

RAFAELA GONÇALVES

METODOLOGIA DE ANÁLISE DA VIDA EM FADIGA DA ARMADURA DE TRAÇÃO DE DUTOS  
FLEXÍVEIS SUBMETIDOS A MEIOS AGRESSIVOS, UM ESTUDO COMPARATIVO

Dissertação submetida ao Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais 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. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski

Coorientador: Prof. Dr. Marcelo Favaro Borges

PORTO ALEGRE

2018

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Reitor: Rui Vicente Oppermann

Vice-reitor: Jane Fraga Tutikian

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

Gonçalves, Rafaela

Metodologia de análise da vida em fadiga da armadura de tração de dutos flexíveis submetidos a meios agressivos, um estudo comparativo / Rafaela Gonçalves. -- 2018.

111 f.

Orientador: Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski.

Coorientador: Marcelo Favaro Borges.

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, 2018.

1. Dutos flexíveis. 2. Armadura de tração. 3. Corrosão-fadiga. 4. Fadiga. I. Kwietniewski, Carlos Eduardo Fortis, orient. II. Borges, Marcelo Favaro, coorient. III. Título.

RAFAELA GONÇALVES

METODOLOGIA DE ANÁLISE DA VIDA EM FADIGA DA ARMADURA DE TRAÇÃO DE DUTOS  
FLEXÍVEIS SUBMETIDOS A MEIOS AGRESSIVOS, UM ESTUDO COMPARATIVO

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 aprovada 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. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski

---

Prof. Dr. Marcelo Favaro Borges

---

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann - Coordenador PPGE3M

BANCA EXAMINADORA

Profº Dr. Afonso Reguly

Profº Dr. Joseane Ortiz Breitenbach Canterle

Profº Dr. Toni Roger Schifelhain de Lima

Dedico este trabalho à minha mãe  
Ivone e ao meu companheiro Julio,  
pelo amor e apoio incondicionais.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos aqueles que tornaram este trabalho possível. Aos meus amigos pelos momentos de relaxamento e descontração, sem os quais tudo ficaria mais difícil. Aos colegas do laboratório que contribuíram agregando conhecimento na convivência do dia a dia. Aos bolsistas de iniciação científica pelo ótimo trabalho prestado na instrumentação minuciosa de corpos de prova e na montagem de testes.

Agradeço à minha família, que em momentos de dificuldades se dispôs a me ajudar. Especialmente à minha mãe que sempre abriu mão do próprio conforto em benefício dos filhos. Ao meu companheiro Julio César Bittencourt pelo apoio incondicional e incentivo constante, se fazendo presente não importando a distância, sempre acreditando em meu potencial e transmitindo sua alegria e seu amor.

Presto especial agradecimento ao Prof. Telmo Strohaecker (em memória) pelo pronto acolhimento quando o procurei interessada em fazer mestrado, pela confiança depositada e por seu incrível trabalho, que transformou o LAMEF no laboratório de referência que é hoje. Também ao Prof. Carlos Perez Bergmann, que por seu exemplo, empatia, competência, humildade e disponibilidade no atendimento aos alunos, tem minha profunda admiração.

À UFRGS e ao programa de pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais (PPGE3M), ao LAMEF pela infraestrutura cedida, à CAPES/CNPq pelo fomento à pesquisa e ao Prof. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski pela orientação e Prof. Marcelo Favaro Borges pela coorientação.

## RESUMO

Nas últimas décadas, motivado pelo descobrimento dos reservatórios brasileiros do pré-sal, a indústria de produção de óleo e gás do país passou a operar com plataformas flutuantes de produção em laminais d'água ultraprofundas (acima de 2.220m), tornando imprescindível a utilização de dutos em condições extremas. Dutos flexíveis são a principal forma de interligação entre poços e unidades flutuantes de produção de óleo e gás na costa Brasileira e a falha de um destes dutos em operação pode gerar prejuízos financeiros e ambientais de grandes proporções. Estatísticas apontam a predominância de falhas prematuras associadas ao alagamento da região anular com consequente corrosão-fadiga das armaduras metálicas. Neste contexto, para garantir a segurança operacional destes equipamentos, é fundamental que seus projetos considerem a ação combinada dos fenômenos de fadiga e corrosão. Atualmente, os ensaios de corrosão-fadiga convencionais utilizados na qualificação de armaduras de tração resultam em uma comparação de defeitos superficiais de tamanhos diferentes ou até mesmo inexistentes, podendo afetar a inclinação da curva S-N resultante, mascarando os resultados. Este trabalho teve como objetivo avaliar a viabilidade de uma nova metodologia de levantamento de curvas S-N de projeto que permita que os diferentes níveis de carga de fadiga sejam aplicados a amostras com o mesmo tempo de exposição ao meio e, conseqüentemente, possuam corrosão localizada de igual aspecto, permitindo assim uma melhor previsão do tempo de vida de *risers* operando na condição de anular alagado. Como resultado, foram obtidas duas curvas S-N que, quando comparadas, permitiram validar a viabilidade do método para amplitudes de tensão acima de 420 MPa. Os fatores de redução de tensão experimentais foram 1,31 e 1,27, respectivamente, para a curva ao ar e a curva em corrosão-fadiga, demonstrando que as amostras pré-corroídas ensaiadas ao ar e os fios novos em corrosão-fadiga se mostram equivalentes quanto ao efeito deletério à fadiga causado pela concentração de tensões nos pites.

Palavras chave: Dutos flexíveis. Armadura de tração. Fadiga. Corrosão-fadiga.

## ABSTRACT

In the last decades, after the discovery of the Brazilian reservoirs of pre-salt, the country's oil and gas production industry started operating with floating production platforms in ultra-deep water slides (above 2,220m), making it essential the use of flexible pipes in extreme conditions. Flexible pipelines are the main form of interconnection between wells and floating oil production units on the Brazilian coast and the failure of one of these pipelines in operation can generate large financial and environmental losses. Statistics indicate the predominance of premature failure associated with the flooding of the annular region with consequent corrosion-fatigue of the metallic armours. In this context, in order to guarantee the operational safety of these equipment, it is fundamental that their projects consider the combined action of fatigue and corrosion phenomena. Currently, conventional corrosion-fatigue tests used in the qualification of tensile armours result in a comparison of surface defects of different sizes or even non-existent, which may affect the slope of the resulting S-N curve, masking results. The objective of this work was to evaluate the viability of a new methodology for the study of S-N curves of a design that allows the different levels of fatigue load to be applied to samples with the same time of exposure to the medium and consequently to have localized corrosion of the same appearance, thus allowing better prediction of the lifetime of risers operating in the condition of annular flooded. As a result, two S-N curves were obtained, which when compared allowed to validate the viability of the method for stress amplitudes above 420 MPa. The experimental stress reduction factors were 1.31 and 1.27, respectively, for the fatigue in air and corrosion-fatigue curve, demonstrating that pre-corroded samples tested in air and the corrosion-fatigue of new wires were shown equivalent to the deleterious effect on fatigue caused by the stress concentration of corrosion pits.

Key words: Flexible pipelines. Tensile armour. Fatigue. Corrosion-fatigue.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1- Diagrama explicativo da nova metodologia sugerida. ....	21
Figura 2- Bacias produtoras de petróleo marítimas e terrestres do Brasil. ....	23
Figura 3- Configuração tradicional de um duto flexível. ....	25
Figura 4- Perfis típicos de fios utilizados em armaduras de pressão. ....	26
Figura 5- Dados sobre incidência de falhas em dutos flexíveis em campo. ....	29
Figura 6- Típico dano de capa externa causado por aumento de pressão no ambiente anular. ....	30
Figura 7- Desenho esquemático das camadas que compõem um duto flexível, mostrando o espaço anular. ....	31
Figura 8- Modelo esquemático explicativo do modo de permeação de gases e água no espaço anular de um duto flexível. ....	32
Figura 9- Fio de armadura de tração corroído após a ruptura da capa externa de um duto flexível. ....	33
Figura 10- Representação esquemática de uma superfície de fratura por fadiga, mostrando as regiões de iniciação, de propagação e de falha catastrófica. ....	36
Figura 11- Gráfico de tensão x tempo de um carregamento dinâmico de amplitude constante. ....	38
Figura 12- Tipos de carregamento dinâmico de amplitude constante. ....	39
Figura 13- Representação gráfica do mecanismo de nucleação de trinca a partir da superfície. ....	40
Figura 14- Influência da tensão média sobre o comportamento em fadiga. ....	41
Figura 15- Curvas S-N típicas, a diferentes razões de carregamento. $R_3 > R_2 > R_1$ . ....	42
Figura 16- Superfícies de fratura em corpos de prova com crescente grau de deformação a frio (sendo E0 sem deformação e E7 submetido a 7 passes de laminação a frio). ....	43
Figura 17- Efeito de entalhe no comportamento da curva S-N de flexão rotativa em ligas de alumínio. Comparação da redução da resistência à fadiga baseado em $K_t$ e em $K_f$ . ....	44
Figura 18- Desenho esquemático da geometria semi-elíptica de pites. ....	45
Figura 19- Fatores de intensificação de tensão para vários raios de entalhe. ....	46
Figura 20- Variação da sensibilidade ao entalhe ( $q$ ) com o raio de entalhe para materiais com diferente resistência à tração. ....	47

Figura 21- Efeito de uma solução salina similar à água do mar no comportamento em fadiga de uma liga de alumínio. ....	49
Figura 22- Curvas S-N representativas de um aço ferramenta e uma liga de alumínio.....	50
Figura 23- Influência das dimensões dos pites no valor de $K_t$ .....	52
Figura 24- Valores de $K_t$ em função de $a/2c$ para tração e flexão.....	53
Figura 25- Fluxograma da metodologia utilizada. ....	58
Figura 26- Desenho ilustrativo do critério de identificação de corpos de prova utilizados. ...	59
Figura 27- Desenho esquemático dos corpos de prova para os ensaios de fadiga. ....	60
Figura 28- Desenho indicativo das faces transversal e longitudinal do fio em estudo.....	60
Figura 29 – Croqui (em mm) do corpo de prova para ensaio de tração. ....	61
Figura 30- Ilustração da posição dos corpos de prova na cuba de ensaio. Vista de topo. ....	63
Figura 31- Imagem do sistema de ensaios utilizado no ensaio de pré-corrosão.....	64
Figura 32- Microscópio Contour GT-K 3D Optical Microscope. ....	66
Figura 33- Representação gráfica do parâmetro $R_a$ .....	68
Figura 34- Representação gráfica do parâmetro $R_t$ . ....	68
Figura 35- Ilustração das regiões do fio onde foram feitas as medidas de rugosidade.....	69
Figura 36- Fluxograma dos ensaios de fadiga realizados. ....	70
Figura 37- (a) Máquina de testes MTS Bionix. (b) Dispositivo de flexão em 4 pontos utilizado nos ensaios de fadiga. ....	71
Figura 38- Imagem ilustrativa do equipamento utilizado nos ensaios de corrosão-fadiga.....	72
Figura 39- Imagem da microestrutura apresentada pelo fio em estudo. (a) Secção transversal. (b) Secção longitudinal. ....	76
Figura 40 - Curvas Tensão x Deformação de engenharia do material dos fios da armadura de tração.....	78
Figura 41- Fotografia do estado superficial dos fios após o período de pré-corrosão. ....	79
Figura 42- Imagem lateral do fio onde se observa o descolamento da camada de produto de corrosão.....	80
Figura 43- Imagem da superfície do fio (a) novo, (b) após pré-corrosão, (c) após decapagem química. ....	80
Figura 44- Superfície de dois fios que apresentaram formação de pites de dimensões superiores. ....	81
Figura 45- Imagem de interferometria óptica do pite 1 e suas dimensões. ....	81

Figura 46- Imagem de interferometria óptica do pite 2 e suas dimensões. ....	82
Figura 47- Difratoograma de raios X do produto de corrosão gerado na superfície dos fios. ....	83
Figura 48- Gráfico dos valores de pH e $Fe^{2+}$ dissolvido aferidos no decorrer do ensaio de corrosão. ....	84
Figura 49- Gráfico dos valores de potencial eletroquímico aferidos no decorrer do ensaio de corrosão. ....	85
Figura 50- Valores de $R_a$ e $R_t$ longitudinais para fios novos. ....	86
Figura 51- Valores de $R_a$ e $R_t$ longitudinais para os fios após o período de pré-corrosão. ....	87
Figura 52- Valores de rugosidade $R_a$ e $R_t$ medidos em fios novos e fios submetidos à corrosão prévia. ....	88
Figura 53- Gráfico comparativo dos valores de rugosidade $R_a$ e $R_t$ dos fios pré-corroídos em comparação aos resultados obtidos por Negreiros (2016) na região afastada. ....	88
Figura 54- Curvas S-N ao ar e em corrosão-fadiga para fios novos e fios pré-corroídos. ....	89
Figura 55- Curvas S-N de fadiga ao ar de fios novos e de fios pré-corroídos, com a medida de $K_f$ experimental. ....	91
Figura 56- Curvas S-N de fios novos ao ar e de fios novos em corrosão-fadiga, com a medida do Fator de Redução de Tensão (FRT). ....	91
Figura 57- Fator de redução de tensão a $10^6$ ciclos entre a curva de fadiga ao ar de fio pré-corroído e a curva de corrosão-fadiga de fio novo. ....	92
Figura 58- Imagens das fraturas de fios: (a) novos em fadiga ao ar; (b) pré-corroídos em fadiga ao ar; (c) novos em corrosão-fadiga. ....	93
Figura 59- (a) Fractografia de corpo de prova pré-corroído após ensaio de fadiga ao ar com um $\Delta\sigma = 630$ MPa. (b) Imagens de MEV de dois pites de onde se originaram as trincas, ilustrando suas medidas de profundidade (a) e largura (2c). ....	94
Figura 60- Fator de intensificação de tensões, $K_t$ . ....	95
Figura 61- Fator de intensificação de tensões, $K_t$ . ....	95
Figura 62- $K_t$ e $K_f$ para fios pré-corroídos em fadiga ao ar. ....	96
Figura 63- $K_t$ e $K_f$ para fios novos em corrosão-fadiga. ....	96
Figura 64- Gráfico comparativo dos valores de $K_t$ e $a/2c$ . ....	98
Figura 65- Gráfico comparativo dos valores de $K_f$ e $q$ . ....	98
Figura 66- Comportamento de $K_f$ e $q$ com o aumento da largura (2c) dos defeitos. ....	100
Figura 67- Análise das variáveis componentes do cálculo de $K_f$ . ....	100

Figura 68- Comportamento da razão de aspecto e do raio de entalhe em função da largura dos defeitos para os fios pré-corroídos.....	101
Figura 69- Comportamento de da razão de aspecto e do raio de entalhe em função da largura dos defeitos para fios novos em corrosão-fadiga.....	101

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Principais danos à capa externa em dutos flexíveis. ....	30
Tabela 2- Valores médios de dimensões de pites obtidos por Negreiros (2016). ....	51
Tabela 3- Modelos teóricos de equações para o cálculo de $K_t$ . ....	53
Tabela 4- Condições ambientais do ensaio de pré-corrosão de fios de armadura de tração. ....	62
Tabela 5- Parâmetros de medição utilizados na análise de DRX. ....	65
Tabela 6- Parâmetros utilizados na obtenção de imagens por interferometria. ....	67
Tabela 7- Resumo dos parâmetros utilizados nos ensaios de fadiga. ....	72
Tabela 8- Níveis nominais de carregamento cíclico aplicados aos fios novos nos ensaios de fadiga ao ar. ....	73
Tabela 9- Níveis nominais de carregamento cíclico aplicados aos fios pré-corroídos nos ensaios de fadiga ao ar. ....	73
Tabela 10- Níveis nominais de carregamento cíclico aplicados aos fios novos nos ensaios de corrosão-fadiga. ....	74
Tabela 11- Composição química em % peso dos fios de armadura de tração em estudo. ....	76
Tabela 12 - Resultados do ensaio de tração. ....	77
Tabela 13- Valores de microdureza Vickers medidos na secção longitudinal do corpo de prova. ....	78
Tabela 14- Dados calculados de perda de massa e taxa de corrosão generalizada, em mm/ano. ....	83
Tabela 15- Valores médios de rugosidade, $R_a$ e $R_t$ , de fios novos e no estado pré-corroído por 2 meses. ....	87
Tabela 16- Parâmetros das curvas S-N (Equação 20). ....	89
Tabela 17- Valores médios de $a$ e $2c$ medidos nos pites de corrosão que iniciaram trincas em fadiga. ....	94
Tabela 18- Valores médios de $a$ e $2c$ medidos nos pites de corrosão que iniciaram trincas em fadiga. Fatores $K_t$ e $K_f$ médios calculados. ....	97
Tabela 19- Comparação entre os valores de $K_f$ teóricos e $K_f$ experimental. ....	99
Tabela 20- Resultados dos ensaios de fadiga ao ar de fios novos. ....	109
Tabela 21- Resultados dos ensaios de corrosão-fadiga de fios novos. ....	109
Tabela 22- Resultados dos ensaios de fadiga ao ar de fios pré-corroídos. ....	110

Tabela 23- Parâmetros utilizados no cálculo do coeficiente $K_t$ e $K_f$ para fios corroídos previamente. ....	111
Tabela 24- Parâmetros utilizados no cálculo do coeficiente $K_t$ e $K_f$ para fios novos ensaiados em corrosão-fadiga.....	111

## LISTA DE ABREVIATURAS

CP	Corpo de Prova
DRX	Difração de Raio-x
$\epsilon$ -N	Deformação versus vida em fadiga
FRT	Fator de Redução de Tensão
HDPE	Polietileno de Alta Densidade (High Density Poli Ethilene)
HV	Microdureza Vickers
JIP	Joint Industry Project
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
PEEK	Poli-éter-éter-cetona
PVDF	Fluoreto de Polivinilideno
S-N	Tensão versus vida em fadiga
TDP	<i>Touch Down Point</i>

## LISTA DE SIMBOLOS

$\sigma_m$	Tensão média
R	Razão de carregamento
S	Tensão nominal aplicada
N	Número de ciclos para a falha
$\Delta\sigma$	Variação de tensão
$\sigma_a$	Amplitude de tensão
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima
$\sigma_{m\acute{i}n}$	Tensão mínima
$K_t$	Fator de intensificação de tensão
$K_f$	Fator de redução de resistência à fadiga
$\rho$	Raio de fundo de entalhe
2c	Largura do entalhe
a	Profundidade do entalhe
q	Sensibilidade ao entalhe
$\alpha$	Constante intrínseca do material
$\sigma_{UTS}$	Máxima resistência à tração
$\sigma'_f$	Coeficiente de resistência à fadiga
b	Expoente de resistência à fadiga
#	Mesh
$R_a$	Rugosidade média
$R_t$	Altura total do perfil de rugosidade
$\sigma_e$	Tensão de escoamento
Lo	Comprimento inicial de área útil
a/2c	Razão de aspecto



## SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS.....	6
RESUMO.....	7
ABSTRACT .....	8
LISTA DE FIGURAS.....	9
LISTA DE TABELAS.....	13
LISTA DE ABREVIATURAS .....	15
LISTA DE SIMBOLOS.....	16
SUMÁRIO .....	17
1    Introdução .....	20
2    Revisão bibliográfica .....	22
2.1  A indústria do petróleo no Brasil.....	22
2.2  Dutos flexíveis.....	24
2.2.1  Constituição típica de um duto flexível de camadas não aderentes.....	25
2.2.2  Modos de falha de dutos flexíveis .....	27
2.3  Corrosão por CO <sub>2</sub> .....	33
2.4  Fadiga.....	35
2.4.1  Introdução .....	35
2.4.2  Descrição do carregamento dinâmico.....	37
2.4.3  Aspectos microscópicos da fratura por fadiga .....	39
2.4.4  Fatores que influenciam o comportamento em fadiga.....	40
2.4.5  A abordagem da vida total: curvas S-N .....	49
2.5  Estimativa do fator K <sub>f</sub> .....	51
2.6  Qualificação da vida em fadiga de fios de tração para risers flexíveis.....	54
3    Materiais e Métodos.....	58
3.1  Material em estudo e produção de corpos de prova .....	59

3.2	Composição química e análise da microestrutura .....	60
3.2.1	Composição química.....	60
3.2.2	Análise da microestrutura .....	60
3.3	Propriedades mecânicas.....	61
3.3.1	Ensaio de Tração.....	61
3.3.2	Microdureza Vickers (HV) .....	61
3.4	Pré-corrosão .....	62
3.4.1	Preparação e montagem do ensaio na cuba de pré-corrosão .....	62
3.4.2	Monitoramento de parâmetros do ensaio de pré-corrosão.....	64
3.4.3	Caracterização do produto de corrosão .....	65
3.4.4	Limpeza dos corpos de prova .....	66
3.4.5	Interferometria óptica .....	66
3.4.6	Perda de Massa e Taxa de Corrosão.....	67
3.5	Rugosidade.....	67
3.6	Ensaio de Fadiga.....	70
3.6.1	Fadiga ao ar – fio novo.....	73
3.6.2	Fadiga ao ar – fio pré-corroído .....	73
3.6.3	Corrosão-fadiga – Fio novo.....	74
3.7	Macrografias e micrografias das fraturas.....	74
3.8	Cálculo do fator de intensificação a fadiga ( $K_f$ ) .....	74
4	Resultados e Discussão .....	76
4.1	Composição química e análise da microestrutura .....	76
4.2	Propriedades mecânicas.....	77
4.3	Pré-corrosão .....	79
4.3.1	Caracterização superficial dos fios corroídos .....	79
4.3.2	Caracterização do produto de corrosão .....	82

4.3.3	Perda de massa e taxa de corrosão generalizada .....	83
4.3.4	Monitoramento do potencial de corrosão, pH e $Fe^{2+}$ dissolvido .....	84
4.4	Rugosidade.....	85
4.5	Testes de Fadiga .....	89
4.6	Identificação de pontos de iniciação de trincas e medição de tamanho de pites .....	92
4.7	Cálculo dos fatores $k_t$ e $k_f$ .....	95
5	Conclusões .....	102
6	Sugestões para trabalhos futuros.....	103
	REFERÊNCIAS .....	104
	APÊNDICE A .....	109
	APÊNDICE B.....	111

## 1 INTRODUÇÃO

Dutos flexíveis são a principal forma de interligação entre poços e plataformas de produção de petróleo e gás da costa Brasileira. Tais dutos estão submetidos a carregamentos cíclicos em meios quimicamente agressivos em seu ambiente operacional. Para a garantia da segurança operacional destes, os projetos devem considerar a ação combinada dos fenômenos de fadiga e corrosão.

A metodologia tradicional de avaliação de resistência à fadiga de fios das armaduras de tração de dutos flexíveis não considera o efeito da presença de corrosão localizada pré-existente, embora dados de campo confirmem a sua ocorrência em períodos curtos de tempo frente à vida esperada destes equipamentos e até mesmo corrosão prévia à instalação e operação destes.

Ensaio de corrosão-fadiga convencionais utilizados na qualificação de armaduras de tração não são normatizados e seguem metodologias apresentadas em literatura. Estes ensaios utilizam fios novos, os quais são submetidos a carregamentos cíclicos na presença de meios agressivos com frequência de até 2Hz – sendo esta superior ao espectro de frequências e cargas verificado em campo por motivos de viabilidade do ensaio. Assim, o tempo de exposição ao meio corresponde diretamente à duração do teste para cada nível de carregamento imposto. Desta forma, patamares de carregamento superiores tem tempos de exposição ao meio menores se comparados aos patamares inferiores, e os dados obtidos para o levantamento da curva S-N não levam em consideração os diferentes tempos de incubação destes defeitos. Uma vez que os corpos de prova geralmente são novos, isto é, não ainda utilizados, eles não apresentam pontos de corrosão localizada, conforme supracitado. Isto resulta em uma comparação indireta, ou seja, compara defeitos de tamanhos diferentes ou até mesmo inexistentes, podendo afetar a inclinação e *offset* da curva S-N resultante, mascarando os resultados.

Estudos demonstram que pites de corrosão, uma vez sendo defeitos superficiais, atuam como intensificadores locais de tensão, comprometendo significativamente a vida em fadiga do material. De fato, existem evidências que mostram que armaduras que foram expostas a meios corrosivos por tempos relativamente curtos têm sua resistência à fadiga reduzida em magnitudes similares àquelas que sofreram maior tempo de exposição.

Em paralelo, tem-se relatado recentemente especial efeito deletério da corrosão em dutos flexíveis que operam na presença de contaminantes. Este vem sendo um desafio para a exploração *offshore* de óleo e gás no Brasil, já que as jazidas da região do pré-sal possuem concentração substancial de contaminantes.

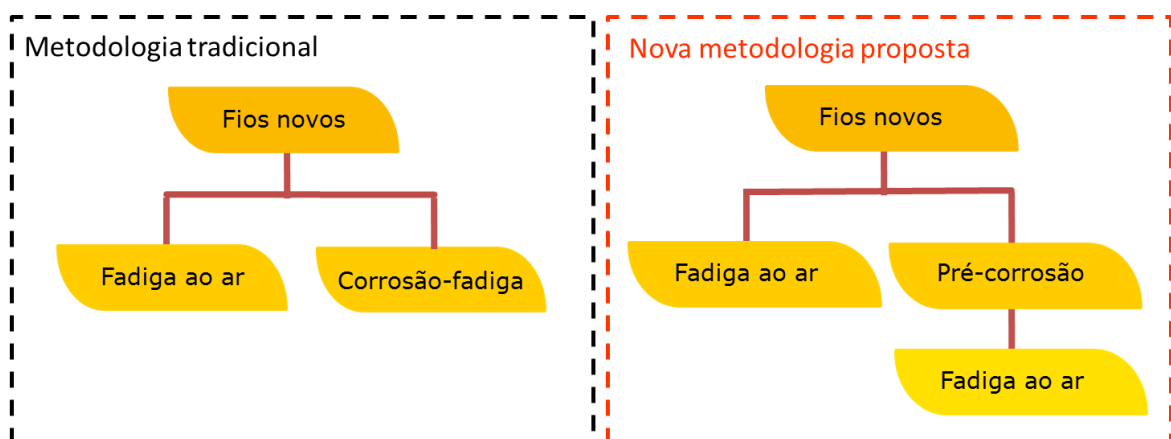
Muitos trabalhos vem sendo desenvolvidos nos últimos anos acerca deste tema. Dentre os trabalhos desenvolvidos no LAMEF-UFRGS, pode-se citar: BORGES, 2017; CAMPELLO, 2014; COSER, 2016; GONÇALVES; BORGES; TAGLIARI, 2018; NEGREIROS, 2016.

Este trabalho tem como objetivos específicos:

- construir uma curva S-N ao ar de fios pré-corroídos e comparar os resultados a curvas S-N de fadiga ao ar e corrosão-fadiga de fios novos;
- avaliar a influência da corrosão prévia sobre os resultados de avaliação de vida em fadiga de fios de armadura de tração.

Como objetivo geral, este trabalho propõe modificação na metodologia atualmente empregada na avaliação da resistência à fadiga de fios de armadura de tração, de forma a considerar a existência de defeitos superficiais nos fios, permitindo assim uma melhor previsão do tempo de vida de dutos flexíveis que tiveram seu anular alagado. A nova rota de testes sugerida compreende uma etapa de pré-corrosão de fios novos, e subsequente ensaio de fadiga ao ar, em substituição à corrosão fadiga de fios novos. O diagrama da Figura 1 sintetiza a metodologia proposta.

Figura 1- Diagrama explicativo da nova metodologia sugerida.



Fonte: o autor.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 A INDÚSTRIA DO PETRÓLEO NO BRASIL

Os primeiros registros de petróleo em território brasileiro datam de 1858, com a extração de mineral betuminoso para a produção de querosene no estado da Bahia. O primeiro campo comercial, no entanto, só foi descoberto em 1941, no mesmo estado. Em 1953 a Petrobras foi criada e, a partir daí, iniciou-se definitivamente a pesquisa em petróleo no Brasil. Com maiores investimentos em prospecção, foi possível a descoberta de novas jazidas de petróleo e, pela necessidade de novos equipamentos que possibilitassem a produção em ambientes de acesso cada vez mais hostis, foi-se evoluindo a maneira de produzir (THOMAS, 2004).

O primeiro campo de petróleo no mar brasileiro foi o campo de Guaricema, descoberto em 1969, onde operou a primeira plataforma móvel de perfuração com capacidade para operar em águas de até 30 metros de profundidade. Em 1974, em meio à crise mundial do petróleo, foi descoberta a Bacia de Campos, na costa norte do estado do Rio de Janeiro (“Trajetória: Conheça nossa História e Evolução”, 2017). Desde a época da criação da Petrobras, em 1953, até a década de 90, a produção de óleo e gás no Brasil saltou de 750 m<sup>3</sup>/dia para mais de 182.000 m<sup>3</sup>/dia (THOMAS, 2004).

Em 2007, anunciou-se a descoberta de reservatórios de petróleo e gás no pré-sal da costa brasileira. Considerada, segundo a Petrobras, entre as mais importantes descobertas mundiais daquela década, a província do pré-sal é composta por grandes acúmulos de óleo leve, de muito boa qualidade e com alto valor comercial, colocando o Brasil em posição estratégica frente à demanda de energia mundial (“Um ano de recordes para o pré-sal”, 2016). A Figura 2 mostra o mapa atual das bacias produtoras de petróleo brasileiras, marítimas e terrestres.

Figura 2- Bacias produtoras de petróleo marítimas e terrestres do Brasil.



Fonte: adaptado de ("Bacias: Conheça as Bacias onde Atuamos", 2017).

Desde o início da operação no pré-sal, em 2010, até 2016, a produção diária de petróleo no Brasil multiplicou-se 24 vezes, passando de 41 mil barris por dia a uma produção de 1 milhão de barris por dia. Atualmente, o poço de produção com lamina d'água mais profunda em operação no país é o Campo de Lula, com 2.200 m de profundidade de lâmina d'água ("Pré-sal", 2016).

Em 2012 foi lançado pela Petrobras o Programa de Aumento da Eficiência Operacional (PROEF), conjunto de ações que, como o nome já diz, visa o aumento da eficiência operacional de bacias do pré-sal. Foi criado inicialmente com o objetivo de recuperação da eficiência operacional dos sistemas de produção da Unidade de Operações da Bacia de Campos, e posteriormente replicado para outras unidades (PORTAL BRASIL, 2014).

Dentre as ações do PROEF, está a tecnologia de separação e reinjeção de CO<sub>2</sub>, visando o aumento de pressão nos reservatórios, aumentando assim a produtividade dos

poços. Esta medida também contribui para a redução da emissão de gases de efeito estufa, já que o CO<sub>2</sub> extraído deixa de ser lançado na atmosfera. Em 2015, segundo divulgação da Petrobras, 3 milhões de toneladas de CO<sub>2</sub> foram separados do gás natural e reinjetados no pré-sal da Bacia de Santos.

Para a viabilização da exploração do pré-sal, produzindo-se óleo e gás em águas profundas e ultraprofundas, é decisivo o papel da engenharia submarina, com o uso de soluções tecnológicas sofisticadas que permitem transportar o petróleo e o gás natural desde o fundo do mar até as unidades produtivas. Neste contexto, a utilização de dutos flexíveis representa grande importância estratégica na produção de óleo e gás a partir do pré-sal, pela utilização de linhas flexíveis na interligação de uma unidade de produção a outra, para a injeção ou descarte de fluidos em reservatórios ou para o transporte dos fluidos produzidos à superfície. Os trechos suspensos dos dutos flexíveis de interligação entre as linhas de produção e as plataformas são chamados de *risers* flexíveis e podem ser utilizados como *risers* de exportação (quando conduzem os fluidos produzidos das linhas de produção à plataforma) ou como *risers* de injeção (quando conduzem fluidos da superfície até o leito marinho) (“Conheça curiosidades sobre equipamentos de nossos sistemas submarinos”, 2015).

## 2.2 DUTOS FLEXÍVEIS

Dutos flexíveis são a principal forma de interligação entre os poços e as plataformas de produção de petróleo e gás da costa Brasileira. Eles têm sido bastante utilizados em instalações *offshore* como *risers*, devido à flexibilidade e à elevada rigidez axial proporcionada por sua armadura de tração (CAMPELLO, 2014).

Há diferentes configurações de dutos, que variam dependendo da finalidade em que serão empregados, da altura de lamina d’água, das configurações de ancoragem além de outros fatores (PSA NORWAY, 2013).

Os dutos flexíveis de camadas não aderentes são constituídos de camadas concêntricas de polímeros e aço, que podem escorregar umas sobre as outras, de forma a preservar a flexibilidade do duto. Maiores detalhes sobre as diferentes configurações de dutos e a descrição detalhada de suas funções estão disponíveis para consulta em ampla literatura técnica e científica, podendo-se citar os trabalhos de Andersen et al., 2009 e



Fergestad e Løtveit, 2014 e também nas normas API 17B (2014b), API 17J (2014a) e ISO 13628-2 (2006). Desta forma, este texto não se aprofundará neste tema, apresentando apenas a função das principais camadas componentes de um duto flexível de camadas não aderentes.

### 2.2.1 Constituição típica de um duto flexível de camadas não aderentes

Tipicamente, um duto flexível é constituído pelas seguintes camadas, apontadas esquematicamente na Figura 3:

*Figura 3- Configuração tradicional de um duto flexível.*

- 1) Carcaça intertravada
- 2) Camada polimérica interna
- 3) Armadura de pressão
- 4) Camada/fita antiatrito
- 5) Armadura externa de tração
- 6) Fitas de alta resistência
- 7) Camada polimérica externa



Fonte: Adaptado de COSER, 2016.

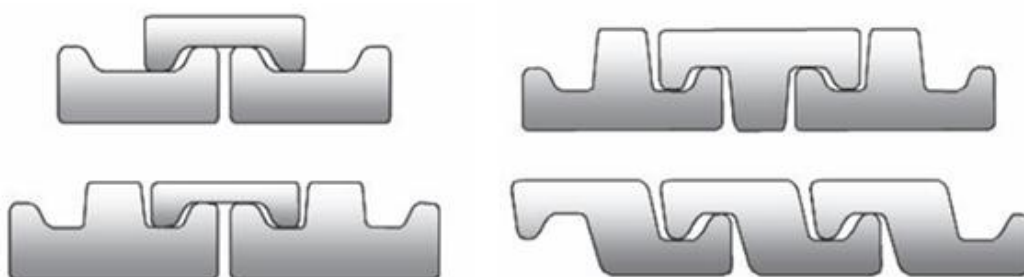
Cada uma destas camadas exerce uma função específica. Abaixo, apresenta-se uma breve descrição das funções de cada camada.

- Carcaça intertravada: é a camada mais interna da estrutura, por onde são conduzidos os fluidos de produção ou injeção, e tem como principal função evitar o colapso da estrutura seja por rápida descompressão interna no caso de dutos que transportam gás ou por elevada pressão do ambiente externo. Também contribui na prevenção ao colapso devido aos carregamentos radiais provenientes da tração das armaduras externas e da compressão mecânica nos tensionadores dos navios durante a instalação. Esta camada fica em contato direto com o fluido interno, que em geral é corrosivo, e por isso é fabricada de uma liga de aço resistente à corrosão, escolhido conforme a severidade da aplicação (API RP 17B, 2014b; ANDERSEN et al., 2009; FERGESTAD e LØTVEIT, 2017).
- Camada polimérica interna (“barreira de pressão” ou “camada de estanqueidade”): tem função de vedação, garantindo a estanqueidade ao duto flexível impedindo o vazamento do fluido interno para as outras camadas do duto e/ou o ambiente

externo. Esta camada é geralmente constituída de polímeros, como o PVDF ou poliamidas, que possuem resistência química ao fluido, sendo acoplada à carcaça intertravada por um processo de extrusão destes polímeros sobre esta (API RP 17B 2014b; ANDERSEN et al., 2009).

- Armadura de pressão: é uma camada metálica intertravada que tem a função principal de resistir à pressão interna, mas auxilia também na resistência aos carregamentos radiais da pressão hidrostática externa e os provenientes de solicitações mecânicas da instalação e do efeito de estrangulamento provocado pelas armaduras de tração quando estas são tracionadas. É composta por fios de aço carbono, que podem ter diferentes perfis, conforme ilustrado na Figura 4.

