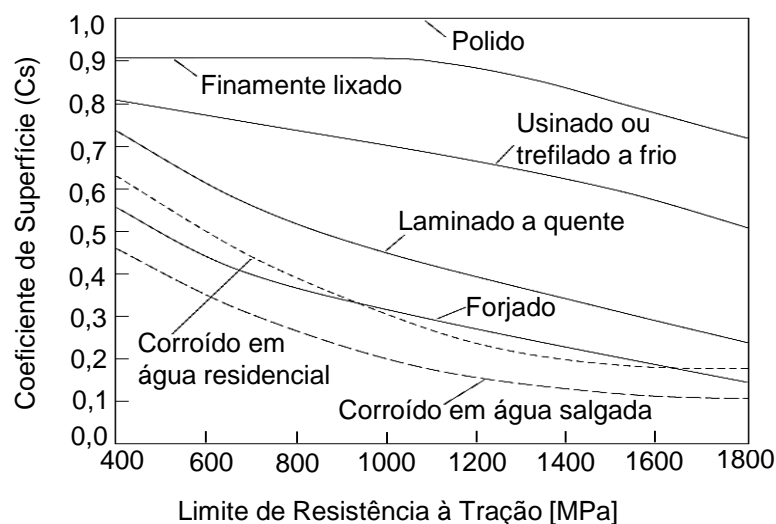
Fonte: Adaptado de MACGREGOR; GROSSMAN (1952)

#### 3.3.4.4 Acabamento Superficial

O acabamento superficial é também um fator geométrico, porém está presente em toda extensão da peça e possui dimensões muito reduzidas quando comparados às variações geométricas e aos entalhes da fabricação. Embora as irregularidades da superfície normalmente sejam pequenas, elas podem funcionar como pequenos e múltiplos concentradores de tensões e, assim, reduzir drasticamente a resistência à fadiga do material. Assim, o fato de as trincas de fadiga surgirem predominantemente na superfície, o acabamento superficial se torna um parâmetro crítico e deve ser avaliado com cuidado. De fato, como mostrado na Figura 44, com o aumento da rugosidade do acabamento, em diversos casos, tem-se uma diminuição do coeficiente de superfície ( $C_s$ ), que é usado como um multiplicador do limite de fadiga com tensão média nula. Em geral, o efeito deletério provocado pelo aumento da rugosidade é mais

crítico para materiais de alta resistência mecânica, fato este que também pode ser observado na Figura 44 (DOWLING *et al.*, 2013; LEE *et al.*, 2005).

Figura 44 – Efeito do acabamento superficial na redução de vida em fadiga

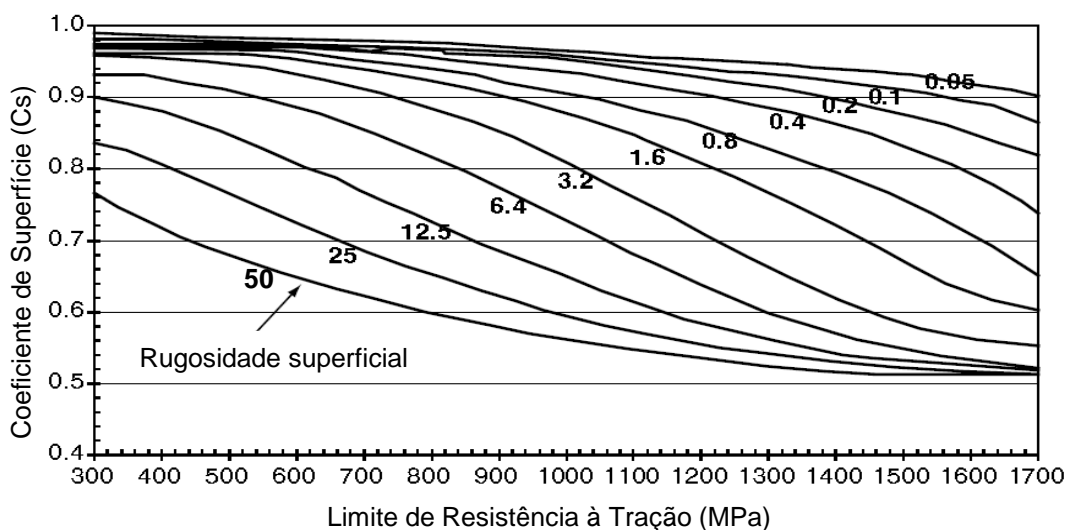


Fonte: Adaptado de JUVINALL (1967)

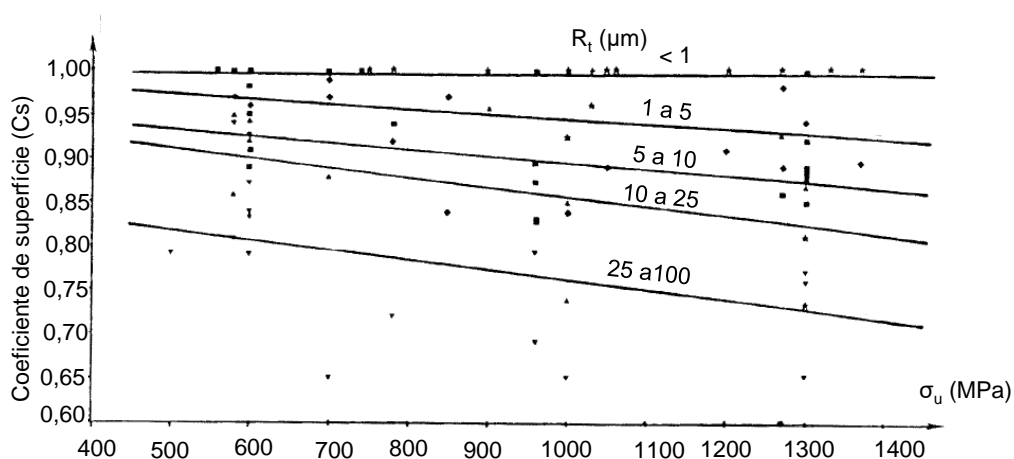
O valor de  $C_s$  pode ser também expresso em função de alguma medida que represente o acabamento superficial como, por exemplo, os parâmetros de rugosidade  $R_a$  e  $R_t$ . Em uma dada medição, estes parâmetros representam, respectivamente, a média dos valores dos picos e dos vales em relação à linha média e a diferença entre o maior pico e o maior vale (ISO 4287, 1997). A Figura 45 e a Figura 46 apresentam gráficos que relacionam, respectivamente, valores de  $R_a$  e  $R_t$  com o coeficiente de superfície. Embora sejam gráficos que ajudam em casos práticos, a geometria dos vales da rugosidade também influencia a nucleação de trincas de fadiga (DOWLING *et al.*, 2013; LEE *et al.*, 2005).

Para os gráficos da Figura 45 e da Figura 46, a influência de  $R_a$  e  $R_t$  é maior para materiais de elevada resistência mecânica. Além disso, nota-se que, para resistência mecânica elevada, o valor de  $C_s$  pouco altera quando os valores dos parâmetros de rugosidade são muito elevados ( $R_a > 12,5$  e  $R_t > 25$ ).

Figura 45 – Efeito do valor de Ra na redução do limite de fadiga



Fonte: LEE *et al.* (2005), a partir de JOHNSON (1973)

Figura 46 – Efeito do valor de  $R_t$  na redução do limite de fadiga

Fonte: Adaptado de BRAND (1980)

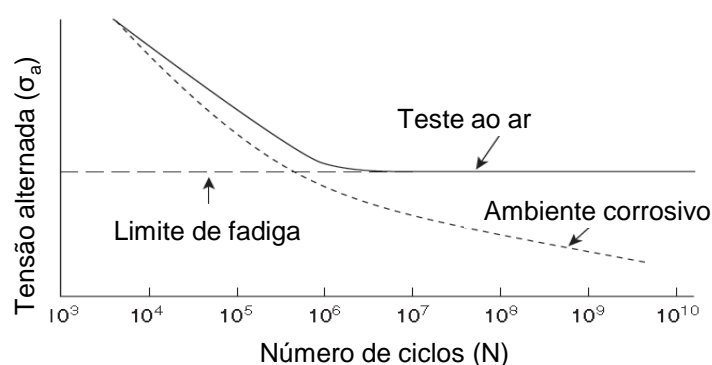
### 3.3.4.5 Ambiente Corrosivo

Quando o carregamento cíclico ocorre simultaneamente com um processo corrosivo, o termo “corrosão-fadiga” é utilizado e representa a ação conjunta dos dois processos. A vida à fadiga das estruturas de aço pode ser bastante reduzida quando expostas a um meio corrosivo (Figura 47), especialmente para baixos níveis de carga e longas vidas, já que o maior tempo possibilita maior ação do meio (HEIDERSBACH, 2011; STEPHENS; FUCHS, 2001). Além disso, o limite de fadiga é eliminado, não

existindo a região de vida infinita tradicionalmente conhecido. Com efeito, uma vez que exista o processo corrosivo durante o carregamento cíclico, os micro pites atuam como pequenos concentradores de tensão, facilitando a nucleação da trinca. Assim, ocorre um processo sinérgico e complexo entre a corrosão e a trinca (STEPHENS; FUCHS, 2001).

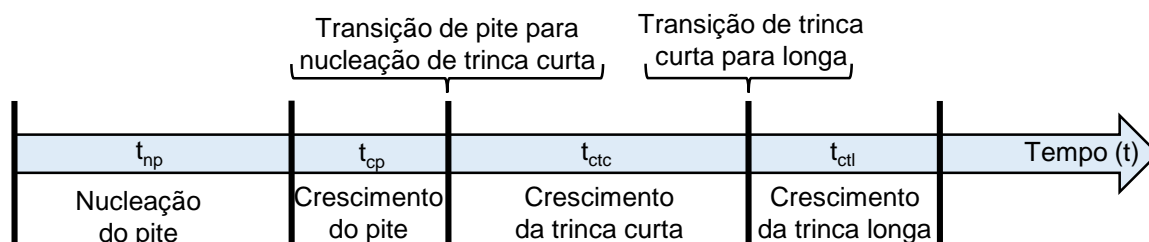
Testes de corrosão-fadiga tem sido extensivamente realizados em materiais metálicos de dutos flexíveis a fim de compreender a interação entre os diversos parâmetros presentes nos dois processos (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014). Na prática, o período de formação de pite de corrosão em uma estrutura exposta em água do mar é uma parte do tempo do processo de corrosão-fadiga. Conforme proposto por Zhang e Mahadevan (2001), o tempo total da corrosão-fadiga, quando a trinca é iniciada a partir de um pite, pode ser calculada como a soma dos tempos ( $t$ ) da Figura 48 (JAKUBOWSKI, 2014). Assim, observa-se que o tempo para formação e crescimento do pite podem impactar significativamente um teste de corrosão-fadiga.

Figura 47 – Efeito do ambiente corrosivo na vida em fadiga



Fonte: Adaptado de STEPHENS; FUCHS (2001)

Figura 48 – Tempos da corrosão-fadiga com trinca nucleando de pite



Fonte: Adaptado de ZHANG; MAHADEVAN (2001)



Wallauer (2015) avaliou a sensibilidade ao entalhe em aço utilizado em armadura de tração e concluiu que a vida à fadiga é dominada pelo tempo de iniciação da trinca. Deste modo, para aços de alta resistência que já estejam corroídos, a vida em fadiga é severamente prejudicada, pois o tempo de iniciação de trinca é fortemente reduzido por pites ou entalhes pré-existentes.

#### 3.3.4.6 Frequência de Teste

Testes de fadiga não sofrem significativa influência da frequência de aplicação da carga quando não há alteração de temperatura ou a presença de ambiente corrosivo, sendo utilizados valores de 1 Hz a 200 Hz para fadiga ao ar. No entanto, para testes de corrosão-fadiga, a frequência é um parâmetro fundamental, visto que poderá alterar consideravelmente a interação entre o processo corrosivo e o processo mecânico (STEPHENS; FUCHS, 2001). Efetivamente, quanto menor a frequência, maior o tempo para alcançar determinado número de ciclos e, conseqüentemente, mais pronunciada poderá ser a ação do meio agressivo no processo de nucleação e propagação de trincas de fadiga.

As curvas S-N de corrosão-fadiga utilizadas em análises de projetos são geradas em testes que duram algumas semanas ou poucos meses, não havendo tempo suficiente para a alteração significativa de superfície, como ocorre no caso real. Caso contrário, pites de corrosão mais pronunciados poderiam se formar e atuar como concentradores de tensão, reduzindo ainda mais a vida à fadiga. De fato, irregularidades ou pites com profundidades menores que 0,1 mm já causam redução de vida (4 SUBSEA, 2013).

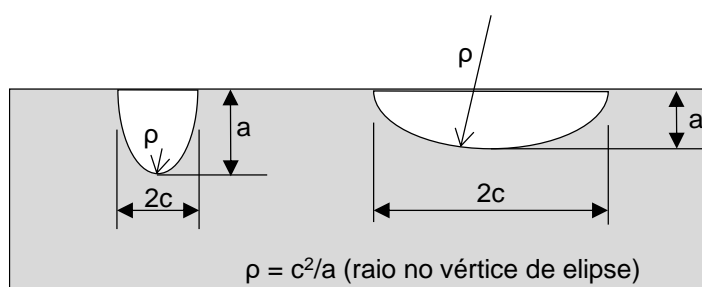
#### 3.3.5 Pites de Corrosão e a Intensificação de Tensões

A presença de pites de corrosão provoca alterações na superfície e perturbação no campo de tensões elásticas, as quais podem ser quantificadas por meio do coeficiente  $K_t$ , que caracteriza a severidade do entalhe formado pelo pite (DOWLING *et al.*, 2013). Desta forma, o pite funciona como um ponto preferencial para a nucleação de trincas de fadiga, podendo reduzir significativamente a vida do material

(JAKUBOWSKI, 2015). Este coeficiente pode ser calculado quando se conhece a distribuição de tensões ao redor do pite e nos pontos afastados, porém nem sempre esta informação está disponível. Assim, diversos trabalhos analíticos e numéricos tem sido realizados a fim de estimar o valor de  $K_t$  e a influência de pequenos pites de corrosão na vida à fadiga (CERIT *et al.*, 2009).

Além de diferentes formatos, pites de corrosão podem ter diferentes profundidades ( $a$ ), larguras ( $2c$ ) e raios ( $\rho$ ), como mostrado no esquema da Figura 49. Independente do material, estas características são as principais responsáveis pela intensidade da concentração de tensões e, portanto, são utilizadas na maioria dos modelos analíticos disponíveis. (CERIT *et al.*, 2009). Para geometria semi-elíptica, o raio,  $\rho$ , pode ser determinado geometricamente pela relação  $\rho = c^2/a$ .

Figura 49 – Exemplos de pites de corrosão em corte e suas dimensões

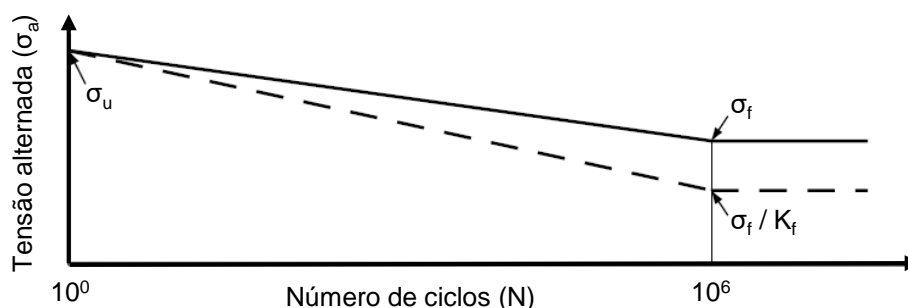


Fonte: O AUTOR (2016)

Como mostrado anteriormente na Figura 43, a resistência à fadiga de amostras com entalhe é, tipicamente, menor do que amostras sem entalhe e isto está associado à intensificação de tensões locais. Um fator de concentração de tensão à fadiga ( $K_f$ ) pode então ser definido como a razão entre os dois limites de fadiga (sem e com entalhe), gerando um valor sempre maior ou igual a 1. Assim, como pode ser observado na Figura 50, o limite de fadiga,  $\sigma_f$ , de amostras com entalhes, é reduzido de  $K_f$  vezes sendo, portanto, um fator de redução de tensão em fadiga provocado por um entalhe concentrador de tensões. Este conceito também pode ser estendido aos demais pontos da curva, o que gera diferentes valores. Com o aumento da tensão, o valor de  $K_f$  tende a diminuir e aproximar de 1, ou seja, a mesma vida em fadiga para a peça com e sem entalhe. Nestes dois casos, em tensões mais elevadas, as diferenças dos campos de tensões e das microdeformações plásticas superficiais são minimizadas, ou seja, em tensões elevadas o efeito concentrador de tensões é menos

relevante no fenômeno microscópico da fadiga. Logo, é importante mencionar o número de ciclos que está sendo considerado. (LEE *et al.*, 2005)

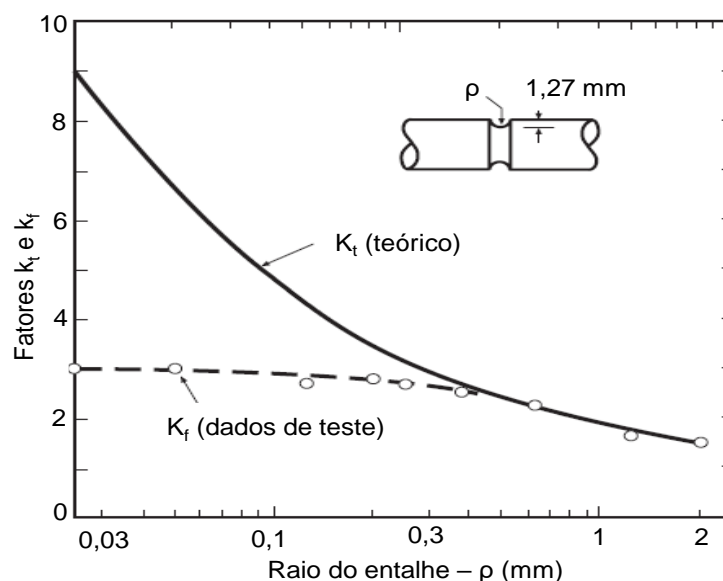
Figura 50 – Curva S-N genérica para amostras com e sem entalhe



Fonte: LEE *et al.* (2005)

Seria razoável pensar que o aumento do  $K_t$  promove um aumento de  $K_f$ , mas isso só é verdade para raios de entalhe relativamente grandes, não sendo aplicado a entalhes muito estreitos, como é ilustrado na Figura 51. Como pode ser observado nesta figura, com a diminuição do raio do entalhe, o  $K_t$  aumenta significativamente, mas o  $K_f$  tende a ficar constante. Acredita-se que este comportamento é explicado pela redução do pico de tensão, representado pelo  $K_t$ , causado pelo escoamento cíclico localizado na raiz do entalhe. Além disso, a tensão média do campo de intensificação de tensões, que promove grande influência na resistência à fadiga, não aumenta na mesma proporção que o pico de tensão. (LEE *et al.*, 2005)

Figura 51 – Exemplos de valores de  $K_t$  e  $K_f$  para diferentes raios de entalhe



Fonte: Adaptado de DOWLING *et al.* (2013)

Para associar os fatores  $K_t$  e  $K_f$ , utiliza-se o conceito de sensibilidade ao entalhe ( $q$ ) através da Equação 10, sendo que o valor de  $q$  é um parâmetro que depende do material e do raio do entalhe, dado pela relação da Equação 11, a qual foi proposta por Peterson (1959). (DOWLING *et al.*, 2013; LEE *et al.*, 2005)

$$q = \frac{(K_f - 1)}{(K_t - 1)} \quad (10)$$

$$q = \frac{1}{\left(1 + \frac{\alpha}{\rho}\right)} \quad (11)$$

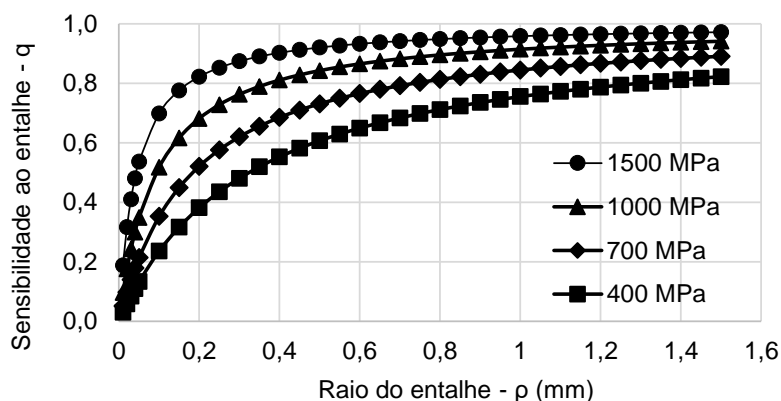
Onde,  $\alpha$  é uma constante dependente do material.

Utilizando as equações aproximadas de  $\alpha$ , expostas no trabalho de Castro e Meggiolaro (2009) e aqui reproduzidas nas Equações 12 e 13, pode-se obter o comportamento da sensibilidade ao entalhe,  $q$ , em função do raio do entalhe, para materiais com diferentes resistências, como mostra a Figura 52. Pelo gráfico, observa-se que a redução do raio de entalhe, para determinado limite de resistência à tração do aço, promove uma diminuição da sensibilidade ao entalhe,  $q$ . De fato, entalhes muito estreitos produzem elevados concentradores de tensão capazes de plastificar localmente o material, reduzindo a variação de tensão elástica e, conseqüentemente, o fenômeno microscópico da fadiga.

$$\alpha = 0,0025 \times \left(\frac{2000}{\sigma_u}\right)^{1,9}, \text{ para } \sigma_u \geq 700 \text{ MPa} \quad (12)$$

$$\alpha = 0,185 \times \left(\frac{700}{\sigma_u}\right), \text{ para } \sigma_u < 700 \text{ MPa} \quad (13)$$

Figura 52 – Valores de  $q$  para diferentes raios de entalhe e limites de resistência à tração



Fonte: O AUTOR (2016)

Na prática, a estimativa de  $K_t$  pode, então, ser feita considerando a proposta de Peterson para o cálculo da sensibilidade ao entalhe e relacionando-o com o valor de  $K_t$ . Desta forma, deve-se determinar o valor de  $K_t$ , por exemplo, com base em equações analíticas/empíricas ou por meio de técnicas numéricas. (CASTRO; MEGGIOLARO, 2009)

Em trabalho sobre corrosão-fadiga de aços de alta resistência e baixa liga (ARBL) em meio com água salgada, Ahin *et al.* (1992) avaliaram o efeito dos pites e propuseram um fator de concentração de tensões  $K_t$  em função das dimensões “ $2c$ ” e “ $a$ ” do pite, conforme Equação 14.

$$K_t = 1 + 1,25 \sqrt{\frac{2}{1 + \left(\frac{2c}{a}\right)^2}} \quad (14)$$

No trabalho de Pilkey *et al.* (2008), são apresentadas diversas configurações e equações analíticas para cálculo de fatores de concentração de tensão apresentados por Peterson (1974) e, para um entalhe semiesférico ou semielíptico, é proposta a Equação 15. Neste caso, são utilizados o raio do entalhe ( $\rho$ ) e a profundidade ( $a$ ).

$$K_t = 1 + 2 \sqrt{\left(\frac{a}{\rho}\right)} \quad (15)$$

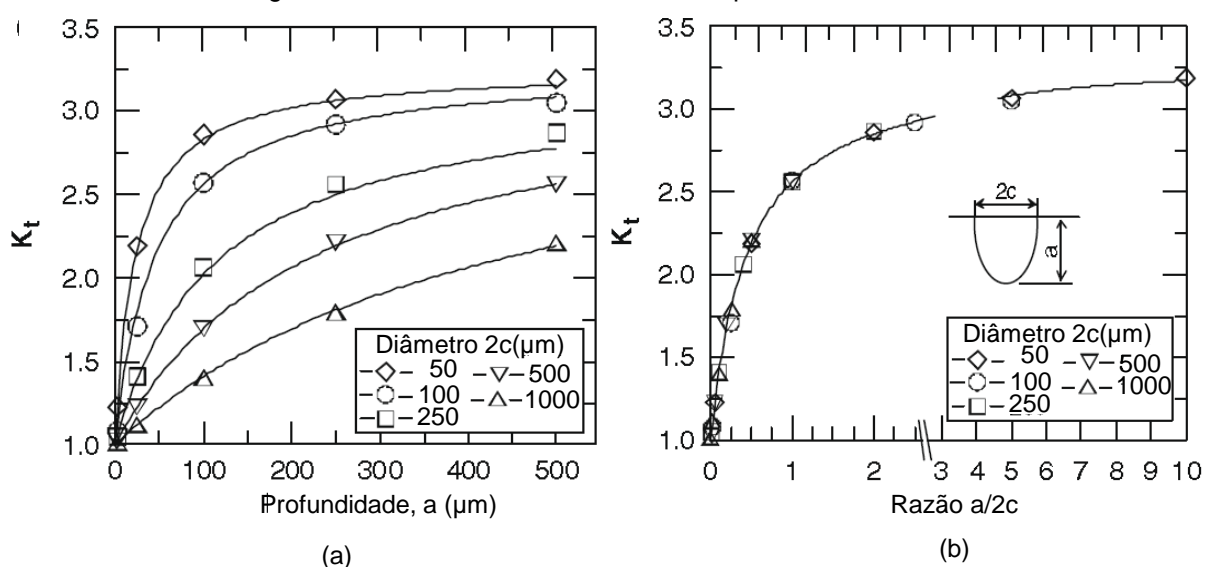
Tada *et al.* (2000) tomaram como base modelos de outros autores e propuseram equações de coeficientes de concentradores de tensão para várias configurações, sendo que a Equação 16 foi definida para o entalhe semielíptico, a partir da superfície.

$$K_t = \left(1 + 4 \times \left(\frac{a}{2c}\right)\right) \times \left(1 + \frac{0,122}{\left(1 + \left(\frac{c}{a}\right)\right)^{2,5}}\right) \quad (16)$$

Cerit *et al.* (2009) fizeram uma investigação detalhada de pites semielípticos e semiesférico utilizando o método de elementos finitos tridimensional (3D) e concluíram que a razão  $a/2c$  é o principal parâmetro que impacta o fator de concentração de tensão,  $K_t$ . Diferentes relações entre largura ( $2c$ ) e profundidade ( $a$ ) foram simuladas e os valores de  $K_t$  em função da profundidade e da razão  $a/2c$  são mostrados na Figura

53. Além disso, os autores identificaram que a tensão máxima na borda do pite é similar à tensão máxima medida no fundo do pite, podendo ser maior ou menor, dependendo da relação  $a/2c$ . Neste trabalho de Cerit *et al.* (2009), os autores estabeleceram uma equação de ajuste dos pontos da Figura 53 (b) com razoável correlação entre o  $K_t$  e a razão  $a/2c$ , para diâmetros de pite de até 1000  $\mu\text{m}$ . A equação 17 descreve o ajuste dos resultados deste trabalho.

Figura 53 – Influência das dimensões de pites no valor de  $K_t$



Fonte: CERIT *et al.* (2009)

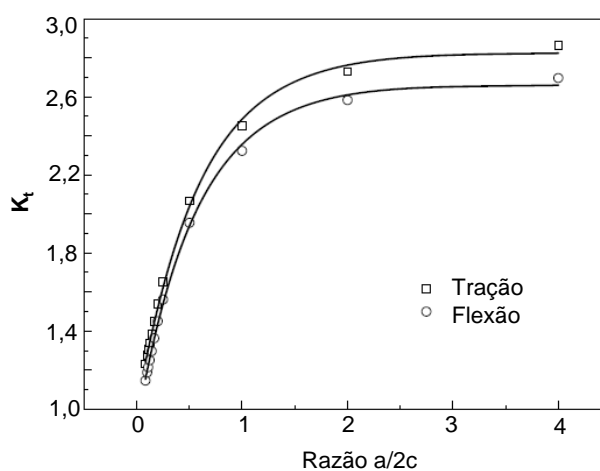
$$K_t = \frac{\left(1 + 6,6 \times \left(\frac{a}{2c}\right)\right)}{\left(1 + 2 \times \left(\frac{a}{2c}\right)\right)} \quad (17)$$

Também Zhang *et al.* (2013) fizeram simulação tridimensional por elementos finitos em geometrias semielípticas, juntamente com trabalho de avaliação de fadiga e corrosão-fadiga de amostras com pites de corrosão, e concluíram que a máxima tensão nem sempre ocorre no fundo do pite, mas também nas bordas, dependendo da relação  $a/2c$ . Quando esta relação é inferior a  $1/7$  e o carregamento imposto é tração pura, a máxima tensão se desenvolve no fundo do pite. Neste trabalho, os autores simularam carregamentos de tração pura e flexão e obtiveram os resultados apresentados na Figura 54.

Os gráficos da Figura 53 e da Figura 54, resultados de simulações numéricas em geometrias similares a pites de corrosão, evidenciam que o valor de  $K_t$  aumenta rapidamente com  $a/2c$ , variando de 0 até aproximadamente 1 e, depois, o crescimento

de  $K_t$  passa a ser menor até sua estabilização próximo de 3. Isto revela que o aumento da profundidade,  $a$ , com  $2c$  constante, ou seja, a diminuição do raio do fundo do pite,  $\rho$ , pouco contribui para o aumento de  $K_t$ , em  $a/2c$  elevados. Este fato contraria o comportamento de  $K_t$  da Figura 51, na qual este valor aumenta, continuamente, com a diminuição do raio do entalhe até um valor igual a 9. Na verdade, os gráficos apresentam resultados de  $K_t$  para diferentes geometrias de entalhe e dimensões de diferentes magnitudes, quando comparadas às da peça sendo, os gráficos da Figura 53 e da Figura 54 aqueles representativos de simulações de pites de corrosão com dimensões muito reduzidas.

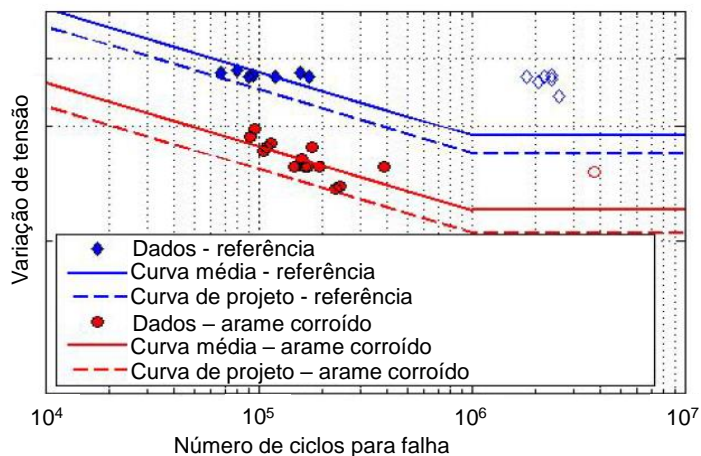
Figura 54 – Valores de  $K_t$  em função de  $a/2c$  para tração e flexão



Fonte: ZHANG *et al.* (2013)

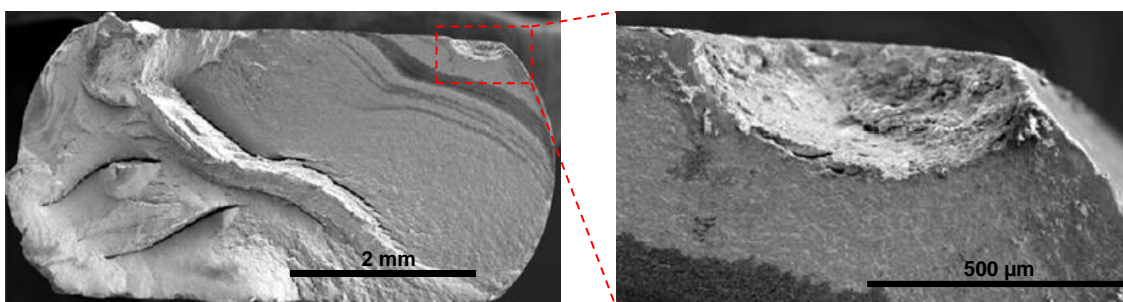
Em trabalho sobre testes de fadiga ao ar de armaduras de risers flexíveis com degradação por corrosão, Berge *et al.* (2014) avaliaram amostras de arames com pites de corrosão, com profundidades entre 80 e 250  $\mu\text{m}$  (*riser A*) e entre 40 e 130  $\mu\text{m}$  (*riser B*), e concluíram que a resistência à fadiga dos arames corroídos reduziu significativamente, encontrando fatores de concentração de tensão à fadiga,  $K_f$ , de 1,7 e 1,5, respectivamente. É válido destacar que os testes foram executados em níveis de tensão muito próximos e os fatores foram obtidos considerando o valor de “ $m$ ” (inclinação da curva S-N) igual a 6, como ilustrado na Figura 55. As trincas de fadiga, como esperado, iniciaram a partir dos pites, conforme ilustrado na Figura 56.

Figura 55 – Comparativo da vida em fadiga de arames novos e arames corroídos - curvas S-N estimadas com a inclinação “m” igual a 6



Fonte: BERGE *et al.* (2014)

Figura 56 – Macrografia de ruptura de arame corroído após teste de fadiga ao ar



Fonte: BERGE *et al.* (2014)

Também, Krishnan *et al.* (2016) avaliaram a queda no desempenho à fadiga de arames de alta resistência com pites de corrosão, porém, com pites induzidos artificialmente por processo eletroquímico. Neste trabalho, os pites obtidos foram similares aos medidos no trabalho de Berge *et al.* (2014) e os resultados dos testes mostraram que, quando utilizadas diferentes inclinações para os dados de arames com e sem pites, em  $10^6$  ciclos, o fator de concentração de tensões à fadiga,  $K_f$ , foi de aproximadamente 1,5.



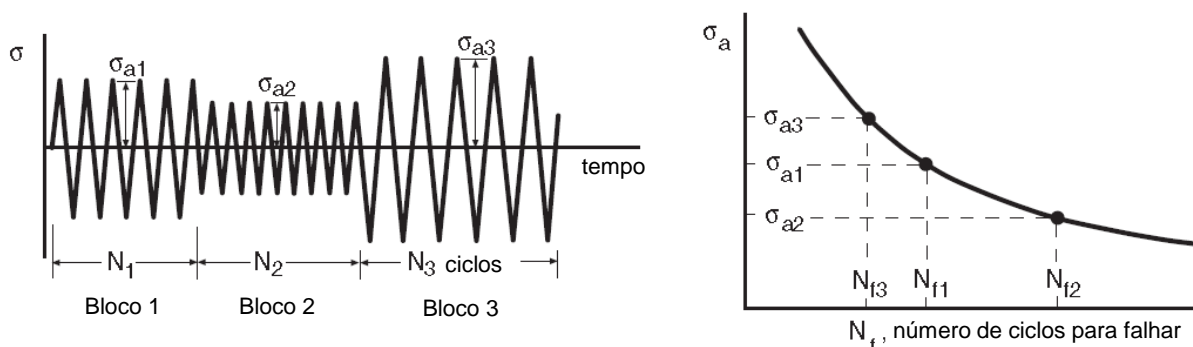
### 3.3.6 Dano Acumulado por Fadiga

Em estruturas reais, os carregamentos normalmente não ocorrem com amplitude e frequência constante como aqueles aplicados nos testes de fadiga em laboratório. Contudo, apesar de componentes serem submetidos a carregamentos com diferentes frequências, amplitudes de tensão e tensão média, suas análises de vida à fadiga são realizadas utilizando dados de teste de fadiga com frequência e amplitudes constantes (ASM, 2008). Conforme descrito anteriormente, a influência da tensão média pode ser corrigida pelo diagrama de Haigh, utilizando um dos modelos disponíveis.

Por ser considerado um processo que gera um dano cumulativo, a vida à fadiga vai sendo consumida ao longo dos ciclos de tensão (STEPHENS; FUCHS, 2001) e, portanto, uma analogia pode ser feita com um “estoque finito de energia” que vai diminuindo à medida que ocorre a demanda. Assim, não havendo outro processo de degradação do material simultaneamente, com demanda elevada (elevada tensão) o consumo será rápido e, portanto, o material chega ao fim da vida com menor número de ciclos. Se a tensão imposta diminuir, leva-se maior tempo para o consumo da mesma “energia” armazenada, ou seja, maior o número de ciclos para consumir a vida do material. Para tensões abaixo do limite de fadiga, caso exista, não há consumo considerável de “energia” e o material não sofre dano por fadiga.

Considerando uma análise para vida finita, antes de impor qualquer carregamento no material, o dano total por fadiga é zero. Após o início da ciclagem de tensão, o dano começa a aumentar, consumindo a vida à fadiga do material. O consumo de 100% da vida ou dano igual a 1 significa que houve nucleação de uma trinca (STEPHENS; FUCHS, 2001). Na Figura 57, é exposta uma condição hipotética com três blocos de carregamentos, com diferentes tensões alternadas e tensão média igual a zero, e também uma curva S-N com a mesma tensão média. Nesta figura, para cada bloco, como a tensão média ( $\sigma_m$ ) é igual a zero, haverá um valor de amplitude de tensão ( $\sigma_a$ ) que está relacionado a um determinado número de ciclos até a falha ( $N_f$ ) na curva S-N. Assim, o número de ciclos ocorridos no bloco 1 ( $N_1$ ) será um percentual do que o material suporta ( $N_{f1}$ ). Este percentual equivale ao dano sofrido, que será parcial se  $N_1$  for menor que  $N_{f1}$ . Deste modo, cada bloco terá sua contribuição no consumo da vida, ou seja, no acúmulo do dano, até que o material falhe (dano = 1). (DOWLING *et al.*, 2013)

Figura 57 – Blocos de carregamento e curva S-N



Fonte: Adaptado de DOWLING *et al.* (2013)

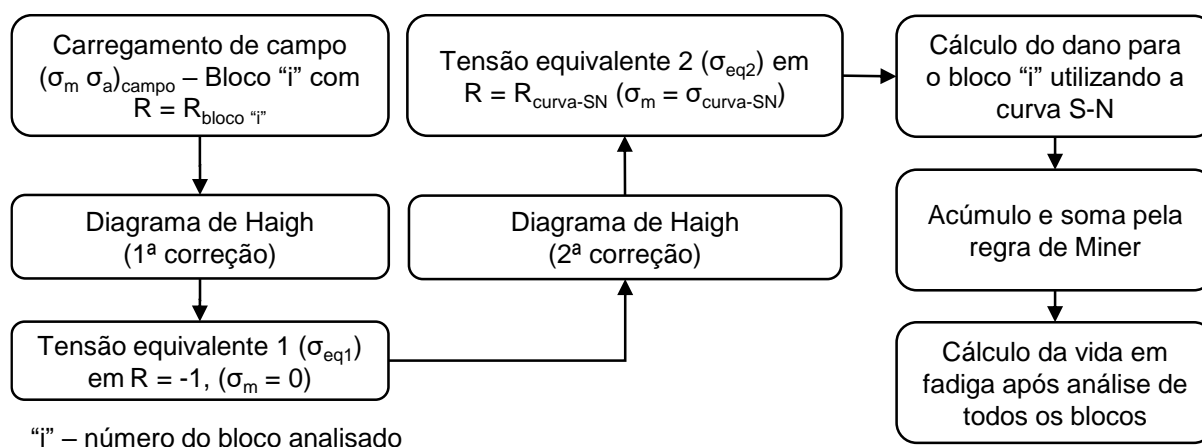
A consideração de simples linearidade na soma dos danos parciais, independentemente da ordem de aplicação dos carregamentos, é conhecida como regra de Miner, a qual é representada na Equação 18.

$$\left(\frac{N_1}{N_{f1}}\right) + \left(\frac{N_2}{N_{f2}}\right) + \left(\frac{N_3}{N_{f3}}\right) + \dots = 1 \quad (18)$$

Para fadiga de *risers* flexíveis, a norma ISO 13628-2 (2006) diz que o cálculo do dano pela regra de Miner deve ser aplicado caso alguma tensão de fadiga ultrapasse o valor do limite de resistência à fadiga. Além disso, a norma também reforça que o uso deste limite só deve ser feito se, durante a operação, a flutuação de tensão não ultrapassá-lo.

Como citado anteriormente, para aplicações reais com variação nas tensões médias e nas amplitudes de tensão, com R diferente de -1, a correção de cada par  $\sigma_m$ - $\sigma_a$  pode ser feita pelo diagrama de Haigh, obtendo uma tensão alternada equivalente para R= -1. Caso a curva de fadiga do material tenha sido levantada nesta razão, a avaliação mostrada na Figura 57 pode ser realizada. No entanto, caso a curva de fadiga do material tenha sido obtida com razão de carregamento diferente de -1, uma nova correção deve ser feita no diagrama a fim de possibilitar o uso da curva S-N no cálculo do dano. Deste modo, uma segunda tensão equivalente, com o mesmo valor de R da curva S-N, é obtida. O fluxograma da Figura 58 resume este caso que envolve duas correções no diagrama de Haigh.