*Figura 4- Perfis típicos de fios utilizados em armaduras de pressão.*



*Fonte: adaptado de ANDERSEN et al., 2009.*

- Camadas antiatrito: são camadas poliméricas aplicadas entre duas camadas metálicas com o intuito de diminuir o atrito entre estas e prevenir eventuais falhas por desgaste quando a estrutura é submetida a um carregamento dinâmico por período elevado de tempo (API RP 17B, 2014b; ANDERSEN et al., 2009; FERGESTAD; LØTVEIT, 2017).
- Armadura de tração: A armadura de tração é composta por duas a quatro camadas sobrepostas de fios, de perfil retangular ou quase retangular, dispostos de forma helicoidal sobre o comprimento do duto. É responsável por conferir resistência à tensão axial causada pelo peso da linha, além das cargas de pressão interna e carregamentos externos, de torção e de flexão. As camadas são dispostas em sentidos opostos de forma a contrabalançar as cargas e evitar torção quando uma carga axial é aplicada. O ângulo entre as camadas na maioria dos casos varia entre 30 a 35°. Entretanto, para cargas de torção no sentido de desenrolamento da camada

externa da armadura, a força e a rigidez são menores, podendo acontecer a formação do que se denomina de gaiola de passarinho (do inglês *bird-caging*). Os fios da armadura de tração são produzidos por laminação a quente de barras de aço carbono ou aço baixa liga, que são então submetidos a um tratamento térmico de patentamento para a melhoria de propriedades mecânicas. Em seguida, as barras são submetidas a uma sequência de passes de laminação a frio, resultando em uma microestrutura final de granulometria fina e alongada na direção da laminação. O fator que governa o uso de aços de maior ou menor resistência mecânica (maior ou menor teor de carbono) é a presença ou não de sulfeto de hidrogênio ( $H_2S$ ) no ambiente de produção. A norma NACE TM0177 (2016) classifica as armaduras de tração para serviço em ambiente sem a presença de  $H_2S$  (*sweet*) e com a presença de  $H_2S$  (*sour*). Como em serviço a armadura de tração estará submetida a carregamentos de fadiga, a resistência à fadiga dos fios de armadura de tração são um limitante no projeto (FERGESTAD e LØTVEIT, 2014).

- Capa polimérica externa: camada polimérica extrudada sobre a camada de armadura de tração para protegê-la de exposição ao ambiente marinho. A capa é normalmente de polietileno de alta densidade (HDPE) por ser bastante resistente à abrasão, pouco permeável a água, além de possuir boa adesão. Ocasionalmente, existem configurações onde há uma camada extra de capa polimérica externa (API RP 17B, 2014b; ANDERSEN et al., 2009; FERGESTAD e LØTVEIT, 2017).

### 2.2.2 Modos de falha de dutos flexíveis

Devido à complexidade da configuração dos dutos flexíveis, compostos por muitas camadas de diferentes materiais e a interação destes, há uma grande variedade de eventos que podem levar à falha do equipamento.

Simonsen (2014) explica que um modo de falha normalmente é causado por uma sucessão de defeitos, danos ou degradações, que acabam levando à perda de integridade. A perda de integridade, por sua vez, caracteriza-se por vazamentos, redução da capacidade produtiva e aumento de risco à vida humana e ao meio ambiente. Já um mecanismo de falha é um defeito ou degradação que individualmente não é capaz de levar o duto flexível à falha. Ou seja, um modo de falha pode ser consequência de um ou mais mecanismos de falha.

A norma API RP 17B (2014b) lista em detalhes os principais modos de falha característicos das estruturas de dutos flexíveis. A saber:

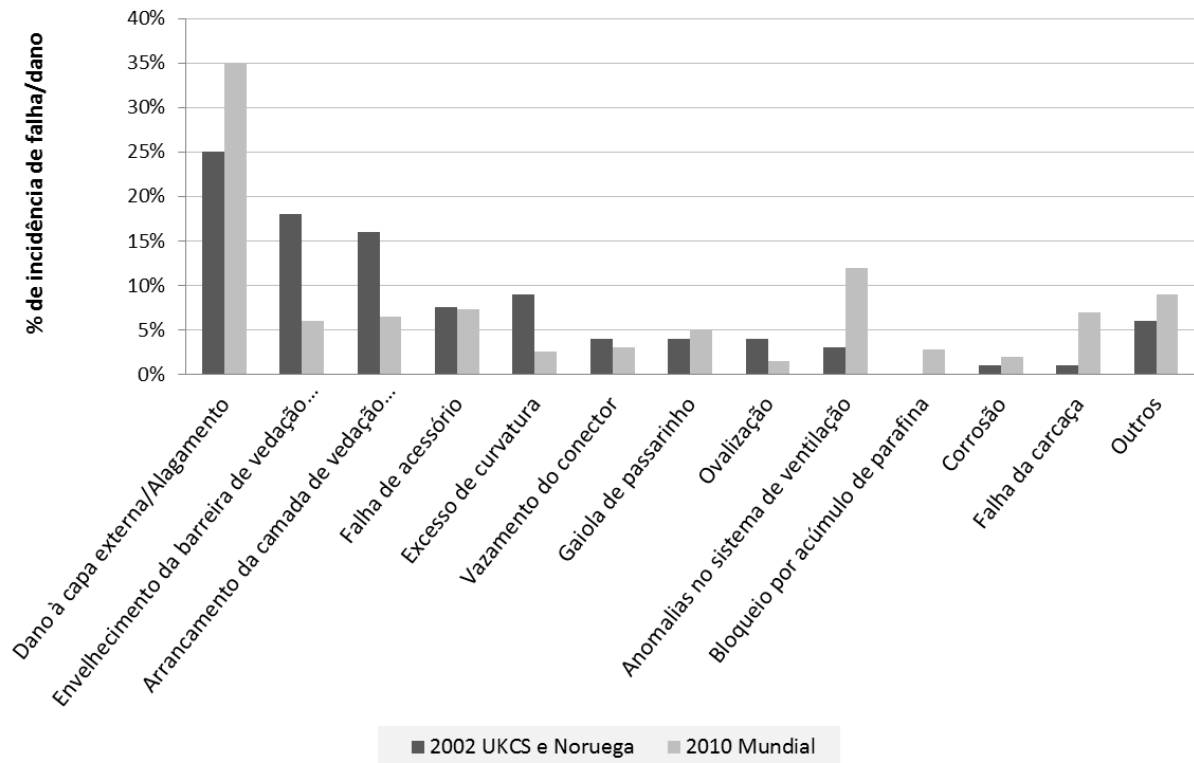
- Colapso
- Explosão
- Falha em Tração
- Falha em Compressão
- Curvatura Excessiva
- Falha por Torção
- Falha por Fadiga
- Erosão
- Corrosão

Nesta revisão, somente serão abordados os mecanismos de falha relacionados à fadiga e à corrosão de fios de armaduras de tração, que são o tema de interesse deste trabalho. Como sugestão, para se obter informações detalhadas sobre os modos de falha de ocorrência comum em estruturas de dutos flexíveis, podem ser consultados documentos como o 4 Subsea (2013), API RP 17B (2014b) e Simonsen (2014).

#### *2.2.2.1 Dano à capa polimérica externa*

Dados coletados em “*SureFlex Joint Industry Project*” (JIP), trazem um levantamento estatístico da incidência de alguns mecanismos de falha na operação de *risers* flexíveis (OBRIEN et al., 2011). A Figura 5 apresenta um gráfico com estes dados. Observa-se que o mecanismo de maior incidência é o de dano à capa externa.

Figura 5- Dados sobre incidência de falhas em dutos flexíveis em campo.



Fonte: Adaptado de BOSCHEE (2012); OBRIEN et al. (2011).

De acordo com a literatura (PSA NORWAY, 2013; SIMONSEN, 2014), danos à capa externa podem ser oriundos do processo de instalação, abrasão em serviço, impacto, bloqueio de válvula de alívio e rachadura do polímero.

A norma API RP 17B, em suas tabelas 29 a 31, lista e detalha potenciais defeitos que podem afetar a integridade de sistemas de dutos flexíveis, apontando possíveis causas e consequências. Negreiros (2016) resumiu as principais formas de avaria da capa externa citadas na referida norma (Tabela 1).

*Tabela 1- Principais danos à capa externa em dutos flexíveis.*

<b>Dano / Defeito</b>	<b>Possível Causa</b>
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: Negreiros (2016), adaptado de API RP 17B (2014).*

A Figura 6 mostra o exemplo de um duto flexível cuja capa polimérica externa foi rompida devido à pressão interna excessiva no ambiente anular.

*Figura 6- Típico dano de capa externa causado por aumento de pressão no ambiente anular.*



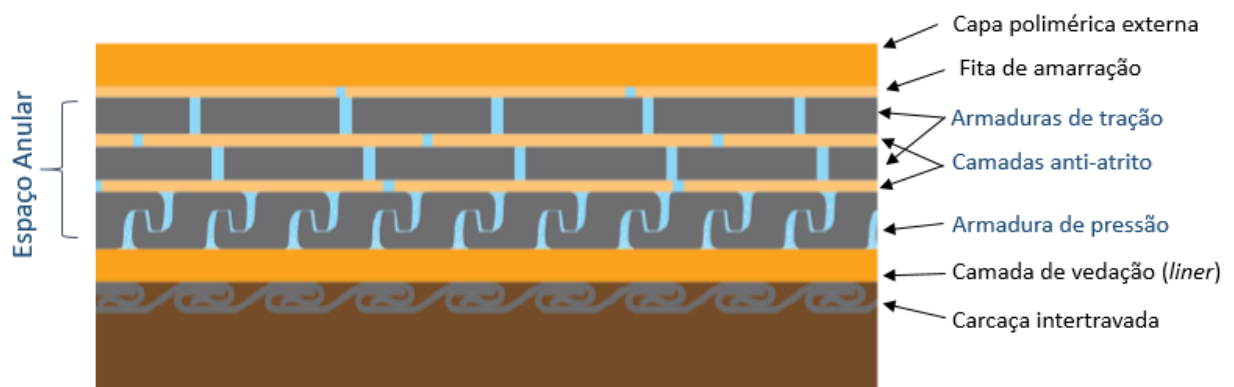
*Fonte: (PSA NORWAY, 2013)*

A consequência direta de um dano à capa externa de um duto em operação é o alagamento do ambiente anular.

### 2.2.2.2 Alagamento do ambiente anular

Denomina-se ambiente anular todo o espaço compreendido entre a camada de vedação (também chamada *liner*) e a capa externa (Figura 7). A região interna à camada de vedação é denominada de região do núcleo ou, do inglês, região do *bore*. É no ambiente anular que estão contidas as armaduras de tração, responsáveis por todo o suporte estrutural do duto. Desta forma, é vital para a correta operação do duto que se garanta a integridade da armadura de tração dentro do ambiente anular (FERGESTAD e LØTVEIT, 2014; PSA NORWAY, 2013).

Figura 7- Desenho esquemático das camadas que compõem um duto flexível, mostrando o espaço anular.

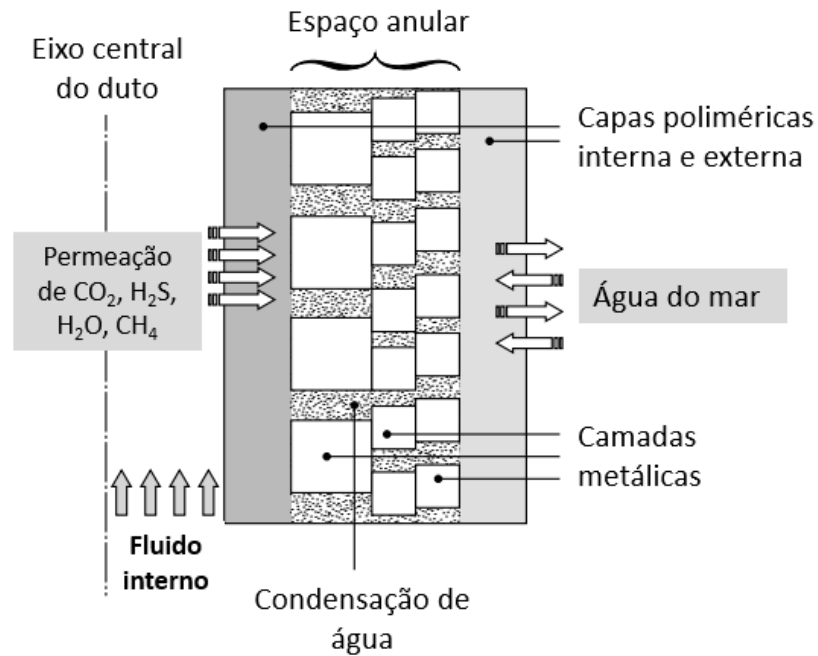


Fonte: Adaptado de 4SUBSEA, 2013.

Assume-se que um duto flexível no estado como fabricado, antes de entrar em operação, possui nos vazios de seu ambiente anular somente ar atmosférico. Entretanto, sabe-se que uma vez em operação, a composição química deste ambiente pode sofrer alterações por diferentes motivos (BERGE e GLOMSAKER, 2004):

- Caso a capa polimérica externa sofra ruptura, tanto na instalação do duto flexível quanto na operação. Pode haver alagamento por água do mar, combinado com a presença de gases como  $H_2S$ ,  $CO_2$ , metano ( $CH_4$ ) e etano ( $C_2H_6$ ) que difundem a partir do *bore*. Dependendo da natureza do vazamento, a água do mar no ambiente anular pode estar pobre em oxigênio (desaerada) ou saturada de ar.
- Por permeação de espécies provenientes do fluido produzido, principalmente água ( $H_2O$ ), que pode condensar e se acumular no anular, combinada com  $H_2S$ ,  $CO_2$  e  $CH_4$ . Um modelo de permeação está ilustrado na Figura 8 (BERGE e GLOMSAKER, 2004; TARAVEL-CONDAT et al., 2003).

Figura 8- Modelo esquemático explicativo do modo de permeação de gases e água no espaço anular de um duto flexível.



Fonte: Adaptado de TARAVEL-CONDAT et al., 2003.

Alterações na composição química do ambiente anular podem ser bastante nocivas e causam significativo efeito sobre a vida em fadiga dos componentes de aço do duto flexível. Tendo isso em vista, é de fundamental importância que estes cenários sejam previstos no projeto e durante a operação destes (BERGE e GLOMSAKER, 2004; TARAVEL-CONDAT et al., 2003).

Na região anular, diferente das condições do *bore*, não há fluxo vigoroso, e mesmo que o duto se movimente devido às ondas e correntes marítimas, acredita-se que as condições no anular são de relativa estagnação. De acordo com Rogowska et al. (2016), a inspeção para a detecção e a caracterização de danos por corrosão e trincas nas armaduras de tração é de difícil realização, tanto através da capa externa quanto a partir do núcleo do duto. Não obstante, as armaduras de tração ficam alocadas em espaço bastante confinado, o que dificulta a criação de um modelo de corrosão. Além disso, as condições do ambiente anular podem variar significativamente entre dutos em serviço e também ao longo do mesmo duto.



### 2.2.2.3 Corrosão em fios da armadura de tração

Embora a corrosão sozinha não seja uma causa típica de falha de dutos flexíveis, quando aliada a altos carregamentos estáticos ou dinâmicos, pode levar à perda de integridade do duto.

Uma vez rompida a capa externa, os fios da armadura de tração do duto flexível ficarão expostos à água do mar e inicia-se então um processo corrosivo. Para *risers* flexíveis com dano na capa externa, a corrosão por  $O_2$  já foi observada mesmo quando as extremidades do duto estão conectadas a anodos de sacrifício, pois regiões afastadas podem não estar protegidas (MUREN, 2007; PSA NORWAY, 2013). A corrosão nos fios da armadura de tração deteriorará as propriedades mecânicas do material, reduzindo a vida em fadiga e a integridade do sistema. A Figura 9 ilustra o estado de deterioração de um fio de armadura de tração corroído após o alagamento do ambiente anular devido à ruptura da capa externa.

Figura 9- Fio de armadura de tração corroído após a ruptura da capa externa de um duto flexível.



Fonte: Adaptado de OUT (2010)

Segundo dados da literatura, os danos de corrosão mais severos em *risers* foram o resultado de danos da capa polimérica externa, de modo que a prevenção dessas violações reduziria o número de incidentes relacionados à corrosão (FERGESTAD; LØTVEIT, 2017; MUREN, 2007; PSA NORWAY, 2013).

## 2.3 CORROSÃO POR $CO_2$

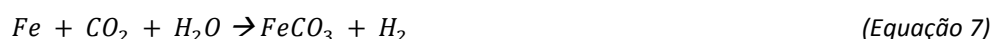
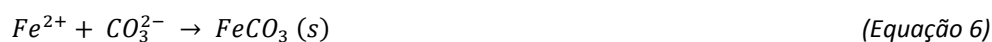
Como já mencionado, embora a estrutura dos dutos flexíveis seja projetada para prevenir a presença de fluidos corrosivos no ambiente anular, pode ocorrer alagamento por dano acidental da capa externa ou por permeação de espécies provenientes do fluido

produzido. A presença de água líquida ou água do mar no ambiente anular, junto com gases corrosivos como o dióxido de carbono ( $\text{CO}_2$ ) e/ou sulfeto de hidrogênio ( $\text{H}_2\text{S}$ ), pode levar à corrosão dos fios das armaduras de tração e pressão (KRISHNAN et al., 2016).

Em um ambiente aquoso com  $\text{CO}_2$ , a corrosão dos aços ao carbono ocorre a partir de processo eletroquímico, que envolve a dissolução de ferro e a evolução catódica de hidrogênio. Segundo Nešić (2007), na presença de  $\text{CO}_2$ , a taxa de corrosão do aço é aumentada pelo correspondente aumento da taxa de evolução de hidrogênio.

A reação anódica associada é a de simples dissolução do ferro (Equação 4). Ao passo que a reação catódica depende das reações do  $\text{CO}_2$  gasoso na água: inicialmente, ocorre a dissolução do gás e a sua hidratação parcial com água, formando ácido carbônico ( $\text{H}_2\text{CO}_3$ ) (Equação 1), o qual pode se dissociar formando bicarbonato ( $\text{HCO}_3^-$ ) (Equação 2), que, então se dissocia a carbonato ( $\text{CO}_3^{2-}$ ) (Equação 3).

Quando o ferro começa a se dissolver segundo a Equação 4, em presença de ácido carbônico, a redução do hidrogênio pode ocorrer (Equação 5), impulsionando a corrosão. Quando a concentração de  $\text{Fe}^{2+}$  e  $\text{CO}_3^{2-}$  excede o limite de solubilidade, ocorre a formação do  $\text{FeCO}_3$  (siderita), de acordo com a Equação 5. Assim, pode-se apresentar a reação global para este processo corrosivo (Equação 7) (NEŠIĆ, 2007; NEŠIĆ e LEE, 2003; ROGOWSKA et al., 2016; ZHANG et al., 2012).