Figura 58 – Correção das tensões pelo diagrama de Haigh para cálculo do dano



Fonte: O AUTOR (2016)

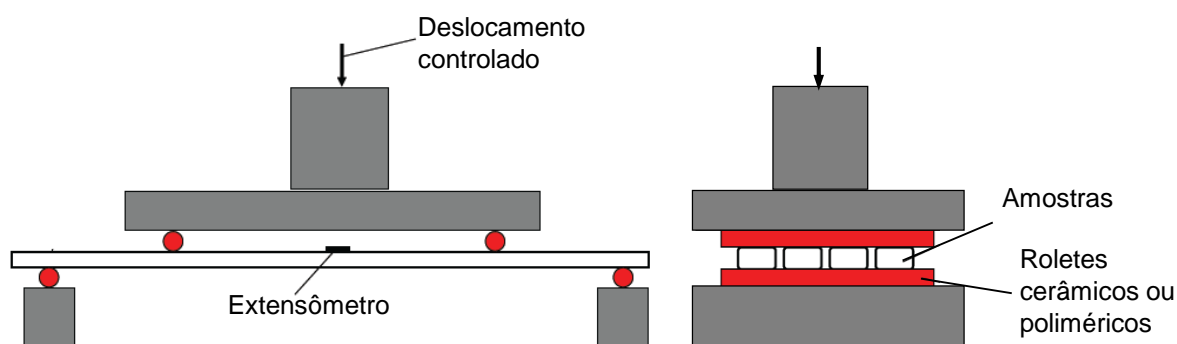
### 3.3.7 Testes de Fadiga e Corrosão-Fadiga em Armaduras de Tração

Testes de fadiga em arames de armadura de tração são comumente realizados para obtenção de curvas S-N utilizadas em análise de vida à fadiga em projetos de *risers* flexíveis. Assim, diversas empresas, institutos e universidades têm trabalhado neste assunto a fim de desenvolver testes que melhor representem as condições reais de operação. Neste sentido, algumas publicações têm discutido alguns pontos relevantes para a realização de testes de fadiga em armaduras de tração, especialmente em ambientes corrosivos, como o trabalho de Berge *et al.* (2003), que apresenta procedimentos para testes de corrosão-fadiga estabelecidos em um projeto multi cliente (JIP, em inglês, *Joint Industry Project*) conduzido pelo instituto MARINTEK/SINTEF. Neste trabalho, os seguintes aspectos foram abordados: preparação de amostras; parâmetros de carregamentos (tipo, frequência, razão, etc); preparação do ambiente de teste; tratamento dos dados e considerações para curva de projeto.

Testes de fadiga ao ar ou corrosão-fadiga de arames podem ser conduzidos com a aplicação de carga de tração pura ou por flexão a três ou quatro pontos (Figura 59), sendo que as amostras devem ser instrumentadas com extensômetros de resistência elétrica para monitoramento do nível de tensão desejado (BERGE *et al.*, 2003). No teste de tração pura, cuidado adicional deve ser dado à possibilidade de

desalinhamento da amostra, especialmente para os casos de endireitamento manual da armadura. No caso de flexão a quatro pontos, dispositivos de ensaio com múltiplas amostras têm se mostrado vantajosos, além de possibilitar a realização de testes em amostras no formato de hélice, como retirado do tubo (RUBIN; GUDME, 2006).

Figura 59 – Esquema de ensaio de flexão a quatro pontos



Fonte: Adaptado de BERGE; LANGHELLE; EGGEN (2009)

Para maior representatividade, amostras de arames da armadura de tração podem ser retiradas do corpo tubular, mantendo-se as mesmas no formato helicoidal, o que permite considerar deformações oriundas da fabricação e eventuais alterações da superfície. No entanto, no caso de ensaio por tração, o helicoidal pode ser endireitado e usinado na região útil de avaliação. Arames retos na forma de barras, que não tenham entrado na rota de fabricação do tramo flexível também são utilizados. (BERGE *et al.*, 2003)

Pelo fato de envolver um processo corrosivo, que é dependente do tempo, a escolha da frequência, em testes de corrosão-fadiga, é fundamental. Frequências elevadas, como aquelas utilizadas em testes de fadiga ao ar, podem levar a resultados não representativos. Por outro lado, se muito baixas, podem inviabilizar economicamente a execução do teste (BERGE *et al.*, 2003). Neste sentido, a norma API RP 17B (2014) sugere uma frequência máxima de 0,5 Hz, para testes de corrosão-fadiga em armaduras de tubos flexíveis, visando uma aproximação do cenário real em campo. Esta mesma frequência também é sugerida por Berge *et al.* (2003), mas em trabalho posterior sobre a influência da frequência em testes de corrosão-fadiga de arames de armaduras de tração, Berge *et al.* (2009) realizaram testes em água do mar aerada, em frequência de 0,5 Hz a 2 Hz, e concluíram que os resultados ficaram

dentro da mesma distribuição. Ottesen-Hansen *et al.* (2015) utilizaram frequência de teste de 0,5 Hz até  $10^6$  ciclos e de 2 Hz no restante do teste quando avaliaram o desempenho em corrosão-fadiga de arames de dutos flexíveis.

Embora haja consenso de que a frequência de teste de corrosão-fadiga deve ser suficientemente baixa para representar o efeito do meio corrosivo, os procedimentos dos testes atuais, realizados por vários autores, não consideram a formação de pites de corrosão ou mesmo a sua existência logo no início do teste. Porém esta situação não se aproxima de casos reais, nos quais se identifica que, após o alagamento do anular, os pites se formam relativamente rápidos (1 ano) em arames de armaduras, o que implica em tais arames resistir à corrosão-fadiga nos anos subsequentes em uma condição superficial já degradada. (KRISHNAN *et al.*, 2016)

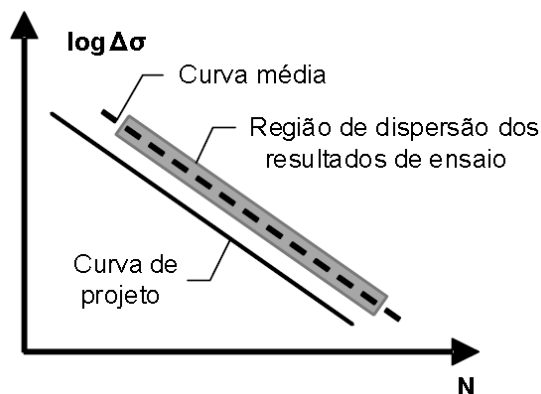
Os testes de corrosão-fadiga são normalmente realizados com o dispositivo de fixação de amostras dentro de uma cuba com volume relativamente alto, gerando elevada relação entre o volume da solução corrosiva e a área superficial das amostras (V/A). Desta forma, visando adequar a razão V/A aos baixos valores encontrados em espaço anular de tubos flexíveis, é comum aumentar a área exposta por meio da adição de pregos ou lâ de aço. (BERGE *et al.*, 2003; DUGSTAD *et al.*, 2015; RUBIN e GUDME, 2006)

Como solução, água do mar sintética da norma ASTM D1141 (2013) ou água destilada/deionizada podem ser utilizadas, na forma desaerada, aerada ou desaerada e saturada com outros gases como  $\text{CO}_2$  e  $\text{H}_2\text{S}$ , dependendo do objetivo do teste (BERGE *et al.*, 2003). Diferentes combinações de misturas de gases e pressões de testes têm sido utilizadas neste tipo de teste (ANDERSEN, 2002; BARNES, 2014; OTTESEN-HANSEN *et al.*, 2015; SANTOS, 2011). Para desaeração da solução e eliminação do ar dos equipamentos e tubulações, é recomendada a circulação com gás nitrogênio de elevado grau de pureza (BERGE *et al.*, 2003).

A norma ASTM E739 (2015a) estabelece critérios de regressão linear para determinação da curva média, a partir dos resultados dos testes. Para o uso da curva S-N em projetos, a prática comum é deslocar a curva média para esquerda o equivalente a dois desvios padrão gerando, assim, uma curva de projeto com

confiabilidade de 97,5% e ficando em conformidade com a norma API 17J (2014). (BERGE *et al.*, 2003). A Figura 60 mostra um esquema da curva de projeto

Figura 60 – Curva S-N de projeto



Fonte: Adaptado de BERGE *et al.* (2003).

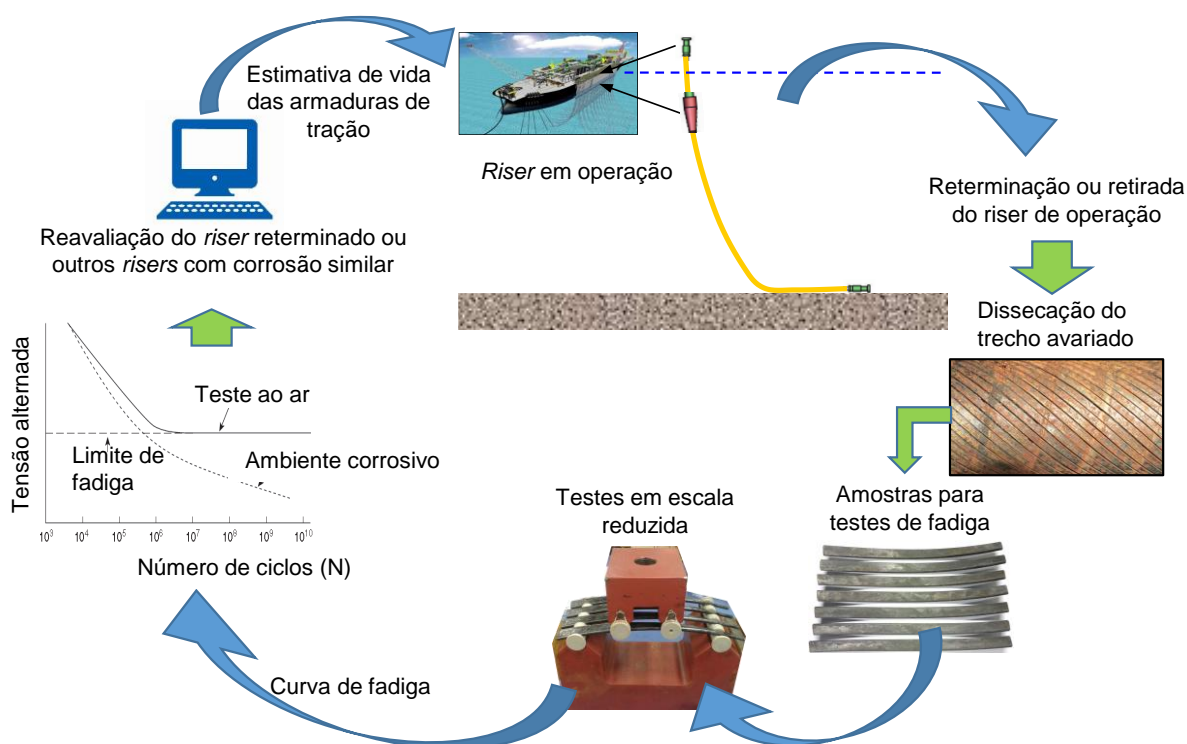
### 3.4 Reavaliação de Vida em Fadiga de Armaduras de Tração

A reavaliação de vida de dutos flexíveis requer o uso de informações importantes relacionadas a projeto, fabricação, transporte, instalação e operação do duto e, na ausência de algum dado, devem-se fazer considerações conservadoras. Com isso, quanto mais informações forem registradas sobre as diversas variáveis de cada etapa de vida do duto, principalmente da operação, maior a chance de conseguir a extensão de vida de um *riser* (MUREN *et al.*, 2016).

Segundo Charlesworth *et al.* (2011), a quantidade de *risers* flexíveis em operação com o anular alagado é relativamente grande e a fadiga das armaduras de tração é considerada um ponto chave para o gerenciamento da integridade. Historicamente, a avaliação de vida à fadiga das armaduras de tração no projeto era realizada considerando o espaço anular seco, porém, devido às experiências de campo, muitos dos novos projetos preveem a entrada de água e gases neste espaço, podendo causar a corrosão das armaduras (FERGESTAD; LØTVEIT, 2014; MUREN, 2007). No entanto, apesar de considerações feitas em projeto, a corrosão nas armaduras pode se mostrar bastante prejudicial, principalmente pela presença de pites de corrosão (MUREN *et al.*, 2016).

A análise de fadiga do riser flexível é feita por meio de análises de tensões nos arames (análise local) e da curva de fadiga do material, tendo como subsídio os resultados das análises globais, as quais fornecem os carregamentos em cada posição do *riser*. Com isso, seja na fase de projeto ou numa futura reavaliação de vida, utiliza-se a curva de fadiga do aço das armaduras, a qual é obtida por meio de testes em escala reduzida (LEMOS, 2005). Neste contexto, o levantamento de informações relativas à fadiga e à corrosão-fadiga de armaduras retiradas de operação pode contribuir para o entendimento do fenômeno e a obtenção de resultados mais realistas na reavaliação de *risers*. A Figura 61 simplifica, por meio de um ciclo de ações, como pode se dar este processo de reavaliação de vida, utilizando-se informações mais representativas obtidas de amostras provenientes da condição real de operação.

Figura 61 – Esquema de processo de avaliação de dados do campo para uso na reavaliação de *risers* em operação



Fonte: O AUTOR (2016)

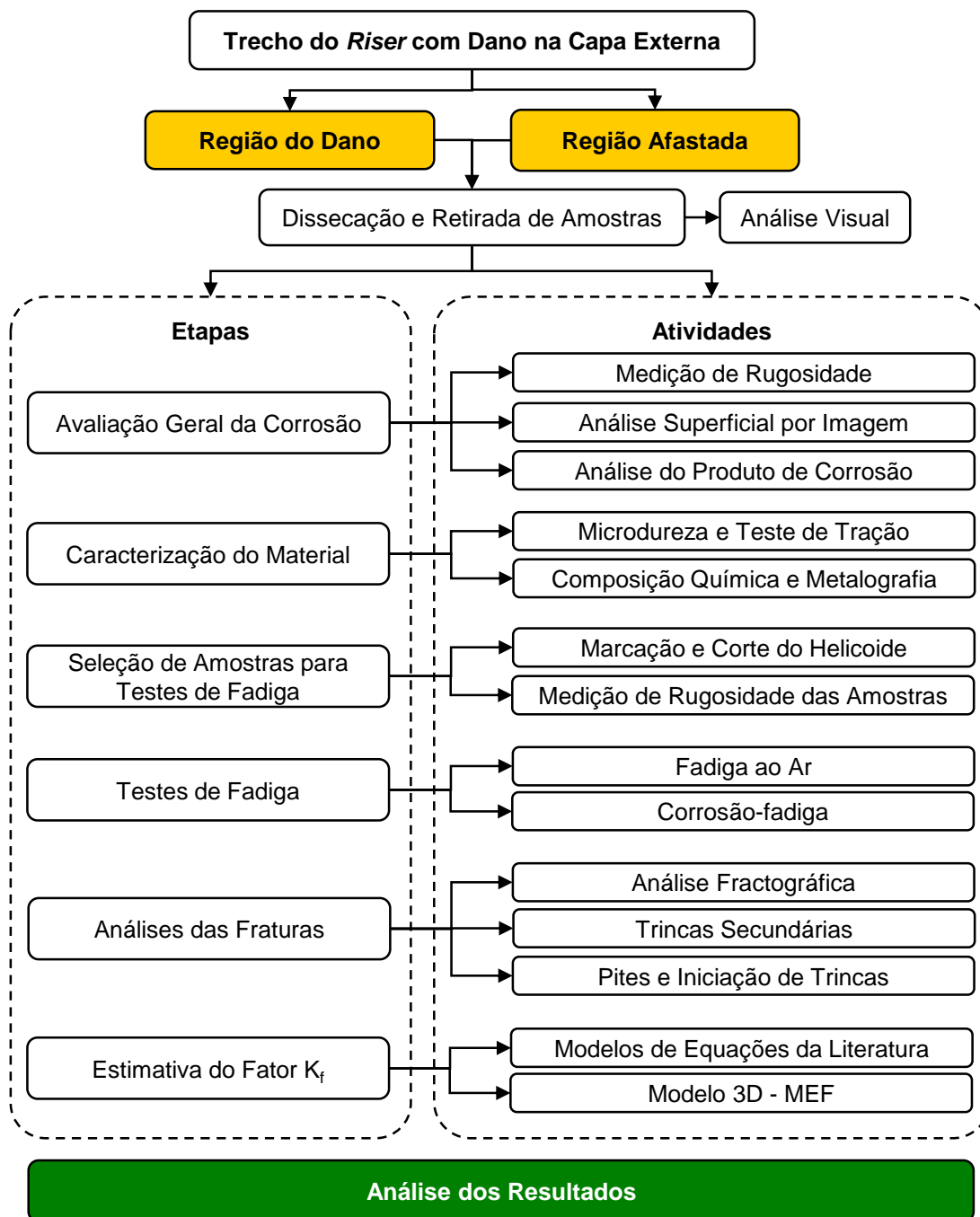
## 4 MÉTODOS E PROCEDIMENTOS

### 4.1 Descrição Geral

Para melhor entendimento das avaliações e testes desenvolvidos, antes de iniciar as suas descrições, são apresentadas a configuração do *riser*, as regiões de interesse do estudo e a etapa de dissecação para retirada de amostras, nos itens 4.2, 4.3 e 4.4, respectivamente. O estudo dos arames corroídos, retirados das duas regiões dissecadas, foi realizado por meio de atividades de avaliação da corrosão, caracterização do material, seleção de amostras, pelos testes de fadiga, análises das fraturas e pela estimativa do fator  $K_f$ , conforme descrito no fluxograma da Figura 62. A avaliação geral da corrosão, além de identificar o agente corrosivo, teve como objetivo caracterizar as superfícies corroídas de modo a permitir a comparação entre as duas regiões estudadas e, também, direcionar a etapa posterior de seleção de amostras para os testes de fadiga. A etapa de seleção de amostras visou a padronizar a superfície a ser tracionada nos testes de fadiga e corrosão-fadiga, os quais foram realizados com dispositivo de flexão a quatro pontos. Em seguida, testes de fadiga e corrosão-fadiga foram realizados para avaliar a influência da pré-corrosão e do meio no desempenho à fadiga dos arames retirados de campo. As análises das amostras fraturadas tiveram o propósito de caracterizar o aspecto das fraturas e identificar os pontos de iniciação de trincas. Por fim, a estimativa do fator  $K_f$  teve a finalidade de avaliar, teoricamente, a redução de vida à fadiga causada pelos pites com dimensões similares àquelas obtidas na etapa anterior.



Figura 62 – Fluxograma geral do trabalho

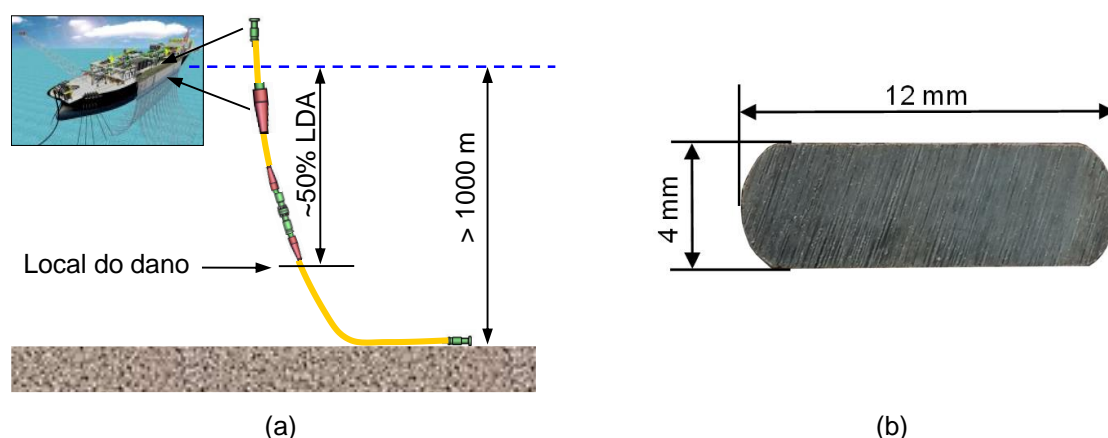


Fonte: O AUTOR (2016)

## 4.2 Configuração do Riser

Os arames de aço de armaduras de tração avaliados neste trabalho foram retirados de um trecho de *riser* flexível, o qual estava em operação em catenária livre há quatro anos, conectado a uma unidade de produção flutuante localizada em lâmina d'água (LDA) profunda ( $> 1000$  metros). Durante inspeção visual periódica foi detectado um dano da capa externa, em meia água (Figura 63a), próximo ao enrijecedor de curvatura do conector intermediário, o que gerou o alagamento do espaço anular e, conseqüentemente, corrosão parcial das armaduras em aço carbono. O fato deste *riser* ter operado por um período da ordem de 20% da vida de projeto, ter um fator de segurança de 10 vezes e o corpo tubular, na posição a meia água, não ser o ponto crítico para a fadiga, quando comparado aos conectores, o dano acumulado por fadiga, neste trabalho, foi desconsiderado. Apesar do dano na capa externa, não houve exposição direta dos arames ao ambiente externo, uma vez que a camada de alta resistência permaneceu íntegra. Os arames das armaduras de tração deste tramo flexível possuem seção quase retangular de  $12 \times 4$  mm (Figura 63b) e limite de resistência à tração nominal de 1400 MPa. A causa do dano na capa externa e o tempo exato de operação com anular alagado não estavam disponíveis. A partir deste cenário e após a retirada de campo, procedeu-se à dissecação das regiões de interesse no *riser*.

Figura 63 – (a) Esquema do *riser* flexível objeto do trabalho e (b) seção transversal do arame avaliado



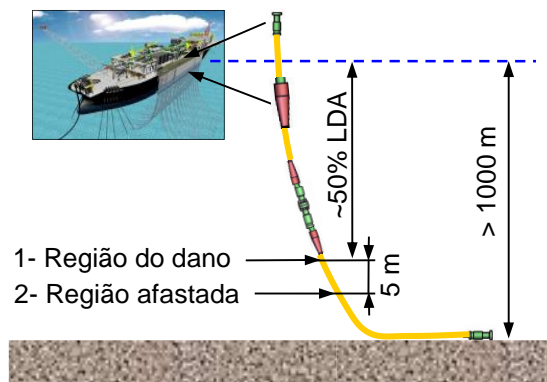
Fonte: O AUTOR (2016)

### 4.3 Regiões de Interesse

As regiões de interesse foram definidas visando a avaliar a degradação e o desempenho à fadiga de arames localizados em dois pontos distintos, os quais foram submetidos a diferentes condições de aeração após a entrada de água do mar. Com isso, o local do dano na capa externa, por onde a água do mar teve acesso ao anular do duto, foi a primeira região selecionada, visto a grande possibilidade de ser a área mais corroída do tramo. A segunda região selecionada foi uma posição afastada do dano de 5 m (Figura 64), visando a obter arames com menor grau de corrosão. Isto é esperado devido ao fato de se considerar que, após o completo preenchimento do espaço anular com água do mar, não há renovação de eletrólito e aeração em um local distante do ponto de entrada de água. As duas regiões selecionadas foram denominadas como:

1. Região do dano
2. Região afastada

Figura 64 – Esquema das regiões de interesse para o trabalho



Fonte: O AUTOR (2016)

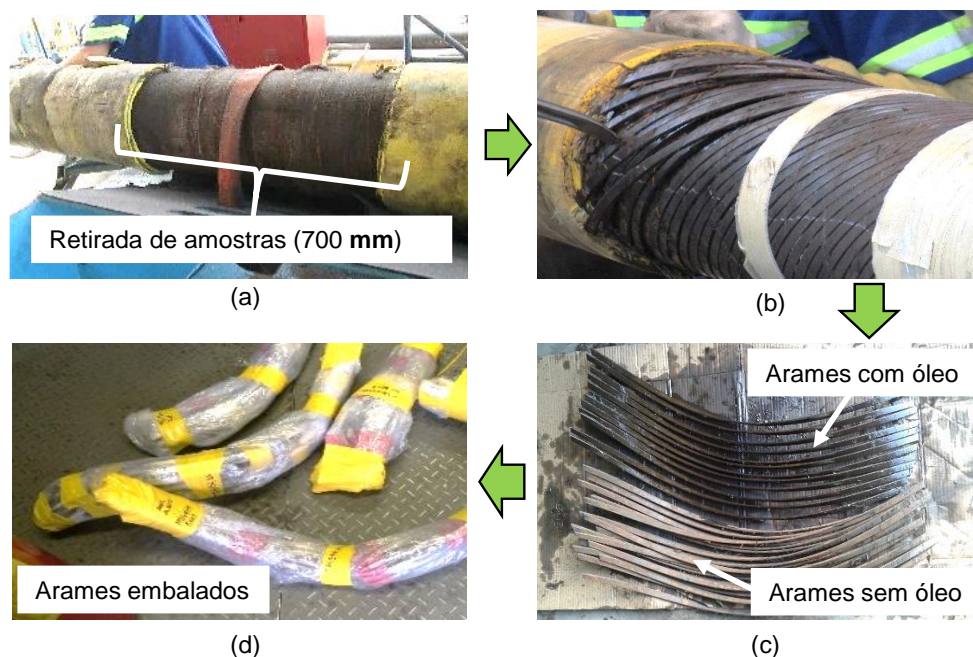
Vale ressaltar que amostras dos conectores não foram retiradas para realização de testes neste trabalho, mas que constituem parte importante para a avaliação da integridade do *riser*, uma vez que a região da entrada no *end fitting* é considerada crítica para a fadiga (CAMPELLO, 2014). O fato dos arames nesta região estarem em uma geometria do tipo helicoidal torcida, impossibilita a realização de testes de fadiga em escala reduzida sem que os mesmos sejam retificados via deformação plástica.

#### 4.4 Dissecação

A atividade de dissecação consiste em desfazer o tubo ou conector, retirando as camadas e/ou peças uma a uma, a partir da camada/peça mais externa até a mais interna. A dissecação pode ser efetuada quando há interesse em conhecer, após operação em campo ou teste em escala real, a integridade das camadas e das partes internas do tubo flexível ou do conector, assim como para a retirada de amostras a serem utilizadas em testes em laboratório.

Pelo fato deste trabalho ter como foco o estudo das armaduras de tração, foram realizadas dissecações parciais, ou seja, retirando-se apenas a capa polimérica, as fitas de alta resistência, as fitas anti-atrito e os arames das armaduras. A Figura 65 ilustra algumas etapas do processo de dissecação utilizado para as duas regiões de interesse. De forma simplificada, após a marcação do comprimento definido (suficiente para retirar as amostras), iniciou-se a dissecação com a retirada da capa externa (Figura 65a) e, na sequência, da fita de alta resistência. Uma vez que a armadura externa ficou exposta (Figura 65b), uma fita foi fixada para manter os arames na posição (na forma de helicoides), enquanto o corte era realizado. Então, após a retirada dos helicoides da armadura externa, retiraram-se as fitas anti-atrito e iniciou-se o mesmo processo para a armadura interna. Uma parte dos helicoides retirados foi protegida com óleo lubrificante (preservação) e o restante foi envolvido apenas com plástico filme (Figura 65c e Figura 65d), para posterior retirada do produto de corrosão para análise qualitativa.

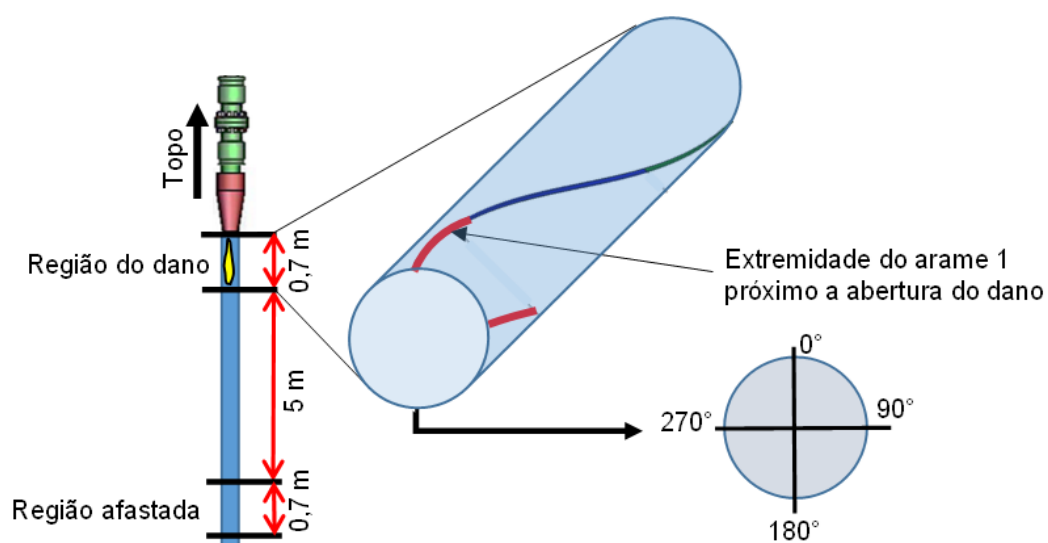
Figura 65 – Algumas etapas da dissecação do corpo tubular



Fonte: O AUTOR (2016)

Durante a dissecação da região do dano, antes de retirar as amostras do tubo, cada arame das duas armaduras (interna e externa) foi devidamente numerado, sendo o arame 1 aquele cuja extremidade coincide com a posição de abertura do dano da capa externa (Figura 66), ou seja, na geratriz mais próxima à entrada da água do mar e, conseqüentemente, da fonte de oxigênio. Este cuidado foi tomado para permitir a análise comparativa da corrosão de arames a  $0^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $180^\circ$  e  $270^\circ$  na circunferência do tubo.

Figura 66 – Posição dos arames na região do dano

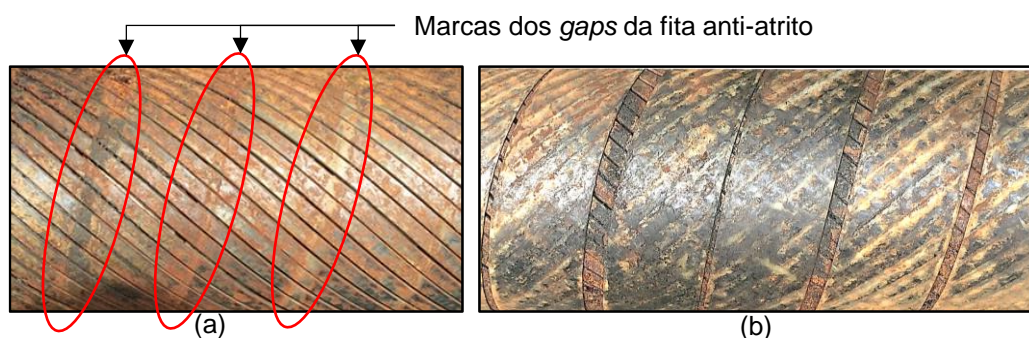


Fonte: O AUTOR (2016)

No decorrer das dissecações das duas regiões, por meio de inspeção visual, algumas informações relevantes a respeito da corrosão das armaduras de tração foram registradas, conforme descrito abaixo:

- Foi observada corrosão não só ao longo dos arames, mas também em torno da circunferência do duto, porém, não uniformemente distribuída e com áreas com corrosão localizada;
- Quanto a perda de espessura dos arames, a corrosão dos arames foi considerada baixa e não relevante;
- As armaduras interna e externa apresentaram, de modo geral, corrosão similar;
- Tanto a face interna quanto a face externa dos arames apresentaram corrosão;
- Percebeu-se que houve corrosão mais acentuada nas proximidades do espaçamento do helicóide (*gaps*) da fita anti-atrito (Figura 67), o que sugere um mecanismo de corrosão por aeração diferencial;
- A região do dano apresentou, visualmente, corrosão mais severa quando comparada com a região afastada.

Figura 67 – Fotografia da face externa da armadura interna de tração: (a) sem a fita anti-atrito e (b) com a fita anti-atrito



Fonte: O AUTOR (2016)

## 4.5 Avaliação Geral da Corrosão

### 4.5.1 Medição de Rugosidade

A medição de rugosidade foi realizada com o objetivo de avaliar o estado superficial das diversas amostras retiradas das duas regiões do tubo, permitindo, assim, a comparação entre elas, entre as duas camadas de armaduras (interna e externa) e entre as faces dos arames (interna e externa). Isto permitiu a escolha da armadura e da face a serem consideradas nos testes, bem como a seleção dos grupos de amostras para os testes de fadiga e corrosão-fadiga. No entanto, antes da realização das medidas, as amostras foram previamente limpas com solução de decapagem para remoção do produto de corrosão existente e exposição das irregularidades superficiais causadas pelo processo corrosivo. Nesta limpeza, utilizou-se a solução C.3.3 da Tabela A1.1 da norma ASTM G1-03 (2011), cujas informações foram reproduzidas na Tabela 4. Após a limpeza química, as amostras foram limpas com acetona, envolvidas em fina camada de vaselina e armazenadas em sacos plásticos para posterior utilização. A remoção da vaselina, antes das medições, foi feita com uso de acetona e algodão.

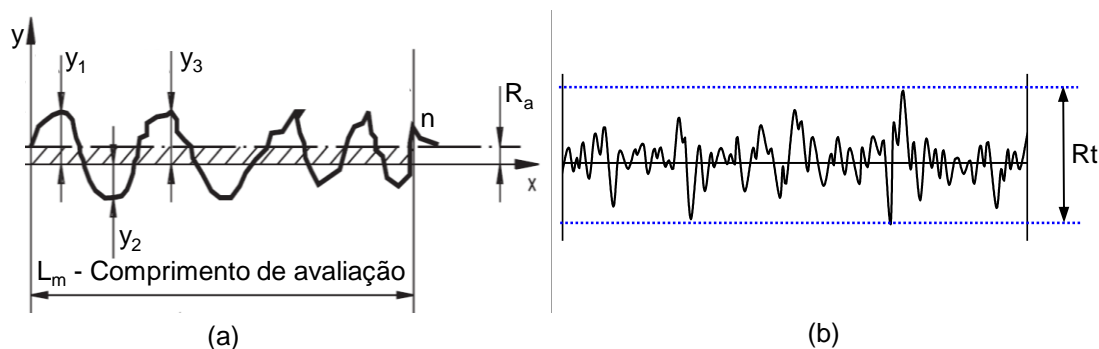
Tabela 4 – Solução Utilizada na Limpeza dos Arames de Aço (ASTM G1-03)

Solução	Tempo	Temperatura
<ul style="list-style-type: none"> <li>• 200 g de Hidróxido de Sódio (NaOH)</li> <li>• 20 g de zinco granulado</li> <li>• Água para fazer 100 mL de solução</li> </ul>	30 a 40 min	80 a 90 °C

Fonte: ASTM G1-03 (2011)

Os parâmetros  $R_a$  e  $R_t$  de rugosidade, definidos pela norma ISO 4287 (1997), foram adotados para representar o estado superficial das amostras. O parâmetro  $R_a$  retrata a média dos picos e vales,  $y$ , em relação à linha média do perfil e o parâmetro  $R_t$  é a soma das distâncias do pico mais alto e do vale mais baixo em relação à linha média. Estes dois parâmetros levam em consideração todo o comprimento de avaliação de uma medida. A Figura 68a e a Equação 19 representam o parâmetro  $R_a$  e a Figura 68b o significado do parâmetro  $R_t$ .

$$R_a = \frac{y_1 + y_2 + y_3 + y_n}{n} \quad (19)$$

Figura 68 – Representação gráfica dos parâmetros (a)  $R_a$  e (b)  $R_t$ 

Fonte: (a) Adaptado de PIRATELLI FILHO (2011) e (b) adaptado de MITUTOYO (2016)

Para as medidas, foi utilizado um rugosímetro portátil *Mitutoyo* modelo *SJ-210* ajustado com comprimento de avaliação de 4 mm. O equipamento foi calibrado com uso de um padrão de rugosidade que acompanha o aparelho, conforme recomendação do fabricante. A Figura 69 mostra o equipamento portátil utilizado e o esquema de medição dos arames.

Figura 69 – Rugosímetro portátil e posicionamento para medição em arame



Fonte: (a) MITUTOYO (2016) e (b) O AUTOR (2016)

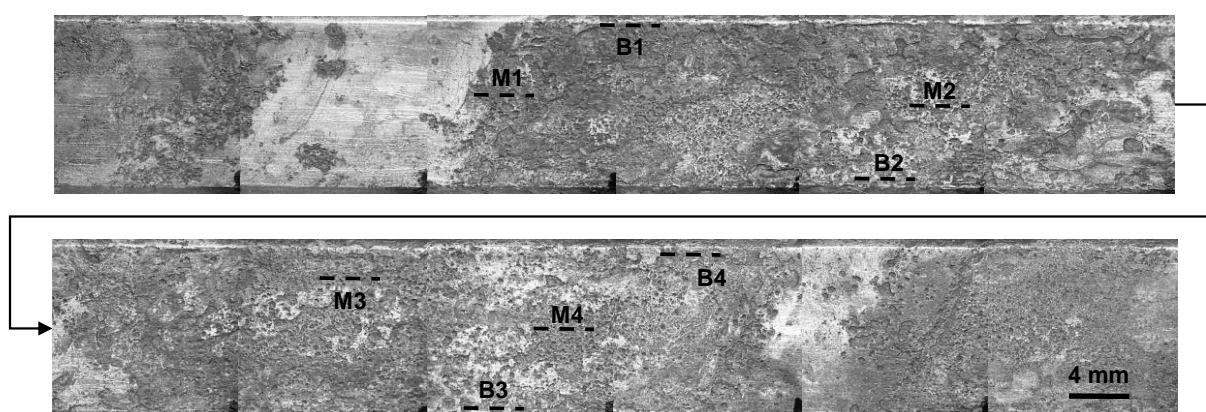
As medições nos arames foram feitas em 8 pontos, sendo 4 próximos das bordas em aproximadamente 1 mm (B1 a B4) e outros 4 localizados no meio da face (M1 a M4), conforme esquema da Figura 70. Esta figura mostra uma composição de fotos da superfície de um trecho de arame helicoidal. Esta separação entre borda e meio da face teve como objetivo garantir que a média da rugosidade nos arames contemplasse a corrosão nas duas posições.

A escolha dos pontos de medição foi feita qualitativamente, buscando os pontos visualmente mais corroídos ao longo do arame, de tal forma que todas as medidas estivessem sempre em pontos contendo algum nível de corrosão. Isto foi adotado para avaliar a rugosidade provocada pela corrosão, independentemente da sua extensão



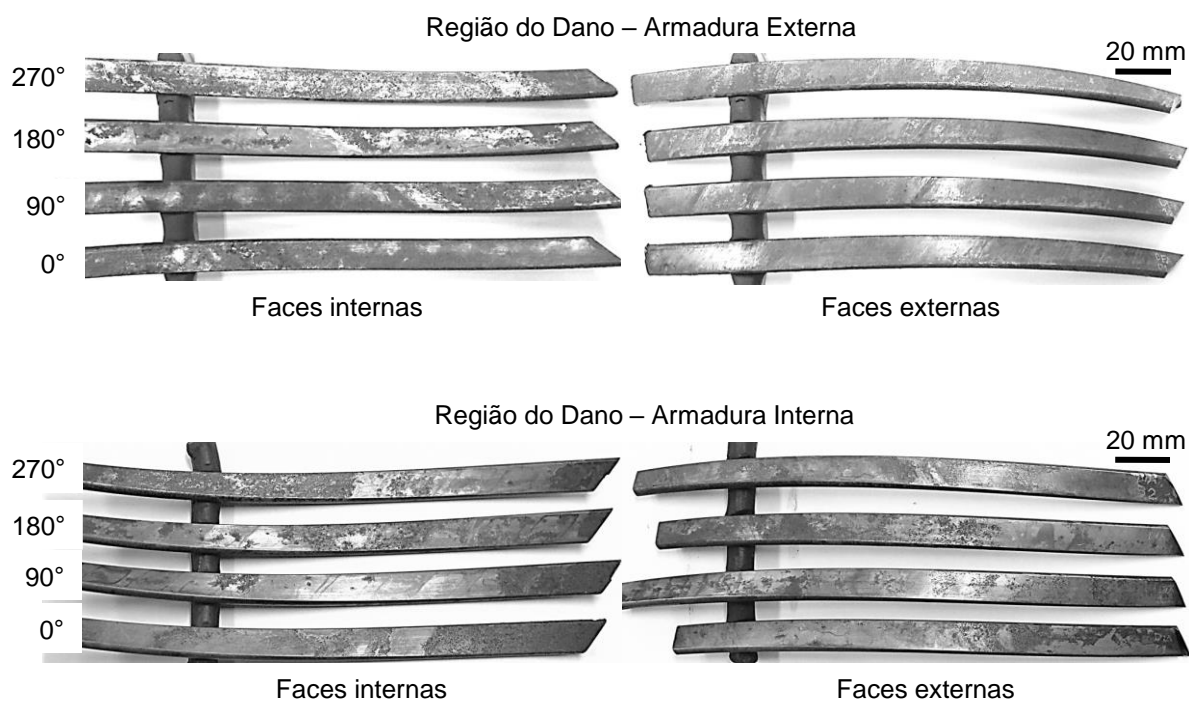
no arame, uma vez que também havia áreas não corroídas ao longo de todos os arames. Com efeito, para a nucleação de uma trinca de fadiga, não há necessidade de corrosão em toda a superfície tensionada. Para comparação, regiões não corroídas dos arames também foram medidas.

Figura 70 – Pontos de medição de rugosidade na face dos arames



Fonte: O AUTOR (2016)

Figura 71 – Amostras retiradas da região do dano – avaliação geral da rugosidade



Fonte: O AUTOR (2016)

A avaliação de rugosidade, na região do dano, foi realizada por meio de medições nas duas faces das duas armaduras, sendo uma amostra de cada posição na circunferência do tubo ( $0^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $180^\circ$  e  $270^\circ$ ). Assim, para cada armadura, foi retirada uma amostra de 200 mm, totalizando 8 amostras. Conforme explicitado no item 4.4, a posição  $0^\circ$  coincidiu com a abertura do dano na capa externa. A Figura 71 mostra imagens das faces das amostras retiradas de cada armadura.

Para a região afastada do dano, as medidas de rugosidade foram realizadas também nas duas faces das duas armaduras, porém, em arames escolhidos aleatoriamente, uma vez que a capa externa nesta posição estava íntegra, apresentando aspecto homogêneo na distribuição circunferencial da corrosão, possivelmente pela simetria na distribuição de eletrólito e aeração no espaço anular. Assim, foram utilizadas apenas duas amostras de 200 mm para cada armadura.

#### 4.5.2 Análise Superficial por Imagem

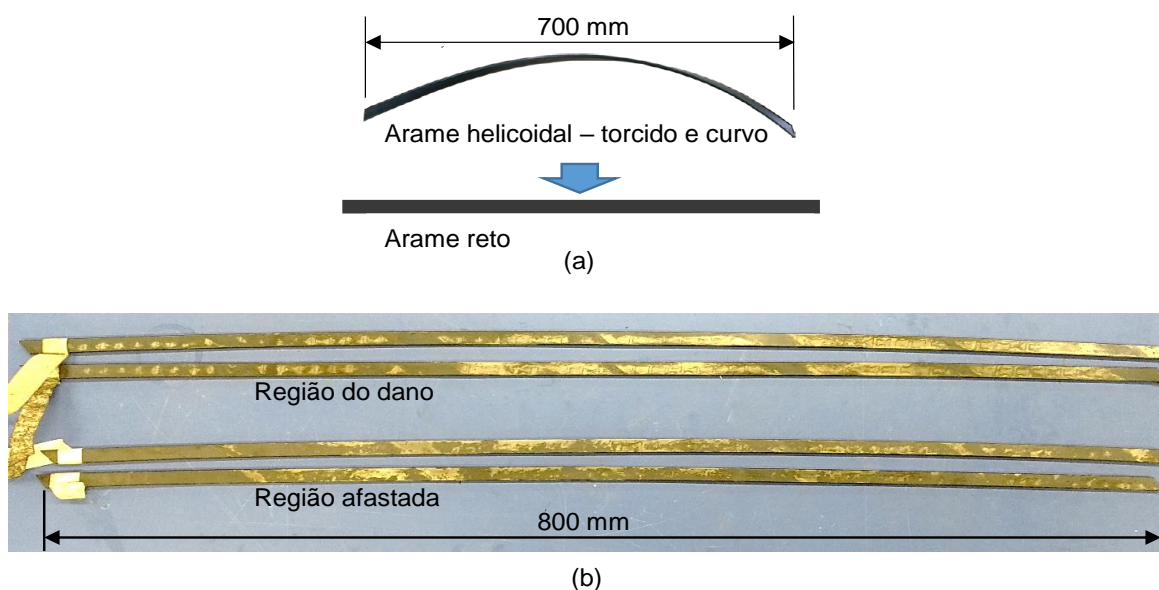
Visando a comparar o percentual de área corroída de arames das duas regiões estudadas, foi realizada análise de imagem por meio de fotografias e programas específicos para este fim. Esta avaliação foi realizada apenas na face e armadura selecionadas após a avaliação geral da corrosão por rugosidade.

Com isso, dois arames helicoidais de cada região foram endireitados para facilitar a obtenção de foco nas fotografias (Figura 72b). Este procedimento foi realizado via deformação plástica para eliminar a torção e a curvatura (Figura 72a). Para isso, foi utilizado um dispositivo manual construído para este fim, o qual permite deformar o helicóide por torção e flexão ao longo do comprimento de forma distribuída. Em seguida, após o corte de cada arame em três partes de aproximadamente 260 mm (Figura 73), os mesmos foram limpos, de acordo com o procedimento descrito no item 4.5.1. Os cortes em três partes foram realizados com o objetivo de facilitar o manuseio e o processo de limpeza química, além de possibilitar a escolha das amostras analisadas, conforme descrito mais adiante.

A partir das amostras cortadas e limpas (Figura 73), realizou-se uma pré-avaliação das amostras para escolha daquelas mais representativas para a execução da análise

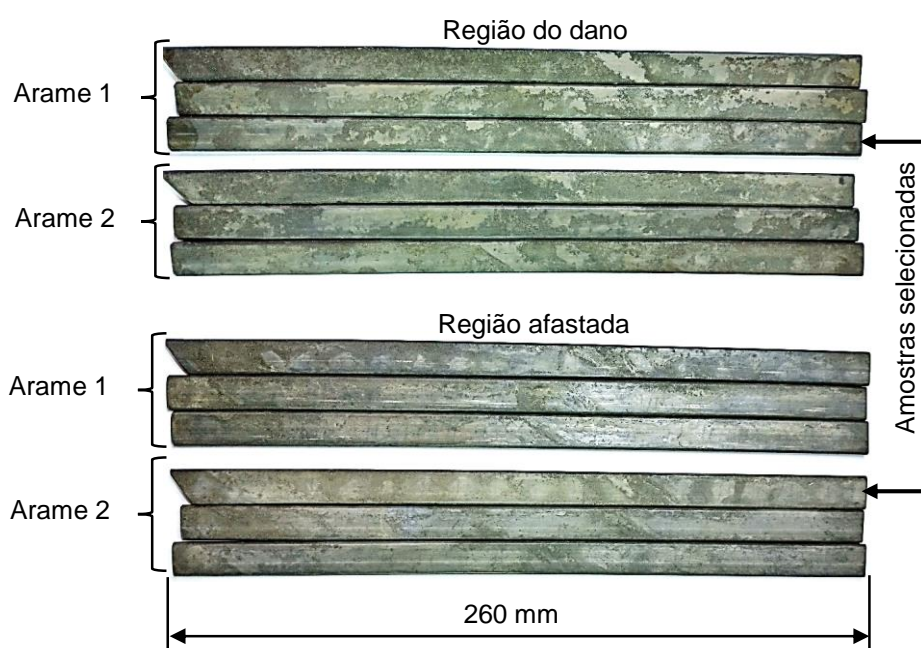
por imagem, como identificado na Figura 73. As superfícies das duas amostras (uma de cada região) foram fotografadas com o uso de lupa com câmera digital e as imagens de cada arame foram, então, agrupadas pelo programa *ICE (Image Composite Editor)*. A partir das imagens das superfícies de cada amostra e com uso do programa *Image J*, a análise do percentual de área corroída foi realizada.

Figura 72 – Arames endireitados para análise por imagem



Fonte: O AUTOR (2016)

Figura 73 – Arames cortados em três partes



Fonte: O AUTOR (2016)

Além da avaliação do percentual de área corroída, foi realizada análise mais detalhada em pontos corroídos de amostras das duas regiões. Para isto, uma amostra da armadura, selecionada de cada região, foi escolhida aleatoriamente. Na face também definida na avaliação geral de corrosão, uma área de 10 x 15 mm foi observada em microscópio. Esta etapa teve como objetivo fazer uma avaliação do aspecto dos pontos corroídos. Para esta análise, utilizou-se microscópio da marca *Leica* modelo *DM2700 M*, com câmera digital também desta marca e modelo *MC170 HD*, com uso do programa *LAS V4.8*.

#### 4.5.3 Análise do Produto de Corrosão

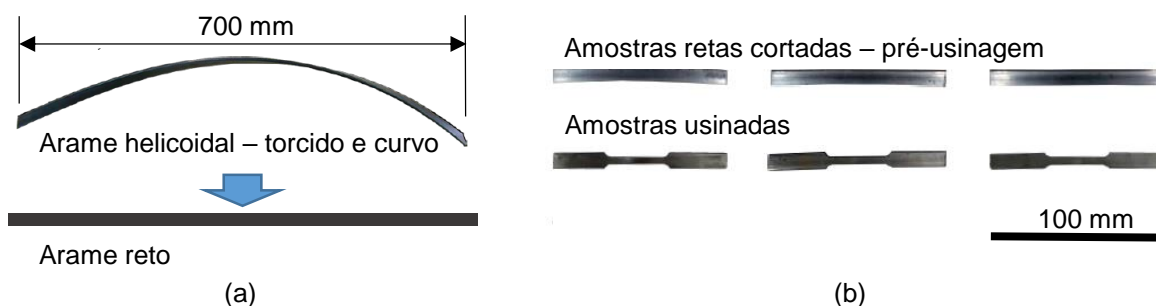
A análise do produto de corrosão das duas regiões foi realizada por técnica de difração de *Raios-X* e espectroscopia *RAMAN*. Antes da análise, os arames das armaduras de tração foram raspados com escova de cerdas de plástico e o produto de corrosão em pó gerou a amostra a ser analisada. A difração de *Raios-X* foi realizada em difratômetro de marca *Philips*, modelo *X'Pert MPD*. Para a espectroscopia foi utilizado um espectroscópio micro *RAMAN*, modelo *Renishaw in Via Spectrometer*, com laser focalizado na amostra por uma lente objetiva de 50x, em temperatura ambiente.

## 4.6 Caracterização do Material

### 4.6.1 Microdureza e Ensaio de Tração

Os ensaios de dureza foram realizados nas seções transversais de amostras previamente cortadas e lixadas, utilizando-se um micro durômetro universal da marca *Instron*, na escala *Vickers* (HV) e com carga de 0,2 kgf por 10 segundos. Foram realizadas 5 (cinco) medidas em cada amostra, sendo calculada a média e o desvio padrão. As amostras para o ensaio de tração foram obtidas, a partir de arame endireitado, segundo procedimento descrito no item 4.5.2. Após o endireitamento (Figura 74a), foram obtidas três amostras, a partir do arame reto, as quais foram usinadas por eletro-erosão, conforme Figura 74b.

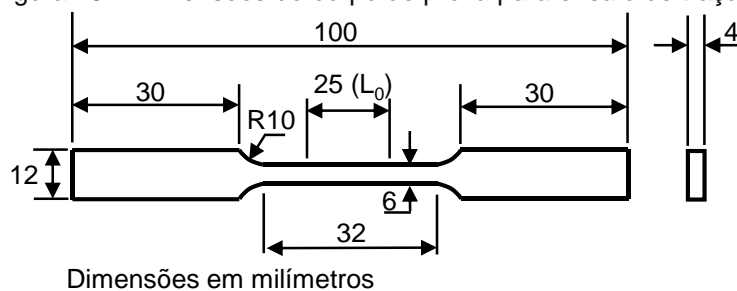
Figura 74 – Endireitamento do arame helicoidal e corte e usinagem de amostras



Fonte: Adaptado de COSER (2016)

As dimensões dos três corpos de prova (Figura 75) e os ensaios de tração foram realizados seguindo a norma ASTM E8/E8M (2015). Os testes foram feitos em uma máquina eletromecânica marca *Instron* modelo *5585H* com capacidade de 250 kN. O comprimento de medida ( $L_0$ ) para determinação da deformação durante o ensaio foi de 25 mm e a taxa de deslocamento utilizada foi de 0,375 mm/min.

Figura 75 – Dimensões do corpo de prova para ensaio de tração



Dimensões em milímetros

Fonte: O AUTOR (2016)

Uma quarta amostra, com a mesma geometria daquelas do teste de tração, foi instrumentada com extensômetro de resistência elétrica para a obtenção do módulo de elasticidade. Foi utilizado um extensômetro do tipo roseta biaxial, modelo *L2A-06-062LT-120* da marca *Vishay*, com compensação de temperatura para aço, resistência elétrica de 120 Ohm e comprimento de grade de 1,6 mm. A aquisição de dados foi realizada por meio de um sistema de aquisição de dados modelo *Spider 8* e o programa *Catman*, ambos da empresa *HBM*. Para os cálculos do módulo de elasticidade (E) foi utilizada a norma ASTM E111 (2010). Esta avaliação foi realizada apenas para armadura selecionada após a avaliação geral da corrosão por rugosidade.

#### 4.6.2 Composição Química e Metalografia

Assim como para os testes de microdureza e de tração, as análises de composição química e metalográfica foram realizadas apenas na armadura selecionada, após a avaliação geral da corrosão por rugosidade. Para a realização da análise química, as amostras foram preparadas mediante lixamento para planificação e remoção de possíveis contaminantes e, em seguida, foi efetuada a análise através de espectrometria de emissão ótica por centelha, utilizando-se um espectrômetro marca *Spectro*, modelo *Spectrolab*.

A análise microestrutural foi realizada em secção transversal e longitudinal. As amostras foram preparadas para observação mediante embutimento em resina termofixa, lixamento e polimento. Para revelar a microestrutura foi efetuado o ataque químico com reativo Nital 2%. A observação foi feita por meio de microscopia ótica utilizando-se um microscópio da marca *Olympus*, modelo *BX51M* e com as micrografias obtidas através de câmera digital acoplada ao microscópio.

### 4.7 Seleção de Amostras para Testes Dinâmicos

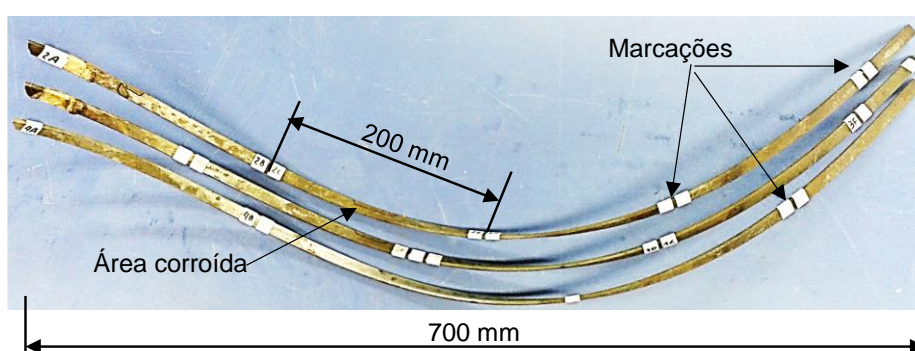
#### 4.7.1 Marcação e Corte do Helicoide

Após a avaliação geral da corrosão e a definição da armadura a ser utilizada nos testes, os arames no formato helicoidal foram marcados para realização do corte com disco abrasivo e retirada das amostras. No entanto, visando a garantir a presença de corrosão na superfície tratada durante o teste de fadiga por flexão a quatro pontos, a marcação para o corte foi realizada após uma avaliação visual da superfície de cada helicoide. Este procedimento teve como objetivos utilizar as áreas mais críticas para a realização dos testes de fadiga e padronizar as amostras para diminuir a dispersão dos resultados.

Para isso, com auxílio de escova com cerdas de plástico, foi realizada uma pré-limpeza utilizando removedor de ferrugem a base de ácido oxálico. O tempo de aplicação foi de 30 a 60 segundos, a cada 50 mm de arame, sendo aplicadas aproximadamente 2 gotas a cada 10 mm. Isto foi realizado apenas na face de interesse para o teste. Apesar deste procedimento não remover totalmente o produto

de corrosão, foi possível visualizar as áreas mais corroídas e como elas se distribuíam ao longo do arame, possibilitando a marcação para o corte de modo que os centros das amostras sempre estivessem com nível de corrosão o mais elevado possível. A Figura 76 mostra três helicoides com as marcações feitas, com destaque do posicionamento de uma amostra. Vale ressaltar que devido ao fato das posições de corte dependerem da presença da corrosão, cujo posicionamento é aleatório, a quantidade de amostra por helicoide variou de 1 a 4. Após o corte e limpeza por decapagem, a região central tratativa (60 mm) foi fotografada.

Figura 76 – Marcação de arames helicoidais para corte



Fonte: O AUTOR (2016)

#### 4.7.2 Medição de Rugosidade das Amostras

Além da pré-seleção de amostras descrita no item anterior, todas as amostras cortadas foram submetidas à medição de rugosidade, seguindo o mesmo procedimento descrito no item 4.5.1. Porém, a medição foi feita apenas na região central das amostras, na face tratativa do teste. Este procedimento visou a padronizar as amostras a serem ensaiadas e comparar as duas regiões em análise. A partir das medidas de  $R_t$ , as amostras foram separadas em grupos de quatro (número de amostras por teste) de tal forma que eles tivessem valores médios aproximados, evitando, assim, que em um determinado grupo concentrasse apenas amostras com os maiores ou menores valores de rugosidade. Cada grupo formou o conjunto de amostras para um teste de fadiga ou corrosão-fadiga. O parâmetro  $R_t$  foi selecionado pelo fato de ter sido considerado o mais relevante para o fenômeno da fadiga, uma vez que considera o vale mais profundo medido e não uma média. Estas medidas permitiram quantificar, de forma mais representativa, a diferença na rugosidade entre

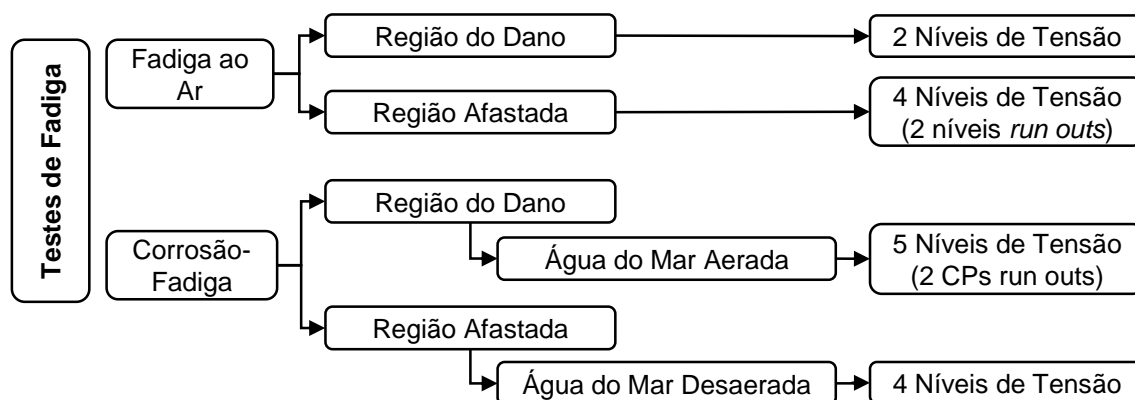
as amostras da mesma região e entre as duas regiões estudadas. Isto possibilitaria fazer uma relação entre os parâmetros  $R_a$  e  $R_t$  da rugosidade e o desempenho em fadiga.

#### 4.8 Testes de Fadiga

Testes de fadiga ao ar e corrosão-fadiga foram realizados para as duas regiões em estudo, sendo os níveis de tensão para cada ensaio descritos no fluxograma da Figura 77. Os testes de fadiga ao ar tiveram como objetivos avaliar a influência da corrosão pré-existente na vida em fadiga, ao comparar com dados da literatura, assim como comparar os resultados entre as duas regiões estudadas. Os testes de corrosão-fadiga visaram avaliar a influência do meio no desempenho destas amostras já corroídas e, também, comparar a influência da pré-corrosão utilizando resultados da literatura para arames novos. Para os testes de corrosão-fadiga, os meios em água do mar aerada e desaerada foram utilizados, uma vez que representam as seguintes condições:

- Água do mar aerada: continuidade da operação do *riser* sem reparo no dano da capa externa e
- Água do mar desaerada: continuidade da operação do *riser* após corte a 5 metros do dano capa externa e instalação de novo conector (operação de reterminação).

Figura 77 – Testes de fadiga ao ar e corrosão-fadiga



Fonte: O AUTOR (2016)



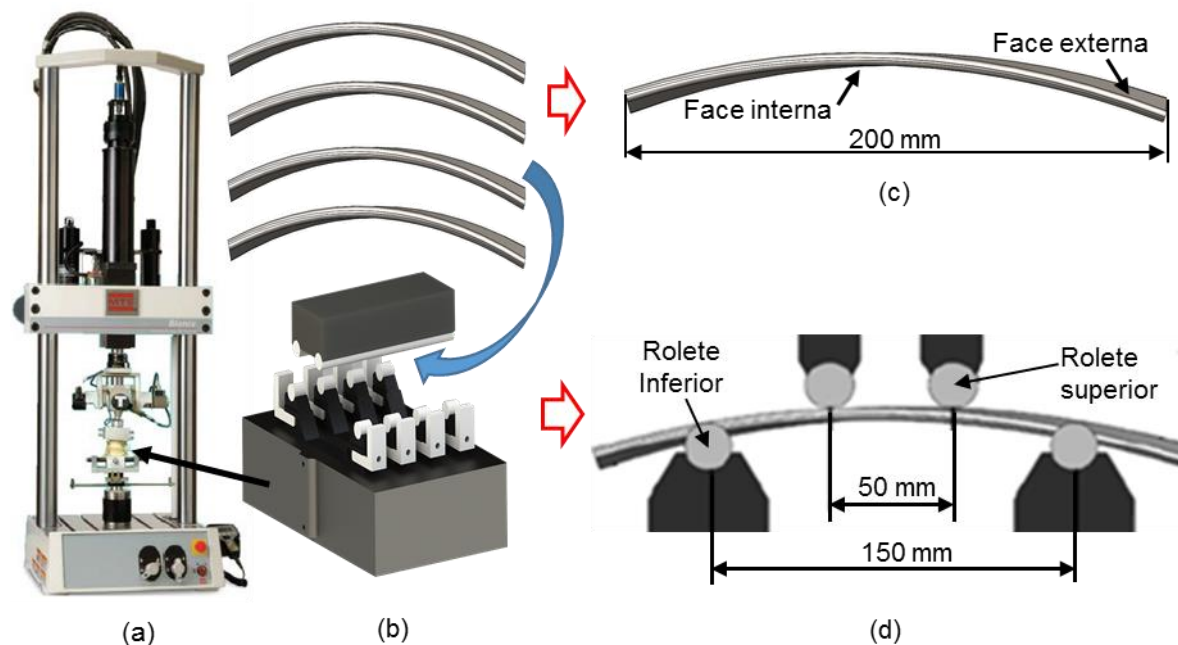
#### 4.8.1 Fadiga ao ar

Os testes de fadiga ao ar foram realizados a fim de verificar a influência da degradação superficial dos arames, provocada pela corrosão, na resistência à fadiga. Assim, seguindo a norma ASTM E739 (2015), foram realizados testes em dois níveis de carregamentos para a região do dano e quatro níveis para a região afastada, o que possibilitou comparar a vida à fadiga dos arames retirados das diferentes posições no *riser*. Além disso, permitiu, também, realizar comparações do desempenho dos arames corroídos com o de arames novos disponíveis na literatura. A realização de dois níveis a mais para a região afastada visou a explorar o desempenho dos arames em níveis mais baixos de  $\Delta\sigma$ , buscando um nível de tensão para vida infinita, cujo número de ciclos considerado foi de  $2 \times 10^6$  (*run outs*). A partir destes resultados da região afastada, foi possível definir os dois níveis superiores também para a região do dano.

Os ensaios foram realizados em dispositivo para testes de flexão a quatro pontos, similar ao mostrado na Figura 78b, acoplado em máquina de testes da marca MTS modelo *Bionix* (Figura 78a). No dispositivo utilizado, foram ensaiadas quatro amostras simultaneamente, com sistema de ajuste de carga individual. As amostras foram cortadas com 200 mm de comprimento (Figura 78c), sendo apoiadas em roletes inferiores e comprimidas por roletes superiores (Figura 78d). Os roletes foram fabricados em material polimérico conhecido como *PEEK*, os quais foram usinados em ângulo de tal forma a acompanhar a geometria helicoidal dos arames. Dada a pequena deflexão durante os testes, o efeito de torção provocado pela geometria dos arames foi desconsiderado. Neste tipo de teste, a máquina exerce deslocamento vertical e flexiona as amostras, gerando tensões trativas na face oposta aos roletes superiores. De acordo com a Figura 78d, a face interna do arame foi tracionada.

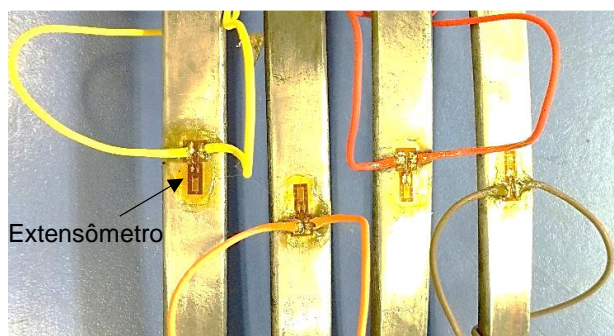
Apesar da distância entre os centros dos roletes superiores ser de 50 mm, a distância máxima entre os pontos de aplicação da força na amostra atinge 60 mm, visto que a região de contato destes roletes com a amostra (área usinada) tem largura de 10 mm. Portanto, as tensões máximas ocorrem dentro deste limite de 60 mm. A instrumentação foi realizada no lado compressivo das amostras, já que a preparação da superfície no lado trativo alteraria o estado superficial da região de interesse, o que poderia alterar o resultado.

Figura 78 – Esquema de amostras e dispositivo acoplados à máquina de teste para ensaio de fadiga ao ar



Fonte: (a) MTS (2016), (b) O AUTOR (2016), (c) e (d) Adaptado de COSER (2016)

Figura 79 – Amostras instrumentadas com extensômetros para teste de fadiga ao ar



Fonte: O AUTOR (2016)

O número de ciclos foi obtido pelo sistema da máquina MTS e a aquisição de sinais das deformações medidas pelos extensômetros foi realizada com módulo de aquisição marca *HBM* modelo *Quantum-X MX1516*. O monitoramento e análise dos sinais foram feitos por meio do programa *Catman 4.1*, também da *HBM*. Os testes foram realizados com controle de deslocamento em forma de onda senoidal, com frequência de 10 Hz e razão de carregamento,  $R$ , igual a 0,1. Esta razão foi escolhida pelo fato de promover elevada severidade no teste e, conseqüentemente, levando a ensaios mais rápidos, além da existência na literatura de dados de ensaios similares

com este valor. Para a região afastada, as variações de tensões ( $\Delta\sigma$ ) nominais foram aplicadas em quatro níveis (1 a 4), com valores de 700, 500, 440 e 380 MPa. Já para a região do dano, foram testados apenas dois níveis (700 e 500 MPa), suficientes para realizar a comparação entre as duas regiões. Para os testes da região afastada, o nível 2 de carregamento (500 MPa) foi realizado em duplicata, uma vez que no primeiro teste duas amostras apresentaram resultados muito discrepantes das outras duas. Os dados dos ensaios das amostras das duas regiões, com as tensões nominais, são resumidos na Tabela 5. Todas as amostras foram identificadas com código específico relacionado aos dados de cada amostra e do ensaio, o qual é apresentado no Apêndice D, juntamente com os resultados.

Tabela 5 – Níveis de carregamento nominais do teste de fadiga ao ar das duas regiões

Região	Nível de carga	Nº de amostras	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	R
Região do dano	1	4	700	770	77	347	0,1
	2	4	500	550	55	248	0,1
Região afastada	1	4	700	770	77	347	0,1
	2	8	500	550	55	248	0,1
	3	4	440	484	48	218	0,1
	4	4	380	418	42	188	0,1

Fonte: O AUTOR (2016)

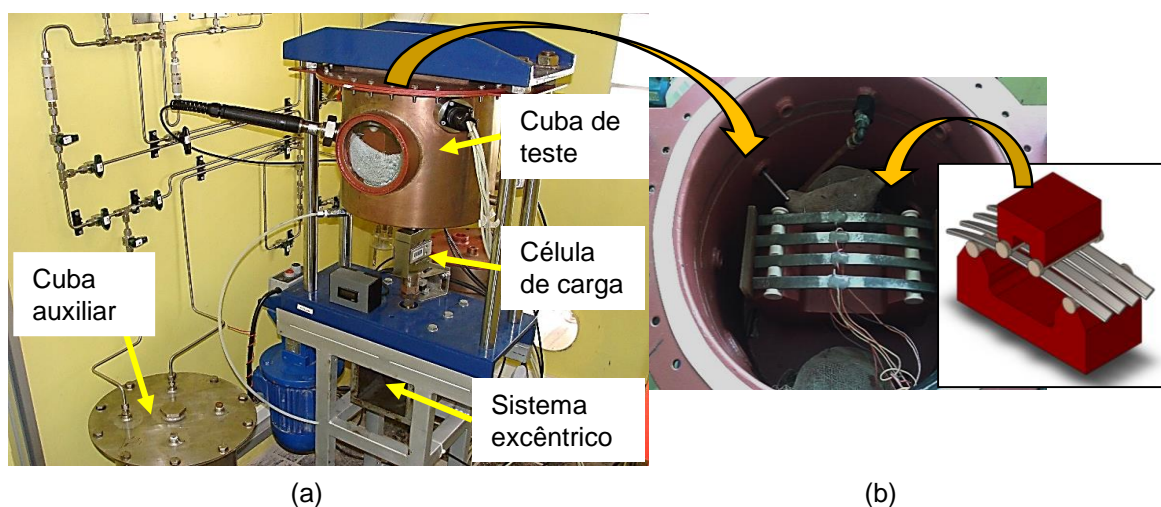
As medidas de tensões foram obtidas utilizando-se a Lei de *Hooke*, a partir das deformações lidas pelos extensômetros e do módulo de elasticidade do aço que, neste caso, foi determinado em teste de tração. O critério de falha considerado, ou seja, o número de ciclos para a falha, foi com a variação de 20% no valor de  $\Delta\sigma$ . Os testes que alcançaram  $2 \times 10^6$  ciclos foram interrompidos e, para estes casos, as amostras foram consideradas como *run outs*. Antes de cada teste dinâmico, foram realizados carregamentos estáticos até a tensão máxima prevista no teste, a fim de ajustar as tensões entre as amostras e eliminar eventuais deformações residuais. Com objetivo de promover acomodação das amostras e alívio de tensões residuais, um carregamento dinâmico inicial de 20.000 ciclos a 10 Hz também foi realizado. Estes ciclos foram considerados na contagem de ciclos até a falha. A sequência básica de carregamento para os testes é descrita a seguir:

1. Ajuste de tensão nas amostras com carregamento até a tensão máxima do teste;
2. Carregamento dinâmico de 20000 ciclos a 10Hz;
3. Ajuste de tensão nas amostras com carregamento até a tensão máxima do teste;
4. Início do teste dinâmico;
5. Critério de parada na contagem de ciclos: 20% na variação de  $\Delta\sigma$ .

#### 4.8.2 Corrosão-Fadiga

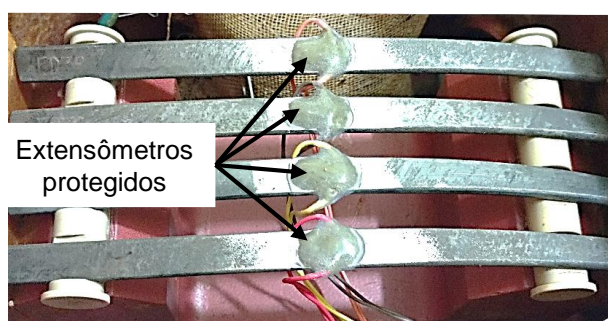
Os testes de corrosão-fadiga foram realizados utilizando-se equipamentos e dispositivos projetados especialmente para este fim (Figura 80a). Tal dispositivo caracteriza-se por uma cuba de teste acoplada a um eixo vertical com célula de carga, o qual possui deslocamento ajustado por um sistema excêntrico. As amostras, no formato helicoidal, são acomodadas em dispositivo de flexão a quatro pontos que é instalado dentro da cuba de teste (Figura 80b), onde as amostras podem ficar imersas em solução. Do mesmo modo que no dispositivo do teste de fadiga ao ar, os roletes inferiores e superiores foram construídos em *PEEK* e usinados com os ângulos de torção das amostras. O dispositivo também permite testar até quatro amostras simultaneamente. Neste caso, não há ajuste individual de cargas, o que contribui para maior diferença entre as tensões nas amostras para determinado teste.

Figura 80 – Máquina e dispositivos utilizados no teste de corrosão-fadiga



Assim como no teste de fadiga ao ar, as amostras foram instrumentadas no lado compressivo. No entanto, por se tratar de teste com amostras imersas em solução, os extensômetros foram protegidos por meio de resinas poliméricas e silicone, como mostra a Figura 81. As tensões foram calculadas a partir do módulo de elasticidade e das deformações medidas pelos extensômetros, as quais foram adquiridas por sistema de aquisição do tipo *Spider 8*, da marca *HBM*, com auxílio do programa *Catman 4.1*.

Figura 81 – Extensômetros protegidos para teste de corrosão-fadiga



Fonte: O AUTOR (2016)

Água do mar sintética, em conformidade com norma ASTM D1141 (2013), foi a solução utilizada nos testes, sendo o pH medido no início e fim de cada teste. Para medir o pH, utilizou-se medidor da marca *BEL Engineering* modelo *W3B*, cujo sensor é calibrado utilizando soluções tampão de pH 4 e 7, fornecidos pelo fabricante. Para simular a condição de confinamento do anular do tubo flexível, que possui baixa relação entre o volume de solução e a área de metal exposta, a cada teste foram adicionados pregos dentro da cuba, em quantidade suficiente para gerar uma relação de 1 ml de solução para 1 cm<sup>2</sup> de área de aço exposta.

Os testes foram realizados com controle de deslocamento, com frequência de 2 Hz e razão de carregamento, *R*, igual a 0,1. As variações de tensões ( $\Delta\sigma$ ) nominais foram aplicadas em quatro níveis (1 a 4), com valores de 700, 500, 380 e 300 MPa, sendo que, para a região do dano, um nível 230 MPa também foi realizado. Este nível mais baixo foi realizado de forma exploratória e antes da realização do nível de 300 MPa, o que ajudou a definir os quatro níveis principais para as duas regiões. Do mesmo modo que no teste de fadiga ao ar, as medidas de tensões foram obtidas

utilizando a Lei de *Hooke*. A sequência básica para realização dos dois testes foi da seguinte forma:

1. Ajuste de tensão nas amostras com carregamento até a tensão máxima do teste;
2. Carregamento dinâmico inicial de 20000 ciclos a 2 Hz;
3. Ajuste de tensão nas amostras com carregamento até a tensão máxima do teste;
4. Preenchimento da cuba de teste com a solução;
5. Início do teste dinâmico;
6. Critério de parada na contagem de ciclos: 20% na variação de  $\Delta\sigma$ .

#### 4.8.2.1 Região do Dano – Água do Mar Aerada

Para o teste da região do dano, a solução foi saturada com oxigênio por meio de injeção contínua de ar comprimido na parte inferior da cuba, estando a saída superior alinhada para a atmosfera. Os dados dos ensaios das amostras da região do dano com as tensões nominais são resumidos na Tabela 6. Elas também foram identificadas com código específico relacionado aos dados de cada amostra e ensaio.

Tabela 6 – Níveis de carregamento nominais do teste de corrosão-fadiga em água do mar aerada para arames da região do dano

Meio	Nível de carga	Nº de amostras	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	R
Água do mar aerada	1	4	700	770	77	347	0,1
	2	4	500	550	55	248	0,1
	3	8	380	418	42	188	0,1
	4	4	300	330	33	149	0,1
	5	4	230	253	25	114	0,1

Fonte: O AUTOR (2016)

Pelo fato do processo químico de limpeza ter removido o produto de corrosão das amostras, fez-se também um teste com quatro amostras sem limpeza prévia (Figura 82). Isto permitiu avaliar se o processo de limpeza, neste caso, influenciaria o desempenho do material à corrosão-fadiga em água do mar aerada. Este teste foi realizado com variação de tensão nominal de  $\Delta\sigma = 380$  MPa. Assim, para este nível

de tensão, foram ensaiadas um total de 8 amostras, conforme pode ser observado na Tabela 6.

Figura 82 – Comparativo de amostras com e sem limpeza química



Fonte: O AUTOR (2016)

#### 4.8.2.2 Região Afastada – Água do Mar Desaerada

No teste da região afastada, a solução foi previamente desaerada em cuba auxiliar, por meio de injeção contínua de nitrogênio ( $N_2$ ) de alta pureza, durante 1 hora por litro de solução. Concluídas as etapas de pré-ciclagem e ajuste de cargas, foi feito vácuo na cuba e, depois, a mesma foi preenchida com  $N_2$ . Em seguida, a solução desaerada foi transferida para a cuba de teste, mantendo-se uma pressão de  $N_2$  de 1 bar. Para validar o procedimento, antes de iniciar os testes dinâmicos, o procedimento foi executado com monitoramento contínuo do oxigênio dissolvido durante três dias, com a presença de quatro amostras de sacrifício. A medição de oxigênio dissolvido foi realizada com sensor ótico modelo *InPro 6880i* e transmissor *M400 Tipo 3*, ambos da marca *Mettler Toledo*, sendo a calibração feita pela técnica ao ar, conforme recomendação do fabricante.

Os dados dos ensaios das amostras da região afastada com as tensões nominais são resumidos na Tabela 7. A fim de confirmar o procedimento de desaeração e aumentar a confiabilidade dos resultados, o teste com nível de tensão mais baixo (300 MPa) foi realizado duas vezes, totalizando 8 amostras ensaiadas.

Tabela 7 – Níveis de carregamento nominais do teste de corrosão-fadiga em água do mar desaerada para arames da região afastada

Meio	Nível de carga	Nº de amostras	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{m}}$ (MPa)	R
Água do mar aerada	1	4	700	770	77	347	0,1
	2	4	500	550	55	248	0,1
	3	4	380	418	42	188	0,1
	4	8	300	330	33	149	0,1

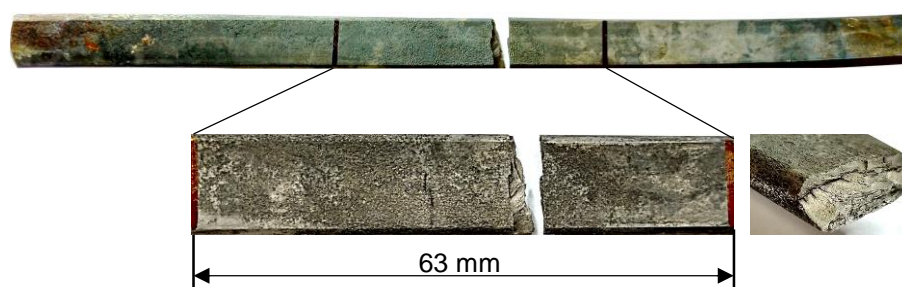
Fonte: O AUTOR (2016)

## 4.9 Análise das Fraturas

### 4.9.1 Análise Fractográfica

Logo após os testes de fadiga e corrosão-fadiga, as amostras foram limpas com água e acetona e, em seguida, protegidas com esmalte protetor para preservação das mesmas até as análises das fraturas. Para avaliar o aspecto das fraturas, utilizando-se uma câmera digital, foram obtidas imagens da região tracionada (60 mm) das amostras rompidas, assim como de um dos lados da fratura (Figura 83).

Figura 83 – Esquema das regiões analisadas na fractografia



Fonte: O AUTOR (2016)

Para avaliação por meio de lupa, após análise do aspecto geral das fraturas, foram utilizadas amostras de dois níveis de carregamento ( $\Delta\sigma = 700$  e  $500$  MPa) para fadiga ao ar e quatro para corrosão-fadiga ( $\Delta\sigma = 700, 500, 380$  e  $300$  MPa), tanto para a região do dano quanto para a região afastada. Definidos os níveis de tensão, selecionou-se uma amostra por nível de carregamento para as duas regiões, totalizando 4 amostras do teste de fadiga ao ar e 8 da corrosão-fadiga. Esta avaliação foi realizada com uso de uma lupa da marca *Zeiss* modelo *Stemi SV 11* e as imagens foram capturadas por uma câmera digital da marca *OMAX* modelo *A35140U* acoplada



ao equipamento. Para a formação completa das superfícies de fraturas, utilizou-se o programa *ICE* para junção das imagens.

#### 4.9.2 Trincas Secundárias

Amostras fraturadas também foram usadas para avaliação do perfil da fratura e de possíveis trincas secundárias. Para a fadiga ao ar, foi considerado o nível de carregamento de  $\Delta\sigma = 700$  MPa e, para a corrosão-fadiga, os níveis  $\Delta\sigma = 700$  MPa e  $\Delta\sigma = 380$  MPa. Para cada um destes níveis e para cada região, selecionou-se uma amostra, totalizando 6 amostras. Com isso, as amostras selecionadas foram cortadas no sentido longitudinal do arame a partir da posição central da fratura (6 mm da borda), com comprimento aproximado de 20 mm, possibilitando o embutimento em resina termofixa. Em seguida, as amostras foram lixadas e polidas, sendo que, em uma delas, fez-se o ataque químico com solução Nital 2%. A observação foi realizada em microscópio marca *Olympus* modelo *BX60M* e as imagens foram capturadas com câmera digital marca *Olympus* modelo *DP12* acoplada ao microscópio. As imagens geradas foram agrupadas usando o programa *ICE* e editadas no programa *Image J*.