A taxa de corrosão está intimamente relacionada ao pH do eletrólito, assim como à concentração de íons  $\text{Fe}^{2+}$  dissolvidos na solução. Filmes de  $\text{FeCO}_3$  irão se desenvolver na

superfície do aço, podendo ser protetores ou não, dependendo das condições em que forem formados. Estes filmes contribuem para manter a taxa de corrosão baixa. Para um maior detalhamento sobre os mecanismos de corrosão de aços ao carbono por CO<sub>2</sub> em ambientes confinados, recomenda-se a leitura dos trabalhos de Santos et al. (2011), Nešić (2007), Remita et al. (2008) e Rogowska et al. (2016).

## 2.4 FADIGA

### 2.4.1 Introdução

Fadiga é o processo de dano e falha em que, devido a carregamentos cíclicos, um material acumula danos microscópicos e pode falhar mesmo quando submetido a tensões muito abaixo de seu limite de ruptura. Falhas mecânicas devido a fadiga já são objeto de estudo em engenharia há mais de um século e estima-se que sejam atualmente responsáveis por pelo menos metade de todas as ocorrências de falhas mecânicas (DOWLING, 2013; STEPHENS et al., 2000).

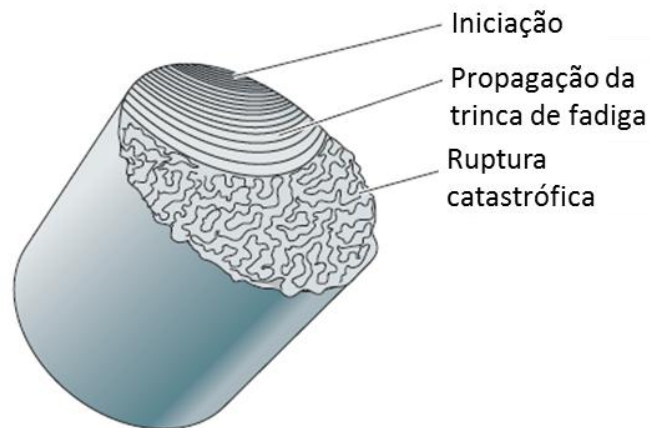
O mecanismo de falha por fadiga ocorre tipicamente em três etapas: nucleação de trinca, crescimento ou propagação da trinca nucleada e finalmente a ruptura do material. Primeiro, uma pequena trinca é iniciada, normalmente em sítios de nucleação localizados na superfície, onde a tensão imposta é máxima e também pode haver presença de defeitos superficiais, como riscos ou pites de corrosão ou cantos vivos, que atuam como concentradores de tensão. Também pode haver a nucleação em contornos de grão ou onde há concentração de discordâncias. Em seguida, à medida que o carregamento cíclico acontece, a trinca se propaga gradualmente. Finalmente, ocorre a ruptura súbita quando a secção transversal remanescente do material se torna tão pequena que não suporta mais o carregamento (ASKELAND et al., 2011).

A fratura originada por fadiga é de aparência frágil, sem a presença de deformação macroscópica, e acontece de forma súbita, sem qualquer aviso prévio. Por isso é de vital importância que, no projeto estrutural da peça ou equipamento, estejam previstos análises e testes de resistência à fadiga daqueles componentes nas suas condições específicas de trabalho, assim como a utilização de fatores de segurança (DOWLING, 2013).

O reconhecimento de uma falha por fadiga é relativamente fácil, já que produz uma fratura com aspecto bastante característico. A superfície de fratura próxima à origem da

trinca é tipicamente lisa e vai se tornando rugosa à medida que a trinca se propaga e cresce, ficando fibrosa ao final da ruptura. Através de análise microscópica, revela-se uma superfície de fratura que inclui um padrão de marcas de praia e estrias que indicam o ponto de nucleação da trinca (Figura 10) (ASKELAND et al., 2011).

*Figura 10- Representação esquemática de uma superfície de fratura por fadiga, mostrando as regiões de iniciação, de propagação e de falha catastrófica.*



*Fonte: Adaptado de ASKELAND et al., 2011.*

Um dos pioneiros no estudo do fenômeno de fadiga é o alemão August Wöhler, que em seu trabalho, motivado por falhas em eixos ferroviários, desenvolveu estratégias de projeto para evitar falhas por fadiga. Ele testou ferros, aços e outros materiais sob carregamento axial, de flexão e torção. Wöhler demonstrou que a resistência à fadiga é afetada não somente pela variação das tensões cíclicas, mas também pelas tensões médias ( $\sigma_m$ ) e pela razão de carregamento aplicada ( $R$ ). Através de diagramas de tensão versus vida em fadiga (diagramas S-N, onde S se refere à tensão e N é o número de ciclos até a ruptura para aquele nível de tensão aplicada) ele demonstrou que quanto maior a tensão aplicada, menos ciclos de fadiga eram suportados e que, abaixo de um certo valor de tensão, as amostras de teste não rompiam. Introduziu, assim, o conceito de limite de fadiga. A investigação de Wöhler foi considerada a primeira investigação sistemática sobre fadiga e por isso ele é hoje conhecido como o “pai” da investigação sistemática em fadiga (DOWLING, 2013; STEPHENS et al., 2000).

Complementando os estudos de Wöhler surgem os estudos de Gerber e Goodman sobre métodos para prever os efeitos da tensão média. Também são atores importantes no

atual estado da arte sobre fadiga os autores Bauschinger, Griffith, Palmgren, Miner, entre outros.

Atualmente, há três principais abordagens para a análise e o projeto contra falhas por fadiga. A abordagem mais tradicional é a de vida total, desenvolvida em sua forma atual em 1955, também conhecida como o método S-N. A tensão nominal que pode ser suportada sob carregamento cíclico é determinada considerando tensões nominais médias, que podem ser ajustadas para regiões sob efeito de concentradores de tensão como sulcos, pites, furos e chavetas. Outra abordagem é a baseada em deformação (método  $\epsilon$ -N), podendo envolver análises mais detalhadas da deformação localizada que ocorre em concentradores de tensão durante o carregamento cíclico. Finalmente, há a abordagem de mecânica da fratura, que trata especificamente do crescimento de trincas por métodos de mecânica da fratura. (DOWLING, 2013; MANSOR et al., 2014)

Neste trabalho, a abordagem utilizada será aquela de vida total (método S-N), assunto que será melhor abordado no tópico 2.4.5.

#### 2.4.2 Descrição do carregamento dinâmico

Em serviço, componentes de engenharia podem estar sujeitos a modos de carregamento de diferentes naturezas, como é o caso de aeronaves, componentes de veículos automotivos, locomotivas, pontes, etc., sendo importante caracterizá-los. As tensões aplicadas podem ser axiais (tração-compressão), de flexão (dobramento) ou de torção. O carregamento cíclico pode variar havendo casos em que é completamente aleatório e irregular a casos em que há uma frequência e amplitude de tensões bem definidos, com máximos e mínimos constantes. Este último caso é denominado carregamento dinâmico de amplitude constante (DOWLING, 2013; GARCIA et al., 2015; STEPHENS et al., 2000).

De fato, muitas aplicações práticas reais envolvem o tipo de carregamento dinâmico com amplitude constante. Desta forma, para a avaliação da vida em fadiga dos materiais, testes com amplitude de tensão constante são comumente utilizados (DOWLING, 2013).

A Figura 11 ilustra o comportamento tensão versus tempo de um carregamento dinâmico de amplitude constante, e também apresenta parâmetros importantes que caracterizam o carregamento. Estas grandezas são descritas pelas Equações 8 a 12.

$$\Delta\sigma = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n} \quad (\text{Equa\c{c}\~{a}o 8})$$

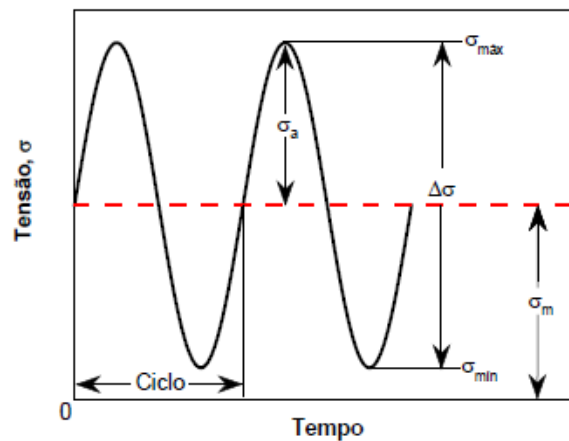
$$\sigma_m = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (\text{Equa\c{c}\~{a}o 9})$$

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (\text{Equa\c{c}\~{a}o 10})$$

$$R = \frac{\sigma_{m\acute{i}n}}{\sigma_{m\acute{a}x}} \quad (\text{Equa\c{c}\~{a}o 11})$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \quad (\text{Equa\c{c}\~{a}o 12})$$

Figura 11- Gráfico de tensão x tempo de um carregamento dinâmico de amplitude constante.

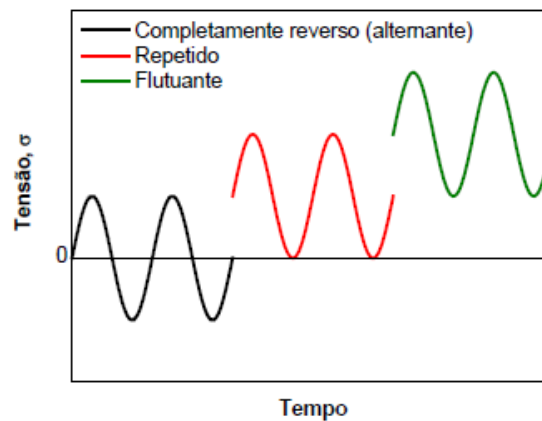


Fonte: COSER, 2016

A diferença entre os valores máximo ( $\sigma_{m\acute{a}x}$ ) e mínimo ( $\sigma_{m\acute{i}n}$ ) de tensão aplicados é denominada faixa de variação de tensão ( $\Delta\sigma$ ). Fazendo a média aritmética dos valores máximo e mínimo, temos a tensão média ( $\sigma_m$ ). Dividindo por 2 a faixa de variação ( $\Delta\sigma$ ), temos a amplitude de tensão ( $\sigma_a$ ), que é a variação sobre a tensão média. Outra grandeza muito importante é a razão de carregamento,  $R$ , dada pela razão entre os valores de tensão mínima e máxima. Quando  $R \neq 0$ , o ciclo de tensões é dito flutuante. Quando  $R = 0$ , o ciclo de tensões é repetido. Se  $R = -1$ , o ciclo é completamente reverso (ver Figura 12) (DOWLING, 2013; STEPHENS et al., 2000).

É comum que testes de fadiga sejam caracterizados por uma razão de carregamento  $R$  e por uma variação de carregamento  $\Delta\sigma$ .

Figura 12- Tipos de carregamento dinâmico de amplitude constante.



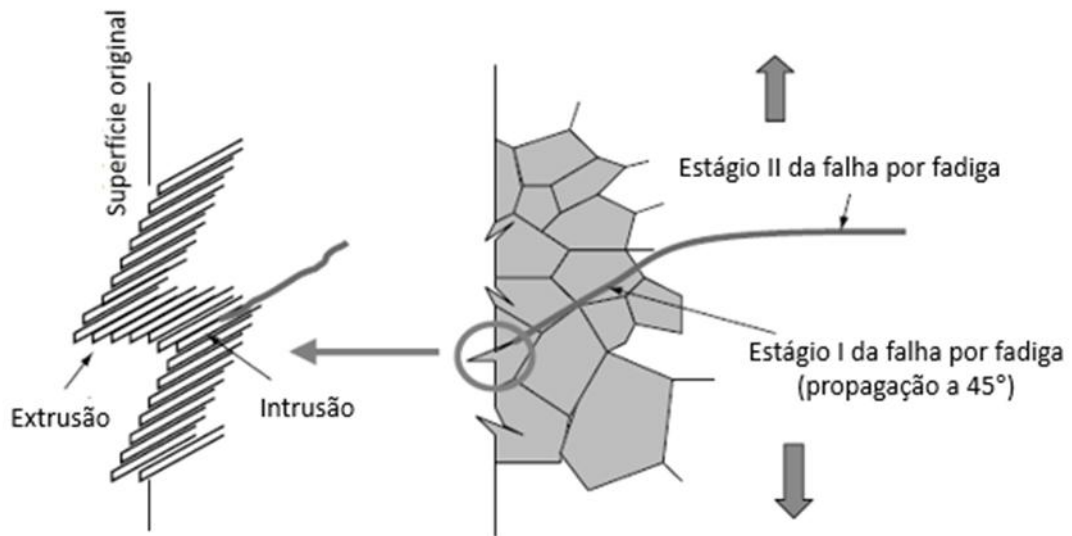
Fonte: COSER, 2016.

### 2.4.3 Aspectos microscópicos da fratura por fadiga

Como já mencionado, o processo inteiro de falha por fadiga compreende as etapas de nucleação e crescimento de uma ou mais trincas, com conseqüente ruptura do material. A vida em fadiga de um material pode ser dividida em duas etapas: período de nucleação de trinca e período de propagação ou crescimento da trinca (SCHIJVE, 2001).

A nucleação de uma trinca de fadiga em metais ocorre, na maior parte das vezes, na superfície do material, por um processo onde bandas de deslizamento surgem com a variação de tensão na fadiga, dando origem a pequenas intrusões e extrusões na superfície do material. Estas intrusões e extrusões geradas atuam como concentradores de tensão, fazendo nuclear uma trinca. A Figura 13 apresenta uma representação gráfica do processo de dano por fadiga e mostra a iniciação de uma trinca no ponto de máxima concentração de tensão (LEE, 2005).

Figura 13- Representação gráfica do mecanismo de nucleação de trinca a partir da superfície.



Fonte: Adaptado de LEE (2005).

A propagação da trinca ocorre em dois estágios: um estágio inicial (Estágio I) onde a propagação ocorre no plano da máxima tensão de cisalhamento ( $45^\circ$  em relação à tensão axial aplicada) e corresponde apenas ao comprimento de alguns poucos grãos; e um segundo estágio (Estágio II), onde a propagação da trinca ocorre globalmente no plano de maior tensão de tração, em direção normal a esta (DOWLING, 2013; LEE, 2005; STEPHENS et al., 2000).

Trincas também podem ser nucleadas em outros locais, tais como inclusões não metálicas e outras descontinuidades internas ou externas na peça, que também atuam como concentradores de tensões.

Pites de corrosão, quando presentes, são importantes intensificadores de tensão que diminuem bastante o tempo de nucleação de uma trinca de fadiga, como fica evidenciado nos trabalhos de BARNES, 2014; BERGE et al., 2003; BERGE et al., 2009; BERGE et al., 2014 e KRISHNAN et al., 2016.

#### 2.4.4 Fatores que influenciam o comportamento em fadiga

Qualquer processo que altere as propriedades mecânicas ou a microestrutura de um material irá diretamente afetar o comportamento em fadiga deste. Tanto a etapa de nucleação quanto a etapa de propagação de trinca são fortemente afetadas pela forma



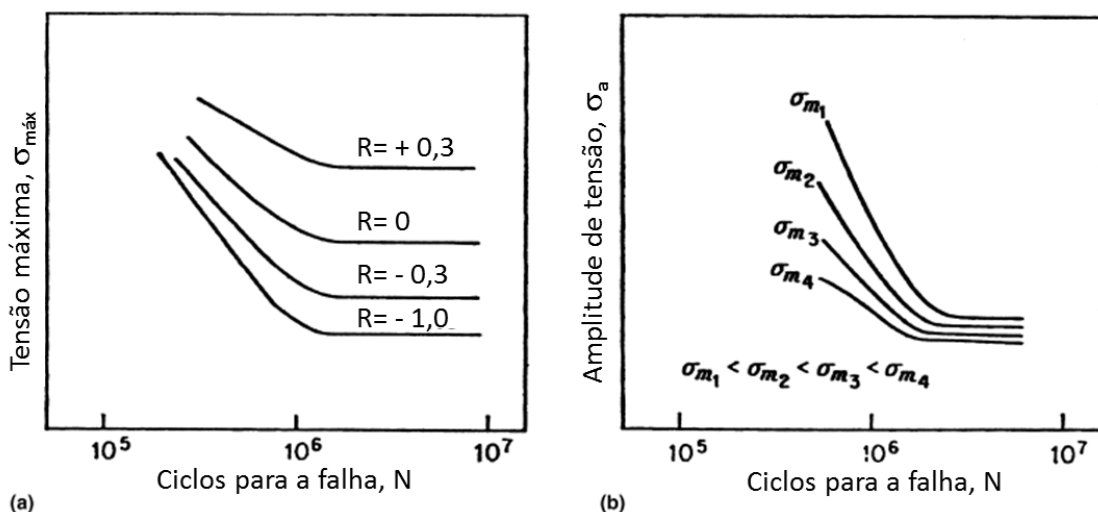
(geometria) do componente, o tipo e a magnitude do carregamento aplicado, assim como por tensões residuais e fatores metalúrgicos e ambientais.

Desta forma, pode-se listar vários fatores que influenciam o comportamento em fadiga de um componente. Entre eles: configuração do carregamento aplicado, geometria do componente, frequência de carregamento, tensões residuais, fatores químicos relacionados ao ambiente e temperatura. A seguir, alguns destes fatores são abordados com mais detalhe.

#### 2.4.4.1 Efeito da tensão média, tensão máxima e razão de carregamento

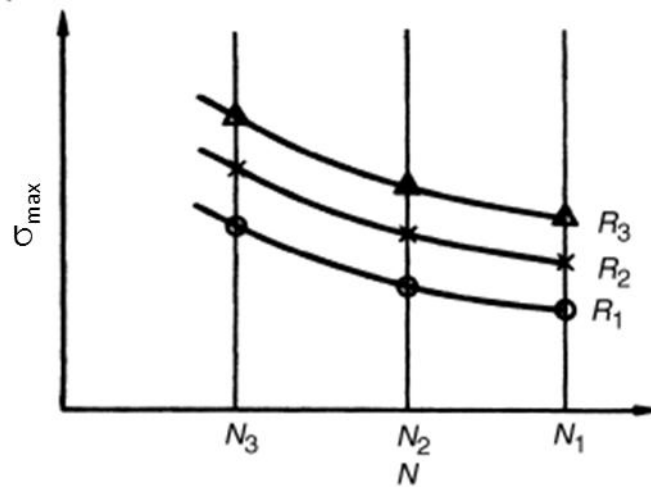
Dados experimentais mostram que, para uma dada  $\sigma_{m\acute{a}x}$ , as vidas em fadiga resultantes variam com diferentes valores de  $\sigma_m$ . A Figura 14a apresenta diferentes curvas S-N, cuja condição de carregamento é identificada no gráfico por diferentes valores de R. É possível notar que, para uma determinada  $\sigma_{m\acute{a}x}$ , conforme aumenta  $\sigma_m$  – equivalendo a um R mais positivo – a resistência à fadiga aumenta. A Figura 14b mostra outra forma de apresentar estes resultados, através da relação  $\sigma_a \times N$ , a um  $\sigma_m$  constante. Nota-se que conforme o  $\sigma_m$  aumenta, a amplitude de tensão permitida diminui. Uma curva S-N é apresentada na Figura 15, onde  $\sigma_{m\acute{a}x}$  é plotado contra número de ciclos para a falha a um  $\sigma_m$  constante, para diferentes R (LIU, 2005).