#### 4.9.3 Pites e Iniciação de Trincas

Para a identificação dos pontos de iniciação de trincas, foram utilizadas as mesmas 12 amostras selecionadas para a análise fractográfica com lupa. A observação foi realizada por meio de microscópio eletrônico de varredura (MEV) marca *Zeiss* modelo *EVO-MA10*. Durante as observações dos pontos de iniciação de trincas no MEV, foram realizadas as medidas de largura ( $2c$ ) e profundidade ( $a$ ) de todos os pites que deram origem as trincas.

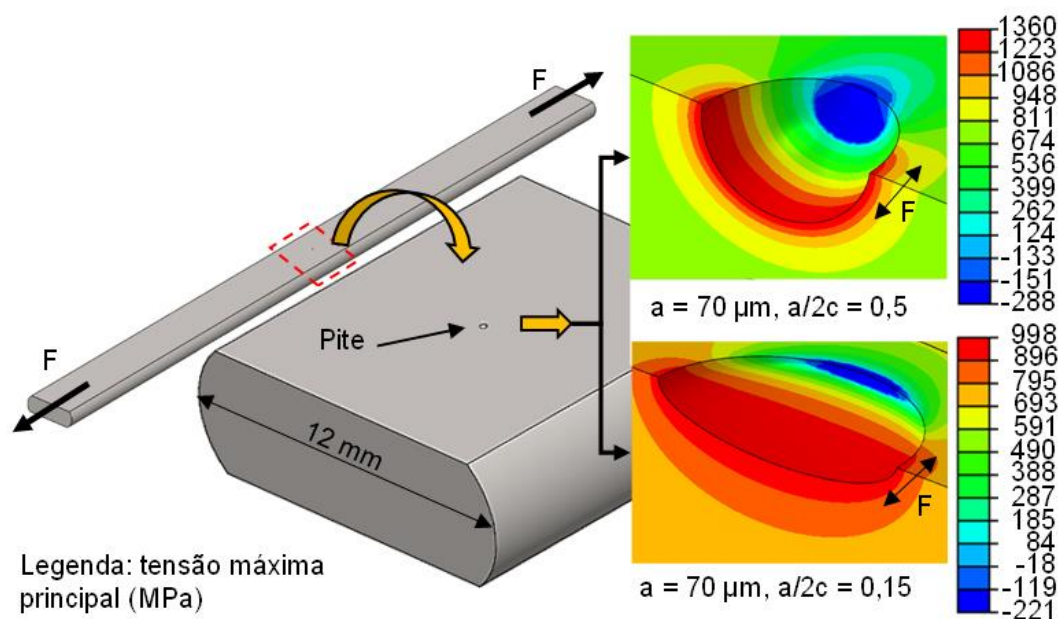
#### 4.10 Estimativa do Fator $K_f$

Com o objetivo de relacionar o efeito concentrador de tensões, provocado pelos pites de corrosão, com a degradação da resistência à fadiga dos arames, foi estimado o fator de concentração de tensão à fadiga,  $K_f$ . Esta estimativa foi feita a partir de modelos teóricos do fator de concentração de tensão,  $K_t$ , existentes na literatura.

Outro valor de  $K_t$  também foi determinado por uma equação obtida a partir de dados de simulação por elementos finitos, em modelagem tridimensional de pite (3D). Todos estes modelos teóricos para o cálculo do  $K_t$  são reproduzidos na Tabela 8.

O modelo tridimensional do arame com pite foi construído no programa *Solid Works®* e as análises por elementos finitos foram feitas com uso do programa *Abaqus®/CAE*, sendo utilizado o elemento hexaédrico C3D8R deste programa. Nas regiões afastadas do pite, foram utilizados elementos de 0,5 mm e, no pite e em suas proximidades, fez-se um refinamento da malha, utilizando elementos 50 vezes menor, ou seja, de 0,01 mm. Com isso, foi feita uma análise paramétrica construindo 11 casos do mesmo modelo, com geometria de arame chato 12 x 4 mm e um pite com seção semielíptica no centro da face do arame, sendo que, em cada caso, variou-se a dimensão  $2c$  do pite. A Figura 84 ilustra o arame com o pite na região central da face e dois exemplos de pites semielípticos. Para efeito de simulação, um arame reto e o carregamento de tração pura foram considerados, uma vez que os pites possuem dimensões muito reduzidas quando comparadas à largura e à espessura do arame. Foi considerado também que, no caso de flexão a quatro pontos, o efeito de torção do arame helicoidal e o tipo de carregamento, pouco influenciaria as tensões ao redor do pite, que está na superfície e possui dimensões muito reduzidas. A intensidade da força aplicada,  $F$ , foi tal que gerou tensões máximas principais da ordem da tensão de escoamento.

Figura 84 – Esquema do modelo para análise de tensões no pite

Tabela 8 – Modelos de equações para cálculo do  $K_t$ 

Referência	Equação para $K_t$	Nº da Equação
Ahin <i>et al.</i> (1992)	$K_t = 1 + 1,25 \sqrt{\frac{2}{1 + \left(\frac{2c}{a}\right)^2}}$	Equação 12 (item 3.3.5)
Peterson (1974)	$K_t = 1 + 2 \sqrt{\left(\frac{a}{\rho}\right)}$	Equação 13 (item 3.3.5)
Tada <i>et al.</i> (2000)	$K_t = \left(1 + 4 \times \left(\frac{a}{2c}\right)\right) \times \left(1 + \frac{0,122}{\left(1 + \left(\frac{c}{a}\right)\right)^{2,5}}\right)$	Equação 14 (item 3.3.5)
Cerit <i>et al.</i> (2009)	$K_t = \frac{\left(1 + 6,6 \times \left(\frac{a}{2c}\right)\right)}{\left(1 + 2 \times \left(\frac{a}{2c}\right)\right)}$	Equação 15 (item 3.3.5)
Zhang <i>et al.</i> (2013) - Flexão	$K_t = 0,48 \times \ln\left(\frac{a}{2c}\right) + 2,27 \quad (R^2=0,99)$	*
Zhang <i>et al.</i> (2013) - Tração	$K_t = 0,49 \times \ln\left(\frac{a}{2c}\right) + 2,39 \quad (R^2=0,98)$	*
Pite 3D – MEF	$K_t = 0,42 \times \ln\left(\frac{a}{2c}\right) + 2,23 \quad (R^2=0,99)$	**

\* Equações de ajuste dos dados apresentados no item 3.3.5 na forma gráfica;

\*\* Equação de ajuste dos resultados obtidos por simulação em modelo 3D

Fonte: O AUTOR (2016)

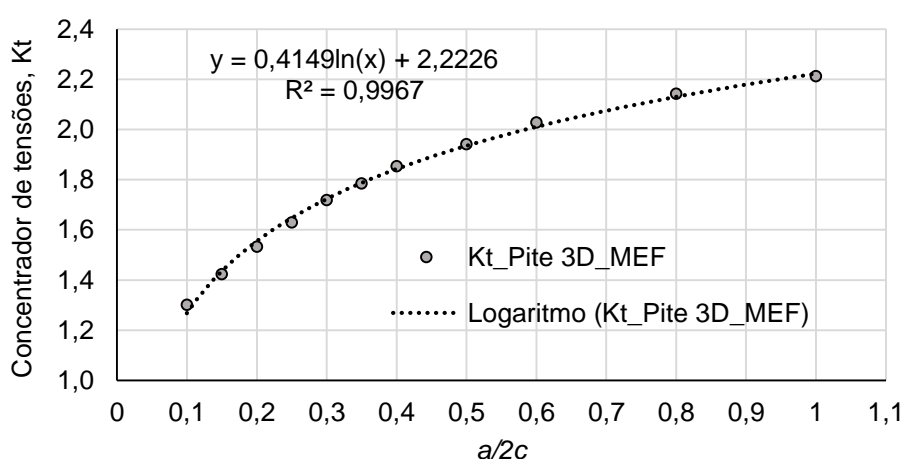
As análises dos 11 casos foram feitas com as larguras ( $2c$ ) e profundidades ( $a$ ) dos pites, conforme a Tabela 9. O valor de  $a$  foi fixado e escolhido com base nas medidas dos pites de algumas amostras rompidas e os valores de  $2c$  foram determinados a partir da razão  $a/2c$ , a qual variou de 0,1 a 1, englobando as razões obtidas a partir das medidas no MEV. Com isso, após as 11 simulações, foram calculados os fatores  $K_t$  para cada pite teórico, os quais são apresentados na Figura 85 em função da razão  $a/2c$  dos pites. Com estes valores de  $K_t$  obtidos a partir das simulações, foi possível obter o ajuste com uma equação logarítmica, a qual é apresentada na última linha da Tabela 8. Para todos os ajustes de curvas realizados foram consideradas duas casas decimais.

Tabela 9 – Dimensões de pites teóricos para cálculo do  $K_t$  pelo modelo de pite 3D

Número do pite	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
<b>a (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	70	70	70	70	70	70	70	70	70	70	70
<b>2c (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	700	467	350	280	233	200	175	140	117	88	70
<b>a/2c (<math>\mu\text{m}</math>)</b>	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40	0,50	0,60	0,80	1,00

Fonte: O AUTOR (2016)

Figura 85 – Valores de  $K_t$  e curva de ajuste obtidos a partir das simulações dos 11 casos de pites teóricos

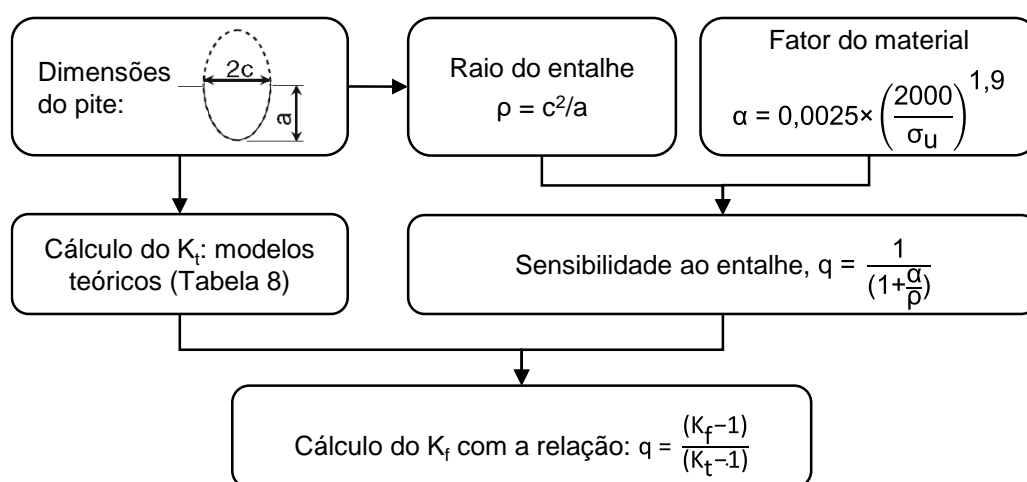


Fonte: O AUTOR (2016)

Para estimativa do  $K_f$  de cada modelo teórico, utilizaram-se os respectivos valores de  $K_t$  e de sensibilidade ao entalhe,  $q$ , a qual foi obtida pelos parâmetros  $\alpha$  e  $\rho$ , conforme já apresentado no item 3.3.5. O valor de  $\alpha$  foi obtido a partir das Equação

12, utilizando o limite de resistência do aço estudado ( $\sigma_u = 1528$  MPa), e o valor de  $\rho$  foi calculado por meio das dimensões  $a$  e  $2c$  dos pites utilizando a relação geométrica  $\rho = c^2/a$ , definida para a geometria semi-elíptica. O fluxograma da Figura 86 mostra como o fator  $K_f$  foi obtido.

Figura 86 – Processo de obtenção do valor de  $K_f$



Fonte: O AUTOR (2016)

Neste sentido, antes de avaliar os pites medidos nas amostras ensaiadas, foi realizada uma análise dos modelos teóricos e do modelo de elementos finitos para os mesmos valores da razão  $a/2c$  dispostos na Tabela 9, o que possibilitou conhecer o comportamento de cada modelo proposto. O valor calculado do fator do material,  $\alpha$ , para o limite de resistência igual a 1528 MPa foi de 0,042. Os valores de raio de entalhe,  $\rho$ , e de sensibilidade ao entalhe,  $q$ , para os 11 pites teóricos são apresentados na Tabela 10.

Tabela 10 – Valores do raio do entalhe e sensibilidade ao entalhe para os pites teóricos

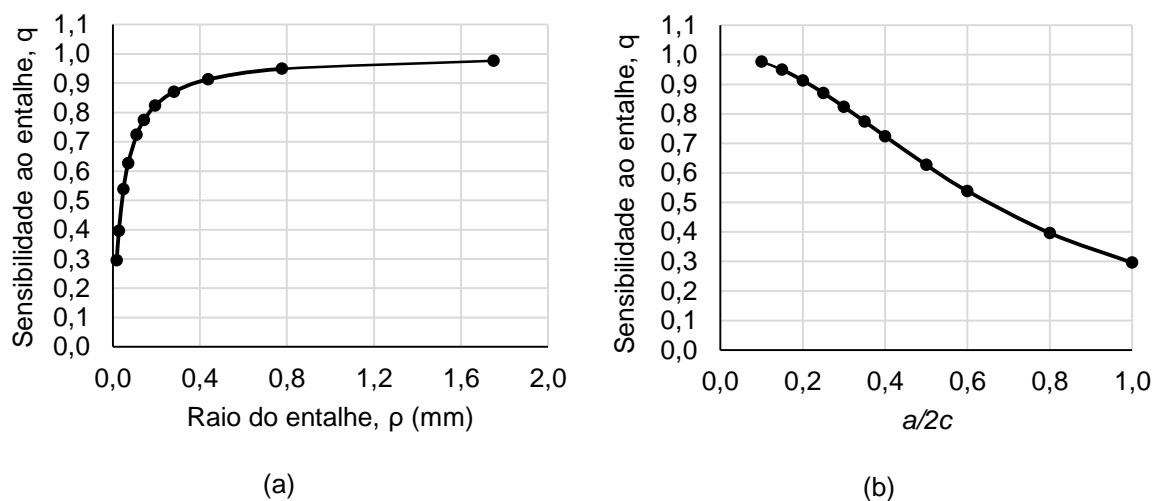
Número do pite	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$a/2c$ ( $\mu\text{m}$ )	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40	0,50	0,60	0,80	1,00
$\rho$ (mm)	1,750	0,778	0,438	0,280	0,194	0,143	0,109	0,070	0,049	0,027	0,018
$q$	0,977	0,949	0,913	0,870	0,823	0,774	0,724	0,627	0,538	0,396	0,296

Fonte: O AUTOR (2016)

Os valores de sensibilidade ao entalhe,  $q$ , apresentados na Tabela 10 são também exibidos na forma gráfica na Figura 87, em função do raio de entalhe,  $\rho$ , e da razão  $a/2c$  dos pites. Assim como descrito no item 3.3.5 da revisão bibliográfica, a

sensibilidade ao entalhe,  $q$ , da Figura 87a decresce com o raio do entalhe. Em consequência, como o raio de entalhe diminui à medida que o pite vai ficando mais estreito (aumento de  $a/2c$ ), o valor de  $q$  é inversamente proporcional à razão  $a/2c$ , conforme apresentado na Figura 87b.

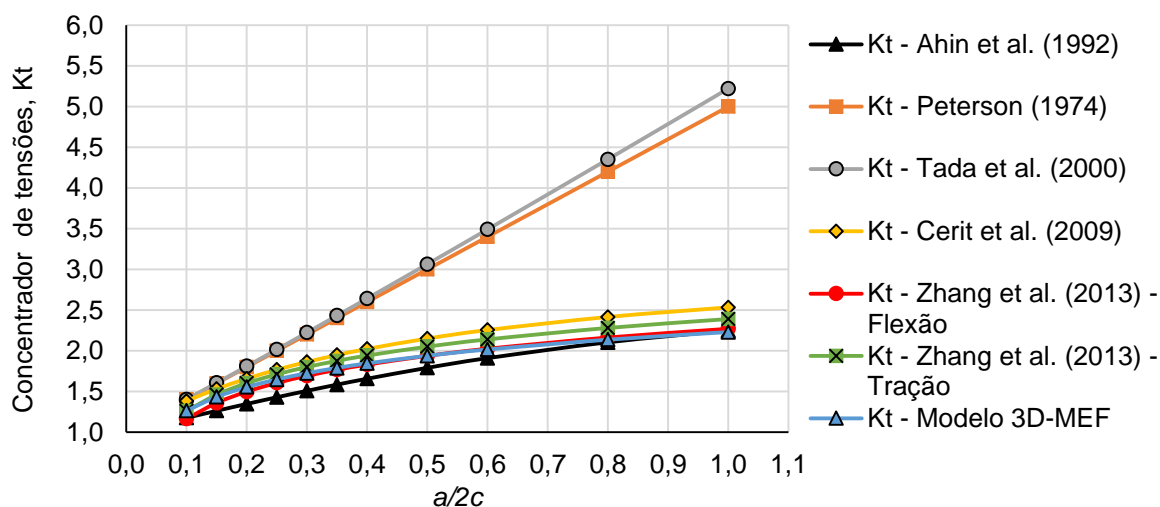
Figura 87 – Sensibilidade ao entalhe para os pites teóricos (a) em função do raio de entalhe e (b) em função da razão  $a/2c$  dos pites



Fonte: O AUTOR (2016)

Os fatores concentradores de tensão,  $K_t$ , foram calculados para as 11 geometrias de pites teóricos, para todos os modelos da Tabela 8, e são apresentados no gráfico da Figura 88. Neste gráfico, observa-se que, para todos os modelos, tem-se um aumento de  $K_t$  com o aumento da razão  $a/2c$ , sendo os modelos de Peterson (1974) e Tada et al. (2000) aqueles que aumentam de forma mais significativa, mostrando, neste caso, um comportamento proporcional entre  $K_t$  e  $a/2c$ . Os demais modelos, proveniente de análises numéricas por elementos finitos, tendem a ter o mesmo comportamento com o aumento da razão  $a/2c$ .

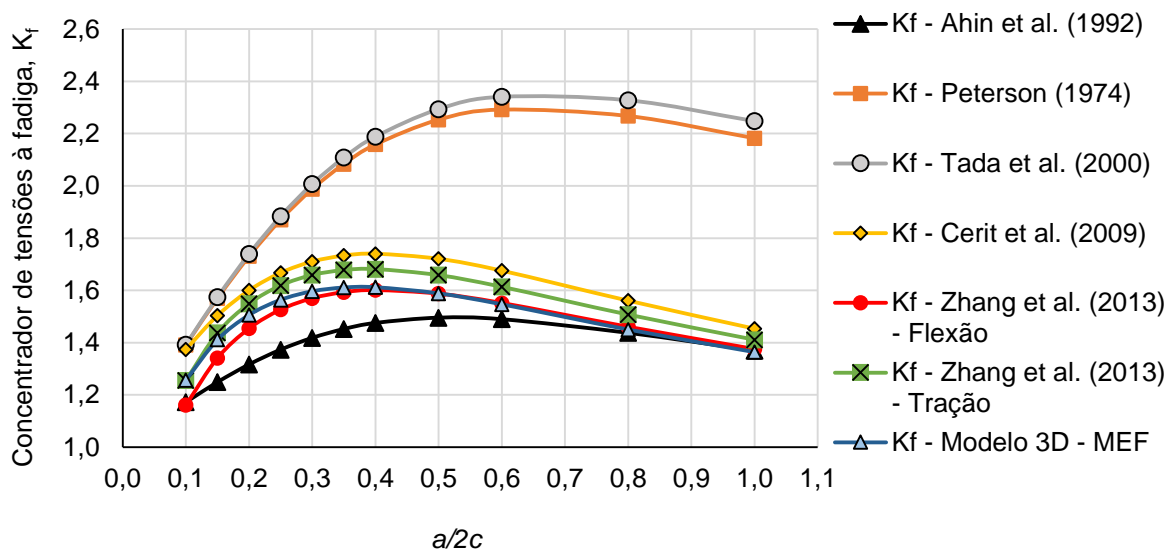
Figura 88 – Valores de  $K_t$  calculados para os pites teóricos a partir dos diferentes modelos de equações da Tabela 8



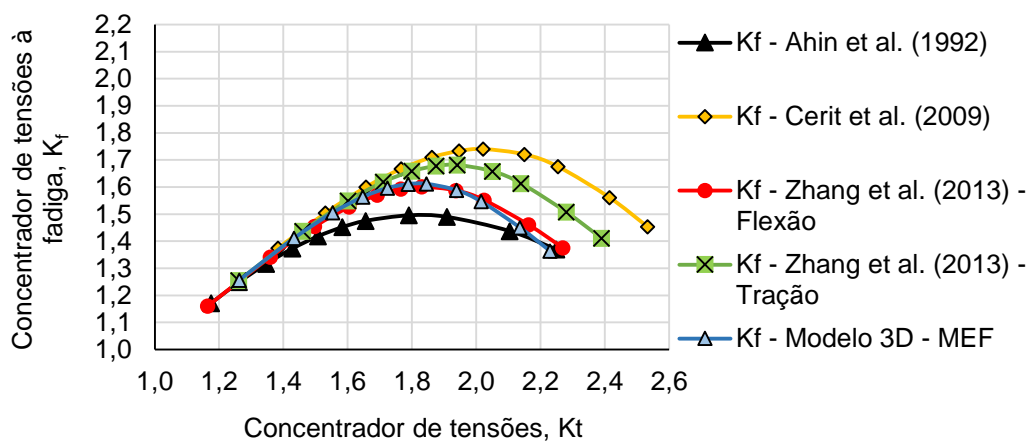
Fonte: O AUTOR (2016)

Deste modo, de acordo com o fluxograma da Figura 86, uma vez determinados os valores de  $K_t$  e de  $q$ , foi possível a obtenção dos fatores  $K_f$  para todos os modelos teóricos, como apresentado na Figura 89. Conforme o gráfico desta figura, para todos os modelos, o valor de  $K_f$  aumenta com o aumento de  $a/2c$  até um valor crítico e, depois, tende a diminuir com o aumento de  $a/2c$ . Isto mostra que, após determinado valor de  $a/2c$ , o aumento apenas da profundidade do pite,  $a$ , não promove o aumento do  $K_f$ . De fato, para uma dada largura  $2c$ , o aumento da profundidade,  $a$ , diminui o raio,  $\rho$ , o qual diminui significativamente a sensibilidade ao entalhe,  $q$ , quando avaliado em valores baixos ( $\rho \leq 0,2$  mm), como observado na Figura 87a. Com esta diminuição de  $q$ , o efeito deletério da fadiga diminui e o valor de  $K_f$  é, então, significativamente menor que o  $K_t$ .

A Figura 90 apresenta, também, os fatores  $K_f$  calculados para os modelos teóricos obtidos pelo método de elementos finitos, porém, neste caso, em função dos respectivos valores de  $K_t$ . Pode-se observar que as curvas desta figura têm comportamentos similares ao observado na Figura 89, ou seja, possuem formatos parabólicos existindo, então, um pico nos valores de  $K_f$ . Ao avaliar o modelo teórico deste trabalho (Modelo 3D-MEF), na Figura 90, observa-se que o valor máximo de  $K_f$  é aproximadamente 1,6, com valor de  $K_t$  próximo de 1,8.

Figura 89 – Fator  $K_f$  em função da relação  $a/2c$  para diferentes modelos

Fonte: O AUTOR (2016)

Figura 90 – Fator  $K_f$  em função  $K_t$  para diferentes modelos

Fonte: O AUTOR (2016)

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 5.1 Avaliação Geral da Corrosão

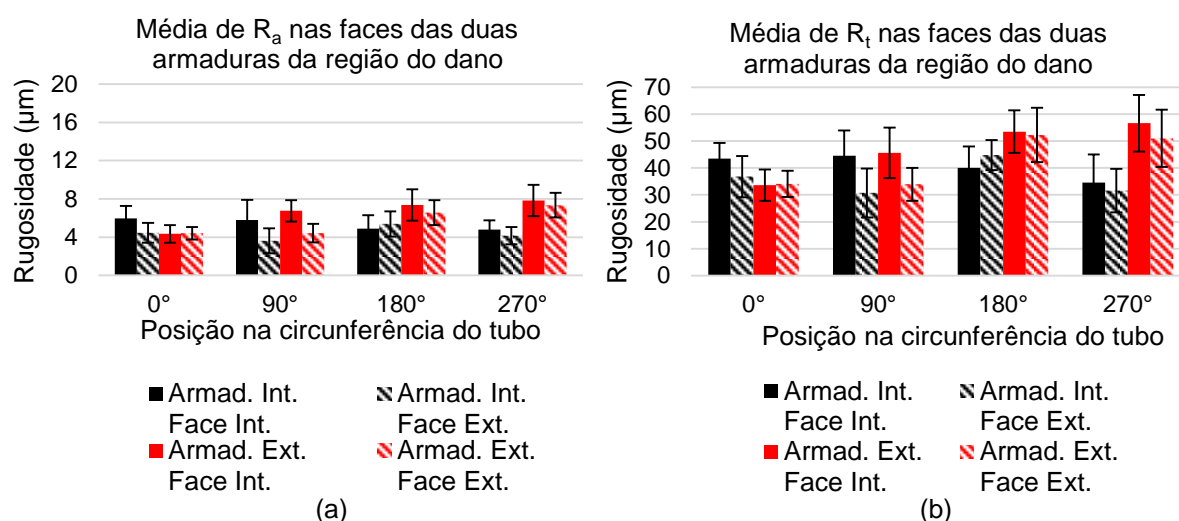
#### 5.1.1 Medição de Rugosidade

As médias dos parâmetros de rugosidade  $R_a$  e  $R_t$  das amostras retiradas das quatro posições circunferenciais ( $0^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $180^\circ$  e  $270^\circ$ ), na região do dano, são



mostradas na Figura 91. Nos gráficos destas figuras, são apresentados os valores de rugosidade para as faces interna e externa de cada armadura. Vale lembrar que a posição a  $0^\circ$  é aquela coincidente com a abertura da capa externa e, portanto, ponto de acesso da água do mar aerada. Como referência, para cada amostra, foi realizada uma medição de rugosidade em local da superfície sem corrosão, sendo que a média dos valores de  $R_a$  e  $R_t$  foram, respectivamente,  $0,42 \mu\text{m}$  e  $4,51 \mu\text{m}$ . Estes valores são compatíveis com valores médios para superfícies de arames novos apresentados por Coser (2016), que foram de  $0,41$  para  $R_a$  e  $5,03$  para  $R_t$ .

Figura 91 – Valores médios de  $R_a$  e  $R_t$  de arames retirados das quatro posições circunferenciais na região do dano



\* Intervalos de erro: um desvio padrão para mais e um para menos

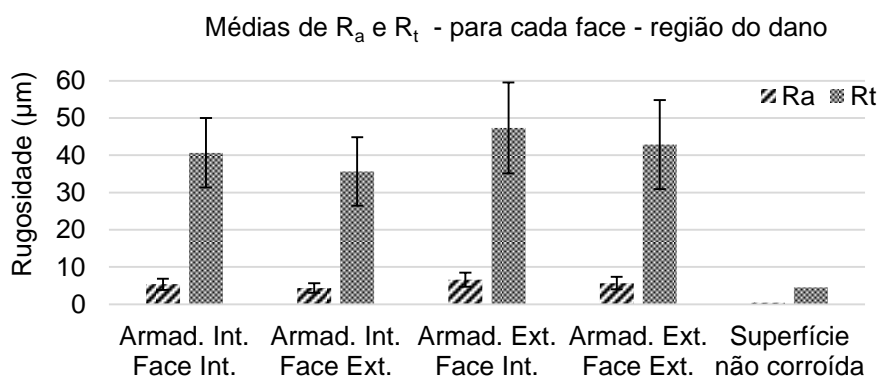
Fonte: O AUTOR (2016)

Como pode ser observado nos gráficos, tanto para  $R_a$  quanto  $R_t$ , os arames das quatro posições possuem valores da mesma magnitude, não sendo identificada uma rugosidade mais significativa em alguma das posições. De fato, pode-se observar valores de rugosidade levemente maiores nas posições de  $180^\circ$  e  $270^\circ$ , quando se analisa as duas faces da armadura externa. A partir destes dados, não foi verificada diferença significativa de corrosão ao longo da circunferência das armaduras na posição do dano na capa externa. Além disso, as áreas corroídas apresentaram rugosidades da ordem de 10 vezes maiores que as superfícies não corroídas.

Uma vez concluído que as áreas corroídas nas diferentes posições circunferenciais tiveram rugosidades similares, fez-se uma avaliação das médias dos

valores de  $R_a$  e  $R_t$  por face de cada armadura. Isto possibilitou a definição sobre a escolha da armadura e da face a serem utilizadas nos testes. No gráfico da Figura 92, podem ser observados os valores de rugosidade levemente superiores na face interna da armadura externa, mas, quando considerado um desvio padrão para mais e um para menos, inseridos no gráfico na forma de barras, observa-se a grande aproximação também para as diferentes faces. Com base nos valores de rugosidade medidos nas duas faces das duas armaduras, pode-se concluir que, uma vez exposta a seção do espaço anular, os arames foram sujeitos ao mesmo processo corrosivo. Apesar disso, o critério adotado para a escolha da face para os testes de fadiga foi o maior valor médio de  $R_t$ , sendo, portanto, selecionada a face interna da armadura externa. Apesar da similaridade com as demais faces, a face selecionada foi considerada aquela com maior chance de obtenção de amostras com maior grau de corrosão. Também neste gráfico da Figura 92, é facilmente observada a diferença entre a rugosidade das superfícies corroídas e não corroídas, cuja diferença é da ordem de 10 vezes.

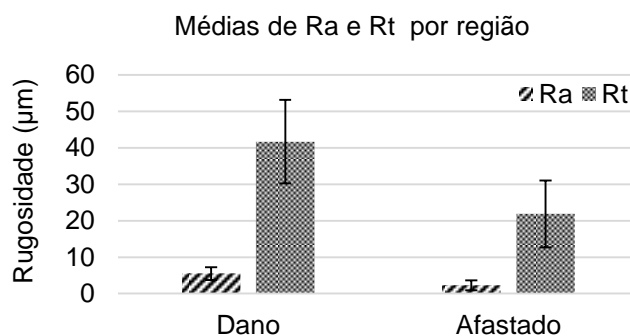
Figura 92 – Média dos valores de  $R_a$  e  $R_t$  para cada face das armaduras da região do dano



\* Intervalos de erro: um desvio padrão para mais e um para menos

Fonte: O AUTOR (2016)

Para comparar, de forma geral, a corrosão da região do dano com a corrosão da região afastada (5 m do dano), fez-se uma média de todos os valores de  $R_a$  e  $R_t$  medidos nas duas regiões e, como pode ser notado no gráfico da Figura 93, a região afastada teve a rugosidade cerca de 50% menor que a região do dano. Uma discussão sobre este assunto é feita após as demais avaliações apresentadas neste tópico.

Figura 93 – Média dos valores de  $R_a$  e  $R_t$  para as duas regiões analisadas

\* Intervalos de erro: um desvio padrão para mais e um para menos

Fonte: O AUTOR (2016)

### 5.1.2 Análise Superficial por Imagem

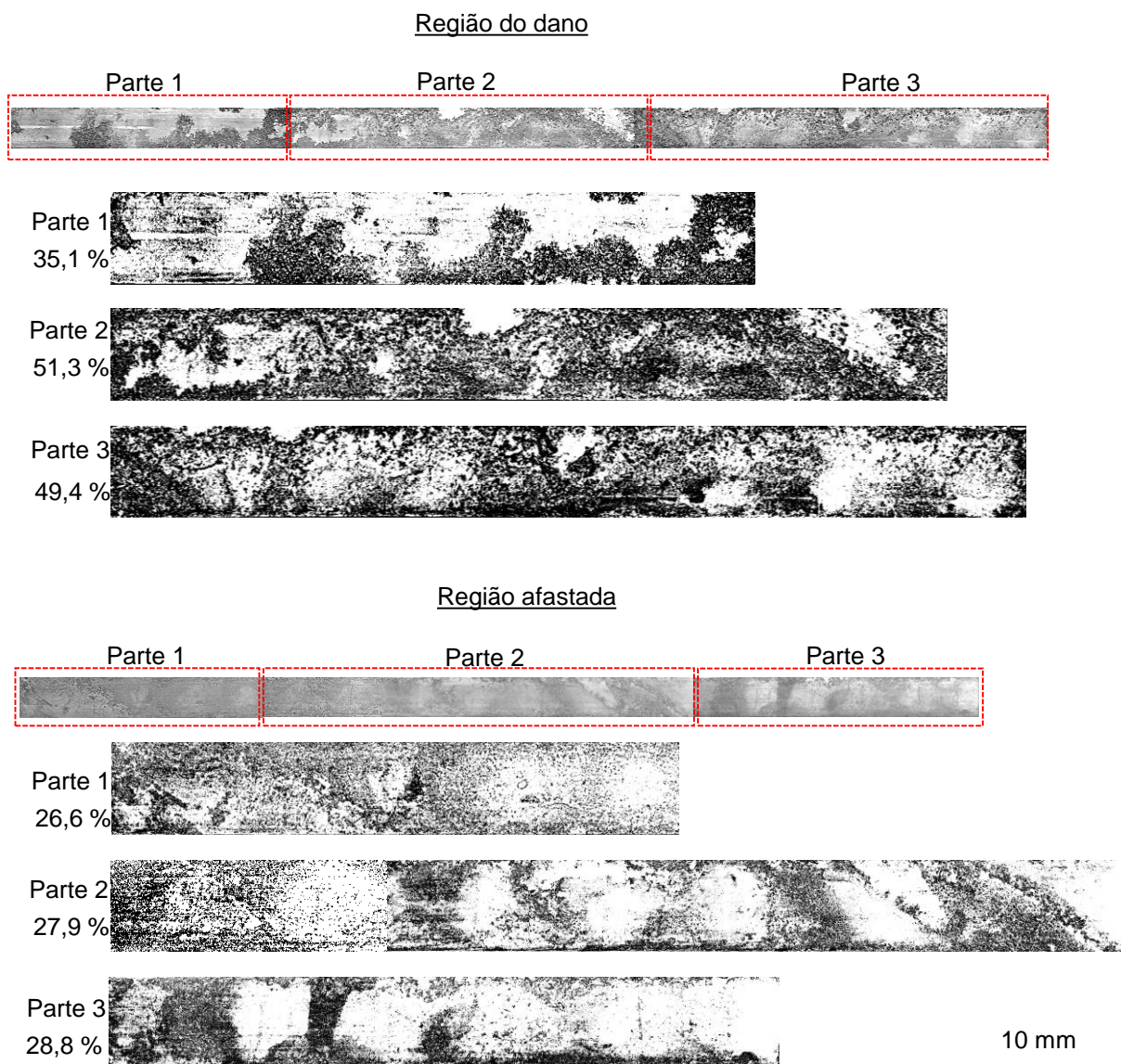
O resultado da avaliação superficial por imagem para obtenção do percentual de área corroída, das duas regiões, é apresentado na Figura 94. Como mostrado nas imagens, a região do dano apresenta uma corrosão consideravelmente maior que a região afastada, se for considerada apenas a área corroída. Para a região do dano, a área corroída foi de 45,3%, enquanto que para a região afastada foi de 27,8%. Assim, baseado na análise do percentual de área corroída, a região afastada apresentou uma corrosão 39% menor que a região do dano.

A avaliação por imagem, com uso de microscópio, que teve como objetivo conhecer os pontos corroídos com mais detalhes, é apresentada na Figura 95. Nesta figura, são mostradas imagens ampliadas das faces internas das armaduras externas da região do dano (lado esquerdo) e da região afastada (lado direito), onde se observa as regiões corroídas com menor e maior ampliação.

Por meio das imagens da Figura 95, foi possível confirmar, para os dois casos, a presença de corrosão localizada, não havendo uniformidade na perda de espessura. Além disso, nas figuras com maior ampliação, foram inseridas as medidas dos diâmetros de dois pites de corrosão, o que permitiu concluir que os pites das duas regiões possuem diâmetros com valores muito próximos. Por fim, a imagem tridimensional ilustra a pequena área corroída do arame da região do dano, permitindo uma melhor percepção da degradação superficial causada pela corrosão, assim como o aspecto geométrico dos pites com diâmetros, visualmente, maiores que as

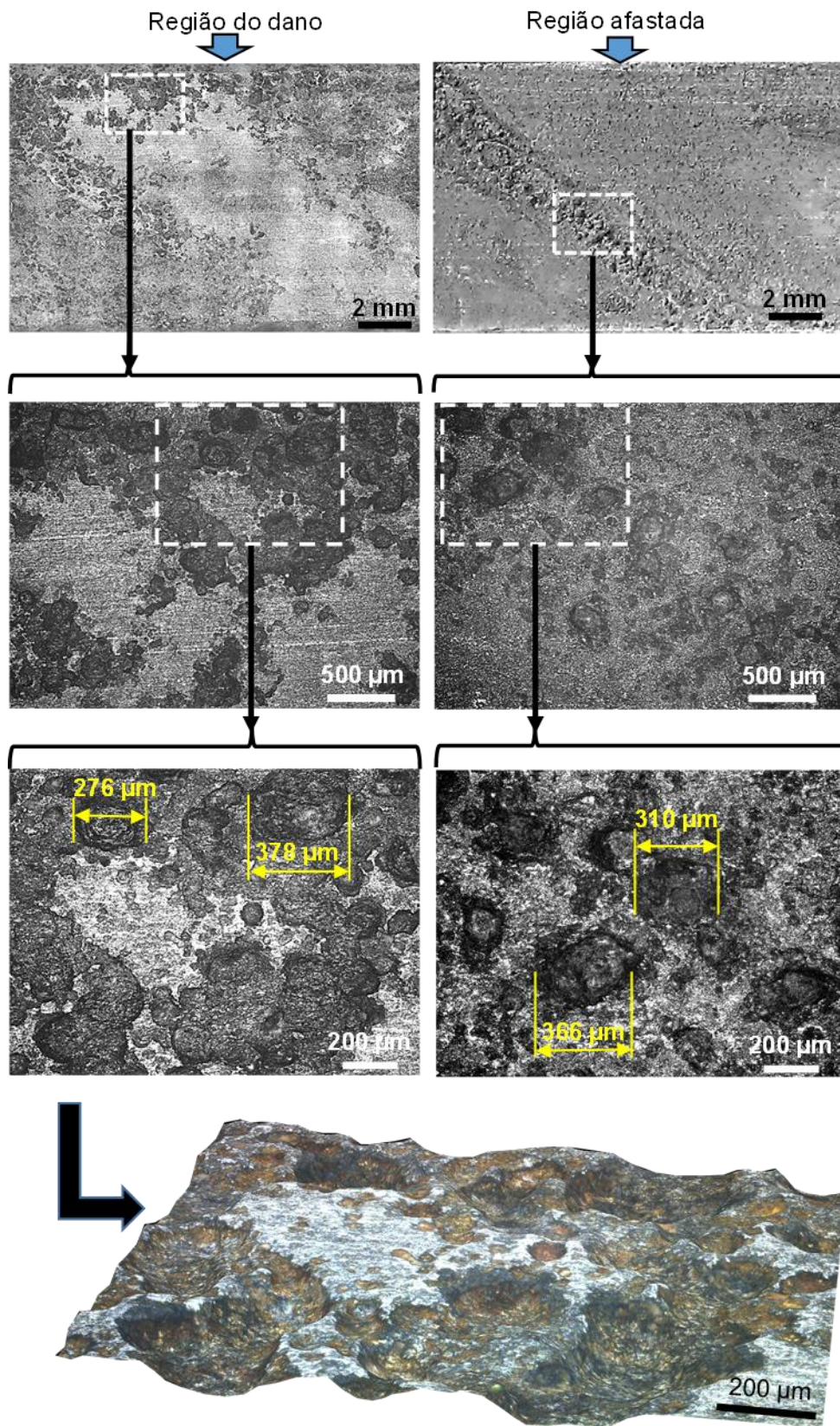
profundidades. As medidas de profundidade dos pites foram realizadas durante a análise das fraturas com uso de MEV.

Figura 94 – Percentual de área corroída de arames retirados das regiões estudadas



Fonte: O AUTOR (2016)

Figura 95 – Análise por imagem de pontos corroídos



Fonte: O AUTOR (2016)

### 5.1.3 Análise de Produto de Corrosão

A análise do produto de corrosão realizada por difração de Raios-X apresentou grande predominância de *Goethita*, conforme apresentado na Tabela 11, que é um óxido de ferro hidratado com 90% de  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  e 10% de  $\text{H}_2\text{O}$ . A identificação desta fase foi apoiada pela espectroscopia RAMAN, na qual se identificou ligação química do tipo O-O ( $\sim 200 \text{ cm}^{-1}$ ). Mais detalhes sobre estes resultados podem ser vistos no Apêndice A. Este resultado confirma que o processo corrosivo se deu pelo oxigênio em meio aquoso, característico na formação de oxihidróxido. Além disso, a ausência de fases do tipo sulfeto de ferro e carbonato de ferro, revela que não houve corrosão pelo  $\text{CO}_2$  e  $\text{H}_2\text{S}$ . Logo, leva-se a crer que a corrosão foi principalmente devido à presença de água do mar aerada na região anular do *riser* durante o tempo de operação.

Tabela 11 – Produto de corrosão encontrado nas armaduras de tração

Local de retirada	Origem da amostra	Fase encontrada	Fórmula química	Tipo
Região do dano	Armaduras de tração	<i>Goethita</i>	$\text{FeO}(\text{OH})$	Oxihidróxido

Fonte: O AUTOR (2016)

## 5.2 Caracterização do Material

### 5.2.1 Microdureza e Teste de Tração

O resultado dos ensaios de microdureza é apresentado na Tabela 12 e o valor médio foi de  $444 \text{ HV}_{0,2}$ . Para os testes de tração, os resultados para os três corpos de prova (CP) são apresentados na Tabela 13 e os valores médios da tensão de escoamento e limite de resistência à tração foram, respectivamente, 1284 MPa e 1528 MPa. A Tabela 13 também apresenta os valores de alongamento medidos nos próprios corpos de prova após a fratura, tomando-se como referência um comprimento de 50 mm nos mesmos. Tanto o valor de dureza quanto os valores da tensão de escoamento e limite de resistência à tração obtidos estão dentro do esperado e compatíveis com valores médios obtidos por Campello (2014), Wallauer (2015) e Coser (2016), conforme reproduzido na Tabela 14.

Tabela 12 – Medidas de microdureza do aço da armadura externa

Ensaio 1 (HV <sub>0,2</sub> )	Ensaio 2 (HV <sub>0,2</sub> )	Ensaio 3 (HV <sub>0,2</sub> )	Ensaio 4 (HV <sub>0,2</sub> )	Ensaio 5 (HV <sub>0,2</sub> )	Média (HV <sub>0,2</sub> )	Desvio padrão
436,0	444,0	442,0	445,0	452,0	<b>444</b>	<b>5,8</b>

Fonte: O AUTOR (2016)

Tabela 13 – Resultados dos testes de tração

Amostra	Tensão de escoamento, $\sigma_y$ (MPa)	Limite de resistência à tração, $\sigma_u$ (MPa)	Alongamento, AL (%) (50 mm)
CP1	1282,19	1520,52	4,88
CP2	1292,99	1542,09	4,46
CP3	1278,28	1521,50	4,10
<b>Média</b>	<b>1284,49</b>	<b>1528,04</b>	<b>4,48</b>
<b>Desvio padrão</b>	<b>7,62</b>	<b>12,18</b>	<b>0,39</b>

Fonte: O AUTOR (2016)

Tabela 14 – Resultados do ensaio de tração e de dureza realizados por outros autores

Referência	Tensão de escoamento, $\sigma_y$ (MPa)	Limite de resistência à tração, $\sigma_u$ (MPa)	Microdureza (HV)
Campello (2014)	1331	1550	*
Wallauer (2015)	1290	1507	420
Coser (2016)	1261	1488	470

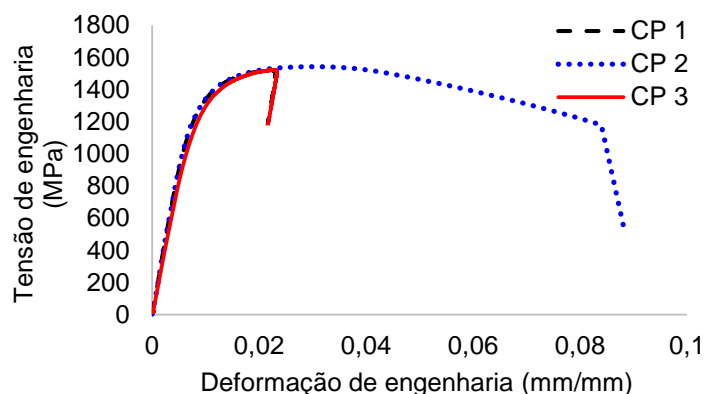
\*Não informado

Fonte: O AUTOR (2016)

A Figura 96 apresenta as curvas tensão versus deformação de engenharia dos três corpos de prova ensaiados, sendo que os CPs 1 e 3 apresentaram, após o início da estricção, uma diminuição na deformação medida pelo *clip gage*. Isto não ocorreu na prática, mas apenas na leitura do sensor e é justificado pelo fato da região de estricção nestes dois CPs ter ocorrido fora do comprimento de medição do *clip gage*, que foi de 25 mm. Estas medidas de deformação não foram utilizadas para a medição do alongamento. As medidas do teste de tração com corpo de prova instrumentado para obtenção do módulo de elasticidade são apresentadas na Tabela 15. O valor médio do módulo de elasticidade deste aço foi de 200 GPa, que é levemente abaixo dos valores normalmente utilizados para aços estruturais (207 – 210 GPa). Além

disso, é o mesmo valor obtido por Campello (2014). Este valor médio, obtido no teste, foi utilizado na determinação das tensões nos testes de fadiga e corrosão-fadiga.

Figura 96 – Curvas tensão-deformação de engenharia do aço da armadura externa



Fonte: O AUTOR (2016)

Tabela 15 – Medidas do módulo de elasticidade do aço da armadura externa

Ciclo 1 (GPa)	Ciclo 2 (GPa)	Ciclo 3 (GPa)	Ciclo 4 (GPa)	Ciclo 5 (GPa)	Média (GPa)	Desvio padrão
200,3	199,4	200,8	199,4	200,6	<b>200</b>	<b>0,7</b>

Fonte: O AUTOR (2016)

### 5.2.2 Composição Química e Metalografia

O resultado da composição química do aço da armadura externa é apresentado na Tabela 16, sendo cada valor uma média de três análises efetuadas. Conforme esta tabela, os três principais elementos de liga deste aço são o carbono, o silício e o manganês, cujos teores são similares aos aços dos trabalhos apresentados na Tabela 1 da revisão bibliográfica. O teor de carbono de 0,66% indica a composição de aço hipoeutetóide, quando considerado o diagrama de equilíbrio de fases Fe-Fe<sub>3</sub>C. De acordo com a classificação AISI (*American Iron and Steel Institute*), a qual é adotada pela ABNT (Associação Brasileira de Normas Técnicas), este aço é classificado como AISI 1065. Ademais, comparando com a norma ISO 16120-2 (2011), este aço pode ser classificado, considerando o teor de carbono, como fio máquina C66D.



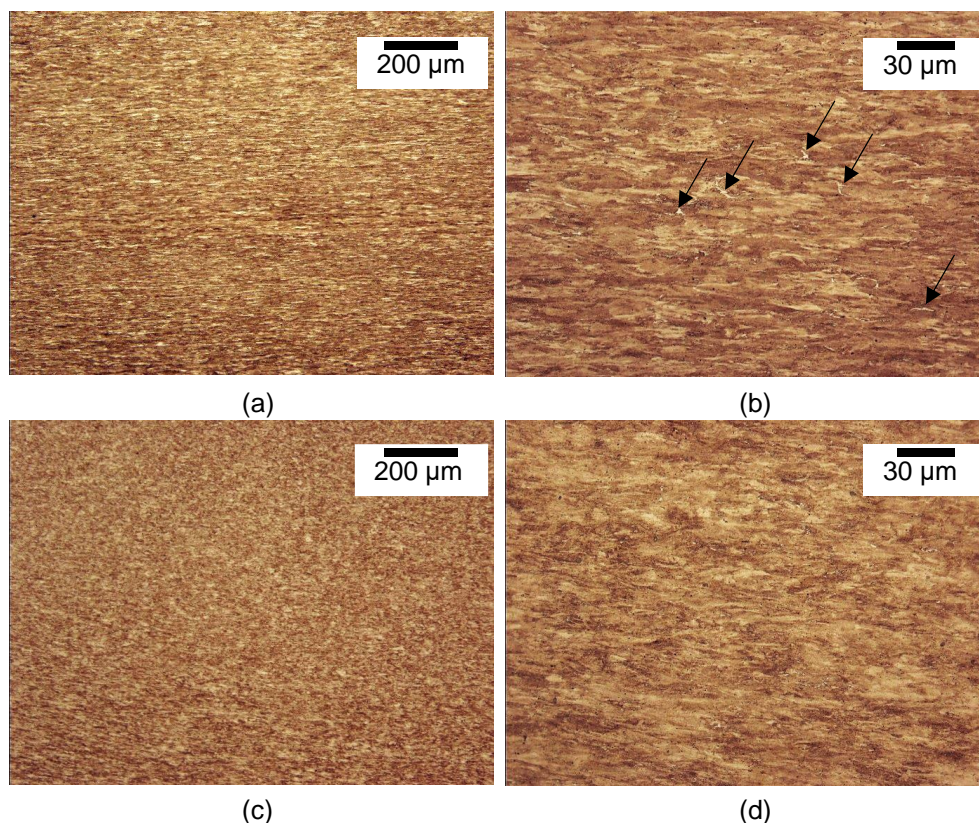
Tabela 16 – Composição química do aço da armadura externa

%C	%Si	%Mn	%P	%S	%Cr	%Mo	%Ni	%Al	%Co
0,66	0,246	0,926	<0,001	0,006	0,02	<0,005	<0,005	<0,001	<0,010
%Cu	%Nb	%Ti	%V	%W	%Pb	%Sn	%B	%Fe	
<0,010	0,002	0,005	<0,001	<0,010	<0,002	<0,001	0,001	Balanço	

Fonte: O AUTOR (2016)

A Figura 97 apresenta as micrografias obtidas em seção longitudinal e transversal da amostra retirada da armadura externa. A microestrutura apresentada é composta predominantemente por perlita fina e com elevada deformação plástica, sendo que, na seção longitudinal, é possível identificar uma orientação das colônias de perlita. Estas características sugerem que no processo fabril deste arame houve tratamento térmico para refino de grão e elevado trabalho a frio, o que era esperado. Além disso, na Figura 97b, pode-se observar uma pequena quantidade de ferrita residual (indicada pelas setas), característica de aços hipoeutetóides. Esta microestrutura também foi relatada por Wallauer (2015) e Coser (2016).

Figura 97 – Micrografias do aço da armadura externa: longitudinal (a) e (b) e transversal (c) e (d)



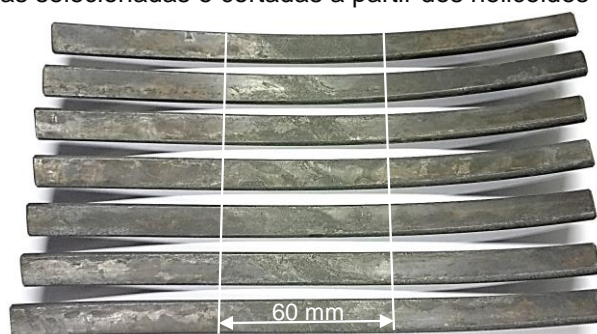
Fonte: O AUTOR (2016)

### 5.3 Seleção de Amostras para Testes de Fadiga

#### 5.3.1 Marcação e Corte do Helicoide

A Figura 98 ilustra um lote de amostras cortadas após a marcação dos helicoides, nas quais se observa a presença de corrosão na região central da face interna do arame. Esta foi a face selecionada, na avaliação geral da corrosão por rugosidade para ser submetida a tensões trativas no teste de flexão a quatro pontos.

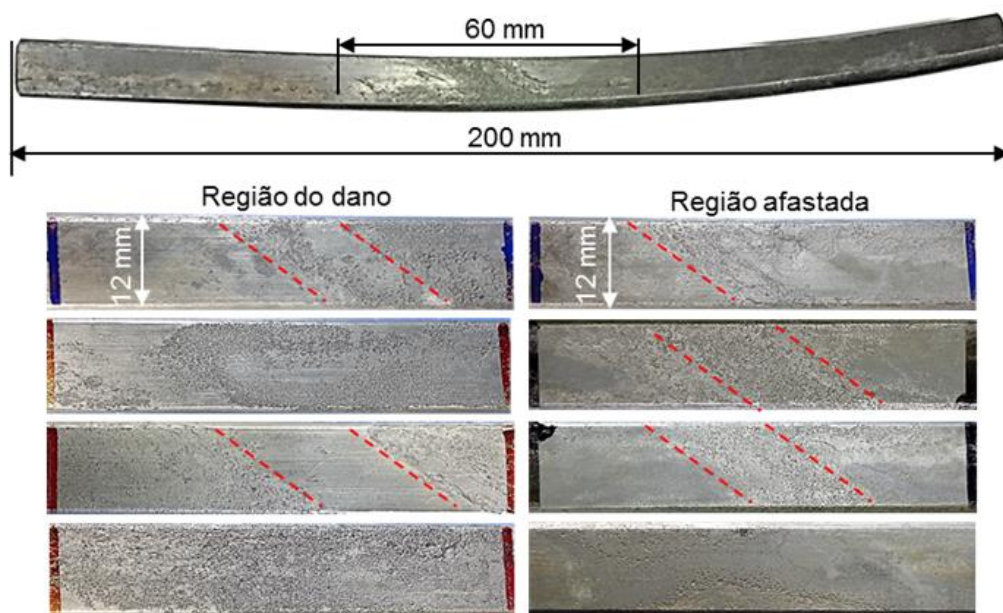
Figura 98 – Amostras selecionadas e cortadas a partir dos helicoides da armadura externa



Fonte: O AUTOR (2016)

Algumas imagens das regiões centrais da face interna das amostras são mostradas na Figura 99. Nestas regiões, foram realizadas as medições de rugosidade de todas as amostras submetidas aos testes de fadiga e corrosão-fadiga. Conforme pode ser observado nesta figura, foi possível obter amostras com a corrosão na região central tanto para a região do dano como para a região afastada. Além disso, em muitas amostras das duas regiões, foi observada uma tendência de corrosão alinhada com o ângulo de assentamento da fita anti-atrito, conforme relatado na literatura e evidenciado durante o processo de dissecação do duto. Este alinhamento é mostrado por linhas pontilhadas inseridas nas imagens da Figura 99.

Figura 99 – Região central das amostras cortadas para testes de fadiga e corrosão-fadiga



Fonte: O AUTOR (2016)

Além do alinhamento da corrosão, a intensidade da corrosão foi mais intensa, em muitas amostras, nas proximidades dos *gaps* desta fita. Efetivamente, durante o processo de escolha das amostras, observou-se também o alinhamento da corrosão com estes *gaps*, como mostra a Figura 100. Este fato confirma o que já havia sido observado, durante a dissecação, para a face externa da armadura interna.

Figura 100 – Alinhamento da corrosão nos *gaps* da fita anti-atrito



Fonte: O AUTOR (2016)

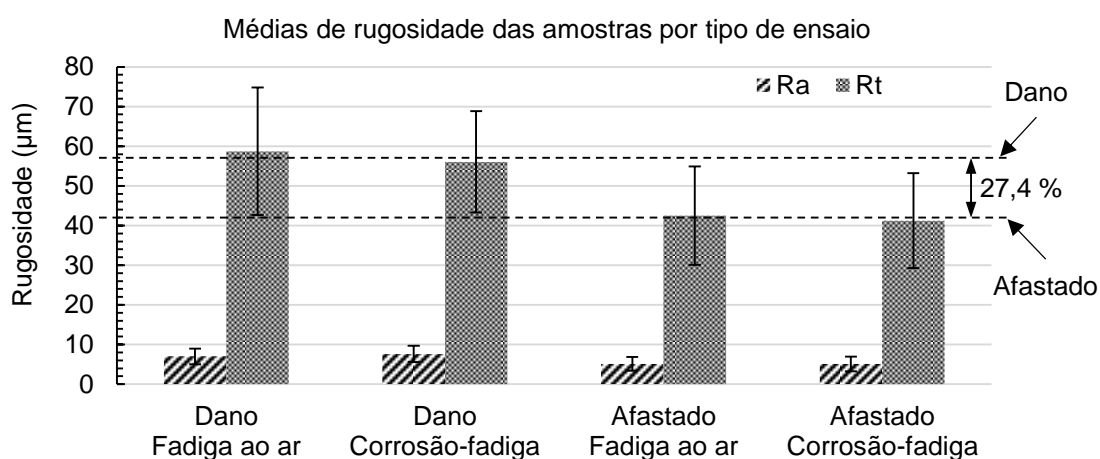
Neste sentido, fica evidente que a região dos *gaps* da fita anti-atrito é uma região com elevada probabilidade de ocorrência de falha por fadiga nos arames. No entanto, apesar da corrosão provavelmente estar relacionada à formação de frestas entre o polímero da fita e o aço dos arames, não está claro como ocorre o mecanismo, visto que foram encontradas três tendências de corrosão: ausência de corrosão no *gap* e corrosão sob a fita adjacente à sua borda (Figura 100); corrosão com alinhamento em ângulo na área do *gap* e, por último, corrosão nas duas áreas (*gap* e

sob a fita), sem identificação de alinhamento. A presença de corrosão mais acentuada na região do *gap* e sua adjacência também foi relatada por Charlesworth *et al.* (2011), Désamais e Taravel-Condât (2006) e Eriksen e Engelbreth (2014). De fato, o ambiente confinado multicamadas e com movimentos relativos entre elas gera uma condição extremamente complexa.

### 5.3.2 Medição de Rugosidade das Amostras

Os valores de  $R_a$  e  $R_t$  médios das amostras selecionadas nas duas regiões para uso nos testes de fadiga e corrosão-fadiga são mostrados no gráfico da Figura 101 e a média por região é apresentada na Tabela 17. Os valores médios de  $R_t$  desta tabela são representados no gráfico da Figura 101, sob a forma de linhas pontilhadas, no qual se observa que as amostras da região afastada tiveram o valor 27,4% menor que as amostras da região do dano. Assim como na avaliação do percentual de área corroída e na avaliação geral da corrosão, a região afastada apresentou menor grau de degradação quando avaliada pela rugosidade das amostras selecionadas. Como informação adicional, os valores médios das medidas de rugosidade de cada amostra utilizada nos testes de fadiga e corrosão-fadiga estão disponíveis no Apêndice B.

Figura 101 – Rugosidade média das amostras utilizadas nos testes



\* Intervalos de erro: um desvio padrão para mais e um para menos

Fonte: O AUTOR (2016)

Analisando-se a Tabela 17 e comparando-se os valores médios de  $R_a$  e  $R_t$  das amostras previamente selecionadas para os testes dinâmicos com os valores médios

obtidos nas amostras da avaliação geral da corrosão realizada, observa-se uma diferença significativa. Os valores de  $R_a$  e  $R_t$  do processo de avaliação geral ficaram, para a região do dano, cerca de 25% menores, enquanto que para a região afastada a diferença foi da ordem de 50%. Esta diferença é plausível e justificada pelo fato das medidas nas amostras selecionadas terem sido feitas sempre em áreas previamente selecionadas com maior corrosão, ou seja, apenas na região central de 60 mm, conforme a Figura 99. Neste sentido, as medidas de rugosidade das amostras selecionadas são mais representativas da intensidade da corrosão, onde ela existe, e, por isso, maiores que aquelas realizadas na avaliação geral. Este resultado mostra a importância do processo de seleção de amostras para a caracterização da corrosão e testes de fadiga.

Tabela 17 – Valores médios de  $R_a$  e  $R_t$  das amostras por região

Avaliação	Dano		Afastado		Diferença entre as regiões	
	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_t$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_t$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_t$ ( $\mu\text{m}$ )
Com amostras selecionadas	7,30	57,40	5,13	41,66	<b>29,7%</b>	<b>27,4%</b>
Com amostras da avaliação geral	5,50	41,71	2,26	21,86	<b>58,9%</b>	<b>47,6%</b>
<b>Diferença entre as avaliações</b>	<b>24,6%</b>	<b>27,3%</b>	<b>55,9%</b>	<b>47,5%</b>		

Fonte: O AUTOR (2016)

Ainda na Tabela 17, observa-se que as diferenças entre as rugosidades das regiões em estudo (coluna à direita) diminuiram, consideravelmente, após a avaliação em amostras selecionadas, o que também é reflexo da escolha das áreas corroídas para a realização dos testes. Assim, para efeito de avaliação de fadiga, uma avaliação geral poderia conduzir a correlações não representativas entre a rugosidade e o desempenho à fadiga. Além disso, conclui-se que, considerando os pontos corroídos, a intensidade da corrosão na região afastada foi da ordem de 30% inferior e não de 50%, como observado pela avaliação geral.

Como apresentado na revisão bibliográfica, os parâmetros  $R_a$  e  $R_t$  são comumente utilizados para estimar o coeficiente de superfície ( $C_s$ ) e, conseqüentemente, estimar o impacto no limite de resistência à fadiga provocado pelo acabamento superficial. Este fator é o inverso do fator  $K_f$  ( $K_f = 1/C_s$ ), ou seja, é sempre menor ou igual a 1, sendo usado com multiplicador (fator de penalização) do limite de

resistência à fadiga do mesmo material com determinado acabamento superficial de referência, normalmente com a superfície polida. Neste sentido, buscou-se estimar os valores de  $C_s$  considerando-se os valores médios de  $R_a$  e  $R_t$  da Tabela 17 e o limite de resistência medido no ensaio de tração. Esta estimativa foi feita utilizando-se os gráficos da Figura 45 e da Figura 46, que apresentam valores de  $C_s$  em função de  $R_a$  e  $R_t$ , respectivamente. As marcações estão disponíveis no Apêndice C. Os valores obtidos de  $C_s$  aproximados são mostrados na Tabela 18. Nesta tabela, também são inseridos valores de  $C_s$  para uma superfície equivalente a um arame novo, para servir de referência.

Tabela 18 – Valores aproximados de  $C_s$  para  $R_a$  e  $R_t$  médios

	Dano		Afastado		Referência	
	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_t$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_t$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_t$ ( $\mu\text{m}$ )
<b>Rugosidade média</b>	<b>7,30</b>	<b>57,40</b>	<b>5,13</b>	<b>41,66</b>	<b>0,4</b>	<b>4</b>
$C_s$	0,54	0,71	0,55	0,71	0,82	0,92
$C_{s\text{corrig}}$	0,66	0,77	0,67	0,77	-	-

Fonte: O AUTOR (2016)

É importante destacar que, se a rugosidade do material de referência conduzir a um valor de  $C_s$  menor que 1, a comparação passa a ser relativa e o fator  $C_s$  a ser estimado deve ser corrigido ( $C_{s\text{corrig}}$ ). Por exemplo, para os gráficos da Figura 45 e da Figura 46, o valor de  $C_s$  de 0,6 deve ser multiplicado pelo limite de resistência à fadiga de um material de referência cujo  $C_s$  é igual a 1, mas, caso esta referência tenha uma rugosidade que gere um  $C_s$  de 0,9, então o valor de 0,6 da superfície avaliada aumenta proporcionalmente, passando, neste caso, a ser 0,67 (razão entre 0,6 e 0,9). De fato, 67% de 0,9 é igual a 60% de 1. Seguindo este raciocínio, os valores de  $C_s$  da Tabela 18 podem ser corrigidos dividindo-os pelo respectivo valor de referência, também contidos nesta tabela.

Portanto, a estimativa do limite de resistência à fadiga dos arames corroídos, utilizando-se o valor médio de  $R_a$  é aproximadamente de 67% do limite de resistência à fadiga do arame novo e de 77% quando considerado o valor médio de  $R_t$ . A diferença entre estes valores pode estar associada ao fato destas estimativas terem sido realizadas em gráficos provenientes de diferentes fontes da literatura. Estes valores de  $C_s$  serão abordados novamente no tópico 5.6, nos quais haverá uma comparação

com o valor de  $K_f$  obtido experimentalmente e também aqueles estimados com uso de modelos teóricos de concentradores de tensão.

## 5.4 Testes de Fadiga

Tanto para os testes de fadiga ao ar quanto para os testes de corrosão-fadiga, a partir dos números de ciclos das falhas e os respectivos valores de variação de tensão, foram geradas curvas S-N. As curvas foram construídas em gráficos com escala logarítmica nos dois eixos, utilizando-se a Equação 20, na forma linearizada, a qual é descrita pela Equação 21. Esta equação é comumente utilizada neste tipo de análise.

$$(\Delta\sigma)^m \cdot N = A \quad (20)$$

$$\log N = \log A - m \cdot \log(\Delta\sigma) \quad (21)$$

Onde:

N – número de ciclos até a falha

$\Delta\sigma$  – Variação de tensão aplicada

m – inclinação da curva

A – número de ciclos para  $\Delta\sigma = 0$

A seguir, são apresentadas as curvas de fadiga dos testes e as comparações com referências da literatura. Os resultados tabulares de todos os testes estão disponibilizados no Apêndice D.

### 5.4.1 Fadiga ao Ar

Para facilitar o entendimento das curvas de fadiga ao ar, foi construída a Tabela 19, que correlaciona os dados do ensaio deste trabalho e da referência utilizada com os nomes utilizados nos gráficos das curvas S-N. Além disso, foi inserido o número de amostras utilizadas na construção das curvas.

Tabela 19 – Nomenclatura dos testes de fadiga ao ar e da referência utilizada

Ensaio	Nº de pontos considerados	Nomenclatura nos gráficos
Fadiga ao ar em amostras da região do dano	8	Dano-Fadiga ao ar
Fadiga ao ar em amostras da região afastada	12	Afastado-Fadiga ao ar
Fadiga ao ar de arames novos – <b>referência da literatura</b>	14	CAMPELLO (2014)-Fadiga ao ar

Fonte: O AUTOR (2016)

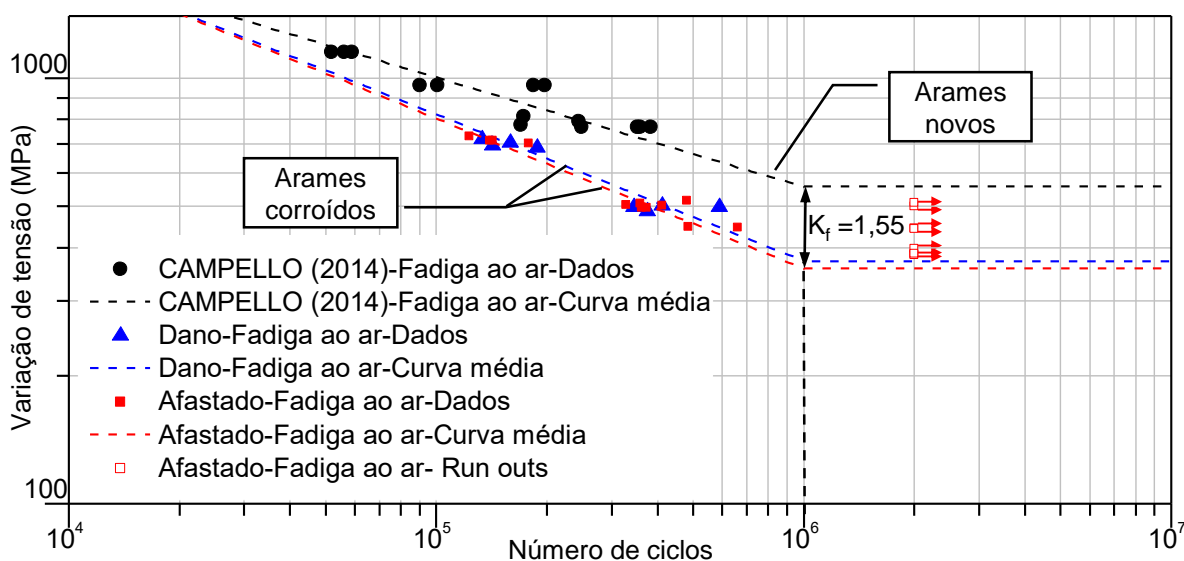
Os resultados dos testes de fadiga ao ar das amostras da região do dano e da região afastada são apresentados na Figura 102. Nesta figura, também é mostrada a curva de referência utilizada para comparação, a qual foi obtida no trabalho de Campello (2014). Para os três casos, a curva média foi traçada de forma livre, sem fixar a inclinação (parâmetro  $m$ ), e o limite de fadiga foi considerado em  $10^6$  ciclos. Como pode ser claramente observado neste gráfico, as resistências à fadiga dos arames das duas regiões, para 700 e 500 MPa de variação de tensão, são muito próximas, podendo ser consideradas estatisticamente iguais. Quando avaliadas pelas curvas médias, esta proximidade também se confirma. Este resultado mostra que, apesar das significativas diferenças no percentual de área corroída e na rugosidade entre os arames destas regiões, o desempenho em fadiga foi igualmente afetado. Esta informação é extremamente importante, pois mesmo a região afastada com menor corrosão, não se obteve um melhor desempenho em fadiga.

Ainda no gráfico da Figura 102, ao comparar os resultados dos arames corroídos com a curva de fadiga de arames novos, do trabalho de Campello (2014), os arames corroídos tiveram um coeficiente de concentração de tensões à fadiga,  $K_f$ , de 1,55. Este valor, que representa também a redução de tensão devido à alteração superficial, foi obtido conforme apresentado na revisão bibliográfica, dividindo-se os limites de resistência à fadiga de referência pelo obtido no teste em análise. Vale lembrar que o conceito de  $K_f$  poderia ser aplicado em diferentes níveis de tensão, o que produziria valores diferentes, uma vez que, em tensões elevadas, o efeito concentrador de tensões é menor. Neste caso, utilizou-se o limite de resistência à fadiga da curva média do teste da região afastada, que foi 359 MPa em  $10^6$  ciclos e aquele do arame novo (referência), cujo valor é 556 MPa. Ademais, se calculada a



razão oposta, ou seja, o valor obtido no teste experimental pelo valor de referência, tem-se 0,65. Este valor é equivalente ao coeficiente de superfície,  $C_s$ , apresentado no item 3.3.4 e está coerente com os valores de 0,67 e 0,77, obtidos a partir das medidas de  $R_a$  e  $R_t$ , respectivamente. No entanto, vale ressaltar que os gráficos utilizados nas estimativas de  $C_s$  não foram construídos para superfícies corroídas, mas para superfícies rugosas regulares, provenientes de diferentes processos de fabricação. A mesma análise também pode ser feita invertendo os valores de 0,67 e 0,77 e comparando-os com o valor de  $K_f$ . Neste caso, os valores de  $K_f$  equivalentes aos valores de  $C_s$ , obtidos a partir da rugosidade, seriam de 1,52 e 1,30 para  $R_a$  e  $R_t$ , respectivamente. Além do mais, o  $K_f$  de 1,55 obtido experimentalmente se mostra também coerente quando comparado aos valores de 1,50 e 1,70, obtidos por Berge *et al.* (2014) em testes de arames corroídos de dois diferentes *risers* retirados de operação. A obtenção do fator  $K_f$  baseada nas medidas dos pites é apresentada no último item deste capítulo.

Figura 102 – Testes de fadiga ao ar – região do dano e afastada



Fonte: O AUTOR (2016), juntamente com dados de CAMPELLO (2014)

#### 5.4.2 Corrosão-Fadiga

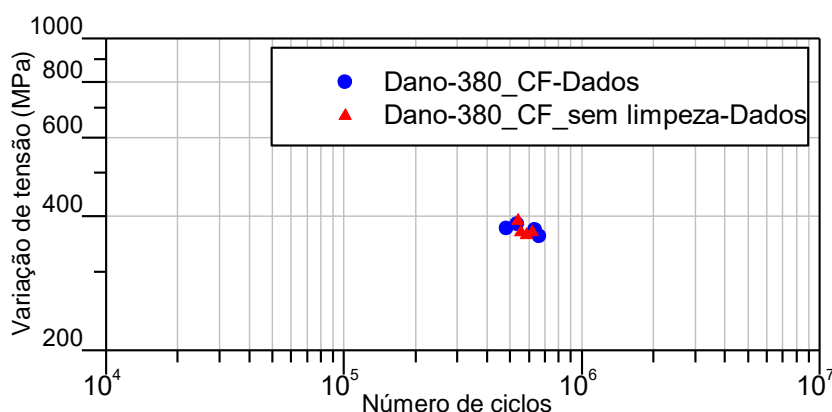
Os valores de pH medidos no início e no final de cada teste, tanto para a condição aerada quanto para a condição desaerada, são apresentados no Apêndice E. O pH inicial ficou sempre próximo de 8,2, valor de referência para a água do mar,

e os valores de pH final tiveram, na maior parte dos testes das duas condições, uma redução próxima de 1,0, promovendo um meio próximo ao neutro. Leva-se a crer que esta queda no pH esteja associada a um pequeno consumo de íons hidroxila ( $\text{OH}^-$ ) pelos íons de ferro ( $\text{Fe}^{2+}$ ) da solução, os quais podem ser gerados tanto no processo corrosivo em água do mar aerada quanto desaerada. Neste último caso, em menor quantidade, uma vez que a formação dos íons de ferro a partir do metal é controlada pela lenta reação catódica do hidrogênio em pH alcalino. Ademais, a diminuição do pH, neste caso, não é proporcional a concentração de íons de ferro, já que em pH aproximadamente igual ou menor que 7,0, o excesso destes íons tende a não consumir a hidroxila.

As medidas de oxigênio dissolvido (OD) realizadas durante a validação do procedimento do teste com água do mar desaerada são apresentadas também no Apêndice E. O valor no terceiro dia de medição ficou em 28 ppb. Os valores medidos foram da ordem de 200 vezes menor que o valor do teste com água do mar aerada, no qual o oxigênio dissolvido atinge teores da ordem de 8000 ppb. Além disso, uma vez que a cuba de testes é mantida pressurizada com nitrogênio, espera-se a diminuição destes valores com o tempo, dado o elevado consumo pelos pregos de aço utilizados para simular a condição de confinamento.

Antes de apresentar as curvas S-N dos testes de corrosão-fadiga, são apresentados, na Figura 103, os resultados comparativos de corrosão-fadiga em meio aerado de amostras com e sem a limpeza prévia, conforme descrito no procedimento experimental. Estes resultados mostram que a realização de limpeza por decapagem para medição de rugosidade não influenciou o resultado do teste de corrosão-fadiga, em meio aerado. O fato destas amostras terem sido corroídas apenas por oxigênio, fez que o produto de corrosão formado não apresentasse uma barreira eficiente a tal ponto de proteger a amostra do processo corrosivo. Além disso, devido ao fato destas amostras já possuírem pites de corrosão, o efeito corrosivo inicial de formação de pites já havia ocorrido para os dois casos. No entanto, é importante destacar que, para arames que tenham produtos de corrosão com maior aderência e eficiência na formação de filme protetor, o comportamento pode ser diferente.

Figura 103 – Corrosão-fadiga de amostra com e sem limpeza prévia



Fonte: O AUTOR (2016)

Assim como nos resultados do teste de fadiga ao ar, foi construída a Tabela 20 informando a nomenclatura utilizada nos gráficos para cada ensaio analisado, incluindo a referência de corrosão-fadiga de arames novos em meio aerado. O número de pontos considerados na construção das curvas S-N também é apresentado.

Tabela 20 – Nomenclatura dos testes de corrosão-fadiga e da referência utilizada

Ensaio	Nº de pontos considerados	Nomenclatura nos gráficos
Corrosão-Fadiga em amostras da região do dano – água do mar aerada	22	Dano-CF_aerado
Corrosão-Fadiga em amostras da região afastada – água do mar desaerada	20	Afastado-CF_desaerado
Corrosão-fadiga de arames novos em água do mar aerada– <b>referência da literatura</b>	16	BARNES (2014)-CF_aerado

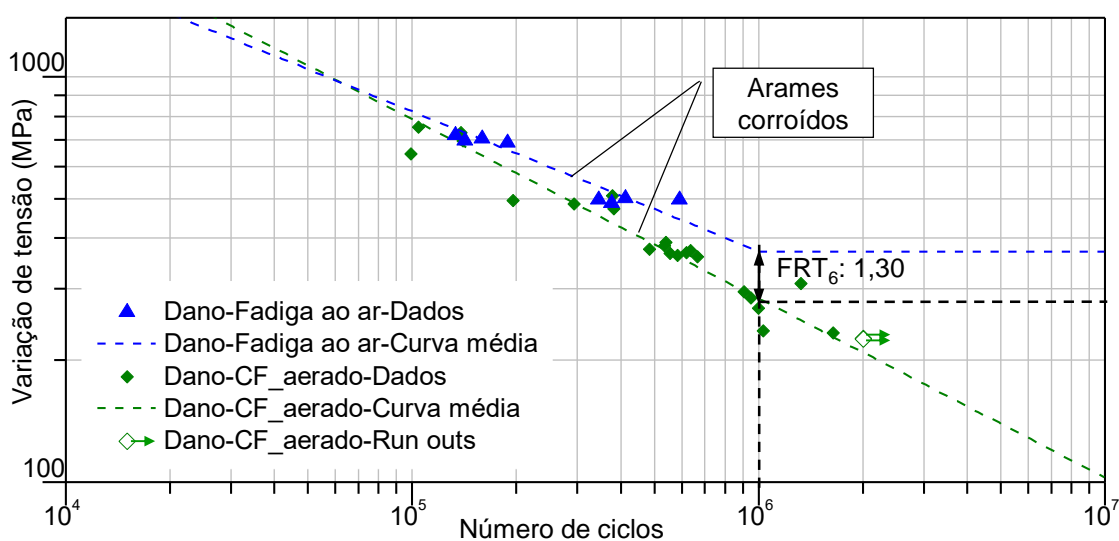
Fonte: O AUTOR (2016)

Neste trabalho, a fim de padronizar a comparação entre as diferentes curvas dos testes de corrosão-fadiga, bem como destas com as curvas ao ar, utilizou-se um fator de redução de tensão em  $10^6$  ciclos ( $FRT_6$ ), o qual foi obtido, matematicamente, da mesma forma que o fator  $K_f$ . A diferença entre eles, portanto, é que o  $FRT_6$  contempla o efeito corrosivo dos testes em análise. Este valor de  $10^6$  ciclos foi escolhido para coincidir com o critério de vida infinita aplicado às curvas ao ar e também utilizado para obtenção do fator  $K_f$ .

Os resultados do teste de corrosão-fadiga da região do dano são apresentados na Figura 104, na qual também foram reproduzidos os resultados do teste de fadiga ao ar em arames da mesma região. Nesta figura, pode-se observar um pequeno efeito

deletério da água do mar aerada na resistência à fadiga dos arames corroídos. Ao analisar as inclinações das curvas médias, observa-se que a queda no desempenho do arame corroído em água do mar aerada em relação ao teste de fadiga ao ar foi considerável, porém, não elevada. De fato, no teste de fadiga ao ar, os arames já haviam sofrido um processo corrosivo que contribuiu fortemente para o início do trincamento, aproximando os dois resultados. Considerando-se o número de ciclos em  $10^6$ , o fator de redução de tensão em fadiga ( $FRT_6$ ) foi de 1,30.

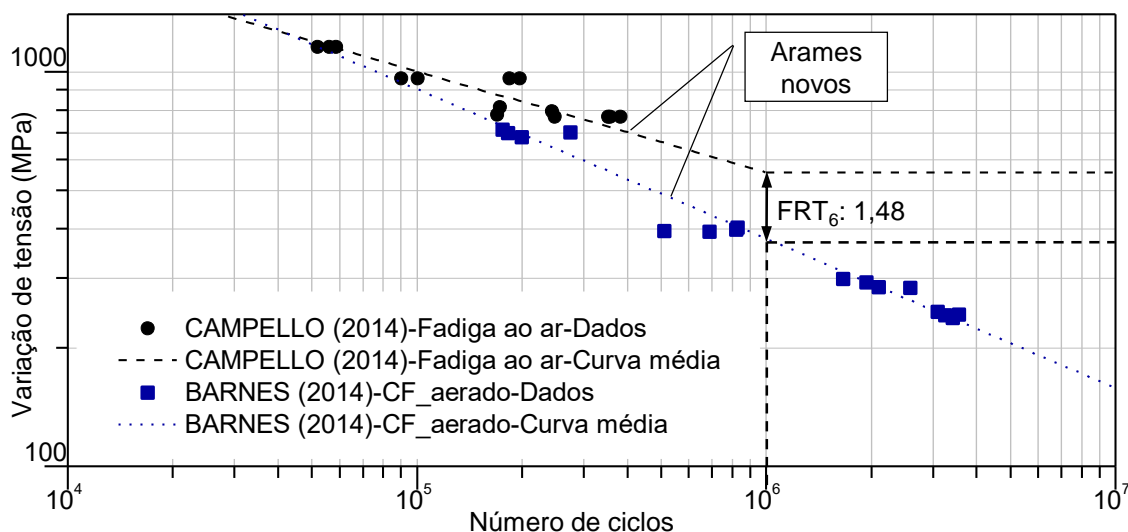
Figura 104 – Resultados dos testes de fadiga e corrosão-fadiga para arames da região do dano



Fonte: O AUTOR (2016)

Em arames novos, comparando-se o teste de fadiga ao ar com a corrosão-fadiga em meio aerado, dado pelas referências mostradas na Figura 105, nota-se uma significativa redução na resistência à fadiga causada pela água do mar aerada, a qual gerou um  $FRT_6$  de 1,48. Assim, comparando-se com o valor de 1,30 obtido nesta mesma análise para arames corroídos, observa-se que o efeito do meio na vida à fadiga foi mais pronunciado em arames íntegros do que em arames corroídos, o que mostra a elevada influência da condição superficial destes arames nos testes realizados.