Figura 14- Influência da tensão média sobre o comportamento em fadiga.



Fonte: Adaptado de LIU (2005).

Figura 15- Curvas S-N típicas, a diferentes razões de carregamento.  $R_3 > R_2 > R_1$ .



Fonte: Adaptado de (LIU, 2005).

#### 2.4.4.2 Efeito da microestrutura

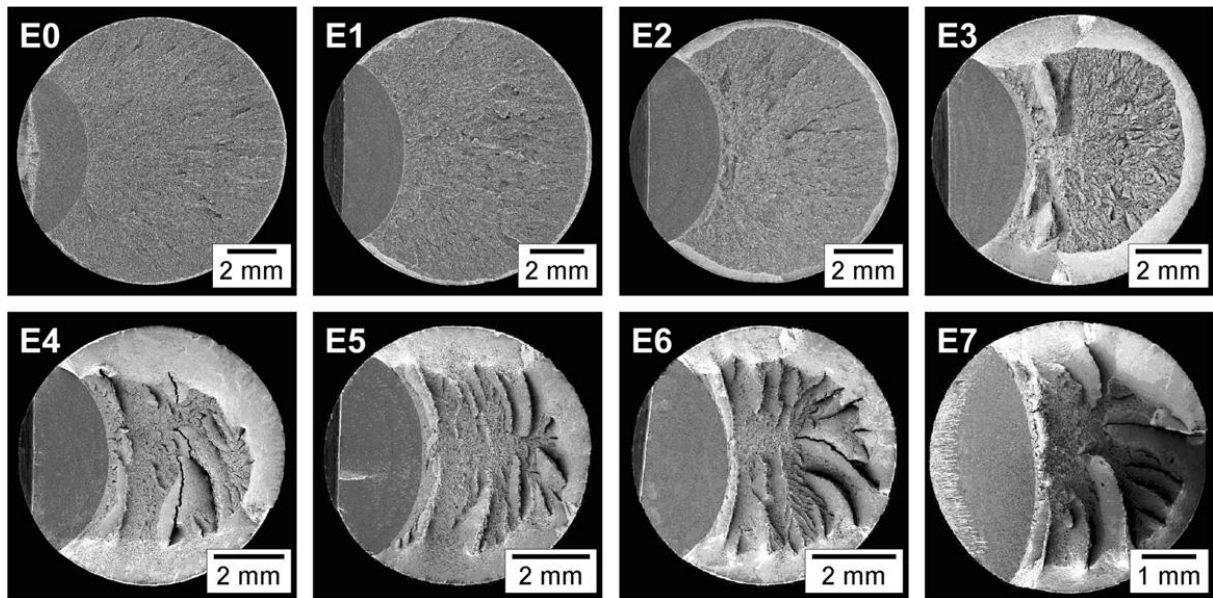
Qualquer alteração na microestrutura ou na condição superficial tem o potencial de alterar a curva S-N, especialmente no que se refere à fadiga de alto ciclo. Nos metais, a resistência à fadiga é geralmente aumentada pela redução do tamanho de inclusões e vazios, pela diminuição do tamanho de grão e pelo aumento da densidade de discordâncias. Há que se tomar cuidado, entretanto, pois processamentos especiais visando melhorias na vida em fadiga devido à microestrutura podem não ser bem-sucedidos se resultarem em perda substancial de ductilidade (DOWLING, 2013).

Sabe-se que a microestrutura dos materiais normalmente apresenta variação em diferentes direções, como em materiais laminados onde grãos e inclusões ficam alongadas na direção da laminação. A resistência à fadiga tende a ser menor nas direções onde a tensão aplicada é normal à direção de alongamento dos grãos.

Alterações na microestrutura nos aços estão associadas a alterações nos micromecanismos de fratura. Toribio et al. (2010) investigou as mudanças no micromecanismo de fratura por fadiga em barras de um aço perlítico conforme aumenta o grau de deformação a frio. A Figura 16 mostra as fotografias da superfície de fratura por fadiga de corpos de prova pré-trincados (em ordem crescente de deformação a frio, sendo a primeira imagem a de um corpo de prova (CP) sem nenhuma deformação e a última a de um

CP submetido a sete passes de laminação a frio). Observa-se que, a nível macroscópico, nos CPs sem ou com pouca deformação a frio, a falha ocorre predominantemente de um modo frágil, por clivagem, iniciando e terminando de forma dúctil, e a fratura é contida no plano transversal. Nestes casos a fratura inicia em uma pequena área próxima à pré-trinca por coalescência de microcavidades e termina com cisalhamento nas bordas a um ângulo de 45°. Conforme aumenta o grau de deformação a frio, crescem as áreas de fratura dúctil próximo à pré-trinca e também nas bordas, dando à fratura um aspecto mais rugoso, já não mais restrita ao plano transversal.

*Figura 16- Superfícies de fratura em corpos de prova com crescente grau de deformação a frio (sendo E0 sem deformação e E7 submetido a 7 passes de laminação a frio).*



*Fonte: Toribio et al. (2010)*

#### 2.4.4.3 Efeito de fatores superficiais – fator de intensificação de tensões ( $K_t$ )

Trincas de fadiga normalmente iniciam-se em pontos onde há concentradores de tensão, resultantes de descontinuidades da superfície como um poro, um risco, um degrau ou regiões com brusca diminuição de secção transversal. Desta forma, a redução da incidência deste tipo de defeito através de um projeto criterioso, fabricação e usinagem adequada é uma das melhores maneiras de minimizar falhas por fadiga.

Materiais de alta resistência e baixa ductilidade são mais sensíveis aos efeitos de concentradores de tensão ( $K_t$ ) do que materiais dúcteis. Aliado a isso, sabe-se que grande

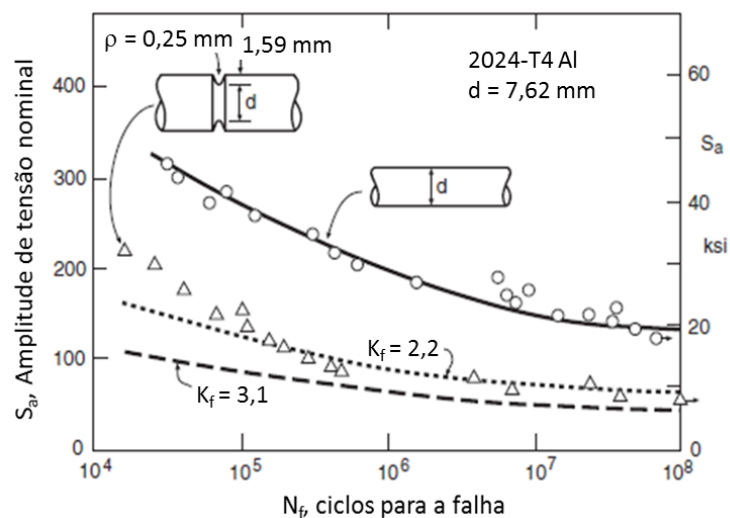
parte de todas as falhas por fadiga tem início na superfície do componente. Os fatores que afetam as propriedades da superfície de um corpo de prova de fadiga são: rugosidade ou concentradores de tensão na superfície, variações na resistência à fadiga do metal na superfície devido à microestrutura e composição, variações nas condições de tensões residuais da superfície, além de corrosão (DIETER, 1981).

A severidade de um entalhe é usualmente caracterizada por um fator de concentração de tensão teórico ( $K_t$ ), cujo cálculo se dá pela razão entre a tensão máxima na ponta do entalhe ( $\sigma$ ) e a tensão nominal aplicada ao corpo de prova ( $S$ ) (Equação 13).

$$K_t = \frac{\sigma}{S} \quad (\text{Equação 13})$$

O efeito da presença de um entalhe sobre a resistência à fadiga, por sua vez, é determinado pela comparação de curvas S-N de corpos de prova com e sem entalhe. O grau de efetividade com que o entalhe contribui para a redução da resistência à fadiga é expresso pelo fator de redução da resistência à fadiga ( $K_f$ ) e corresponde à razão entre o limite de fadiga de um corpo de prova entalhado e um sem entalhe (Figura 17). Nas situações em que não há um limite de fadiga, o  $K_f$  é baseado na resistência à fadiga para um determinado número de ciclos (DIETER, 1981).

Figura 17- Efeito de entalhe no comportamento da curva S-N de flexão rotativa em ligas de alumínio. Comparação da redução da resistência à fadiga baseado em  $K_t$  e em  $K_f$ .



Fonte: adaptado de DOWLING (2013).

Os valores de  $K_f$  dependem de:

- Tipo do entalhe
- Severidade do entalhe
- Material
- Modo de carregamento
- Tensão aplicada

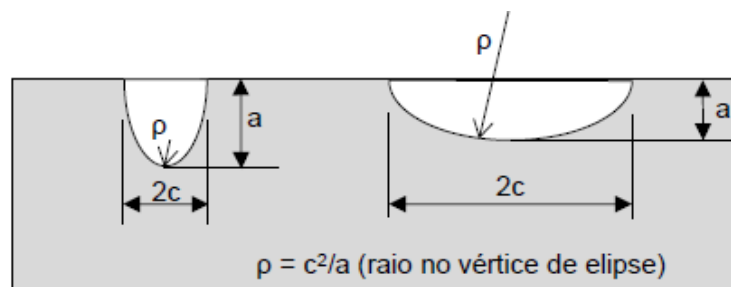
Referente à relação entre  $K_t$  e  $K_f$ , há duas tendências gerais para condições de carregamento alternado:

1.  $K_f$  é geralmente um pouco menor que  $K_t$ ;
2. a razão  $K_f/K_t$  tende a decrescer com o aumento de  $K_t$ . Isto significa que entalhes muito agudos (alto  $K_t$ ) exercem menos efeito sobre a fadiga do que se esperaria a partir de seu valor de  $K_t$ .

O raio do entalhe para geometrias semielípticas (Figura 18) pode ser determinado geometricamente por:

$$\rho = \frac{c^2}{a} \quad (\text{Equação 14})$$

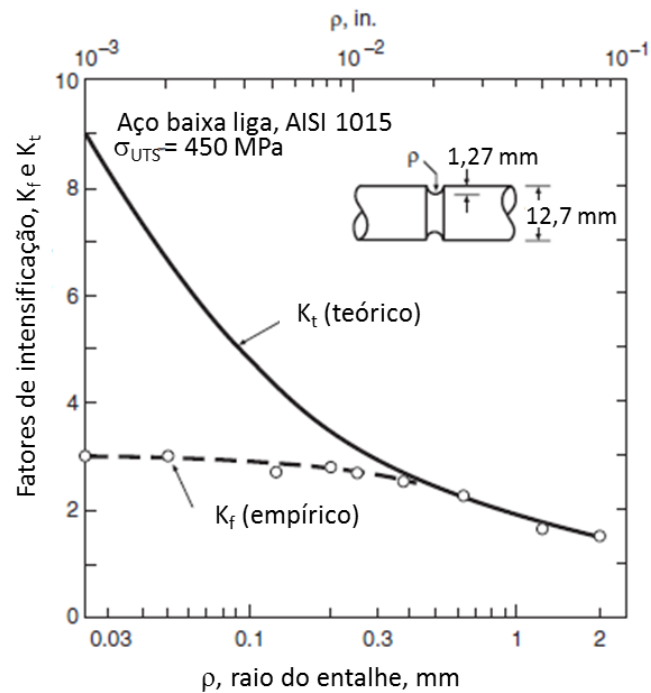
Figura 18- Desenho esquemático da geometria semielíptica de pites.



Fonte: adaptado de Negreiros (2016)

A Figura 19 mostra uma curva comparativa dos valores de  $K_t$  e  $K_f$  em função do raio do entalhe ( $\rho$ ). Note-se que, conforme o entalhe se torna mais agudo (menor  $\rho$ ),  $K_t$  aumenta consideravelmente, enquanto  $K_f$  tende a atingir um valor constante. Isto significa, na prática, que defeitos mais agudos, com alto  $K_t$ , podem exercer o mesmo efeito deletério na resistência à fadiga do que defeitos mais rasos.

Figura 19- Fatores de intensificação de tensão para vários raios de entalhe.



Fonte: adaptado de DOWLING (2013).

Outro parâmetro importante é a sensibilidade ao entalhe, expressa por um fator  $q$ , que relaciona os fatores  $K_f$  e  $K_t$ , conforme a Equação 15.

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (\text{Equação 15})$$

Interpretando a Equação 15, nota-se que: se  $K_f = K_t$ , então  $q = 1$  e o material é totalmente sensível ao entalhe; já se  $K_f = 1$ ,  $q = 0$  e o material não experimenta redução na vida em fadiga devido à presença do entalhe.

O fator  $q$  varia com a severidade e o tipo de entalhe, não podendo, portanto, ser considerado uma constante do material. O gráfico da Figura 20 mostra a variação do fator  $q$  com o raio do entalhe para três diferentes materiais.

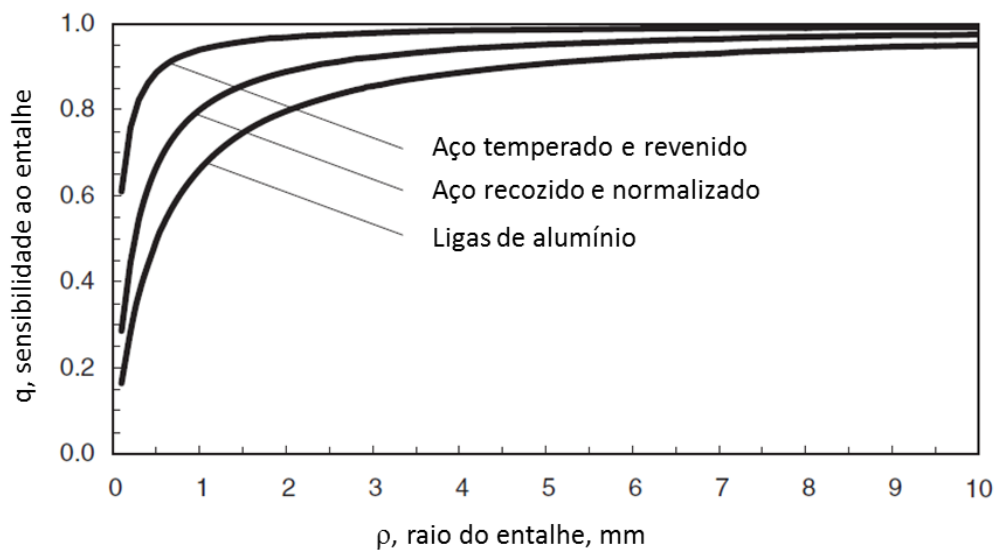
Peterson (1974) propôs a Equação 16 para o cálculo de  $q$ .

$$q = \left(1 + \frac{\alpha}{\rho}\right)^{-1} \quad (\text{Equação 16})$$

Onde  $\alpha$  é uma constante que depende do material. Para aços com  $\sigma_{UTS}$  acima de 700 MPa, Castro et. al (2009) propuseram a equação aproximada:

$$\alpha = 0,025 \times \left(\frac{2000}{\sigma_{UTS}}\right)^{1,9} \quad (\text{Equação 17})$$

Figura 20- Variação da sensibilidade ao entalhe ( $q$ ) com o raio de entalhe para materiais com diferente resistência à tração.



Fonte: adaptado de PETERSON (1959).

#### 2.4.4.4 Tensões residuais

Tensões internas ao material, conhecidas por tensões residuais, são introduzidas no material em praticamente todos os processos de manufatura e fabricação (fundição, usinagem, soldagem, dobramento, laminação, tratamentos térmicos, etc.), de forma que sempre estão presentes. Entre os fatores que geram tensões residuais, estão os gradientes de deformação em secções diferentes de uma parte ou componente; quando há gradientes térmicos, em mudanças volumétricas durante a solidificação; ou mudanças de fase em estado sólido.

As tensões residuais têm efeito similar à tensão média aplicada em um material, podendo ser altas o suficiente para causar efeitos não desejados, como empenamento ou fissuras prematuras no material quando em serviço, já que elas se somam às tensões de

trabalho. Se um esforço de tração for aplicado a um material que já contém tensões residuais de tração, o esforço total que atua sobre a peça é a soma das tensões aplicadas e residuais. Se, no entanto, tensões de compressão estão presentes na superfície de uma peça metálica, um esforço de tração aplicado deve primeiro equilibrar o residual compressivo e, desta forma, a peça pode ser capaz de suportar uma carga maior que a habitual. Em fadiga, o efeito de tensões residuais compressivas na superfície do material é benéfico, aumentando, assim, a sua resistência à fadiga (ASKELAND et al., 2011; DOWLING, 2013; LAMEF, 2014).

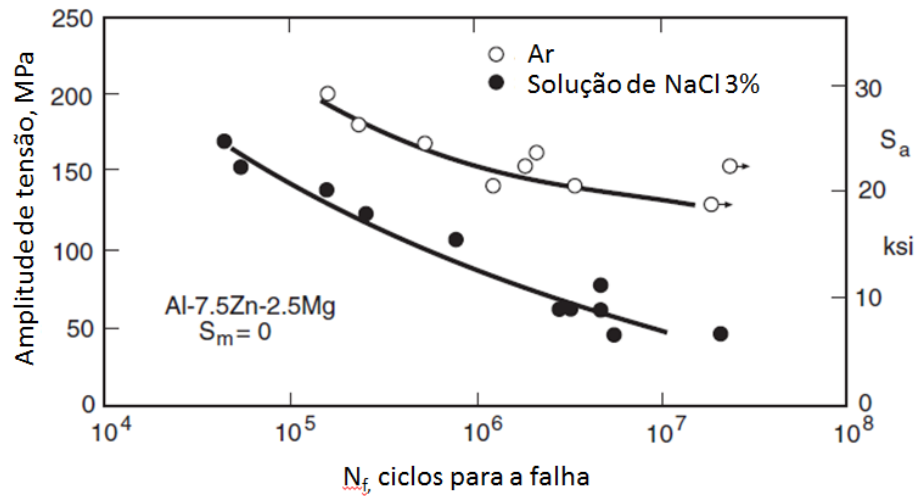
#### *2.4.4.5 Fatores do ambiente*

Caso um componente esteja submetido a esforços cíclicos em um meio capaz de atacar química ou eletroquimicamente o material exposto, diz-se que este está sob corrosão-fadiga (GENTIL, 2011). Diferente do que ocorre na fadiga ao ar para aços, onde se verifica uma tensão limite abaixo da qual o material não sofre mais falha por fadiga, no fenômeno de corrosão-fadiga este limite desaparece. Ou seja, sob corrosão-fadiga, o material sempre romperá, independente da tensão aplicada.

Em um ambiente corrosivo, a resistência à fadiga dos metais cairá, uma vez que o processo de corrosão influencia tanto a etapa de iniciação quanto a de propagação da trinca. Um dos mecanismos mais deletérios é a formação de pites de corrosão, que agem como concentradores de tensão, diminuindo a resistência à fadiga dos materiais, como explicado no Item 2.4.4.3. Além disso, observa-se que quando há o efeito combinado de corrosão e carregamento em fadiga, há uma maior redução das propriedades de fadiga em comparação aos fenômenos isolados, já que o eletrólito causa aceleração do crescimento das trincas por reações químicas que envolvem a dissolução do material na ponta da trinca. A Figura 21 mostra curvas S-N de testes de fadiga de alumínio em ambiente salino, onde fica evidente a queda na vida em fadiga do material provocada pelo efeito do ambiente quimicamente agressivo.



Figura 21- Efeito de uma solução salina similar à água do mar no comportamento em fadiga de uma liga de alumínio.



Fonte: Adaptado de DOWLING (2013).

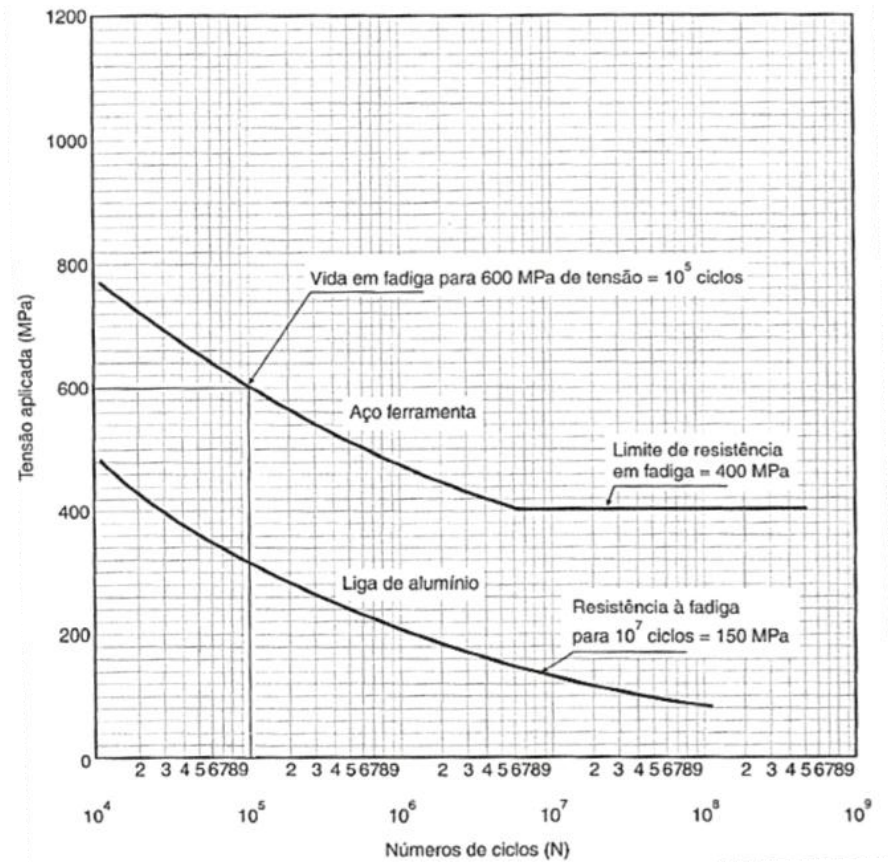
Em geral, os danos químicos são maiores quanto maior o tempo de ação disponível. Por isso, quando se trata de corrosão-fadiga, a frequência da ciclagem tem influência sobre a vida em fadiga do material, resultando menos ciclos de vida para frequências mais baixas, onde há mais tempo para o processo corrosivo ocorrer.

#### 2.4.5 A abordagem da vida total: curvas S-N

A abordagem de vida total, conhecida como método S-N ou curva de Wöhler, é o método mais comum de apresentação de dados experimentais de fadiga. Esta abordagem é normalmente utilizada para fadiga de alto ciclo, que ocorre dentro do regime linear elástico dos materiais, onde o número de ciclos para a fratura costuma ultrapassar  $10^5$  ciclos. É comum que o eixo das tensões seja representado pela amplitude de tensões  $\sigma_a$ , mas muitos autores também utilizam  $\Delta\sigma$  e  $\sigma_{m\acute{a}x}$  (ASKELAND et al., 2011; CAMPBELL, 2012; DOWLING, 2013).

Alguns materiais, entre eles os aços, possuem um limite de fadiga, a saber, um determinado valor de tensão abaixo do qual não haverá falha por fadiga. A maioria dos materiais não-ferrosos, entretanto, não possui um limite de fadiga, apresentando uma curva S-N que decresce continuamente com o aumento do número de ciclos. Ambos os comportamentos estão demonstrados na Figura 22 (DIETER, 1981; GARCIA et al., 2015).

Figura 22- Curvas S-N representativas de um aço ferramenta e uma liga de alumínio.



Fonte: GARCIA; SPIM; SANTOS (2015).

Visando facilitar a leitura e interpretação dos dados, é comum a utilização de escala logarítmica em um dos eixos (denominada representação log-linear) ou em ambos (denominada representação log-log). Basquin (1910) desenvolveu a Equação 18 para ajustar dados de ensaio que se aproximam de uma reta em um gráfico log-log.

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (\text{Equação 18})$$

Esta equação é amplamente adotada, onde  $\sigma'_f$  é o coeficiente de resistência à fadiga e  $b$  é o expoente de resistência à fadiga, ambos constantes do material.  $N_f$  é o número de ciclos para a falha.

Maiores informações sobre a análise estatística de curvas S-N linearizadas são discutidas em detalhes na norma ASTM E739. Este trabalho utiliza para a análise das curvas S-N a relação  $N \times \Delta\sigma$ , representada pela Equação 19 e linearizada conforme a Equação 20.

$$(\Delta\sigma)^m \cdot N = A \quad (\text{Equação 19})$$

$$\log(N) = \log(A) - m \log(\Delta\sigma) \quad (\text{Equação 20})$$

## 2.5 ESTIMATIVA DO FATOR $K_f$

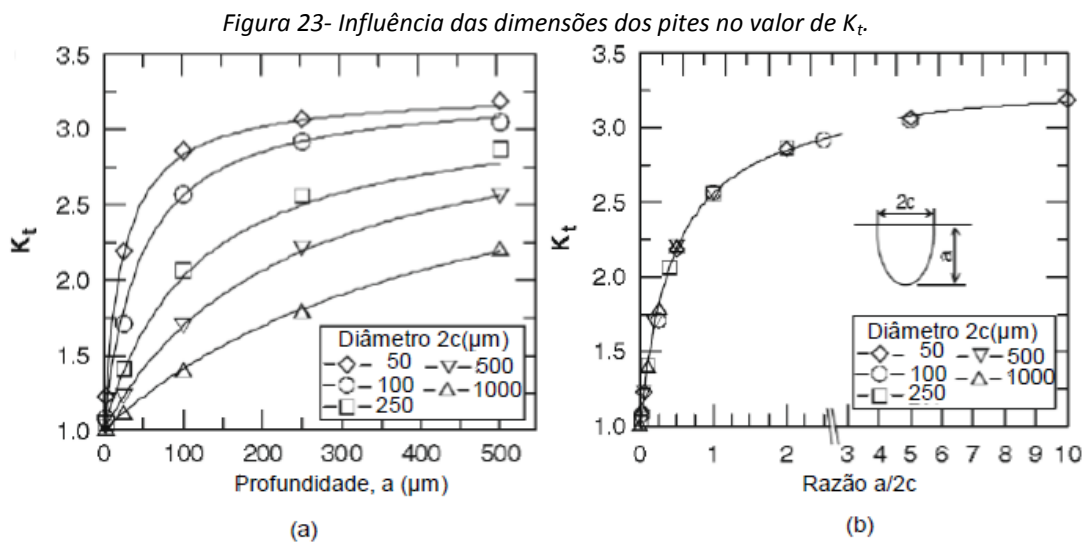
Negreiros (2016) avaliou o cálculo dos fatores de intensificação de tensão  $K_t$  realizado por diversos autores, entre eles os trabalhos de Peterson (1974), Cerit et al. (2009) e Zhang et al. (2013), além de desenvolver, por elementos finitos, sua própria equação teórica a partir do modelamento 3D de pites de corrosão. O autor testou o comportamento em fadiga de fios de armaduras de tração de um trecho de *riser* retirado de serviço, após o alagamento do anular por ruptura da capa externa. Selecionou fios em dois graus de corrosão: na região do dano à capa externa e em uma região afastada do dano. Após submeter os fios à fadiga ao ar e corrosão-fadiga e a partir das medidas de pites e do uso de modelos teóricos, estimou valores de  $K_t$  e  $K_f$ , conseguindo obter valores muito próximos ao experimental. As dimensões dos pites que nuclearam trincas são apresentadas na Tabela 2. Os testes de fadiga ao ar resultaram em  $K_f$  experimental de 1,55, sendo muito próximos para a região do dano e a região afastada, apesar da diferença nos valores de profundidade dos defeitos existentes nestas duas condições. O autor atribui este comportamento ao fato de que as razões de aspecto ( $a/2c$ ) são similares, e infere que este seja um parâmetro de maior influência no fator  $K_f$  do que a profundidade do pite.

Tabela 2- Valores médios de dimensões de pites obtidos por Negreiros (2016).

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: Negreiros (2016)

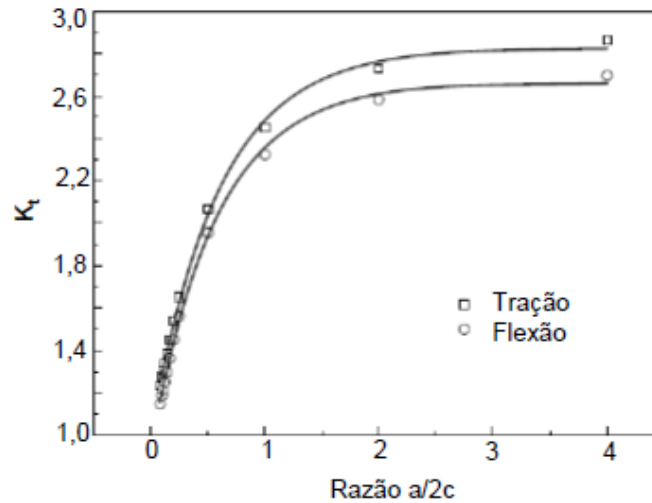
Cerit et al. (2009) investigaram a distribuição de tensões em pites de corrosão semi-elípticos sob esforço de tração uniaxial a partir de uma série de modelos tridimensionais. Através de análise por elementos finitos, concluíram que a razão de aspecto ( $a/2c$ ) é o principal parâmetro de influência nos fatores de concentração de tensões. A partir disto, propuseram equações para o cálculo de  $K_t$  em função dos parâmetros característicos dos pites. Alguns resultados obtidos pelos pesquisadores são mostrados na Figura 23.



Fonte: adaptado de Cerit et al. (2009)

Zhang et al. (2013) conduziram uma série de testes de fadiga em amostras lisas e pré-corroídas para investigar o efeito dos pites. Então, através de modelos tridimensionais e análise de elementos finitos de pites com diferentes razões de aspecto, calculou o fator de intensificação de tensões em barras redondas submetidas a esforços de tração e flexão. Concluíram, entre outras coisas, que as trincas não se iniciam necessariamente no fundo dos pites, mas sim do ponto onde há o maior efeito de concentração de tensões. Resultados mostraram que a razão de aspecto tem mais efeito sobre o  $K_t$  quando ( $a/2c$ ) é menor do que 1, e quase não tem efeito quando ( $a/2c$ ) é maior do que 2 (Figura 24), permitindo inferir que a profundidade do pite exerce maior influência no  $K_t$  do que a largura.

Figura 24- Valores de  $K_t$  em função de  $a/2c$  para tração e flexão.



Fonte: adaptado de Zhang et al. (2013)

Tanto Zhang et al. (2013) quanto Cerit et al. (2009) e Negreiros (2016) investigaram e propuseram relações entre o fator de concentração de tensões e a razão de aspecto ( $a/2c$ ) para geometrias características de pites de corrosão. As equações formuladas e utilizadas por cada um dos autores citados estão listadas na Tabela 3.

Tabela 3- Modelos teóricos de equações para o cálculo de  $K_t$ .

Referência	Equação $K_t$	Índice da equação
Peterson (1974)	$K_t = 1 + 2 \sqrt{\frac{\alpha}{\rho}}$	(Equação 21)
Cerit et al. (2009)	$K_t = \frac{\left(1 + 6,6 \times \left(\frac{a}{2c}\right)\right)}{\left(1 + 2 \times \left(\frac{a}{2c}\right)\right)}$	(Equação 22)
Zhang et al. (2013) Flexão	$K_t = 0,48 \times \ln\left(\frac{a}{2c}\right) + 2,27 \quad (R^2 = 0,99)$	(Equação 23)
Zhang et al. (2013) Tração	$K_t = 0,49 \times \ln\left(\frac{a}{2c}\right) + 2,39 \quad (R^2 = 0,98)$	(Equação 24)
Negreiros (2016)	$K_t = 0,42 \times \ln\left(\frac{a}{2c}\right) + 2,23 \quad (R^2 = 0,99)$	(Equação 25)

## 2.6 QUALIFICAÇÃO DA VIDA EM FADIGA DE FIOS DE TRAÇÃO PARA RISERS FLEXÍVEIS

Até pouco mais de uma década atrás, a avaliação da vida em fadiga de fios de armaduras de tração de *risers* flexíveis era baseada nos resultados de curvas S-N obtidas ao ar, assumindo-se que o ambiente na região anular era livre de umidade e outros espécimes que pudessem ter efeito negativo no que se refere à fadiga. Hoje em dia, sabe-se que o ambiente anular pode conter espécies que são agressivas ao aço, sendo que a resistência à fadiga pode ser significativamente reduzida (BERGE et al., 2014).

A qualificação dos fios de aços carbono deve levar em consideração condições dinâmicas, já que de fato estes fios serão submetidos a tensões alternadas tanto no topo dos *risers*, como também nas regiões de *touch down point* (TDP) (DÉSAMAIS et al., 2007). A resistência à fadiga das armaduras de tração é determinada pelas tensões aplicadas e pelo ambiente corrosivo de operação. É importante, portanto, construir curvas de fadiga destes fios no estágio de qualificação. Dependendo da condição do ambiente da região anular, dois tipos de testes de fadiga podem ser feitos:

- Se o anular estiver intacto, sem condensação de água, o cálculo de fadiga é realizado usando curvas de fadiga ao ar;
- Se há efetiva condensação de água ou se a capa externa tiver sofrido dano, de modo que o ambiente anular tenha sido alagado, o cálculo de fadiga deve ser realizado usando curvas de fadiga em ambiente corrosivo.

A prática industrial atual para testes de fadiga em pequena escala envolve o uso de amostras virgens de fios de aço de armaduras de tração e não leva em consideração a existência de pites de corrosão (ANDERSEN et al., 2009; BERGE et al., 2003; BERGE et al., 2009; BERGE et al., 2014). Entretanto, observações de campo indicam que há o surgimento de pites nos fios de armadura de tração de forma muito rápida, às vezes em até um ano, após o alagamento do ambiente anular. Isto implica que os fios devem resistir à fadiga, já em presença de pites, pelo resto de sua vida em serviço (KRISHNAN et al., 2014, 2016).

A literatura, no que se refere a ensaios de corrosão-fadiga em fios de armaduras de tração de *risers* flexíveis, mostra que os testes são realizados com frequência de carregamento na faixa de 0,5-2,0 Hz, e com duração de até dois meses para critério de *runout* de  $10^7$  ciclos. O resultado do teste reflete, essencialmente, o efeito da ciclagem em

um ambiente corrosivo no desenvolvimento do dano por fadiga. O efeito cumulativo de longo prazo, ao longo de anos, do dano por corrosão, como pites e outras formas de degradação da superfície do fio, entretanto, não é levado em consideração nos testes (BERGE et al., 2003; BERGE et al, 2014).

De acordo com Dos Santos et al. (2010), a metodologia de qualificação de dutos flexíveis não foi capaz de antecipar a variedade de mecanismos de falha que sucedem os primeiros anos de uso. O autor atribui isto principalmente ao ambiente altamente confidencial que cerca o desenvolvimento tecnológico de *risers* flexíveis, onde algoritmos e modelos de degradação são fechados ao mercado e à comunidade científica. Também, segundo Berge et al. (2009), os critérios de resistência à fadiga – curvas S-N – utilizados no projeto de *risers* flexíveis são de propriedade de cada fornecedor, de forma que não há na literatura aberta quase nenhuma informação disponível. Isto tem consequências indesejáveis para as operadoras, já que, em muitos casos, as análises de projeto são feitas sem o prévio conhecimento de quem será o fornecedor contratado para a instalação. Isto reforça a necessidade de uma padronização para os critérios de projeto.

Em 2001, diversas empresas ligadas ao setor de óleo e gás iniciaram um projeto de cooperação - *Joint Industry Project (JIP)* - com o objetivo de desenvolver uma base para o projeto de fadiga de fios de armadura de tração em que os efeitos da exposição a um ambiente quimicamente agressivo dentro da região anular fossem levados em conta (SUREFLEX JOINT INDUSTRY PROJECT, 2010). Desde então, já foram realizados inúmeros estudos e cito abaixo resultados relevantes publicados.