Figura 105 – Dados de testes de fadiga ao ar e corrosão-fadiga em meio aerado para arames novos



Fonte: O AUTOR (2016), dados de BARNES (2014) e CAMPELLO (2014)

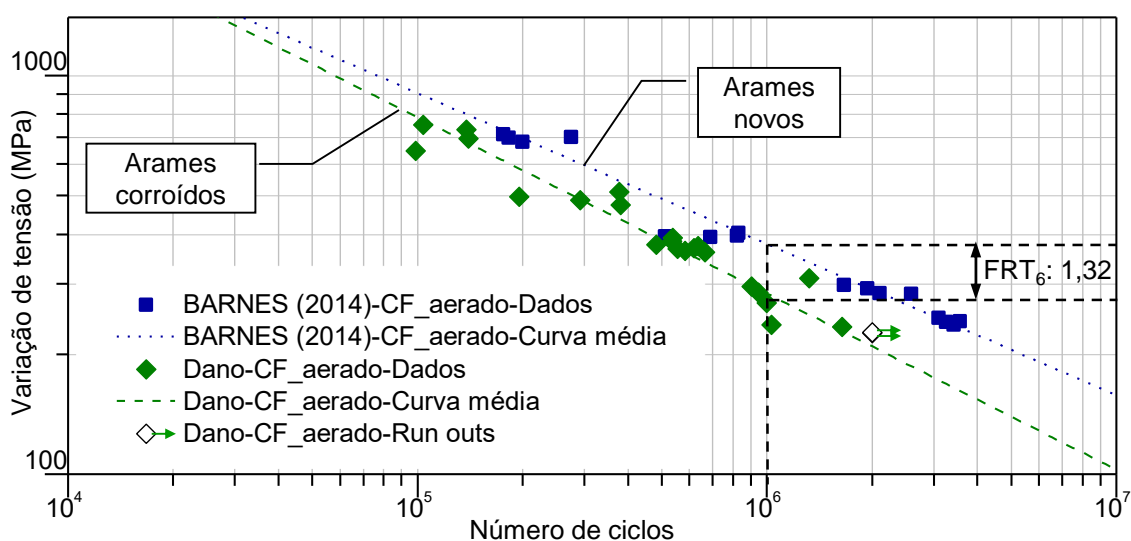
Os resultados do teste de corrosão-fadiga da região do dano em meio aerado são mostrados, juntamente com a referência utilizada para este meio, no gráfico da Figura 106. Nesta figura, pode ser observado que, em água do mar aerada, os arames corroídos tiveram desempenho consideravelmente menor que os arames novos do trabalho de Barnes (2014), evidenciando, também, neste meio uma grande influência da pré-corrosão. Considerando-se as curvas médias o valor do  $FRT_6$  causado pela pré-corrosão, em testes de corrosão-fadiga em meio aerado, foi de 1,32. Comparando-se com a mesma análise (arame novo versus arame corroído) feita nos resultados de fadiga ao ar, onde foi obtido  $K_f = 1,55$ , conclui-se que a pré-corrosão possui maior influência na fadiga ao ar do que na corrosão-fadiga a 2Hz, em meio aerado. Este comportamento é explicado pelo fato de, em ambiente corrosivo, a superfície de arames novos ser mais sensível do que os arames corroídos e também pelo fato de, na fadiga ao ar, os pites pré-existentes nos arames corroídos terem efeito altamente deletério.

Para ter ideia do impacto da redução de resistência à fadiga, provocada pelos pites pré-existentes, sobre a vida de um *riser*, o caso da Figura 106 é analisado fazendo-se a comparação das curvas no eixo das abcissas, ou seja, no número de ciclos. Neste sentido, considerando-se uma variação de tensão hipotética de operação de aproximadamente 250 MPa, na Figura 106, tem-se  $2,94 \times 10^6$  ciclos na curva dos arames novos e  $1,35 \times 10^6$  ciclos na curva dos arames corroídos gerando, assim, um

fator de redução de vida de 2,18. Com isso, de forma aproximada, um *riser* que tenha sido projetado, com a curva S-N do trabalho de Barnes (2014), para 30 anos de operação, teria sua vida reduzida para 13,8 anos, caso sua vida seja reavaliada utilizando a curva obtida com arames corroídos.

Ainda na Figura 106, a queda no desempenho do arame retirado de campo mostra que, para arames novos, o ensaio de corrosão-fadiga a 2 Hz em água do mar aerada não reproduz o comportamento dos arames da armadura de tração em uma condição de anular alagado. Assim, conclui-se que a frequência de 2Hz não reproduz adequadamente a corrosão-fadiga de arames com superfícies íntegras em água do mar aerada. De fato, a nucleação e crescimento do pite de corrosão é dependente do tempo e impacta diretamente o mecanismo de trincamento por corrosão-fadiga.

Figura 106 – Resultados dos testes de corrosão-fadiga para arames da região do dano juntamente com a referência utilizada para a mesma condição

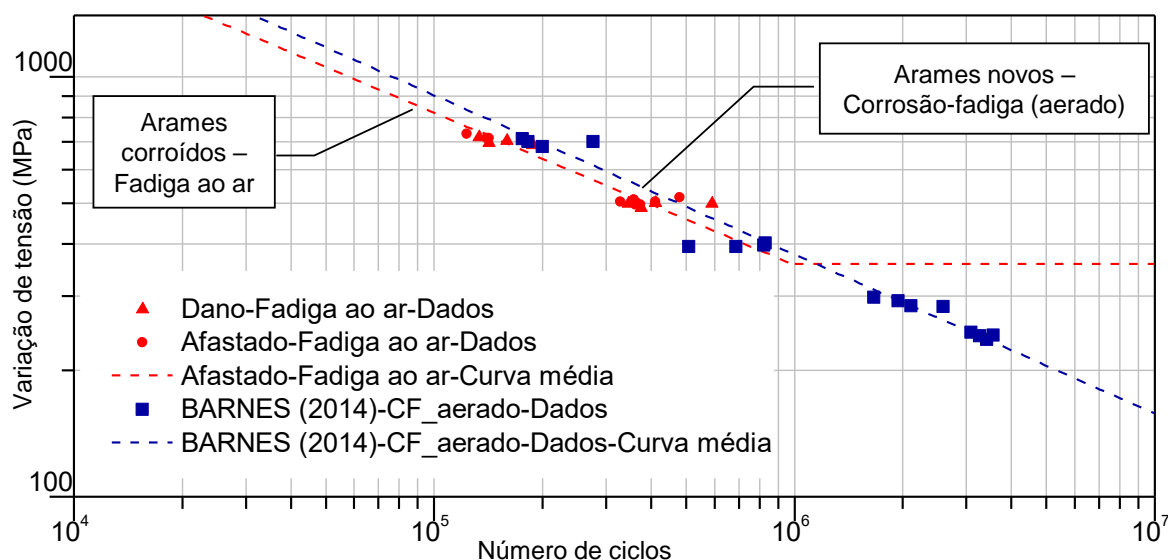


Fonte: O AUTOR (2016), juntamente com dados de BARNES (2014)

Desta forma, considerando-se a curva do arame novo do trabalho de Barnes (2014) como a referência para um dado projeto de *riser*, o que representaria uma situação de ruptura da capa externa e sem a presença de contaminantes como CO<sub>2</sub> e H<sub>2</sub>S, em poucos anos, a premissa de projeto já estaria inválida, uma vez que nos anos seguintes os arames já corroídos teriam um desempenho inferior. Além do mais, ao comparar a curva do arame novo de referência, levantada em meio aerado, com os resultados de fadiga ao ar dos arames corroídos, ambos reproduzidos na Figura 107, observa-se uma proximidade das curvas médias e de suas inclinações, sendo a

curva ao ar com resultados levemente inferiores. Isto mostra que, neste caso, a pré-existência da corrosão na fadiga ao ar pode ser tão nociva quanto o meio aerado para arames novos, desconsiderando-se o limite de fadiga.

Figura 107 – Resultados dos testes de fadiga ao ar para arames da região do dano e da região afastada juntamente com a curva de referência utilizada para corrosão-fadiga

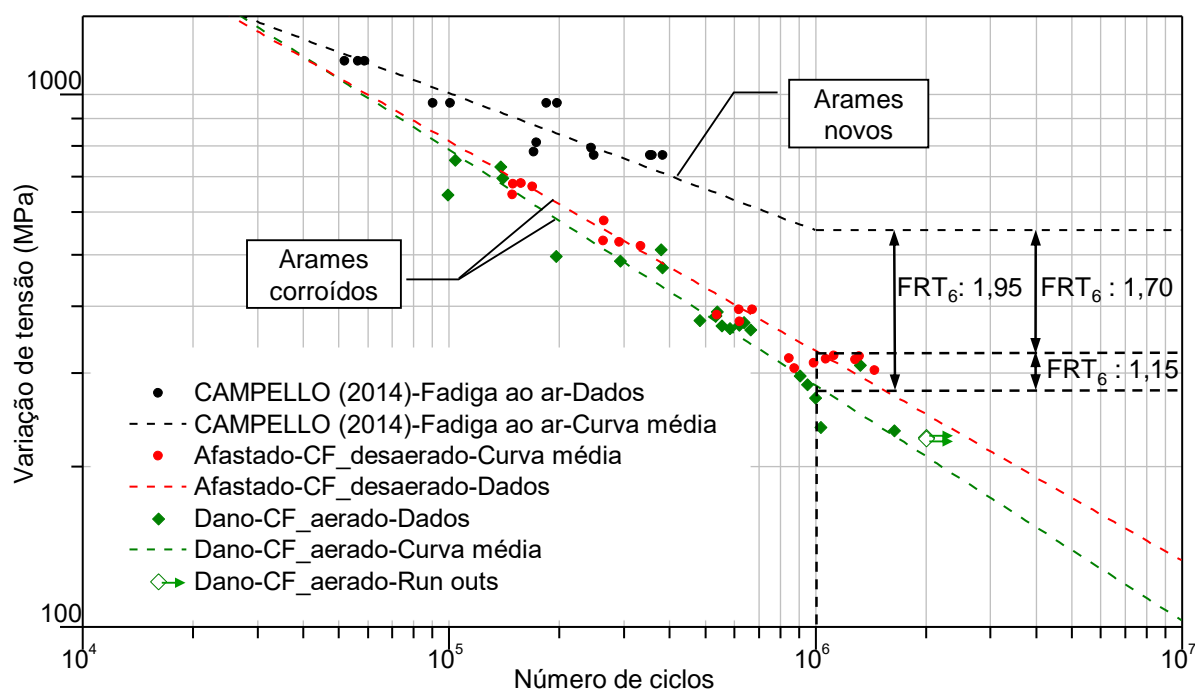


Fonte: O AUTOR (2016), juntamente com dados de BARNES (2014)

Os resultados dos testes de corrosão-fadiga em água do mar desaerada, utilizando os arames da região afastada, são apresentados na Figura 108. Conforme colocado nos procedimentos experimentais, esta condição foi proposta pelo fato de reproduzir a condição de ausência de oxigênio no anular do *riser*, dado pelo seu consumo total em situação de reparo na capa externa ou reterminação com retirada do trecho avariado.

Levando em consideração, na análise de fadiga ao ar, que os arames da região afastada possuem a mesma resistência à fadiga dos arames da região do dano, os testes em meio aerado e desaerado podem ser comparados, apesar das diferentes origens das amostras. Assim, ao avaliar as duas curvas de corrosão-fadiga da Figura 108, observa-se uma suave melhora no teste em meio desaerado, o que está coerente com o esperado, já que houve uma atenuação no efeito corrosivo durante o teste. No entanto, esta melhora não foi tão significativa, já que os pites presentes desde o início dos testes contribuem significativamente para o início do trincamento. O valor de  $FRT_6$  entre os dois testes foi de 1,15. Esta diferença pode ser mais pronunciada se novos testes forem realizados em uma frequência menor que 2 Hz.

Figura 108 – Curvas S-N dos testes de corrosão-fadiga de arames corroídos em meio aerado e desaerado e de fadiga ao ar de arames novos



Fonte: O AUTOR (2016), juntamente com dados de CAMPELLO (2014)

Também na Figura 108, ao comparar uma possível condição de projeto de *risers* (arame íntegro e anular seco), representada pela curva obtida por Campello (2014), com a condição de anular alagado, devido à abertura na capa externa (meio aerado), e arames corroídos, tem-se um distanciamento das curvas de fadiga considerável, evidenciando uma redução de vida dos arames das armaduras de tração. Esta redução foi de 1,95 em  $10^6$  ciclos. Fazendo-se esta mesma análise para a condição de anular alagado e meio estanque desaerado, o fator  $FRT_6$  teve uma leve melhora, sendo de 1,70, o que está coerente com a menor agressividade do meio desaerado. Deste modo, em uma eventual reavaliação de vida à fadiga do *riser* com anular alagado, com uso destas curvas em meio aerado ou desaerado, pode-se estimar o tempo máximo da continuidade operacional do *riser*. Além disso, em termos práticos, a curva de fadiga do arame corroído em meio desaerado, representa, para o corpo tubular do *riser*, tanto a condição com reparo na capa externa quanto a de reterminação, considerando-se o corte a pelo menos 5 metros do dano.

De forma resumida e visando a sintetizar os principais resultados apresentados, os fatores de redução da tensão em fadiga em  $10^6$  ciclos, assim como os efeitos do ambiente corrosivo e da pré-corrosão, são reapresentados na Tabela 21.



Tabela 21 – Resumo das análises e dos efeitos observados

Análise	Efeito
Dano x Afastado – Fadiga ao ar	Desempenho similar
Arame corroído x Arame novo – Fadiga ao ar	Fator $K_f = 1,55$
Fadiga ao ar x Corrosão-fadiga (aerado)	O efeito do meio é mais pronunciado em arames novos
Arame corroído x Arame novo – Corrosão-fadiga (aerado)	$FRT_6 = 1,32$
Arame corroído x Arame novo	O efeito da pré-corrosão é mais pronunciado na fadiga ao ar do que na corrosão-fadiga em meio aerado
Arames corroídos – aerado x desaerado	$FRT_6 = 1,15$
Fadiga ao ar (arames novos) x Corrosão-fadiga – aerado (arames corroídos)	$FRT_6 = 1,95$
Fadiga ao ar (arames novos) x Corrosão-fadiga – desaerado (arames corroídos)	$FRT_6 = 1,70$

Fonte: O AUTOR (2016)

Além dos parâmetros “m” e “log A”, na Tabela 22, são colocados também os desvios padrão para os pontos considerados nas curvas S-N médias. Como pode ser observado na tabela, os desvios padrão dos testes com arames corroídos (Dano e Afastado) foram relativamente pequenos, o que mostra que a seleção de amostras foi adequada e contribuiu para a qualidade dos resultados. Efetivamente, a presença de pites de corrosão, antes do início dos testes, promove uma condição de similaridade entre as amostras no que diz respeito à probabilidade de iniciação de trincas.

Por fim, dadas as diferenças nos desvios apresentados, os fatores de redução de vida estimados podem sofrer alterações, se forem analisados em termos de curvas de projeto. Além disso, os testes de fadiga ao ar com arames corroídos foram realizados com menor número amostras e níveis de tensão que as demais curvas, o que também pode conduzir a pequenas alterações nos resultados.

Tabela 22 – Parâmetros das curvas de fadiga apresentadas

Curvas de fadiga	N° de pontos	m	Log A	Desvio padrão	Log $\bar{A}$
<b>Fadiga ao ar</b>					
Dano-Fadiga ao ar	8	2,90	13,45	0,08	13,26
Afastado-Fadiga ao ar	12	2,83	13,23	0,06	13,09
CAMPELLO (2014)-Fadiga ao ar	14	3,89	16,68	0,13	16,40
<b>Corrosão-Fadiga</b>					
Dano-CF_aerado	22	2,26	11,55	0,09	11,35
Afastado-CF_desaerado	20	2,54	12,39	0,07	12,25
BARNES (2014)-CF_aerado	16	2,64	12,8	0,09	12,61

Fonte: O AUTOR (2016)

## 5.5 Análise das Fraturas

### 5.5.1 Análise Fractográfica

Após a realização de imagens da região tracionada e da fratura das amostras, foram selecionadas, conforme descrito no procedimento experimental, duas amostras da fadiga ao ar e duas amostras de cada teste de corrosão-fadiga, as quais foram consideradas representativas para caracterização dos resultados. A Figura 109 mostra as regiões de fratura das duas amostras do teste de fadiga ao ar da região do dano, sendo uma para o nível de carregamento de 700 MPa e outro para 500 MPa. Para os dois casos da Figura 109, na vista superior da área tracionada, pode ser notado que as fraturas ocorreram em regiões de elevada corrosão, o que era esperado. Além disso, a corrosão nestas amostras evidencia muito bem o processo de corrosão localizada no espaçamento (*gap*) do helicóide da fita anti-atrito, comprovando que a corrosão nesta região contribuiu para a falha dos arames. As imagens das fraturas mostram dois diferentes aspectos encontrados, sendo a fratura do teste em 700 MPa caracterizada por múltiplos pontos de nucleação e propagação de trincas e, no teste em 500 MPa, observa-se uma região de propagação dominante acompanhada de uma delaminação do material, sendo esta indicada pela seta pontilhada. Estes fenômenos não estão, necessariamente, associados ao nível de tensão do teste, uma vez que ambos foram encontrados tanto em amostras ensaiadas em 700 MPa quanto em 500 MPa. Mais adiante, a superfície de fratura do teste em 700 MPa é explorada em maior detalhe.

Figura 109 – Aspecto geral da fratura de amostras de testes de fadiga ao ar



Fonte: O AUTOR (2016)

Para os testes de corrosão-fadiga, a Figura 110 e a Figura 111 apresentam, respectivamente, fractografias de amostras em meio aerado e desaerado, sendo, para cada condição, uma amostra de teste em elevada tensão (700 MPa) e a outra em baixa tensão (380 MPa). Nestas duas figuras pode ser visto que, para a variação de tensão de 700 MPa, a propagação longitudinal da fratura é consideravelmente menor que em 380 MPa. Este comportamento foi verificado para todas as amostras dos testes de corrosão-fadiga, onde a maior tensão gerou as menores propagações longitudinais. Na verdade, no nível de tensão mais baixo e, conseqüentemente, com maior tempo de ensaio até a fratura, tem-se uma maior contribuição do meio corrosivo na propagação da trinca, favorecendo sua orientação na mesma direção do alinhamento das colônias e lamelas de perlita, ou seja, na direção longitudinal.

Figura 110 – Aspecto geral da fratura de amostras de testes de corrosão-fadiga em meio aerado



Fonte: O AUTOR (2016)

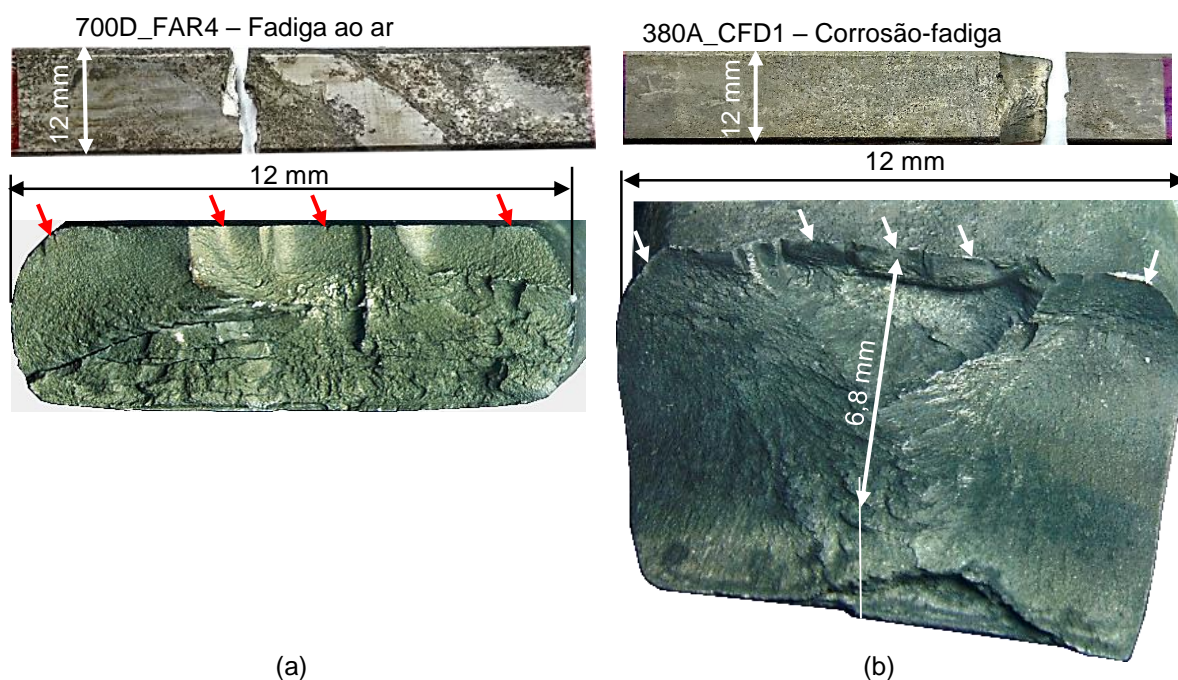
Figura 111 – Aspecto geral da fratura de amostras de testes de corrosão-fadiga em meio desaerado



Fonte: O AUTOR (2016)

Após análise com lupa em 12 amostras pré-selecionadas, conforme procedimento do item 4.9.1, dois tipos principais de fraturas foram identificados, o quais são apresentados por meio das ampliações das imagens das fraturas das amostras 700D\_FAR4 da Figura 109 e 380A\_CFD1 da Figura 111, exibidas na Figura 112. Nesta Figura 112, é possível observar mais claramente os aspectos das fraturas. Comparando a fratura do teste de fadiga ao ar (Figura 112a) com a fratura do teste de corrosão-fadiga (Figura 112b), verifica-se uma notável diferença relacionada à direção de propagação. Na fratura do teste de corrosão-fadiga a 380 MPa (Figura 112b), após certa propagação na direção transversal ocorre mudança de direção e a propagação passa a ocorrer em um ângulo suficiente para percorrer 6,8 mm na direção longitudinal. Para a Figura 112a, a fratura é predominantemente transversal à seção do arame. Além disso, para as duas amostras, também pode ser observado que a fratura ocorreu a partir de trincas nucleadas em vários pontos (marcados pelas setas), o que gerou superfícies de fratura com vários planos de propagação. Isto provavelmente está associado à presença de múltiplos pites provenientes da corrosão após exposição em campo. Na Figura 112b, nota-se a divisão da fratura em três macroregiões de propagação que se encontram no centro da fratura, sendo duas propagações originadas nas bordas e uma proveniente do meio da face. Estas duas imagens mostram que a nucleação de trincas de fadiga, nestes arames pré-corroídos, pode ocorrer em qualquer posição entre as bordas da face tracionada.

Figura 112 – Fractografias de amostras de (a) testes de fadiga ao ar com  $\Delta\sigma = 700$  MPa e (b) corrosão-fadiga em meio desaerado com  $\Delta\sigma = 380$  MPa



Fonte: O AUTOR (2016)

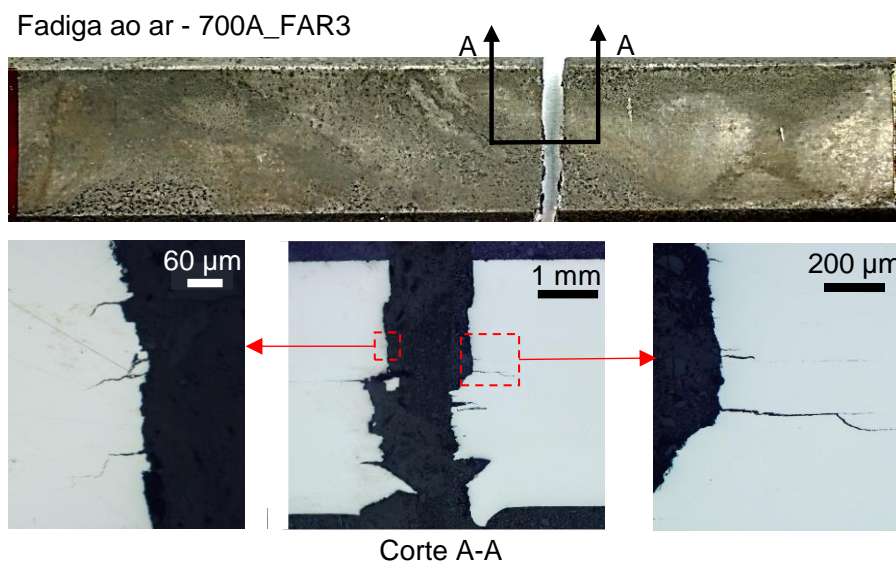
### 5.5.2 Trincas Secundárias

Apesar do corte longitudinal e a avaliação de trincas secundárias terem sido realizados em comprimento de 20 mm de cada lado da fratura, os resultados apresentados constam apenas os comprimentos longitudinais de interesse, onde se observou algum evento relevante. Das seis análises realizadas, foram selecionados três casos que produziram informações mais relevantes, sendo um para fadiga ao ar, em elevada tensão de teste, e dois para corrosão-fadiga (elevada e baixa tensão de teste).

A Figura 113 mostra a macrografia do corte A-A da amostra 700A\_FAR3 ( $\Delta\sigma = 700$  MPa), onde podem ser observadas as seções longitudinais das duas faces da fratura. Nesta macrografia, é possível verificar que a propagação da fratura ocorreu na direção transversal, mas com pequenas propagações longitudinais secundárias. No detalhe da esquerda desta figura, vê-se uma região plana com maior aumento e se observam três pontos com microtrincas secundárias na direção longitudinal, paralelas à orientação da trefilação e, conseqüentemente, das colônias de perlita. No detalhe da direita, ainda na Figura 113, nota-se uma trinca secundária longitudinal

com aproximadamente 600  $\mu\text{m}$ , a qual, inclusive, sofre uma mudança de direção na propagação. Assim, apesar desta fratura ter sido proveniente de um teste de fadiga ao ar em elevada tensão, foram detectadas microtrincas secundárias longitudinais.

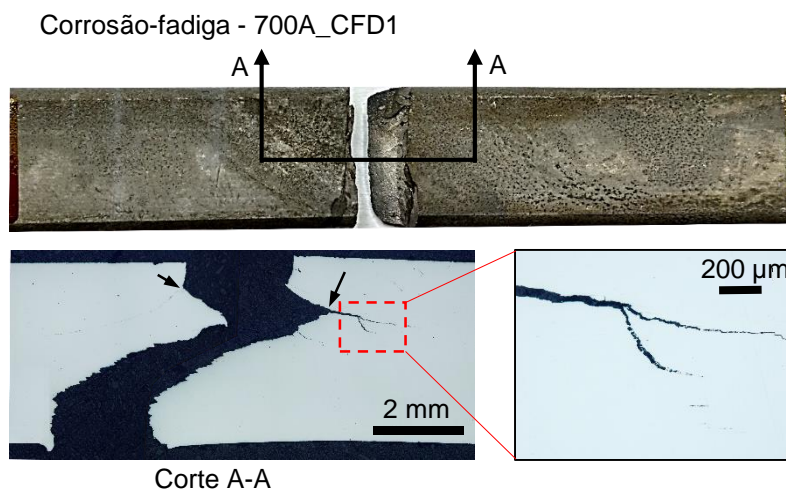
Figura 113 – Corte longitudinal em amostra fraturada no teste de fadiga ao ar



Fonte: O AUTOR (2016)

A macrografia do corte longitudinal da amostra do teste de corrosão-fadiga em meio desaerado e elevada tensão (700 MPa) é apresentada na Figura 114. Na imagem do corte A-A desta figura, nota-se o início da propagação de aproximadamente 1 mm na direção transversal, seguida de uma primeira bifurcação e alteração da direção para a direita com aproximadamente 1,5 mm de propagação. Ao final deste segundo trecho, ocorre uma segunda bifurcação, onde há nova alteração da direção da trinca principal da fratura e, de forma mais evidente, a presença de uma trinca secundária longitudinal, que seria a continuidade da propagação de 1,5 mm. No detalhe à direita, observa-se uma nova bifurcação da própria trinca secundária. A trinca principal avança por aproximadamente 4 mm a 45° e, depois, volta à direção transversal, finalizando a fratura. Assim, quando comparamos com o teste de fadiga ao ar, no mesmo nível de tensão, as bifurcações e propagações no teste de corrosão-fadiga são mais evidentes e com maiores comprimentos, comprovando a influência do meio no processo de trincamento, favorecendo a propagação na direção da trefilação.

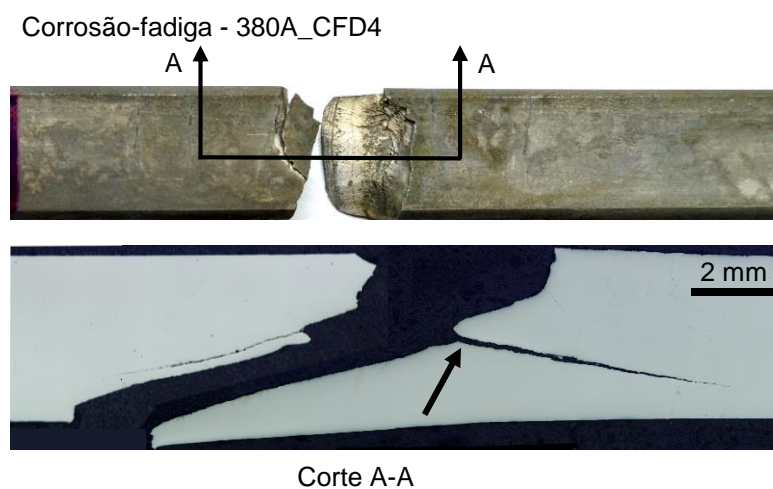
Figura 114 – Macrografia do corte longitudinal de amostra fraturada do teste de corrosão-fadiga em meio desaerado a 700 MPa



Fonte: O AUTOR (2016)

A macrografia da Figura 115 é de uma amostra também do teste em meio desaerado, porém em baixo nível de tensão (380 MPa). Nesta figura, é facilmente observado o fenômeno da bifurcação, também identificado nas outras macrografias, uma vez que, neste caso, o trincamento secundário é da mesma magnitude da trinca principal. Esta maior evolução da trinca secundária provavelmente está associada ao maior tempo de atuação do meio, quando comparado com o teste a 700 MPa. Em seu trabalho de mestrado com arame similar, Coser (2016) também verificou este mesmo tipo de bifurcação em amostra fraturada em teste de corrosão-fadiga.

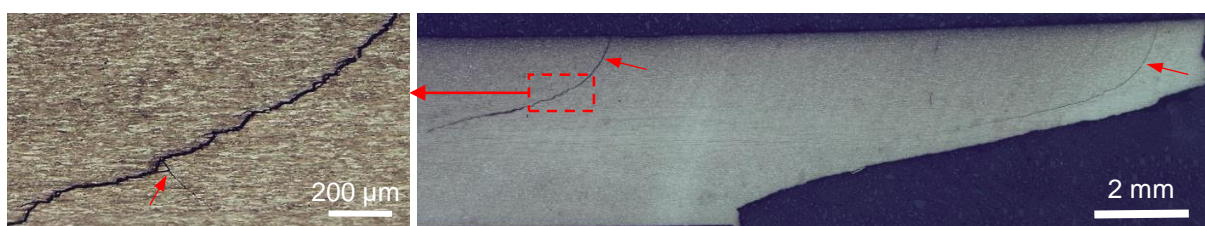
Figura 115 – Macrografia do corte longitudinal de amostra fraturada do teste de corrosão-fadiga em meio desaerado a 380 MPa



Fonte: O AUTOR (2016)

Tanto as bifurcações quanto as deflexões das trincas, com propagação no sentido da deformação plástica de fabricação, estão de acordo com os trabalhos de Toribio *et al.* (2009) e Barnes (2014). Este comportamento mostra que o alongamento da perlita, na direção longitudinal, atua como barreira para a trinca, que inicia sua propagação na direção transversal. Além disso, a orientação da perlita atua de modo a facilitar o percurso da trinca na direção longitudinal favorecendo, inclusive, a propagação em regiões de delaminação, como apresentado na Figura 109.

Figura 116 – Trincas secundárias observadas em corte longitudinal de amostra fraturada do teste de corrosão-fadiga em meio aerado a 380 MPa



Fonte: O AUTOR (2016)

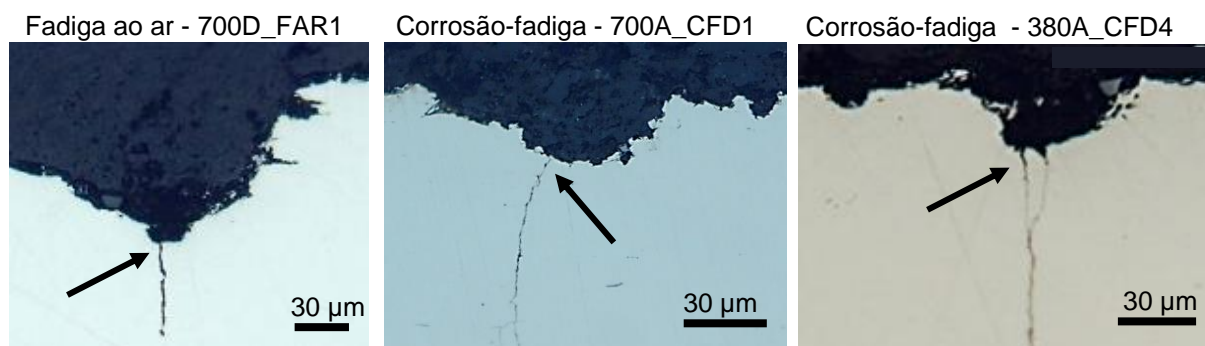
Em outras amostras foram identificadas, também, trincas secundárias partindo de outro ponto da superfície e se propagando paralelamente à trinca principal, como pode ser observado na indicação das setas (duas trincas secundárias partindo da superfície) na imagem à direita da Figura 116, onde é apresentada a amostra que sofreu ataque químico. No detalhe à esquerda da Figura 116, observa-se o caminho desenvolvido pela trinca, o qual é caracterizado por degraus e uma tendência de acompanhar a orientação da perlita. Esta observação é facilitada pelo ataque químico realizado, o qual revela a microestrutura e a direção de laminação do arame. Nesta imagem, também foi verificada uma microbifurcação, como indicada pela seta. Em vários outros casos de trincas secundárias, observou-se que as trincas iniciaram no fundo de pites de corrosão, conforme macrografias da Figura 117. Nesta figura, são mostradas as macrografias de um teste de fadiga ao ar (Figura 117a) e de dois testes de corrosão-fadiga (Figura 117b e Figura 117c), nas quais se observou o mesmo fenômeno. Isto não é característico de testes de fadiga ao ar em arames novos, uma vez que, na maioria dos casos, as amostras dos testes não possuem pites de corrosão, ou seja, são superfícies íntegras. Então, neste caso, nota-se que existe uma evidência de mecanismo de trincamento de corrosão-fadiga em um teste de fadiga ao ar. De fato, para este caso da Figura 117a, tanto a corrosão como a fadiga ocorreram, porém em momentos diferentes, sendo que primeiro houve a corrosão e, depois, o



processo de fadiga. Assim, pode-se dizer que foi um processo de trincamento por corrosão e fadiga e não de corrosão-fadiga. Comparando as macrografias da Figura 117b e da Figura 117c, nota-se que este tipo de trinca secundária ocorreu tanto em teste a 700 MPa quanto a 380 MPa, não estando, portanto, associado a intensidade da carga aplicada. Estas trincas secundárias revelam que o processo de fadiga, nestes arames corroídos, pode ocorrer simultaneamente em vários pontos da região tracionada da amostra, estando de acordo com as fraturas avaliadas, que tiveram vários pontos de iniciação de trincas. Estas observações também comprovam que os pites são pontos críticos e promotores de trincamento, o que é coerente e justificado pela concentração de tensões ao seu redor.

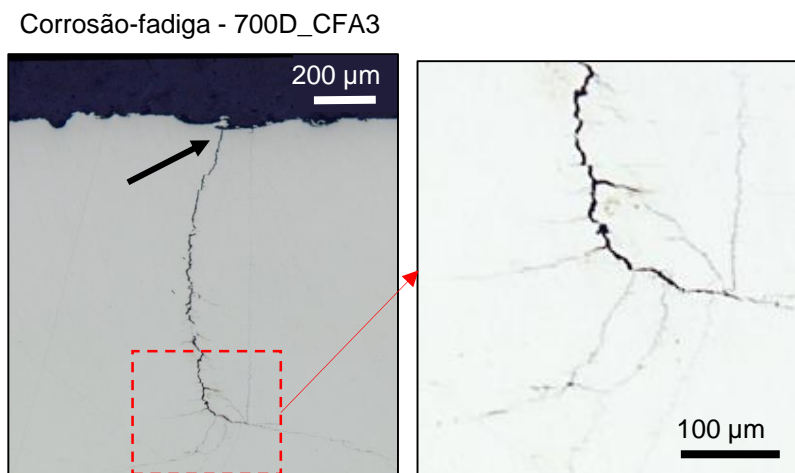
Em uma macrografia de amostra do teste de corrosão-fadiga em meio aerado, observou-se também a presença de trinca secundária com ramificações, típico de processos de trincamento de corrosão sob tensão. Este fenômeno é exibido no detalhe da macrografia da Figura 118.

Figura 117 – Macrografias de cortes longitudinais de amostras fraturadas em testes de: (a) fadiga ao ar, (b) e (c) corrosão-fadiga em meio desaerado



Fonte: O AUTOR (2016)

Figura 118 – Trinca secundária com ramificações identificada em macrografia longitudinal de amostra do teste de corrosão-fadiga

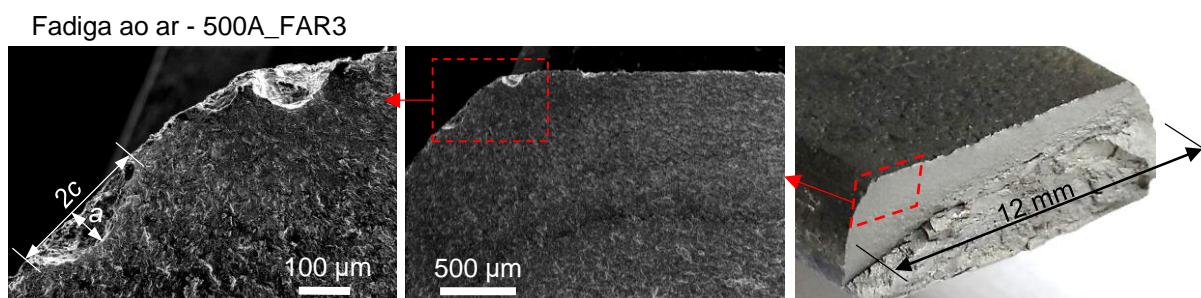


Fonte: O AUTOR (2016)

### 5.5.3 Pontos de Iniciação de Trincas

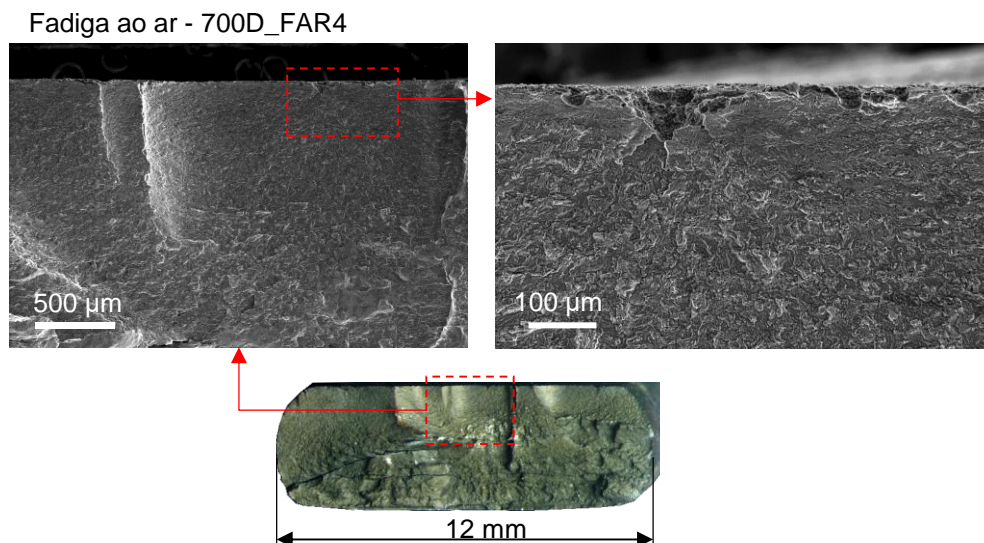
As análises das 12 fraturas com uso de MEV mostraram que, em 100% dos casos, as trincas tiveram início em um pite de corrosão, os quais estavam localizados tanto nas bordas como no meio da face do arame. Após intensa investigação, algumas amostras foram selecionadas para representar os testes realizados. Imagens de amostras da fadiga ao ar, feitas no MEV, são apresentadas na Figura 119 e Figura 120. Na Figura 119, observa-se uma amostra caracterizada por um único ponto de iniciação da trinca, a qual ocorreu a partir de pites localizados na borda esquerda da fratura. Na Figura 120, tem-se uma amostra com múltiplos pontos de iniciação sendo, nos detalhes em maior ampliação, a identificação do pite que deu início ao trincamento, situado em uma região no meio da face do arame.