Berge et al. (2009) publicaram resultados de testes piloto de corrosão-fadiga realizados com a finalidade de investigar o efeito da frequência de carregamento nas propriedades de corrosão-fadiga de fios de armadura de tração e para a avaliação de qual a máxima frequência de carregamento que pode ser aplicada trazendo resultados realistas. Entre as conclusões apresentadas pelos autores estão:

- i. Testes em ambientes corrosivos podem ser realizados a uma frequência de até 2Hz, mantendo resultados realistas, sem indícios de prejuízo ao conservadorismo de resultados;
- ii. Em ambientes corrosivos, nenhum limite de fadiga é observado até  $10^7$  ciclos.

Também Berge et al. (2014) testaram em fadiga fios de armadura de tração de alta resistência ( $\sigma_{UTS} = 1.400$  MPa) de dois risers flexíveis retirados de campo para a construção de curvas S-N. Ambos os risers tiveram seu anular alagado por vários anos. Os fios apresentaram corrosão por pites, embora a secção transversal não tenha apresentado redução significativa. Fios íntegros do mesmo lote também foram testados como referência. Os testes de fadiga foram realizados ao ar para investigar o efeito do dano por corrosão em termos de um fator de entalhe. Os autores concluíram que a vida em fadiga dos fios corroídos foi significativamente reduzida, correspondendo a um fator de redução  $K_f$  de 1,7 (*Riser A*) e 1,5 (*Riser B*). Os fios foram examinados por microscopia óptica e eletrônica e os defeitos superficiais foram caracterizados. A partir de imagens de MEV das fraturas, os autores encontraram que a iniciação das fraturas se deu por pites com profundidades na faixa de 80-250  $\mu\text{m}$  (*Riser A*) e 40-130  $\mu\text{m}$  (*Riser B*). Embora haja significativa diferença na profundidade média dos pites entre os *Risers A* e *B*, os autores avaliam que isto não tenha gerado grande efeito na resistência à fadiga.

Krishnan et al. (2016) propuseram uma metodologia para gerar artificialmente pites na superfície de fios de armaduras de tração, com o objetivo de avaliar com mais consistência a resistência à fadiga de *risers* que apresentam corrosão por pites. Após, submeteram fios íntegros e fios “pré-corroídos” a uma série de testes de fadiga ao ar. As curvas S-N obtidas pelos autores indicam que a presença dos pites pode reduzir a vida em fadiga dos fios de 3 a 10 vezes, dependendo da amplitude de tensões avaliada. O  $\sigma_{UTS}$  dos fios estudados foi de 965 MPa.

Negreiros (2016) avaliou o comportamento em fadiga de fios de armaduras de tração de um *riser* retirado de serviço, o qual teve seu ambiente anular alagado por dano à capa externa. Entretanto, uma vez que a camada de alta resistência permaneceu íntegra, não houve exposição direta dos fios ao ambiente externo. Ele investigou fios retirados da região do dano à capa externa e de uma região afastada do dano – portanto, com diferentes níveis de corrosão. O autor submeteu os fios à fadiga ao ar e à corrosão-fadiga, em água do mar aerada e desaerada. Os fios utilizados eram de alta resistência, com  $\sigma_{UTS} = 1.528$  MPa. Os testes de fadiga ao ar resultaram em  $K_f$  de 1,55, sendo muito similares para a região do dano e a região afastada, apesar dos diferentes níveis de corrosão, evidenciando o efeito deletério da presença de pites, mesmo em pequenas dimensões. O autor também verificou que a



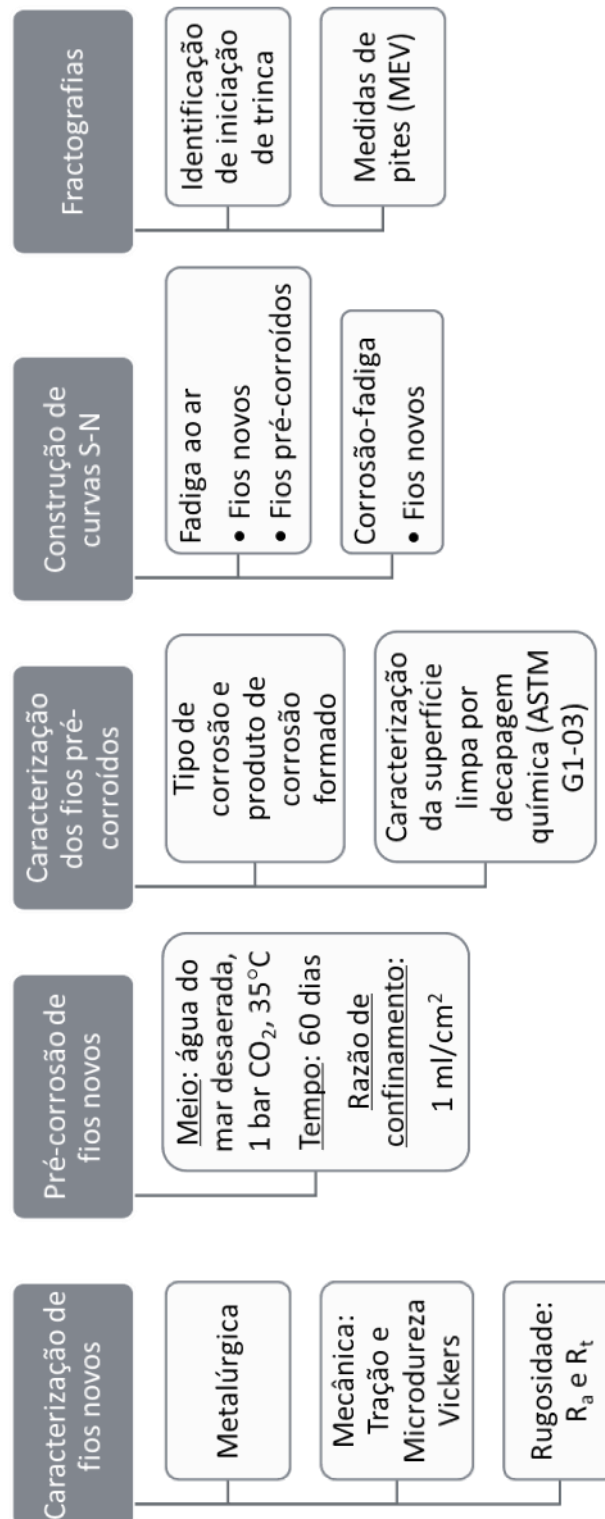
degradação em fadiga causada pela corrosão em água do mar aerada foi mais pronunciada em fios íntegros do que em fios pré-corroídos, mostrando que o meio corrosivo do teste possui menor impacto em amostras com pites de corrosão pré-existentes. É válido ressaltar, entretanto, que a comparação foi feita com curvas S-N de fios íntegros construídas por outros autores, em fios de mesma geometria e propriedades mecânicas semelhantes. A partir das medidas de pites e do uso de modelos teóricos, o autor foi capaz de estimar os valores de  $K_t$  e  $K_f$  muito próximos ao experimental.

Neste contexto, todos os autores citados sugerem que a metodologia para qualificação de vida em fadiga dos fios de armadura de tração de dutos flexíveis deveria ser revista de modo considerar o efeito cumulativo de defeitos superficiais causados por corrosão, dada sua evidente colaboração para a degradação das propriedades de fadiga dos fios. Entretanto, concordam que mais estudos devem ser realizados a fim de se obter uma metodologia consistente, antes de se fazer recomendações mais específicas.

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

A metodologia utilizada compreendeu a caracterização inicial dos fios novos, pré-corrosão de fios novos, caracterização dos fios pré-corroídos e a avaliação do desempenho em fadiga dos fios novos e dos fios pré-corroídos. A Figura 25 apresenta o fluxograma da metodologia utilizada, que tem suas etapas detalhadas nos tópicos a seguir.

Figura 25- Fluxograma da metodologia utilizada.



Fonte: o autor.

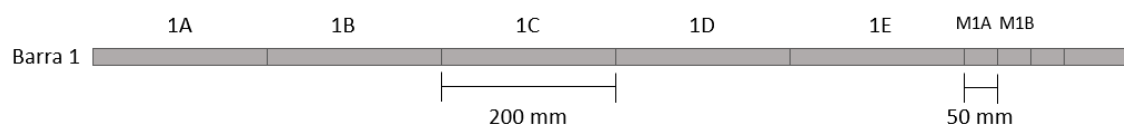
### 3.1 MATERIAL EM ESTUDO E PRODUÇÃO DE CORPOS DE PROVA

Neste trabalho foram utilizados fios retos, novos, de um aço ao carbono de alta resistência, que compõem armaduras de tração de dutos flexíveis. O material para confecção dos corpos de prova (CP) foi produzido a partir de fios retos de secção transversal de 15mm x 5 mm e aproximadamente 1,20 m de comprimento.

Por meio de inspeção visual, foram selecionadas barras com aspecto superficial livre de corrosão e sem defeitos superficiais grosseiros como riscos ou sulcos. Cada uma das barras foi identificada e enviada para corte em jato d'água, para a confecção de corpos de prova de fadiga com 200 mm de comprimento. Também foram confeccionados cupons com comprimento de 50 mm destinados ao cálculo de perda de massa e taxa de corrosão.

Os CPs foram identificados, para caracterização inicial, conforme representação esquemática apresentada na Figura 26, onde o primeiro algarismo identifica a barra e o segundo identifica o trecho da barra de onde foi retirada a amostra. Posteriormente, os nomes foram alterados (mantendo-se a memória do registro anterior) de forma a identificar o tipo e o nível de carregamento dos ensaios de fadiga a que os CPs foram submetidos.

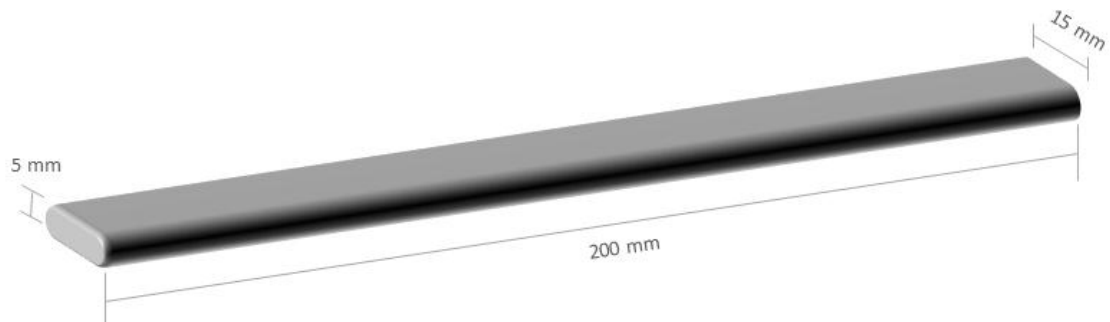
*Figura 26- Desenho ilustrativo do critério de identificação de corpos de prova utilizados.*



*Fonte: o autor.*

A Figura 27 apresenta o desenho esquemático dos corpos de prova produzidos para os ensaios de fadiga.

Figura 27- Desenho esquemático dos corpos de prova para os ensaios de fadiga.



Fonte: o autor.

## 3.2 COMPOSIÇÃO QUÍMICA E ANÁLISE DA MICROESTRUTURA

### 3.2.1 Composição química

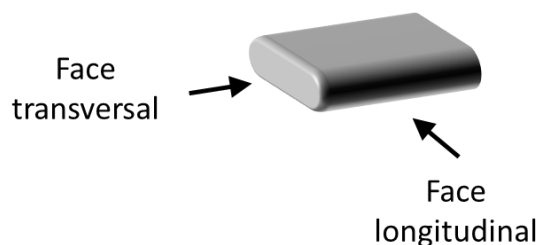
Com o objetivo de verificar a composição química do material em teste, realizou-se análise via espectrometria de emissão ótica, em espectrômetro da marca Spectro, modelo Spectrolab. Realizou-se três medições e tomou-se a média aritmética.

### 3.2.2 Análise da microestrutura

Uma análise metalográfica foi realizada com o objetivo de identificar a microestrutura do material estudado, através de observação em microscópio óptico da marca Zeiss, modelo Axio Imager 2.

Foram analisados cortes transversal e longitudinal em uma amostra de fio de armadura de tração, conforme desenho esquemático da Figura 28.

Figura 28- Desenho indicativo das faces transversal e longitudinal do fio em estudo.



Fonte: o autor.

A preparação de corpos de prova compreendeu as etapas de corte, embutimento a quente em baquelite, lixamento da superfície metálica até a lixa de #1200, com posterior polimento com pasta de diamante de granulometria 1  $\mu\text{m}$ , até a obtenção de uma superfície

especular, livre de riscos. Para a revelação da microestrutura, utilizou-se o reagente químico Nital 2%.

Então, as amostras foram observadas em microscópio óptico, produzindo-se, em seguida, imagens da microestrutura.

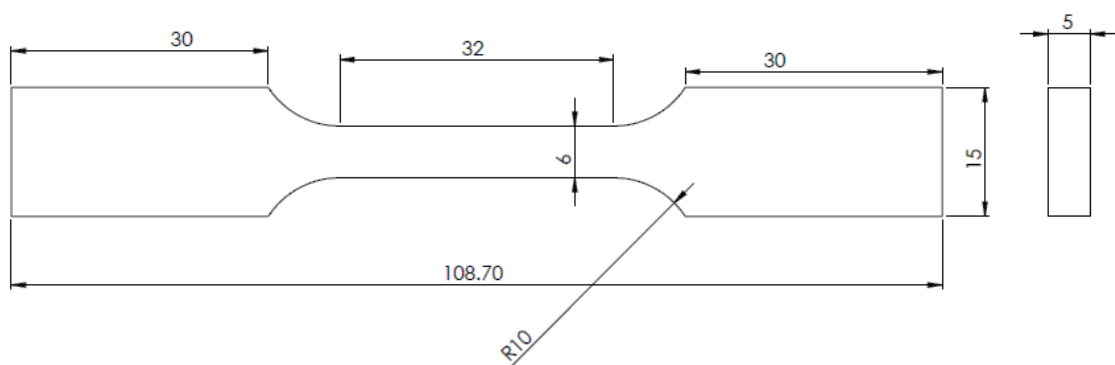
### 3.3 PROPRIEDADES MECÂNICAS

#### 3.3.1 Ensaio de Tração

A fim de avaliar as propriedades mecânicas do fio em estudo, ensaios de tração foram realizados em 3 corpos de prova. Estes ensaios foram realizados conforme parâmetros estabelecidos na norma ASTM E8/E8M (2015), utilizando-se corpos de prova em escala reduzida. A Figura 29 apresenta o croqui com as dimensões dos corpos de prova utilizados.

Os testes foram realizados em equipamento da marca *Instron*, modelo *5585H*, e célula de carga com capacidade máxima de 250 kN. A velocidade de deslocamento utilizada foi de 0,375 mm/min, conforme especificação da norma, e a base de medida ( $L_0$ ), para determinação da deformação, foi de 25 mm.

Figura 29 – Croqui (em mm) do corpo de prova para ensaio de tração.



Fonte: o autor.

#### 3.3.2 Microdureza Vickers (HV)

Medidas de microdureza foram realizadas ao longo da secção transversal de um corpo de prova. O equipamento utilizado foi um microdurômetro da marca Struers, modelo Duramin. As medidas foram feitas com aplicação de carga de 0,2 kgf durante 10 segundos.

### 3.4 PRÉ-CORROSÃO

#### 3.4.1 Preparação e montagem do ensaio na cuba de pré-corrosão

Com o objetivo de simular uma condição de corrosão dos fios da armadura de tração de um duto flexível que teve seu anular alagado e que opera na presença de CO<sub>2</sub>, uma batelada de 20 CPs, de secção transversal 15 mm x 5 mm e comprimento de 200 mm, foi exposta a um ambiente corrosivo de água do mar desaerada e pressão de 1 bar de CO<sub>2</sub>. Um resumo das condições do ensaio é apresentado na Tabela 4.

*Tabela 4- Condições ambientais do ensaio de pré-corrosão de fios de armadura de tração.*

<b>Meio</b>	Água do mar sintética, desaerada
<b>Contaminante</b>	CO <sub>2</sub> (1 bar)
<b>Temperatura</b>	35°C
<b>Duração do ensaio</b>	60 dias
<b>Razão de confinamento (V/A)</b>	1 ml / cm <sup>2</sup>

Foram dispostos 20 corpos de prova de secção transversal 15 mm x 5 mm e comprimento de 200 mm, mantidos em sentido vertical com a ajuda de um suporte de acrílico. Dois destes corpos de prova foram instrumentados para o monitoramento em tempo real de valores de potencial de corrosão e corrente elétrica. Foram adicionados à cuba, também, 5 corpos de prova de mesma secção transversal, porém com 50 mm de comprimento, destinadas ao cálculo de perda de massa e taxa de corrosão.

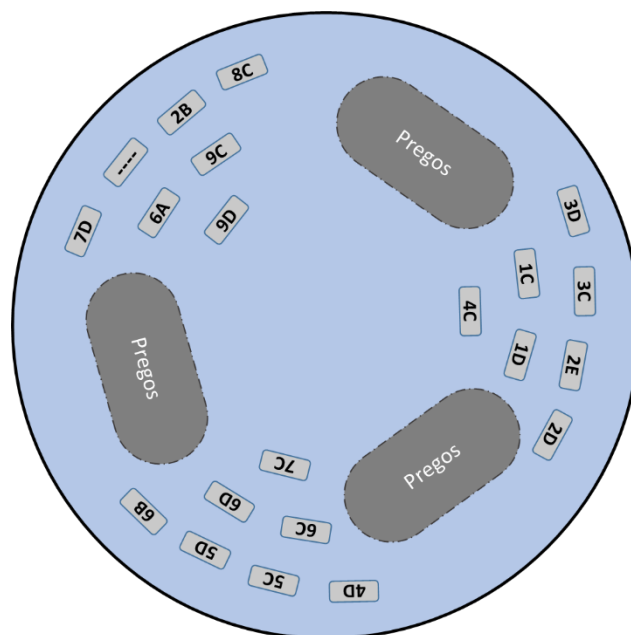
A cuba foi preenchida com água do mar sintética, desaerada, produzida conforme item 6 da norma ASTM D1141-98 (2013) que trata de práticas padrão para a produção de água do mar sintética. Para garantir uma razão de confinamento de 1 ml / cm<sup>2</sup> (1 ml de solução para cada 1 cm<sup>2</sup> de área de metal exposta), foram inseridos aproximadamente 2,8 Kg de pregos de aço ao carbono, cuja área superficial é conhecida.

O processo de desaeração da solução de ensaio e saturação por CO<sub>2</sub> foi realizado tomando por base a norma NACE TM 0177 (2016). Apesar desta norma não ser específica para este tipo de ensaio, ela costuma servir de referência para a realização da etapa de desaeração em ensaios de corrosão-fadiga em meio desaerado.