Figura 119 – Iniciação de trinca na borda de uma amostra do teste de fadiga ao ar com único plano de propagação



Fonte: O AUTOR (2016)

Figura 120 – Iniciação de trinca no meio da face de amostra do teste de fadiga ao ar com múltiplos planos de propagação

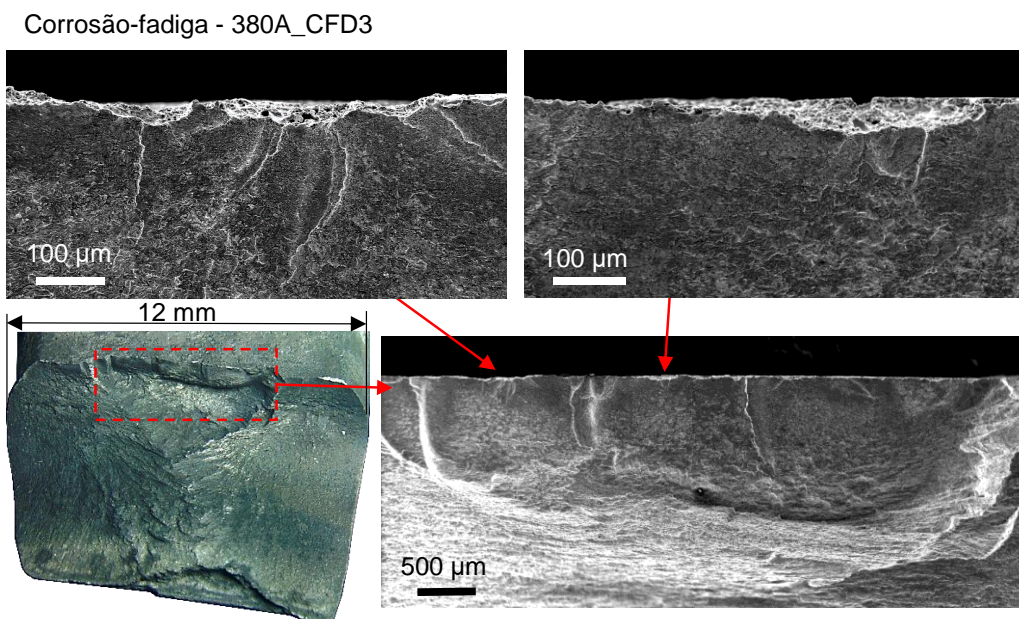


Fonte: O AUTOR (2016)

Na imagem com maior ampliação na Figura 119, foram inseridas as dimensões  $a$  e  $2c$  em um pite, as quais foram medidas em todas as 12 amostras. O resultado destas medidas é apresentado mais adiante ainda neste tópico.

Para os testes de corrosão-fadiga, tanto em meio aerado como desaerado, os pontos de iniciação de trincas foram similares àqueles da fadiga ao ar, ocorrendo tanto nas bordas como no meio da face, como pode ser visto na Figura 121 e Figura 122. Além disso, nota-se na Figura 121 que, nos dois pontos exibidos em maior aumento, as trincas ocorreram a partir de pites com baixa relação  $a/2c$  (mais largos), quando comparado com os pites das bordas na Figura 119 e na Figura 122.

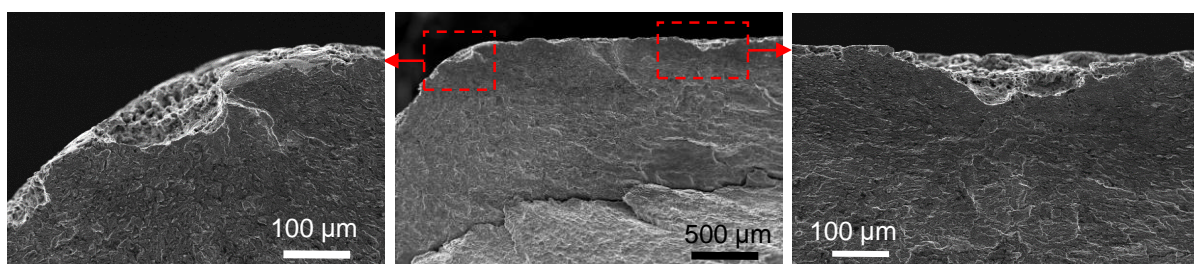
Figura 121 – Iniciação de trinca no meio da face de amostra do teste de corrosão-fadiga com múltiplos planos de propagação



Fonte: O AUTOR (2016)

Nas imagens da Figura 122 pode ser notado que, apesar de haver um único plano de propagação da trinca, houve iniciação em dois pontos. Logo, neste caso, as duas trincas se uniram e formaram uma única frente de propagação.

Figura 122 – Iniciação de trinca na borda e no meio da face de amostra do teste de corrosão-fadiga  
Corrosão-fadiga - 700D\_CFA2

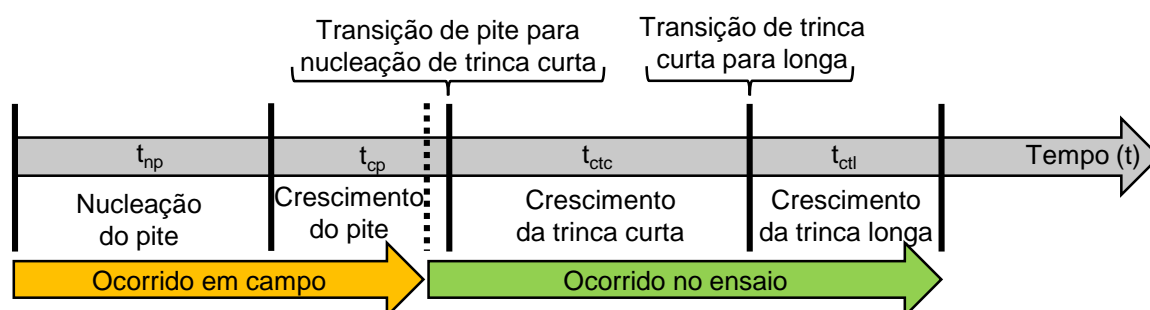


Fonte: O AUTOR (2016)

Com base nas verificações dos cortes longitudinais das fraturas e das análises das superfícies fraturadas feitas no MEV, pode-se afirmar que o processo de iniciação de trincas, tanto no ensaio ao ar como nos dois casos de corrosão-fadiga, ocorreu a partir de pites de corrosão pré-existentes nas amostras. Assim, considerando os tempos envolvidos no processo de fadiga, com participação de processo corrosivo, como mostrado na revisão bibliográfica e reproduzido na Figura 123, pode-se concluir que o reduzido número de ciclos até a falha dos testes realizados, quando comparado

com arames novos, foi altamente influenciado pelo tempo de nucleação e crescimento de pites ocorridos em campo. Ademais, considerando apenas os tempos ocorridos no ensaio ( $t_{ctc} + t_{ctl}$ ), dados na Figura 123, as diferenças entre os testes de fadiga ao ar e corrosão-fadiga estão provavelmente associadas à taxa de crescimento das trincas curtas e longas, uma vez que o ambiente corrosivo atua com “acelerador” no crescimento de trincas. Portanto, em testes de corrosão-fadiga com arames novos, para ser representativo do fenômeno em campo, sugere-se que o procedimento contemple os efeitos de nucleação e crescimento do pite, conforme identificado em campo.

Figura 123 – Tempos da corrosão-fadiga com trinca nucleando de pite



Fonte: Adaptado de ZHANG; MAHADEVAN (2001)

#### 5.5.4 Medidas de Pites

As medições das geometrias dos pites ( $a$  e  $2c$ ) foram realizadas em todos os pites que deram origem a trincas. A Tabela 23 traz um resumo do número de amostras e o número total de pites avaliados, para cada tipo de teste realizado, bem como os valores médios de cada dimensão e da razão  $a/2c$ . As dimensões e razão  $a/2c$  de todos os pites medidos estão disponíveis no Apêndice F.

Apesar dos menores valores médios para  $a$  e  $2c$  dos pites do teste de corrosão-fadiga em meio desauerado (região afastada), o valor médio da razão  $a/2c$  ficou próximo das médias dos outros dois testes. Este fato é uma evidência de que, em média, os pites dos arames da região afastada, que deram origem a trincas, são menores que da região do dano, porém com geometria similar que, segundo relatado na literatura nos trabalhos de Zhang *et al.* (2013) e Cerit *et al.* (2009), é o parâmetro mais importante no efeito concentrador de tensões. Além disso, ao comparar com uma das médias de  $a/2c$  dos pites de arames corroídos fraturados por fadiga apresentados

no trabalho de Berge *et al.* (2014), cujo valor foi de 0,32, os valores da Tabela 23 foram muito próximos.

Tabela 23 – Valores médios das dimensões dos pites medidos e das razões  $a/2c$

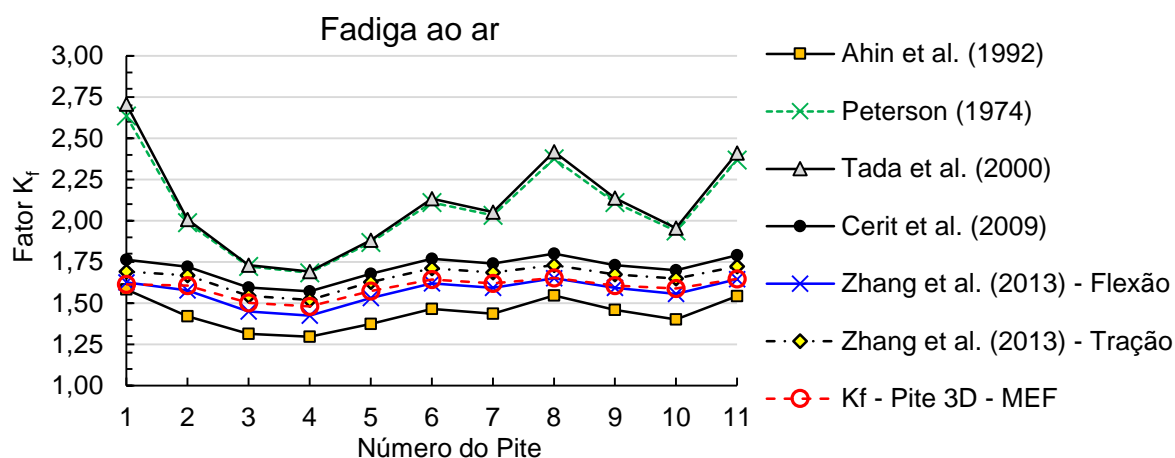
Ensaio	Nº de amostras	Nº de Pites	Média das larguras, $2c$ ( $\mu\text{m}$ )	Média das profundidades, $a$ ( $\mu\text{m}$ )	Média das razões, $a/2c$
Fadiga ao Ar	4	11	270,15	85,78	0,35
Corrosão-Fadiga – água do mar aerada	4	14	310,68	76,89	0,28
Corrosão-Fadiga – água do mar desaerada	4	21	168,49	44,83	0,29

Fonte: O AUTOR (2016)

## 5.6 Estimativa do Fator $K_f$

Conforme descrito no item 4.10 dos procedimentos, a estimativa do fator  $K_f$  foi realizada utilizando as equações teóricas para cálculo do  $K_t$ . Assim, utilizando-se as dimensões dos pites medidas no MEV, as quais estão disponíveis no Apêndice F, foram calculados os valores de  $K_f$  para cada pite. A Figura 124 mostra os valores de  $K_f$  obtidos para os 11 pites medidos em amostras rompidas dos testes de fadiga ao ar.

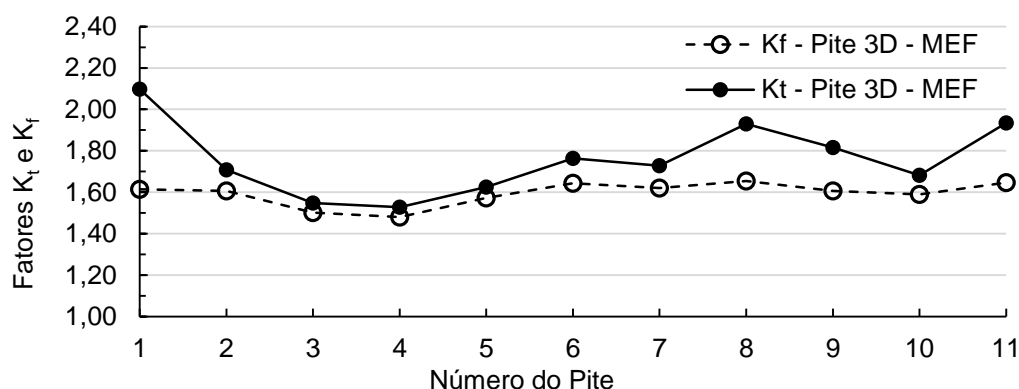
Figura 124 – Fatores  $K_f$  calculados para os pites medidos em amostras da fadiga ao ar



Fonte: O AUTOR (2016)

A fim de comparar os valores de  $K_t$  e  $K_f$  calculados para os pites da fadiga ao ar, seus valores foram inseridos no mesmo gráfico e são apresentados na Figura 125. Nesta figura, observa-se certa proximidade dos dois fatores, a qual é justificada pelos elevados valores de sensibilidade ao entalhe,  $q$ , calculados para estes pites. Nos casos onde existem maiores diferenças entre  $K_t$  e  $K_f$ , têm-se menores valores de sensibilidade ao entalhe, a qual é função do raio de fundo do entalhe. Logo, no gráfico da Figura 125, nota-se que valores mais elevados de  $K_t$  (pites mais estreitos - maior razão  $a/2c$ ) produziram valores de  $K_f$  muito próximos daqueles provenientes de menores  $K_t$ . Este fato sugere, portanto, que pites mais rasos (menor  $a/2c$ ) podem ter o mesmo potencial concentrador de tensões à fadiga que pites mais estreitos. De fato, o gráfico da Figura 90, na seção 4.10, mostra que diferentes valores de  $K_t$  podem gerar o mesmo valor de  $K_f$  e, além disso, este gráfico de pites teóricos evidencia também que, para o modelo 3D desenvolvido neste trabalho, o valor máximo aproximado de  $K_f$  é 1,6, corroborando os valores calculados para os pites reais. Neste sentido, pode-se concluir que, pites mais rasos, que geram menores concentradores de tensão, não são, necessariamente, menos deletérios para a resistência à fadiga que pites mais estreitos (maiores valores de  $a/2c$ ).

Figura 125 – Fatores  $K_t$  e  $K_f$  calculados para os pites medidos em amostras da fadiga ao ar

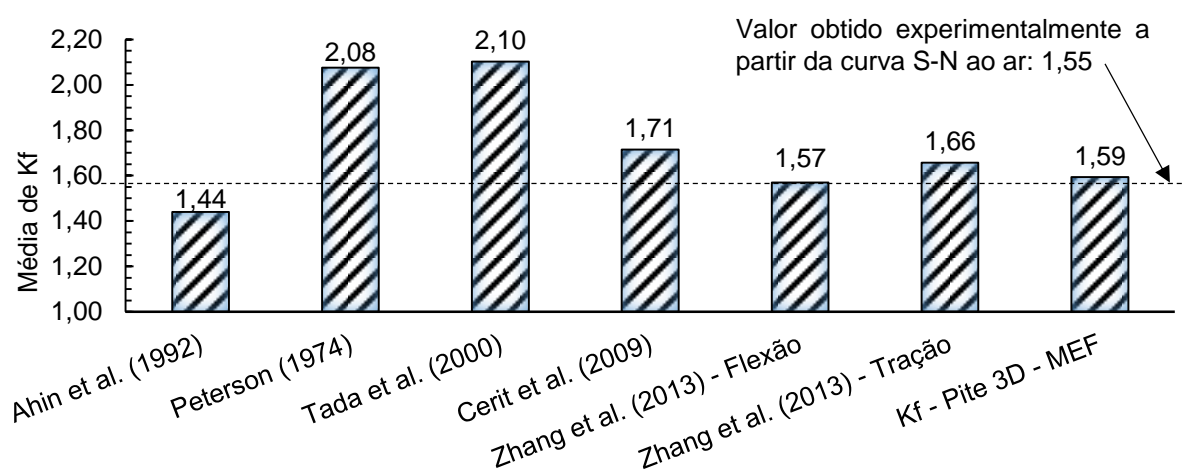


Fonte: O AUTOR (2016)

Na Figura 126, são mostradas as médias dos valores de  $K_f$  da Figura 124. Nos gráficos destas duas figuras, observa-se que os modelos de Peterson (1974) e Tada *et al.* (2000) produziram valores muito conservadores quando comparados com o valor de 1,55 obtido experimentalmente e apresentado no item 5.4.1. Isto provavelmente está associado ao fato destes modelos não terem sido construídos para geometrias e dimensões de pites de corrosão. Os demais modelos geraram valores de  $K_f$  mais

próximos do valor encontrado a partir das curvas S-N dos testes de fadiga ao ar, sendo que, destes, o maior e o menor valores foram obtidos pelos modelos de Cerit *et al.* (2009) e Ahin *et al.* (1992), respectivamente. Os modelos que mais se aproximaram de 1,55 foram o de Zhang *et al.* (2013)-flexão com desvio de 1,3%, o de Zhang *et al.* (2013)-tração com desvio de 7,1% e o modelo Pite 3D - MEF com desvio de 2,6%. A Tabela 24 apresenta um resumo dos valores de  $K_f$  obtidos pelos cinco modelos teóricos com menores desvios e também o valor de  $K_f$  experimental. Além disso, esta tabela apresenta os valores de  $K_f$  equivalentes aos coeficientes de superfície ( $C_s$ ) estimados com as medidas de  $R_a$  e  $R_t$  das amostras, os quais foram apresentados no item 5.3.2. De modo geral, os números da Tabela 24 mostram uma certa aderência das estimativas teóricas-experimentais com o valor determinado experimentalmente em teste de fadiga.

Figura 126 – Médias dos valores de  $K_f$  teórico calculados para os pites medidos em amostras do teste de fadiga ao ar



Fonte: O AUTOR (2016)



Tabela 24 – Resumo dos valores de  $K_f$  obtidos por diferentes formas e os desvios relativos ao valor experimental

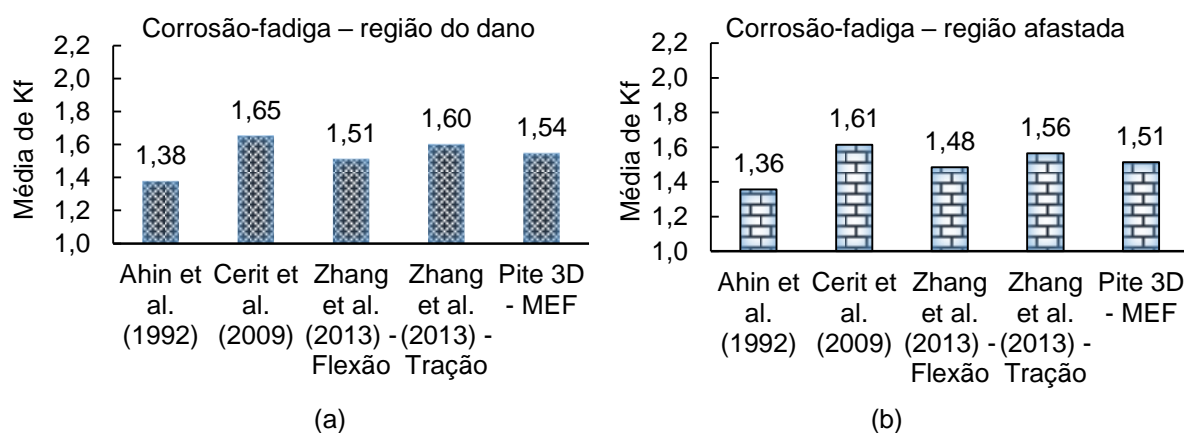
Resultado	$K_f$	Desvio*	Origem
Testes de fadiga ao ar	1,55	---	Dados experimentais
Ahin <i>et al.</i> (1992)	1,44	7,1%	Pites medidos + modelo teórico
Cerit <i>et al.</i> (2009)	1,71	10,3%	Pites medidos + modelo teórico
Zhang <i>et al.</i> (2013) – Flexão	1,57	1,3%	Pites medidos + modelo teórico
Zhang <i>et al.</i> (2013) – Tração	1,66	7,1%	Pites medidos + modelo teórico
Pite 3D – MEF	1,59	2,6%	Pites medidos + modelo teórico
Inversão do coeficiente de superfície, $C_s$ , obtido com $R_a$ ( $K_f = 1/C_s$ )	1,49	3,9%	Medidas de $R_a$ + gráfico (literatura)
Inversão do coeficiente de superfície, $C_s$ , obtido com $R_t$ ( $K_f = 1/C_s$ )	1,30	16,1%	Medidas de $R_t$ + gráfico (literatura)

\* Desvio relativo ao valor experimental

Fonte: O AUTOR (2016)

Apesar do conceito de  $K_f$  considerar apenas efeitos mecânicos e de propriedade do material e não os efeitos de corrosão do ensaio, também foram feitos os cálculos teórico-experimentais para os pites medidos nas fraturas das amostras dos testes de corrosão-fadiga em meio aerado e desaerado. No entanto, esta análise exclui os modelos com elevado conservadorismo da Figura 126, já que estes são menos representativos do efeito deletério provocado pelo pite. Assim, foi possível avaliar, geometricamente, se os pites das amostras destes testes possuem a mesma capacidade de concentração de tensões à fadiga que os pites dos testes ao ar. De fato, comparando os resultados médios de  $K_f$  da Figura 126 com os valores médios para os pites das amostras dos testes de corrosão-fadiga, exibidos na Figura 127, percebe-se, para os modelos apresentados, uma grande aproximação dos valores obtidos. A proximidade dos valores de cada modelo é ainda maior quando se compara os resultados dos dois testes de corrosão-fadiga da Figura 127. Desta forma, de acordo com os modelos teóricos, as amostras da região do dano e da região afastada, tanto no teste de fadiga ao ar quanto nos testes de corrosão-fadiga se mostraram equivalentes quanto ao efeito nocivo à fadiga causado pela concentração de tensões nos pites.

Figura 127 – Fator  $K_f$  teórico em função de  $a/2c$  de pites medidos em fraturas de amostras dos testes de corrosão-fadiga: (a) em água do mar aerada e (b) em água do mar desaerada



Fonte: O AUTOR (2016)

## 6 CONCLUSÕES

Os resultados das avaliações e testes realizados nos arames corroídos retirados de campo permitiram comparar a corrosão e a resistência à fadiga das duas regiões estudadas (posição da capa externa aberta e afastada a 5 m), assim como relacionar as características dos pites da corrosão pré-existente com a queda no desempenho à fadiga. Além disso, os testes revelaram dados importantes sobre a influência da presença de pites nas amostras antes do início do teste de corrosão-fadiga. Neste sentido, as conclusões mais relevantes do trabalho são:

- Na região onde a capa externa está aberta, para as duas faces das armaduras interna e externa, não se identifica diferença significativa de corrosão ao longo da circunferência, sugerindo que todas as faces e posições são expostas ao mesmo processo corrosivo. A avaliação geral da corrosão na região do dano e a 5 metros de distância, confirma a presença de corrosão não uniforme ao longo dos arames. Além disso, conclui-se que os pites das duas regiões possuem diâmetros da mesma magnitude. Por meio da análise do produto de corrosão da região do dano, foi possível identificar que o processo corrosivo se deu pelo oxigênio em meio aquoso e que não houve corrosão pelo  $\text{CO}_2$  e  $\text{H}_2\text{S}$ ,

comprovando-se que a degradação superficial é dada pela corrosão da água do mar aerada na região anular do *riser*;

- Nas duas regiões estudadas, observa-se uma corrosão mais intensa nas proximidades dos *gaps* da fita anti-atrito (corrosão devido à presença de frestas), confirmando-se os relatos da literatura. Além disso, a corrosão nestas áreas é, na maioria dos casos, a responsável pelo início do trincamento nos testes de fadiga e corrosão-fadiga;
- Utilizando dados da literatura sobre a influência do estado de superfície na vida à fadiga e os parâmetros de rugosidade  $R_a$  e  $R_t$  medidos nas amostras ensaiadas, foi possível estimar, com boa aproximação, dois valores de coeficiente de concentração de tensões à fadiga,  $K_f$ , os quais foram coerentes com o valor encontrado experimentalmente;
- Os testes de fadiga ao ar mostram que, apesar da região afastada estar com corrosão, em geral, da ordem de 30% menor, sua resistência à fadiga é similar à região do dano, o que é justificado pela similaridade da geometria dos pites das duas regiões. Além disso, fica evidenciado que, para o fenômeno da fadiga, a presença de pite, que é um concentrador de tensões, é suficiente para causar redução na resistência à fadiga, sendo o percentual de área corroída menos relevante;
- Por meio da curva média dos testes de fadiga ao ar dos arames corroídos e a curva média de referência de arames novos, obteve-se um fator  $K_f$  de 1,55 em  $10^6$  ciclos, mostrando a queda na resistência à fadiga promovida pela presença de pites relativamente pequenos. Este resultado revela que, mesmo na fadiga ao ar, a presença de alguns pites já provoca uma perda na vida à fadiga dos arames e, portanto, do *riser*;
- O efeito deletério provocado pelos pites na resistência à fadiga pôde ser avaliado e estimado por meio de modelos numéricos e geometria dos pites (diâmetro e profundidade). Isto mostra que, para arames corroídos cujas propriedades e geometrias de pites são conhecidas, pode-se ter o limite de fadiga estimado por meio do uso do coeficiente de concentração de tensões à fadiga,  $K_f$ , teórico aplicado a uma curva de fadiga ao ar de arames novos;
- Observou-se que a degradação na vida à fadiga de arames íntegros (dados de referência), provocada pelo meio corrosivo da água do mar aerada, é mais

- pronunciada do que em arames corroídos, mostrando que, o meio corrosivo do teste possui menor impacto em amostras com pites de corrosão pré-existent;
- Ao avaliar a influência da pré-corrosão dos arames, em testes de corrosão-fadiga em meio aerado e com frequência de aplicação de carregamento de 2Hz, observou-se uma degradação na curva de fadiga ( $FRT_6 = 1,32$ ). Isto leva a crer que testes de corrosão-fadiga com arames novos podem não ser representativos de arames nas condições reais de operação em meio corrosivo, devido ao menor tempo (nos testes) para o surgimento de pites de corrosão. Este comportamento suscita discussão sobre o procedimento de teste, usualmente adotado pela indústria e pela comunidade científica, para levantamentos de curva de corrosão-fadiga;
  - Ao comparar a curva do arame novo de referência, obtida em teste de corrosão-fadiga em meio aerado, com os resultados de fadiga ao ar dos arames corroídos, observa-se uma proximidade das curvas médias e de suas inclinações. Isto mostra que, neste caso, a pré-existência da corrosão na fadiga ao ar pode ser tão nociva quanto a água do mar aerada para arames novos, desconsiderando o limite de fadiga;
  - Se comparada a curva de fadiga ao ar de referência com as de corrosão-fadiga em água do mar aerada e desaerada, observa-se uma diminuição no desempenho do material, refletindo o impacto que o alagamento do anular pode provocar na vida à fadiga do *riser*. Além disso, não se observou diferença significativa entre a influência da água do mar aerada e desaerada no teste de corrosão-fadiga de arames corroídos;
  - Por meio das imagens geradas no MEV, foi possível confirmar que, em todas as amostras, as trincas se iniciaram a partir de pites de corrosão, sendo estes localizados tanto nas bordas quanto ao longo da largura do arame. As medidas dos pites que deram origem a trincas mostraram que os valores médios de  $a/2c$  das amostras dos testes de fadiga ao ar e corrosão-fadiga, para as duas regiões, foram muito próximos, o que corrobora a explicação de que os arames das duas regiões são similares quanto à resistência à fadiga;
  - De acordo com os modelos teóricos para cálculo do  $K_f$ , as amostras da região do dano e da região afastada, tanto no teste de fadiga ao ar, quanto nos testes

de corrosão-fadiga, se mostram equivalentes quanto ao efeito deletério à fadiga causado pela concentração de tensões nos pites.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base nos trabalhos realizados e nos resultados gerados nesta investigação sobre a influência de pites, oriundos de corrosão em campo, na redução da vida à fadiga de arames de tubos flexíveis, são sugeridos os seguintes temas para trabalhos futuros:

- Realização de testes de corrosão-fadiga em arames pré-corroídos em ambientes contendo  $\text{CO}_2$  e  $\text{H}_2\text{S}$ , a fim de determinar as diferenças entre curvas de projeto e curvas reais de operação.
- Caracterização das geometrias dos pites provenientes de processos corrosivos contendo  $\text{CO}_2$  e  $\text{H}_2\text{S}$ , seja de amostras retiradas de campo ou de testes de laboratório.
- Reprodução dos processos corrosivos em escala real e reduzida para auxiliar o entendimento do ambiente confinado, bem como a determinação dos tamanhos e geometrias de pites ao longo do tempo, e seu impacto no  $K_f$ . Também, o levantamento da resistência à fadiga em função do tempo de pré-corrosão.
- Avaliar a influência da frequência de carregamento de testes de corrosão-fadiga na evolução do processo corrosivo e na transição de pite para trinca curta e, conseqüentemente, no tempo para a iniciação de trincas de fadiga.
- Realizar simulações numéricas do efeito concentrador de tensões com validações experimentais, avaliando-se, para maiores faixas de valores, a influência dos parâmetros  $a$  e  $2c$  do pite no valor de  $K_f$ . Além disso, simular também as interações entre pites vizinhos, alvéolos ou aglomerados.
- Avaliar e comparar detalhadamente dados de simulações de  $K_f$  para carregamentos de tração e flexão em arames com pites de corrosão conhecidos.
- Avaliação e caracterização geral da corrosão de arames retirados de campo com mapeamento das áreas corroídas via microscópio óptico tridimensional.

- Realizar estudo da superfície dos arames em regiões ainda mais afastadas da região do dano, por exemplo, 10, 25 e 50 m, para avaliar se a corrosão diminui significativamente à medida que se distancia da posição de abertura na capa externa. Além disso, outro aspecto de extrema importância é conhecer o tempo necessário para gerar pites de corrosão nas armaduras logo após o alagamento do anular, bem como a relação entre suas dimensões e o consequente efeito deletério em fadiga, porque, de acordo com os modelos teóricos para concentração de tensão causada por pites, suas dimensões não são tão relevantes quanto sua geometria ( $a/2c$ ).

## 8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

4SUBSEA. **Un-bonded Flexible Risers: Recent Field Experience and Actions for Increased Robustness.** Nesbru: 4Subsea AS, 2013. 78 p. Disponível em: <[http://www.ptil.no/getfile.php/PDF/Rapporter/4Subsea\\_%20PSA-Norway\\_Flexibles-rev5.pdf](http://www.ptil.no/getfile.php/PDF/Rapporter/4Subsea_%20PSA-Norway_Flexibles-rev5.pdf)>. Acesso em: 10 agosto 2015.

AHIN, S.-H.; LAWRENCE, F. V.; METZGER, M. M. Corrosion fatigue of an HSLA Steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, jul. 1992. v. 15, n. 7, p. 625–642.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE (API). **API Specification 17J:** Specification for Unbonded Flexible Pipe. Washington, 2014a.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE (API). **API Recommended Practice 17B:** Recommended Practice for Flexible Pipe. Washington, 2014b.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM D1141:** Standard Practice for the Preparation of Substitute Ocean Water. West Conshohocken, 2013.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM E111:** Standard Test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus, and Chord Modulus. West Conshohocken, 2010.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM E739**: Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life ( $\epsilon$ -N) Fatigue Data. West Conshohocken, 2015a.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM E8/E8M-15a**: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. West Conshohocken, 2015.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM G1-03**: Standard Practice for preparing, cleaning, and evaluating corrosion test specimens. West Conshohocken, 2011.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM G46-94**: Standard guide for examination and evaluation of pitting corrosion West Conshohocken, 2013.

ANDERSEN, T. R. Corrosion Fatigue of Steel Armours in Flexible Risers. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 21., 2002, Oslo. **Proceedings...** New York: ASME, 2002, p. 1–6.

AGÊNCIA NACIONAL DO PETRÓLEO (ANP). **Produção nacional de petróleo e lgn** (barris equivalentes de petróleo). Disponível em: <[www.anp.gov.br/?dw=1024](http://www.anp.gov.br/?dw=1024)>. Acesso em: 12 jun. 2016.

ASM. Fatigue. Elements of Metallurgy and Engineering Alloys. Ohio, USA: ASM International, 2008, p. 23.

BAI, Y.; BAI, Q. **Subsea pipelines and risers**. 1<sup>st</sup> ed. Oxford: Elsevier, 2005.

BARNES, P. E. **An investigation into the corrosion fatigue behaviour of high strength carbon steel tensile armour wires**. 2014. 221 f. Tese (PhD em Engenharia) – The School of Materials, Faculty of Engineering and Physical Sciences, University of Manchester, Manchester, 2014.

BERGE, S.; BENDIKSEN, E.; GUDME, J.; CLEMENTS, R. Corrosion Fatigue Testing of Flexible Riser Armour: Procedures for Testing and Assessment of Design Criteria.

In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 22., 2003, Cancun. **Proceedings...** New York: ASME, 2003. p. 225–231.

BERGE, S.; LANGHELLE, N. K.; EGGEN, T. G. Environmental Effects on Fatigue Strength of Armour Wire for Flexible Risers. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 28., 2009, Honolulu. **Proceedings...** New York: ASME, 2009. p. 327–334.

BERGE, S.; WANG, T.; LANGHELLE, N. Surface Characterization and Fatigue Strength of Corroded Armor Wire. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 33., 2014, San Francisco. **Proceedings...** New York: ASME, 2014. p. V06BT04A015.

BOARDMAN, B. ASM Handbook Properties and selection: irons, steels, and high-performance alloys. **Fatigue resistance of steels**. ASM International, 1990, V. 1, p. 673–688.

BOSCHEE, P. **Best practices for flexible pipe integrity**. Oil & Gas Facilities, 2012.

BOYD, W. K.; FINK, F. W. **Corrosion of metals in marine environments: an overview**. Seawater Corrosion Handbook, METALS AND CERAMICS INFORMATION CENTER (MCIC), 1977.

BRACK, M.; BUENO, L. M.; LEMOS, C. A. D.; JÓIA, C. J. B.M.; MOURELLE, M. M.; ALMEIDA, M. C.; TEIXEIRA, S. C. S.; **Dutos flexíveis - especificação técnica e análise de projeto**. Apostila do curso de formação em engenharia submarina, 2008. PETROBRAS.

BASQUIN, O. H. The Exponential Law of Endurance Tests. **American Society for Testing and Materials Proceedings**, v. 10, p. 625–630, 1910.

BRAMFITT, B. L.; MRIDHA, S. Steels: near eutectoid. Reference module in materials science and materials engineering. [S.l.]: Elsevier, 2001, p. 8845–8847.



BRAND, A. **Recueil de données technologiques sur la fatigue**. Senlis, France: CENTRE TECHNIQUE DES INDUSTRIES MECANIKUES (CETIM), 1980. OCLC: 301506506.

BUENO, A. F. B. **Avaliação das armaduras de tração de riser flexível durante ensaios axiais de tração e fadiga**. 2010. 155 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGEM), Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2010.

CAMPELLO, G.; BERTONI, F.; SOUSA, J. R. M.; CARPIGIANI, M.; VARDARO, E.; MUDRY, G. A novel concept of flexible pipe end fitting: tensile armor foldless assembly. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 31., 2012, Rio de Janeiro. **Proceedings...** New York: ASME, 2012. p. 413–421.

CAMPELLO, G. C. **Metodologia de projeto para o sistema de ancoragem de conectores de dutos flexíveis e proposição de novas tecnologias**. 2014. 230 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de engenharia civil, Instituto de pós-graduação e pesquisa em engenharia (COPPE), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

CARNEVAL, R. O.; MARINHO, M. G.; SANTOS, J. M. Flexible line inspection. In: EUROPEAN CONFERENCE ON NON-DESTRUCTIVE TESTING (ECNDT), 9., 2006, Berlin. . **Proceedings...** Berlin: Vol 106, 2006.

CASTRO, J. T. P.; MEGGIOLARO, M. A. **Fadiga: técnicas e práticas de dimensionamento estrutural sob cargas reais de serviço**. 1ed, Lexington, KY: v.1, 2009.

CERIT, M.; GENEL, K.; EKSI, S. Numerical investigation on stress concentration of corrosion pit. **Engineering failure analysis**, v. 16, n. 7, p. 2467–2472, out. 2009.

CHARLESWORTH, D.; D'ALL, B.; ZIMMERLIN, C.; REMITA, E.; LANGHELLE, N.; WANG, T. Operational experience of the fatigue performance of a flexible riser with a flooded annulus. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE (OTC), 2011, Rio de Janeiro. **Proceedings ...** Rio de Janeiro: OTC, 2011. OTC 22398.

COSER, T. B. **Avaliação de revestimento protetor de alumínio aplicado a arames da armadura de tração de dutos flexíveis**. 2016. 138 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) –Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGEM), Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

DAMBRE, P. **Process for manufacturing pearlitic steel wire**. EP0232558B1, 28 novembro 1986, 16 maio 1990.

DAVIS, J. R. **Corrosion: understanding the basics**. 1. ed. Ohio: ASM International, 2000.

DÉSAMAIS, N.; Félix-Henry, A.; TARAVEL-CONDAT, C.; Drouës, A. Use of high strength steel wires for flexible pipe in low sour service conditions: impact on deep water applications. In: INTERNATIONAL OFFSHORE AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE, 17., 2007, Lisbon. **Proceedings...** Mountain View: International Society of Offshore of Offshore and Polar Engineers, 2007.

DÉSAMAIS, N.; TARAVEL-CONDAT, C. Full scale corrosion fatigue testing of a flexible pipe in CO<sub>2</sub>/H<sub>2</sub>S environment. In: The European Corrosion Congress (EUROCORR), 2006, Maastricht. **Proceedings...** Maastricht: EUROCORR, 2006.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E. V. **DIN 5902-11: Fishplates for grooveless flat bottom rails dimensions – Steel Types**, 1995.

DIKDOGMUS, H. **Riser concepts for deep waters.**, 2012. 87 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Department of Marine Technology, Norwegian University of Science and Technology (NTNU), Trondheim, 2012.

DOWLING, N. E.; SIVA PRASAD, K.; NARAYANASAMY, R. **Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue**. 4<sup>th</sup> ed., Boston, Pearson, 2013.

DUGSTAD, A.; BØRVIK, L.; PALENC SAR, S.; EIKREM, P. A. Corrosion Testing of Steel Armour Wires in Flexible Pipes – A Parametric Study. In: CORROSION/2015, 2015, Dallas. **Proceedings...** Dallas: NACE International, 2015. NACE-2015-5829.

DUPOIRON, F.; TARAVEL-CONDAT, C. High strength metallic materials for flexible pipes: specific environments and corrosion behavior. In: CORROSION/2003, 2003, San Diego. **Proceedings...** San Diego: NACE International, 2003. NACE-03113.

EEMUA, **Guidelines for materials selection and corrosion control for subsea oil and gas equipment**. London: The Engineering Equipment and Materials User's Association, 3<sup>rd</sup> ed., PUBLICATION 194, 2012.

ERIKSEN, M.; ENGELBRETH, K. I. Outer Cover Damages on Flexible Pipes: Corrosion and Integrity Challenges. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 33., 2014, San Francisco. **Proceedings...** New York: ASME, 2014. p. V06BT04A016.

FERGESTAD, D.; LØTVEIT, S. A. **Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes**. 3rd ed. Trondheim: Marintek, NTNU, 4Subsea, 2014.

FMC. **Petrobras Roncador**. Disponível em: <<http://www.fmctechnologies.com/en/SubseaSystems/GlobalProjects/South%20America/Brazil/PetrobrasRoncador.aspx>>. Acesso em: 6 junho 2016.

FOISSEY, S.; BERTOUT, C.; PERROUD, X. **Profiled steel wire with high mechanical characteristics resistant hydrogen embrittlement**. US9249486B2, 23 março 2011, 2 fevereiro 2016.

FORREST, P. G. **Fatigue of metals**. Oxford: Pergamon Press, 1962.

GERBER, H. **Bestimmung der zulässigen spannungen in eisen-konstruktionen**, Zeitschrift des Bayerischen Architekten und Ingenieur-Vereins, 1874, vol 6, 101-110

GOODMAN, J. **Mechanics applied to engineering**, Longmans-Green, London, 1899

HAAG, J.; DOS SANTOS, B. P.; COSTA, V. M.; LEMOS, G. V. B.; STROHAECKER, T. Propagação de trinca por fadiga em arames de alta resistência mecânica. In: CONGRESSO ANUAL DA ABM, 68., 2013, Belo Horizonte, MG. **Anais...** Belo Horizonte: ABM, 2008.

HEIDERSBACH, R. **Metallurgy and corrosion control in oil and gas production**. Hoboken, N.J: Wiley, 2011. 281 p. OCLC: ocn647213185.

HERMAN. **Reinforced thermoplastic pipe machine** - rigid type steel wire armoring machine. Disponível em: <[http://www.herrman.com/product/1968077770-219893759/Reinforced\\_Thermoplastic\\_Pipe\\_Machine\\_Rigid\\_Type\\_Steel\\_Wire\\_Armoring\\_Machine.html](http://www.herrman.com/product/1968077770-219893759/Reinforced_Thermoplastic_Pipe_Machine_Rigid_Type_Steel_Wire_Armoring_Machine.html)>. Acesso em: 19 maio 2016.

HOWELL, F. M.; MILLER, J. L. Axial Stress Fatigue Strengths of Several Structural Aluminum Alloys. **Proceedings of the American Society for Testing and Materials**, v. 55, p. 955–968, 1955.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 13628-2**: Petroleum and natural gas industries — Design and operation of subsea production systems — Part 2: Unbonded flexible pipe systems for subsea and marine applications. Geneva, 2014.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 15156-2**: Petroleum and natural gas industries — Materials for use in H<sub>2</sub>S containing environments in oil and gas production — Part 2: Cracking-resistant carbon and low-alloy steels, and the use of cast irons. Geneva, 2015.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 16120-2**: Non-alloy steel wire rod for conversion to wire — Part 2: Specific requirements for general-purpose wire rod. Geneva, 2011.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 16120-4**: Non-alloy steel wire rod for conversion to wire — Part 4: Specific requirements for wire rod for special applications. Geneva, 2011.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 4287**: Geometric Product Specifications (GPS) — Surface texture: Profile method — Terms, definitions and surface texture parameters. Geneva, 1997.

JAKUBOWSKI, M. Influence of pitting corrosion on fatigue and corrosion fatigue of ship structures part 1: Pitting corrosion of ship structures. **Polish maritime research**, Gdańsk, Volume 21, Issue 1, Pages 62–69, ISSN (Print) 1233-2585, DOI: 10.2478/pomr-2014-0009, April 2014.

JAKUBOWSKI, M. Influence of pitting corrosion on fatigue and corrosion fatigue of ship and offshore structures, part 2: Load-pit-crack interaction. **Polish maritime research**, Gdańsk, Volume 22, Issue 3, Pages 57–66, ISSN (Online) 2083-7429, DOI: 10.1515/pomr-2015-0057, October 2015.

JOEL, J. **Reinforcing wire corrosion in flexible pipe**. Buxton: Health & Safety Laboratory, 2009. 17 p.

JOHNSON, R. C. **Specifying a surface finish that won't fail in fatigue**. Machine design, 1973, Volume 45, N° 11, 108 p.

JUVINALL, R. C. **Engineering considerations of stress, strain, and strength**. New York: McGraw-Hill, 1967. OCLC: 300006427.

KAREGAR, S. **Flexible riser global analysis for very shallow water**. 2013. 101 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Faculty of Science and Technology, University of Stavanger, Stavanger, 2013.

KRAUSS, G. **Steels: Processing, Structure, and Performance**. 2<sup>nd</sup> ed. Materials Park, OH: ASM International, 2015.

KRISHNAN, V. R.; ASHER, S.; KAN, W. C.; POPELAR, C. Effect of pitting corrosion on fatigue life of flexible armor wires. In: INTERNATIONAL OCEAN AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE, 26. 2016, Rhodes. **Proceedings ...** Rhodes: ISOPE, 2016.

LAMONTAGNE, A. **Étude des mécanismes physiques responsables des évolutions microstructurales des aciers perlitiques au cours du tréfilage et du vieillissement post-tréfilage**. 2014. 202 f. Tese (Doutorado em Engenharia) - Matériaux de Lyon, l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon (INSA), Lyon, 2014.

LEE, Y.-L.; PAN, J.; HATHAWAY R. B.; BARKEY, M. E. **Fatigue testing and analysis: theory and practice**. Oxford: Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005. 402 p. OCLC: ocm56338563.

LEMOS, C. A. D. **Análise de fadiga em risers flexíveis**. 2005. 242 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de engenharia naval e oceânica, Instituto de pós-graduação e pesquisa em engenharia (COPPE), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2005.

MACGREGOR, C. W.; GROSSMAN, N. **Effects of cyclic loading on mechanical behavior of 24S-T4 and 75S-T6 and SAE 4130 steel**. Washington: National Advisory Committee for Aeronautics, 1952. 54 p.

MALLEN HERRERO, J.; SUGIER, A. **Procede d'elaboration de fils d'acier destines a la fabrication de conduites flexibles, fils d'acier obtenus par ce procede et conduites flexibles renforcees par de tels fils**. EP0478771B1, 20 abril 1990, 10 julho 1996.

MITUTOYO. **Medidor de rugosidade superficial modelo SJ-210 - manual do usuário**. Disponível em: <<http://www.mitutoyo.com.ar/nueva/lancamentos/pdf/MANUAL-SJ-210.pdf>>. Acesso em: 7 ago. 2016. No. 99MBB122A, SERIES No. 178.

MORAIS, J. M. **Petróleo em águas profundas: uma história tecnológica da PETROBRAS na exploração e produção offshore**. 1. ed. Brasília: Instituto de Pesquisa Econômica Aplicada (IPEA), 2013.

MTS. **MTS Bionix® tabletop test systems**. Disponível em: <[https://www.mts.com/ucm/groups/public/documents/library/dev\\_003992.pdf](https://www.mts.com/ucm/groups/public/documents/library/dev_003992.pdf)>. Acesso em: 9 jul. 2016.

MUREN, J. **Flexible Pipes: Failure modes, inspection, testing and monitoring**. Asker: Seaflex, 2007. Disponível em: <[http://www.ptil.no/getfile.php/PDF/P5996RPT01REV02cSeaflex\\_JanMuren.pdf](http://www.ptil.no/getfile.php/PDF/P5996RPT01REV02cSeaflex_JanMuren.pdf)>. Acesso em: 10 janeiro 2016.

MUREN, J.; EIDE, J.; ENGELBRETH, K. I.; CHRISTENSEN, H.; NISEN-AAS, C. Lifetime extension of flexible risers based on field experiences. In: Offshore Technology Conference, 48. , 2016, Houston. **Proceedings ...** Houston: OTC, 2016. OTC-26998.

NACE INTERNATIONAL INSTITUTE. **NACE TM0177: Laboratory Testing of Metals for Resistance to Sulfide Stress Cracking and Stress Corrosion Cracking in H<sub>2</sub>S Environments.** Houston, 2005.

NARZUL, P.; DUMAY, J. M.; RIGAUD, J. Contribution of flexible pipes and riser systems to the development of subsea hydrocarbon resources. In: Offshore Technology Conference, 29. , 1997, Houston. **Proceedings ...** Houston: OTC, 1997. OTC 8561.

OBRIEN, P.; MELDRUM, E.; OVERTON, C.; PICKSLEY, J.; ANDERSON, K.; MACLEOD, I. Outcomes from the SureFlex Joint Industry Project - An International Initiative on Flexible Pipe Integrity Assurance. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE (OTC), 2011, Houston. **Proceedings...** Houston: OTC, 2011. OTC 21524-MS.

OTTESEN-HANSEN, E.; HAAHR, M.; GUDME, J.; RUBIN, A. Fatigue Life of Flexible Pipe Armour Wires in Air, Deaerated Seawater, and Sour Environment. In: CORROSION 2015, 2015, Dallas. **Proceedings...** Houston: NACE International, 2015. NACE-2015-5717.

PARIS, H. G.; KIM, D. K. **Metallurgy, processing and applications of metal wires: state of the art technology and challenges for the future.** Warrendale: TMS, 1996. Materials week '96, Cincinnati, Ohio.

PETERSON, R. E. **Notch-Sensitivity.** Capítulo 13 - Metal Fatigue G. Sines and J. L. Waisman, eds., McGraw-Hill, New York, 1959. pp. 293–306.

PETERSON, R. E. **Stress Concentration Factors,** John Wiley, New York, 1974. 148 p

PILKEY, W. D.; PILKEY, D. F.; PETERSON, R. E. **Peterson's stress concentration factors.** 3<sup>rd</sup> ed. Hoboken, N.J: John Wiley, 2008. 522 p. OCLC: ocn175286374.

PIRATELLI FILHO, A. **Rugosidade superficial.** 2011. Apresentação. 3º SEMINÁRIO DE METROLOGIA, 2011, Brasília. Disponível em: <[http://www.posgrad.mecanica.ufu.br/metrologia/arquivos/palestra\\_ufu\\_17\\_05\\_2011.pdf](http://www.posgrad.mecanica.ufu.br/metrologia/arquivos/palestra_ufu_17_05_2011.pdf)>. Acesso em: 8 jul. 2016. Apresentação.

REMITA, E.; ROPITAL, F.; KITTEL, J.; TRIBOLLET, B.; SUTTER, E.; TARAVEL-CONDAT, C.; DÉSAMAS, N.. Experimental and theoretical investigation of the uniform corrosion in the annulus of offshore flexible pipelines. In: CORROSION/2008, 2008, New Orleans. **Proceedings...** New Orleans: NACE International, 2015. NACE-2008-8538.

ROBERGE, P. R. **Handbook of corrosion engineering**. 1<sup>st</sup> ed. New York: McGraw-Hill, 2000. 1139 p.

ROGOWSKA, M.; GUDME, J.; RUBIN, A.; PANTLEON, K.; AMBAT, R. Effect of Fe ion concentration on corrosion of carbon steel in CO<sub>2</sub> environment. **Corrosion engineering, science and technology**, v. 51, n. 1, p. 25–36. janeiro. 2016.

ROSLI, N. R. **The effect of oxygen in sweet corrosion of carbon steel for enhanced oil recovery applications**. 2015. 197 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Russ College of Engineering and Technology, Ohio University, Ohio, 2015.

RUBIN, A.; OVERBY, S.; NIELSEN, T.S.; HAARH, M.H.; GUDME, J. Corrosion rates of carbon steel in confined environments. In: CORROSION 2012, 2012, Utah. **Proceedings ...** Utah: NACE International, 2012. NACE-2012-1495.

RUBIN, A.; GUDME, J. Qualification of Steel Wire for Flexible Pipes. In: CORROSION 2006, 2006, San Diego. **Proceedings...** Houston: NACE International, 2006.

SANTOS, F. P. Dos. **Avaliação dos efeitos da pressão parcial de CO<sub>2</sub> no processo de corrosão-fatiga em armaduras de tração de dutos flexíveis**. 2011. 95 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca (CEFET/RJ), Rio de Janeiro, 2011.

SIMONSEN, A. **Inspection and monitoring techniques for un-bonded flexible risers and pipelines**. 2014. 76 f. Dissertação ( Mestrado em Tecnologia Offshore) – Faculty of Science and Technology, University of Stavanger, Stavanger, 2014.

SODEBERG, C. R. **Factor of safety and working stress**. ASME 1939; 52:13–28.

SOUSA, J. R. M. De. **Análise local de linhas flexíveis pelo método dos elementos finitos**. 2005. 809 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de engenharia civil,



Instituto de pós-graduação e pesquisa em engenharia (COPPE), Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2005.

SOUSA, J. R. M. DE; CAMPELLO, G. C.; BERTONI, F.; ELLWANGER, G. B. A FE model to predict the stress concentration factors in the tensile armor wires of flexible pipes inside end fittings. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON OFFSHORE MECHANICS AND ARCTIC ENGINEERING (OMAE), 32., 2013, Nantes. **Proceedings...** Nantes: ASME, 2013, p. V04BT04A016. OMAE2013-10995.

STEPHENS, R. I.; FUCHS, H. O. **Metal fatigue in engineering**. 2<sup>nd</sup> ed. New York: Wiley, 2001.

TADA, H.; PARIS, P. C.; IRWIN, G. R. **The stress analysis of cracks handbook**. 3<sup>rd</sup> ed. New York: ASME Press, 2000. 677 p.

TORIBIO, J. Relationship between microstructure and strength in eutectoid steels. **Materials science and engineering A**: v. 387–389, p. 227–230. Dez. 2004.

TORIBIO, J.; GONZÁLEZ, B.; MATOS, J. C. Fatigue and fracture paths in cold drawn pearlitic steel. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 77, n. 11, p. 2024–2032, Jul. 2010.

TORIBIO, J.; MATOS, J. C.; GONZÁLEZ, B. Micro- and macro-approach to the fatigue crack growth in progressively drawn pearlitic steels at different R-ratios. **International Journal of Fatigue, Fatigue Damage of Structural Materials**, v. 31, n. 11–12, p. 2014–2021, Nov. 2009.

WALLAUER, F. A. **Materiais para aplicação em arames da armadura de tração de dutos flexíveis: comportamento frente a entalhes**. 2015. 128 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2015.

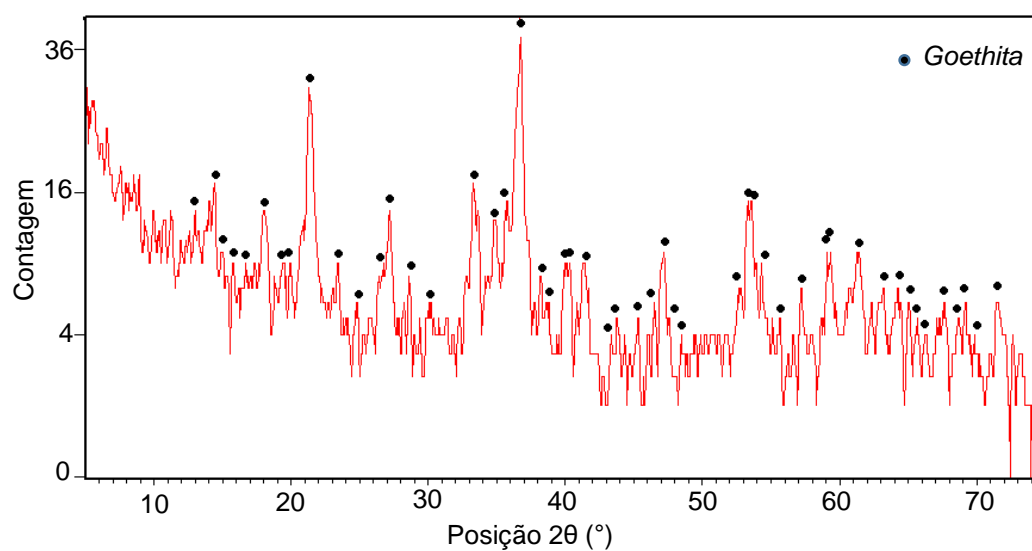
XAVIER, F. G. **Avaliação da vida em fadiga de um novo modelo de terminal conector para dutos flexíveis**. 2009. 179 f. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

ZHANG, R.; MAHADEVAN, S. Reliability-based reassessment of corrosion fatigue life. **Structural safety**, v. 23, n. 1, p. 77–91. Janeiro 2001.

ZHANG, X.-Y.; LI, S.-X.; LIANG, R. Effect of corrosion pits on fatigue life and crack initiation. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON FRACTURE, 13., 2013, Beijing. **Proceedings ...** Beijing: ICF, 2013.

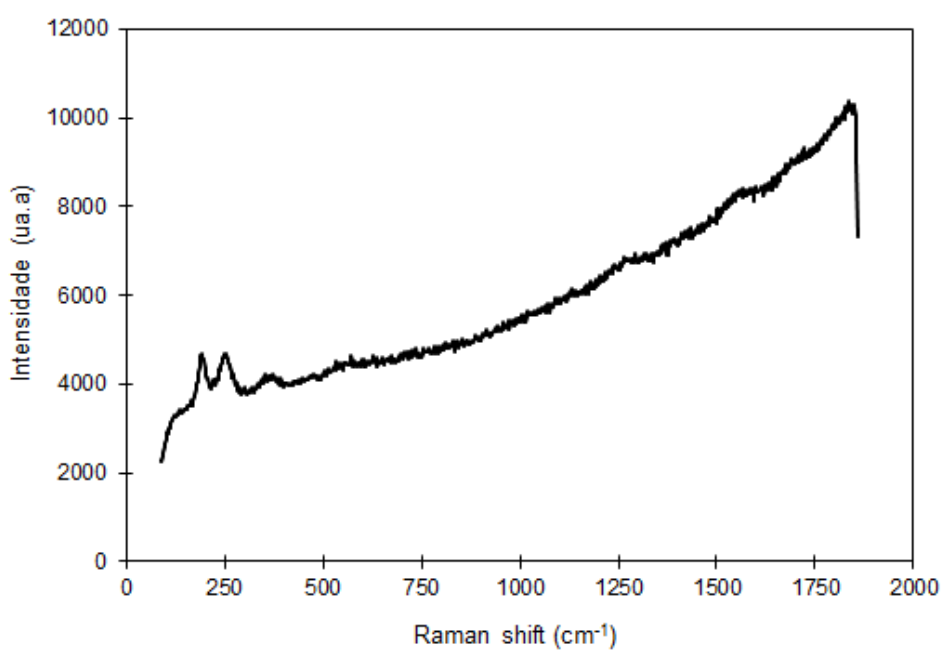
## APÊNDICE A – RESULTADOS DAS ANÁLISES DE DIFRAÇÃO DE RAIOS-X E ESPECTROSCOPIA RAMAN

Figura A1 – Resultado da análise qualitativa do produto de corrosão da região do dano pela técnica de difração de raios-X



Fonte O AUTOR (2016)

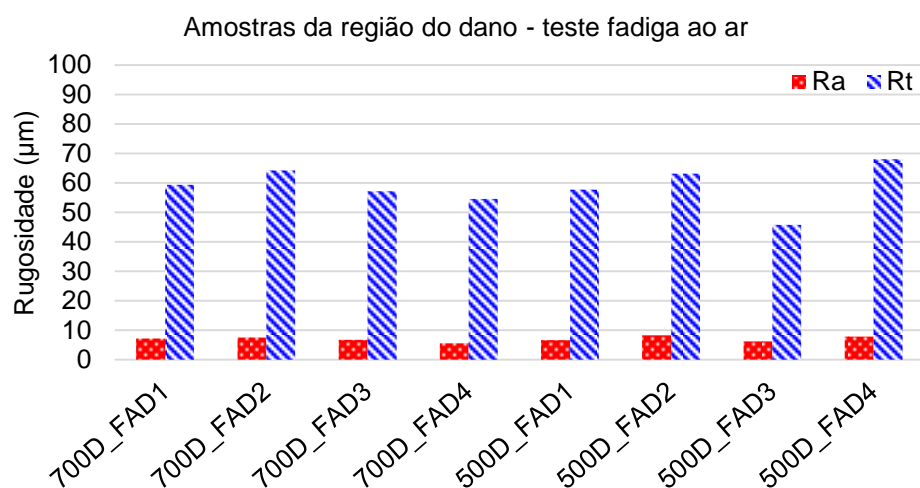
Figura A2 – Resultado da análise qualitativa do produto de corrosão da região do dano pela técnica de espectroscopia Raman



Fonte O AUTOR (2016)

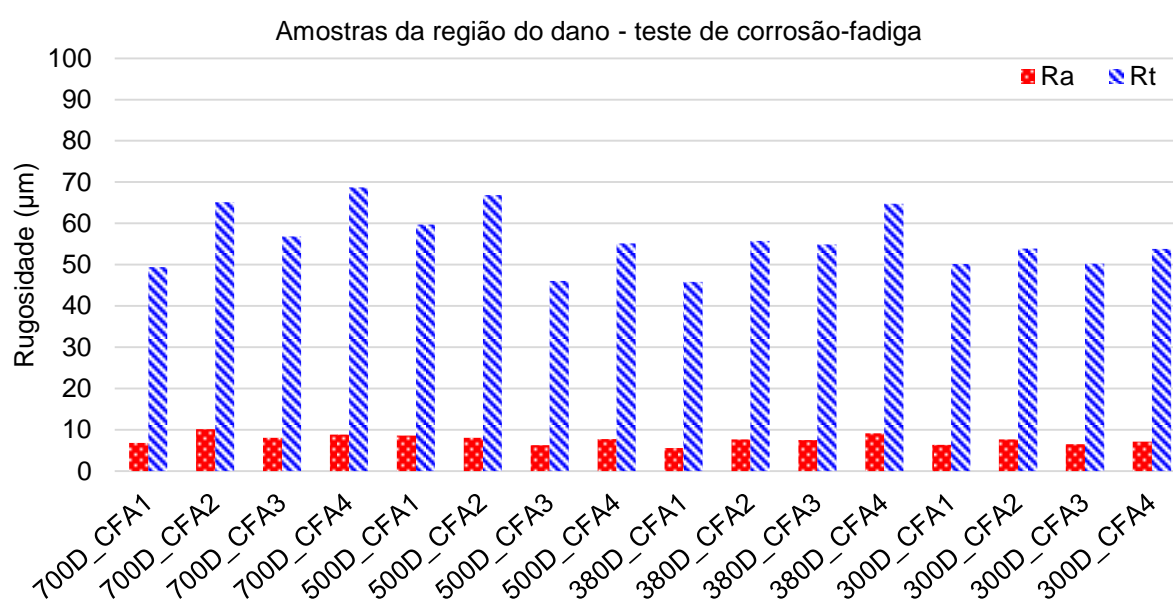
## APÊNDICE B – VALORES DE RUGOSIDADE DAS AMOSTRAS SELECIONADAS PARA OS TESTES

Figura B1 – Médias dos valores de Ra e Rt medidos em amostras da região do dano utilizadas no teste de fadiga ao ar



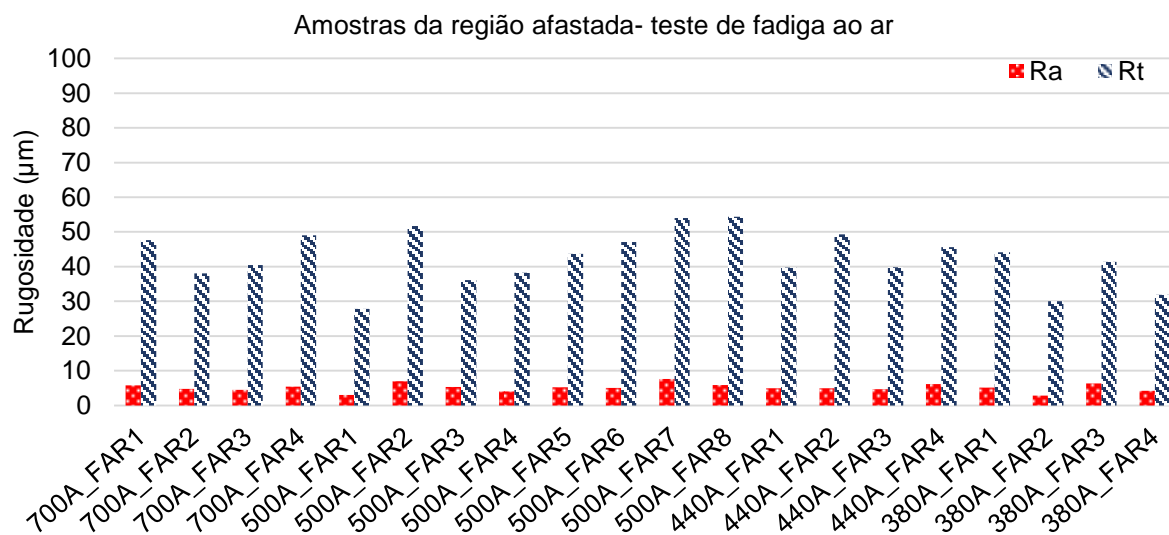
Fonte: O autor (2016)

Figura B2 – Médias dos valores de Ra e Rt medidos em amostras da região do dano utilizadas no teste de corrosão-fadiga



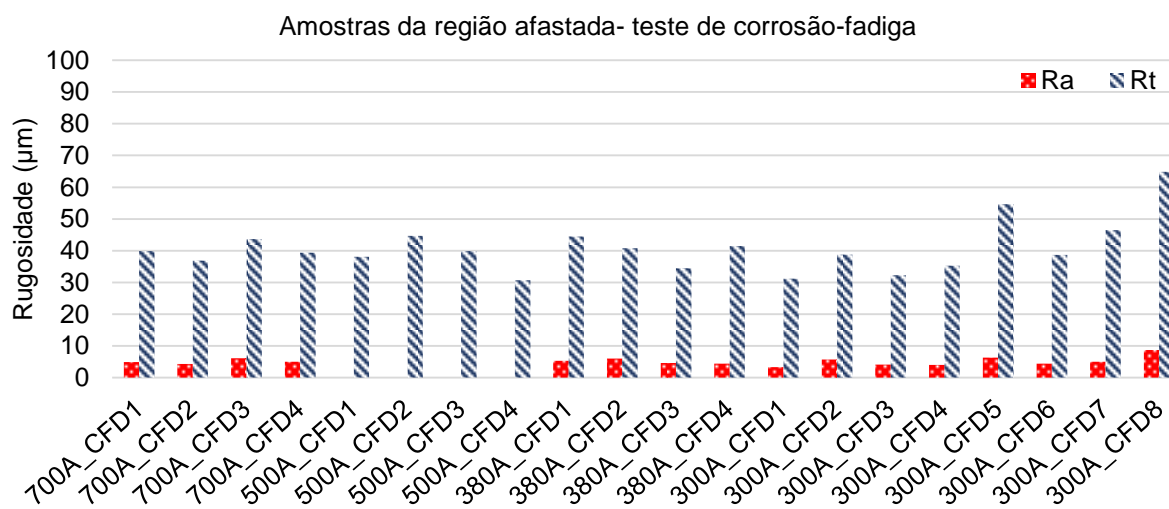
Fonte: O autor (2016)

Figura B3 – Médias dos valores de Ra e Rt medidos em amostras da região afastada utilizadas no teste de fadiga ao ar



Fonte: O autor (2016)

Figura B4 – Médias dos valores de Ra e Rt medidos em amostras da região afastada utilizadas no teste de corrosão-fadiga

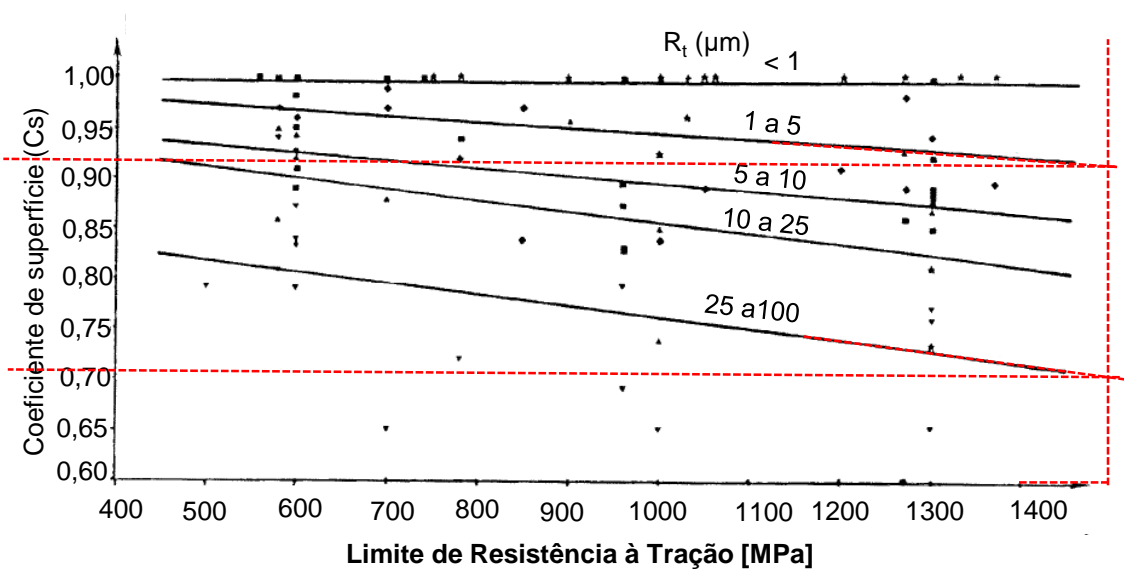
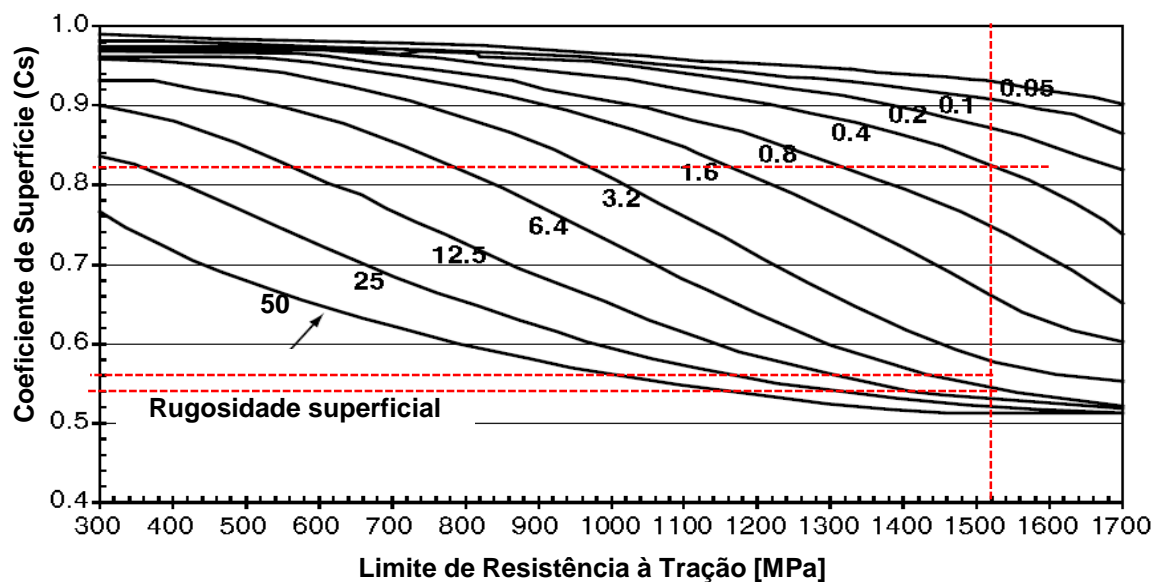


Fonte: O autor (2016)

\*Os valores de  $R_a$  medidos para as amostras no nível de 500 MPa foram perdidos devido a problemas no arquivo .xlsx.

## APÊNDICE C – GRÁFICOS UTILIZADOS NA ESTIMATIVA DO FATOR CS

Figura C1 – Estimativa do fator Cs para o aço em estudo: (a) considerando a média de Ra dos arames e (b) considerando a média de Rt dos arames



Fonte: (a) (LEE *et al.*, 2005), a partir de Johnson (1973) e (b) Brand (1980)

## APÊNDICE D – DADOS E RESULTADOS TABULARES DOS ENSAIOS DE FADIGA E CORROSÃO-FADIGA

Tabela D1 – Dados e resultados do teste de fadiga ao ar para cada região

Região	Amostra	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	R	Número de ciclos
Região do dano (D)	700D_FAR1	720	802	82	442	0,10	133210
	700D_FAR2	706	786	80	433	0,10	158900
	700D_FAR3	696	777	81	429	0,10	142110
	700D_FAR4	688	767	79	423	0,10	187700
	500D_FAR1	499	535	36	286	0,07	589700
	500D_FAR2	488	536	48	292	0,09	375300
	500D_FAR3	502	539	37	288	0,07	411800
	500D_FAR4	499	547	48	298	0,09	345300
Região afastada (A)	700A_FAR1	714	791	77	434	0,10	139900
	700A_FAR2	713	772	59	416	0,08	142100
	700A_FAR3	703	782	79	431	0,10	178110
	700A_FAR4	732	803	71	437	0,09	123110
	500A_FAR1	501	550	49	300	0,09	2020000
	500A_FAR2	515	561	46	304	0,08	480110
	500A_FAR3	511	562	51	307	0,09	2020000
	500A_FAR4	496	549	53	301	0,10	374100
	500A_FAR5	496	552	56	304	0,10	361400
	500A_FAR6	509	565	56	311	0,10	358300
	500A_FAR7	503	555	52	304	0,09	411000
	500A_FAR8	504	558	54	306	0,10	328300

Fonte: O autor (2016)

Tabela D1 – Dados e resultados do teste de fadiga ao ar para cada região (Continuação)

Região	Amostra	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	R	Número de ciclos
Região afastada (A)	440A_FAR1	446	491	45	268	0,09	662100
	440A_FAR2	445	485	40	263	0,08	2000000
	440A_FAR3	442	488	46	267	0,09	2000000
	440A_FAR4	447	490	43	267	0,09	484100
	380A_FAR1	386	418	32	225	0,08	2000000
	380A_FAR2	385	417	32	225	0,08	2000000
	380A_FAR3	398	423	25	224	0,06	2000000
	380A_FAR4	388	416	28	222	0,07	2000000

Fonte: O autor (2016), (Continuação)



Tabela D2 – Dados e resultados do teste de corrosão-fadiga em água do mar aerada para arames da região do dano

Meio	Amostra	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	R	Número de ciclos
ÁGUA DO MAR AERADA	700D_CFA1	731	810	79	445	0,10	138238
	700D_CFA2	752	852	100	476	0,12	103902
	700D_CFA3	660	762	102	432	0,13	98970
	700D_CFA4	696	791	95	443	0,12	139772
	500D_CFA1	511	590	79	335	0,13	378056
	500D_CFA2	473	544	71	308	0,13	381804
	500D_CFA3	486	545	59	302	0,11	292220
	500D_CFA4	496	567	71	319	0,13	195390
	380D_CFA1	384	428	44	236	0,10	534226
	380D_CFA2	376	425	49	237	0,12	482110
	380D_CFA3	361	404	43	224	0,11	664462
	380D_CFA4	373	423	50	237	0,12	635766
	380_S_Limp1	368	421	53	237	0,13	554698
	380_S_Limp2	369	404	35	220	0,09	618168
	380_S_Limp3	391	440	49	245	0,11	538050
	380_S_Limp4	363	420	57	239	0,14	583262
	300D_CFA1	285	323	38	181	0,12	947300
	300D_CFA2	269	308	39	174	0,13	996256
	300D_CFA3	296	346	50	198	0,14	904846
	300D_CFA4	310	351	41	196	0,12	1320388
	230D_CFA1	227	260	33	147	0,13	2000000
	230D_CFA2	234	272	38	155	0,14	1639612
	230D_CFA3	237	274	37	156	0,14	1029570
	230D_CFA4	226	262	36	149	0,14	2000000

Fonte: O autor (2016)

Tabela D3 – Dados e resultados do teste de corrosão-fadiga em água do mar desaerada para arames da região afastada

Meio	Amostra	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	R	Número de ciclos
ÁGUA DO MAR DESAERADA	700A_CFD1	670	747	77	412	0,10	168946
	700A_CFD2	648	750	102	426	0,14	148702
	700A_CFD3	678	736	58	397	0,08	149412
	700A_CFD4	681	746	65	406	0,09	157078
	500A_CFD1	527	571	44	308	0,08	291632
	500A_CFD2	578	643	65	354	0,10	264512
	500A_CFD3	531	605	74	340	0,12	263160
	500A_CFD4	518	583	65	324	0,11	332802
	380A_CFD1	394	438	44	241	0,10	618308
	380A_CFD2	385	426	41	234	0,10	538508
	380A_CFD3	374	432	58	245	0,13	619250
	380A_CFD4	394	439	45	242	0,10	671748
	300A_CFD1	318	359	41	200	0,11	1067750
	300A_CFD2	313	360	47	204	0,13	989314
	300A_CFD3	306	355	49	202	0,14	874834
	300A_CFD4	322	365	43	204	0,12	1314726
	300A_CFD5	303	348	45	197	0,13	1447350
	300A_CFD6	317	349	32	191	0,09	1284752
	300A_CFD7	323	361	38	200	0,11	1122114
	300A_CFD8	319	353	34	194	0,10	846928

Fonte: O autor (2016)

**APÊNDICE E – MEDIDAS DE PH DOS TESTES E DE OXIGÊNIO DISSOLVIDO DO PROCEDIMENTO DE TESTE DE CORROSÃO-FADIGA COM ÁGUA DO MAR DESAERADA**

Tabela E1 – Valores de pH medidos no início e fim dos testes de corrosão-fadiga em água do mar aerada

<b>Meio aerado</b>	<b>Teste N1 – 700 MPa</b>	<b>Teste N2 – 500 MPa</b>	<b>Teste N3 – 380 MPa</b>	<b>Teste N3 – 380 MPa - 2</b>	<b>Teste N4 – 300 MPa</b>
pH inicial	8,29	8,25	8,53	8,19	8,21
pH final	7,57	6,93	7,87	7,41	7,19
<b>Redução</b>	<b>0,72</b>	<b>1,32</b>	<b>0,66</b>	<b>0,78</b>	<b>1,02</b>

<b>Meio desaerado</b>	<b>Teste N1 – 700 MPa</b>	<b>Teste N2 – 500 MPa</b>	<b>Teste N3 – 380 MPa</b>	<b>Teste N4 – 300 MPa</b>	<b>Teste N4 – 300 MPa - 2</b>
pH inicial	8,13	8,35	8,30	8,15	8,22
pH final	8,08	7,39	7,47	6,96	7,16
<b>Redução</b>	<b>0,05</b>	<b>0,96</b>	<b>0,83</b>	<b>1,19</b>	<b>1,06</b>

Fonte: O autor (2016)

Tabela E2 – Valores de oxigênio dissolvido medidos durante a validação do procedimento do teste de corrosão-fadiga em água do mar desaerada

<b>Medidas</b>	<b>Medida 1 0 horas</b>	<b>Medida 2 24 horas</b>	<b>Medida 3 48 horas</b>	<b>Medida 4 72 horas</b>
Oxigênio dissolvido (ppb)	34,2	31,0	37,4	28,0

Fonte: O autor (2016)

## APÊNDICE F – DADOS TABULARES DAS MEDIDAS DOS PITES REALIZADAS NO MEV

Tabela F1 – Medidas dos pites de amostra dos testes de fadiga ao ar

Amostra	Pite	Largura – 2c (µm)	Profundidade – a (µm)	Razão – a/2c
700D_FAR4	1	154,8	113,1	0,73
	2	290,5	83,7	0,29
	3	353,6	69,8	0,20
	4	309,2	58,2	0,19
500D_FAR2	5	431,3	102,2	0,24
	6	291,0	96,0	0,33
700A_FAR2	7	292,0	88,4	0,30
	8	193,5	94,6	0,49
	9	180,4	67,4	0,37
500A_FAR3	10	290,2	78,7	0,27
	11	185,2	91,5	0,49
<b>Média</b>	-	<b>270,15</b>	<b>85,78</b>	<b>0,35</b>

Fonte: O autor (2016)

Tabela F2 – Medidas dos pites de amostras dos testes de corrosão-fadiga em água do mar aerada

Amostra	Pite	Largura – 2c (µm)	Profundidade – a (µm)	Razão – a/2c
700D_CFA2	1	213,5	82,3	0,39
	2	471,4	105,5	0,22
	3	337,9	71,8	0,21
	4	593,1	115,4	0,19
500D_CFA1	5	308,0	73,6	0,24
	6	99,7	65,2	0,65
	7	592,0	115,0	0,19
	8	200,0	71,3	0,36
	9	400,0	96,7	0,24
380D_CFA3	10	272,7	66,5	0,24
	11	162,0	66,5	0,41
300D_CFA2	12	206,6	49,4	0,24
	13	318,0	65,5	0,21
	14	174,6	31,7	0,18
<b>Média</b>	-	<b>310,68</b>	<b>76,89</b>	<b>0,28</b>

Fonte: O autor (2016)

Tabela F3 – Medidas dos pites de amostras dos testes de corrosão-fadiga em água do mar desaeurada

<b>Amostra</b>	<b>Pite</b>	<b>Largura – 2c (µm)</b>	<b>Profundidade – a (µm)</b>	<b>Razão – a/2c</b>
<b>700A_CFD3</b>	1	178,5	52,9	0,30
	2	226,4	65,9	0,29
<b>500A_CFD2</b>	3	85,7	40,7	0,47
	4	136,8	33,5	0,24
	5	125,0	45,0	0,36
	6	216,0	48,0	0,22
<b>380A_CFD3</b>	7	174,6	41,5	0,24
	8	247,4	46,6	0,19
	9	107,0	34,9	0,33
	10	129,5	51,0	0,39
	11	286,7	40,8	0,14
	12	146,2	50,2	0,34
	13	107,7	32,8	0,30
<b>300A_CFD4</b>	14	207,0	48,8	0,24
	15	84,7	32,9	0,39
	16	129,5	39,4	0,30
	17	138,2	37,8	0,27
	18	128,0	36,4	0,28
	19	335,4	61,9	0,18
	20	166,0	51,0	0,31
	21	182,0	49,5	0,27
<b>Média</b>	-	<b>168,49</b>	<b>44,83</b>	<b>0,29</b>

Fonte: O autor (2016)