Uma vez pronta a água do mar sintética, a solução foi transferida a uma cuba auxiliar, onde foi realizada a etapa de desaeração. Após fechada e vedada a tampa da cuba auxiliar, purgou-se o gás inerte nitrogênio ( $N_2$ ) a uma taxa de pelo menos 100 ml/min, por aproximadamente 13 horas (1 hora para cada litro da solução).

Enquanto isso, foi realizada a organização dos corpos de prova para corrosão dentro da cuba de ensaio, ainda seca. A Figura 30 apresenta a ilustração da vista superior da cuba de ensaio, mostrando a disposição dos corpos de prova e o espaço destinado aos pregos.

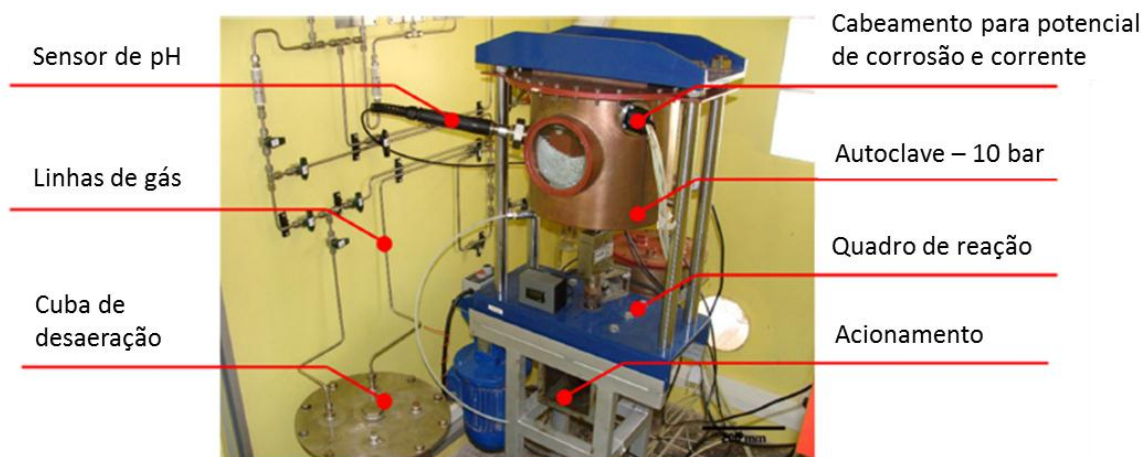
Figura 30- Ilustração da posição dos corpos de prova na cuba de ensaio. Vista de topo.



Fonte: o autor.

A cuba de ensaio utilizada foi uma cuba destinada normalmente a ensaios de corrosão-fadiga, com capacidade de aproximadamente 13 litros, e que foi adaptada para este ensaio de pré-corrosão. Na Figura 31, é possível ver uma fotografia com a identificação dos principais componentes do sistema de ensaio utilizado.

Figura 31- Imagem do sistema de ensaios utilizado no ensaio de pré-corrosão.



Fonte: adaptado de (BORGES, 2017)

Após o término da desaeração, a solução foi transferida para dentro da cuba de ensaio que, neste momento, já continha os corpos de prova organizados em seu interior e também já havia passado por três sessões de purga com  $N_2$ .

A saturação com  $CO_2$  foi realizada com fluxo de algumas bolhas por segundo, até atingir a pressão de 1 bar. Um fluxo regular de 1 bolha por segundo foi mantido durante todo o período de ensaio.

O período de pré-corrosão teve duração de dois meses (60 dias). A escolha deste período de tempo se deu baseada na duração máxima de um ensaio de corrosão-fadiga tradicional, onde, a uma frequência de 2 Hz, com critério de *runout* de  $10^7$  ciclos, o maior tempo de duração de ensaio é de aproximadamente 60 dias.

Decorrido o tempo de ensaio, a cuba foi aberta e os corpos de prova foram imediatamente retirados da solução. Com o auxílio de um soprador térmico, foram cuidadosamente secos e então fotografados e preparados para a caracterização. Para armazenamento, os corpos de prova foram dispostos em um dessecador a vácuo com sílica gel.

### 3.4.2 Monitoramento de parâmetros do ensaio de pré-corrosão

Durante todo o ensaio, monitorou-se o pH da solução, temperatura do ensaio,  $Fe^{2+}$  dissolvido, potencial de corrosão e corrente elétrica.



O pH foi medido a cada 10 minutos utilizando um transmissor analítico modelo M400 aliado a um sensor de pH do tipo Ag/AgCl modelo InPro 3250i, ambos da marca Mettler Toledo. A temperatura de ensaio foi monitorada e registrada continuamente por termoresistor do tipo PT-100.

Os valores de potencial de corrosão e corrente elétrica foram medidos a partir de dois corpos de prova instrumentados para este fim. Para isto foram utilizados dois multímetros digitais da marca Agilent, modelo 3458A.

Além disso, periodicamente, foram coletadas alíquotas da solução de ensaio para a medição da quantidade de  $Fe^{2+}$  dissolvido em solução. A análise foi feita em um titulador potenciométrico Metrohm, modelo 848 Titrino plus.

### 3.4.3 Caracterização do produto de corrosão

Com o objetivo de caracterizar quimicamente o produto de corrosão formado sobre a superfície dos fios, os corpos de prova foram raspados com o auxílio de um palito de madeira e o produto de corrosão foi coletado.

O produto de corrosão retirado da superfície dos corpos de prova pré-corroídos foi analisado por meio de difratometria de raios X (DRX), análise de pós. A preparação da amostra consistiu em moagem manual com almofariz e pistilo e peneiramento em peneira mesh 325.

A análise foi feita em um Difratorômetro de Raios X (DRX), marca Phillips, modelo X'Pert MDP (tubo de Raios X com radiação  $Cu K\alpha$ ). Os parâmetros utilizados são apresentados na Tabela 5.

*Tabela 5- Parâmetros de medição utilizados na análise de DRX.*

<b>2θ</b>	<b>Passo</b>	<b>Fendas</b>	<b>Janela</b>
5-75°	0,05 °/s	1/2 °	20 mm

#### 3.4.4 Limpeza dos corpos de prova

Para proceder à limpeza dos corpos de prova, permitindo assim vislumbrar sua superfície após processo corrosivo, realizou-se decapagem química com a solução C.3.3 da norma ASTM G1-03 (2011). Os corpos de prova ficaram imersos na solução de limpeza por sessões de 30 a 40 minutos, a aproximadamente 80°C. Após este período, foram limpos com água e sabão e o auxílio de uma escova de cerdas macias.

#### 3.4.5 Interferometria óptica

Uma vez finalizado o processo de limpeza superficial dos fios corroídos, procedeu-se o registro fotográfico do estado de corrosão dos fios. Como é bastante difícil através de câmeras fotográficas digitais, ou mesmo por microscopia óptica convencional, reproduzir a topografia dos fios observados, algumas imagens foram realizadas em um microscópio de interferometria óptica.

Utilizando um microscópio de interferometria óptica *Contour GT-K 3D Optical Microscope* (Figura 32), da fabricante Bruker, foram feitas imagens de regiões com pites aparentes, a fim de caracterizar a morfologia da superfície e mensurar as dimensões de pites.

*Figura 32- Microscópio Contour GT-K 3D Optical Microscope.*



*Fonte: BRUKER (2017)*

*As medidas foram feitas utilizando laser verde. Na*

Tabela 6, consta um resumo dos parâmetros de varredura utilizados.

Tabela 6- Parâmetros utilizados na obtenção de imagens por interferometria.

<b>Objetiva</b>	2,5 X
<b>Zoom digital</b>	1,0 X
<b>Resolução lateral</b>	3,99838 $\mu\text{m}$
<b>Laser</b>	Verde
<b>Comprimento de onda do laser</b>	525,3 nm
<b>Área de varredura</b>	4,75 $\text{mm}^2$

Fonte: o autor.

### 3.4.6 Perda de Massa e Taxa de Corrosão

Juntamente com os corpos de prova destinados à fadiga, foram pré-corroídos também 5 cupons de 50 mm do fio em estudo, destinados ao cálculo de perda de massa e taxa de corrosão.

O procedimento de ensaio foi realizado conforme instruções da norma NACE TN0169/G31 – 12a. O cálculo da taxa de corrosão foi realizado conforme estabelecido na norma ASTM G1-2003. A Equação 26 mostra o cálculo realizado.

$$\text{Taxa de corrosão} = (K * W) / (A * T * D) \quad (\text{Equação 26})$$

onde:

K = constante ( $8,76 \times 10^4$ , para mm/ano);

T = tempo de exposição em horas;

A = área em  $\text{cm}^2$ ;

W = perda de massa em gramas;

D = densidade em  $\text{g}/\text{cm}^3$  (conforme apêndice X1 da norma ASTM G1-2003).

### 3.5 RUGOSIDADE

O desempenho em fadiga dos materiais está intimamente relacionado às condições de sua superfície. Desta forma, com o objetivo de garantir que os corpos de prova de fadiga mantivessem uniformidade de condições, uma cuidadosa seleção de corpos de prova foi realizada. Os corpos de prova, já com 200 mm de comprimento, foram inspecionados

visualmente de forma a selecionar somente aqueles livres de arranhões ou defeitos superficiais que pudessem influenciar a vida em fadiga do material. Após seleção, foram feitos registros fotográficos dos corpos de prova escolhidos e passou-se então para a verificação da rugosidade superficial.

Para a representação do estado superficial das amostras, foram adotados os parâmetros de rugosidade  $R_a$  e  $R_t$ , definidos pela norma ISO 4287:1997. O parâmetro  $R_a$  representa a média aritmética dos valores absolutos dos picos e vales,  $y$ , em relação à linha média do perfil de rugosidade. Já o parâmetro  $R_t$  é a altura total do perfil de rugosidade, ou seja, a diferença dos valores do pico mais alto e do vale mais profundo dentro do intervalo de medição. Estes dois parâmetros levam em conta o comprimento total de uma medida. A Equação 27 e a Figura 33 representam o parâmetro  $R_a$  e a Figura 34 apresenta a representação gráfica do parâmetro  $R_t$ .

$$R_a = \frac{y_1 + y_2 + y_3 + y_n}{n} \quad (\text{Equação 27})$$

Figura 33- Representação gráfica do parâmetro  $R_a$ .

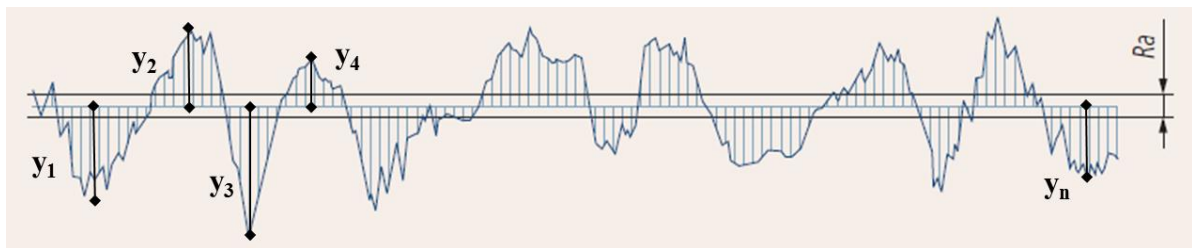
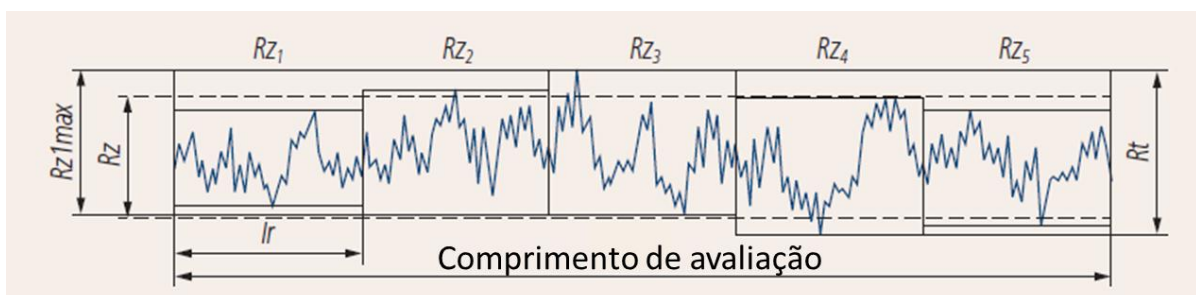


Figura 34- Representação gráfica do parâmetro  $R_t$ .

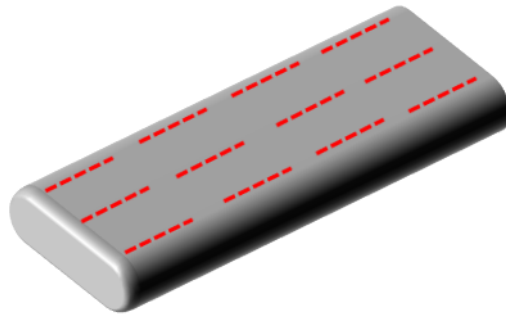


Fonte: (MITUTOYO, 2016)

O equipamento utilizado para a medição dos valores de rugosidade foi um rugosímetro da marca Mitutoyo, modelo SurfTest SJ-500. Cinco corpos de prova foram

selecionados para as medições de rugosidade, de forma que a sua superfície fosse representativa do estado inicial da totalidade de fios novos. Foram realizadas medidas de  $R_a$  e  $R_t$  no sentido longitudinal da superfície dos fios, conforme desenho esquemático apresentado na Figura 35.

*Figura 35- Ilustração das regiões do fio onde foram feitas as medidas de rugosidade.*



*Fonte: o autor*

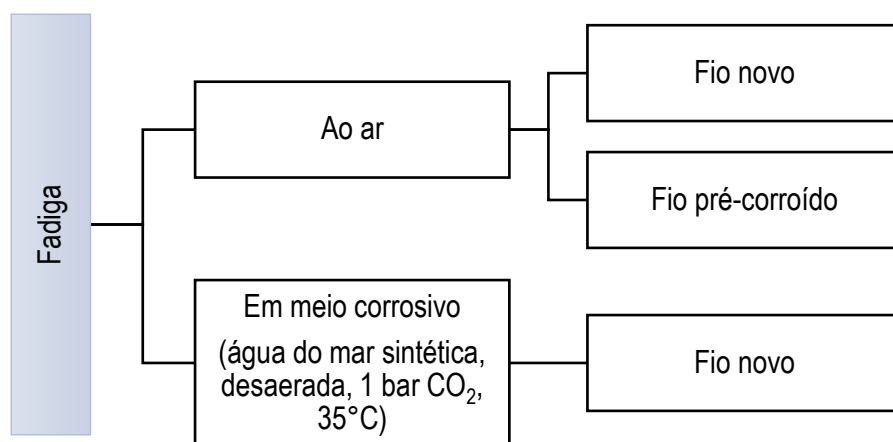
Também foram realizadas medidas de  $R_a$  e  $R_t$ , no sentido longitudinal, na superfície dos fios submetidos a pré-corrosão por 2 meses. Após limpas conforme a norma ASTM G1-03 (2011), realizou-se uma inspeção visual e mediu-se a rugosidade de 5 destes fios, selecionados por inspeção visual, nas regiões mais afetadas por corrosão, na região central do fio. A região central do fio é a região de interesse em fadiga, já que será a mais solicitada mecanicamente, conforme será ilustrado em tópico específico.

O rugosímetro foi calibrado com padrão específico, atendendo às recomendações do fabricante. O comprimento de medição foi de 4 mm.

### 3.6 ENSAIOS DE FADIGA

A fim de avaliar o desempenho em fadiga de fios em presença de corrosão prévia, foram realizados ensaios de fadiga com as seguintes configurações: fadiga ao ar de fios novos, fadiga ao ar de fios previamente corroídos por 2 meses e fadiga assistida por meio corrosivo (corrosão-fadiga) de fios novos. A Figura 36 apresenta o fluxograma explicativo dos ensaios de fadiga realizados.

Figura 36- Fluxograma dos ensaios de fadiga realizados.

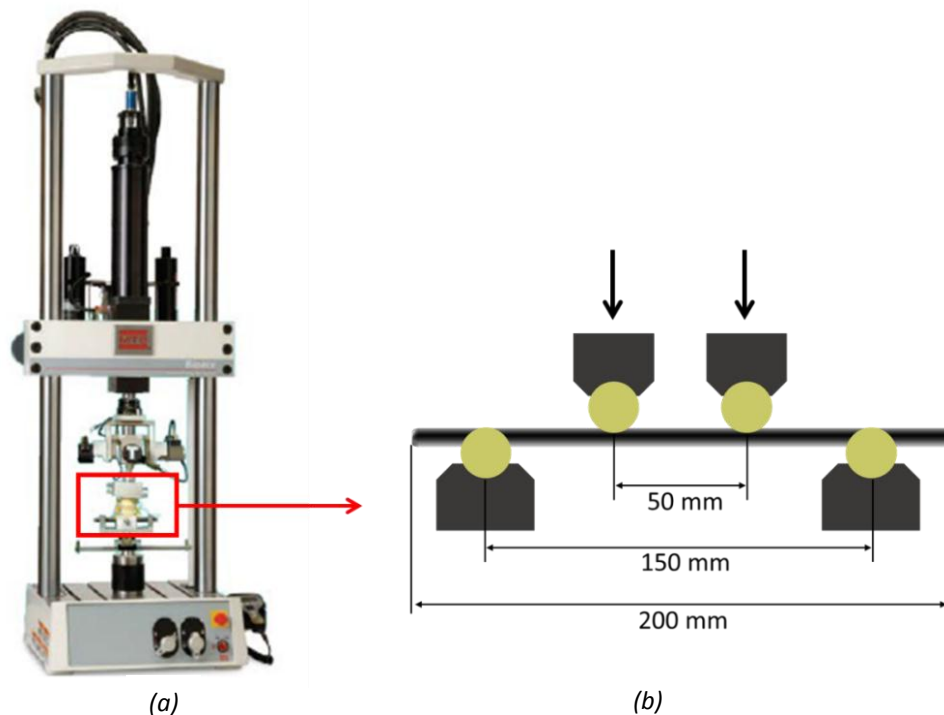


Fonte: O autor.

Os ensaios de fadiga ao ar foram realizados em máquinas servo-hidráulicas MTS Bionix, modelo 858, utilizando um dispositivo de flexão em quatro pontos. Este equipamento, assim como o dispositivo de flexão em quatro pontos, está ilustrado na Figura 37. O dispositivo de flexão tem capacidade para ensaiar 4 corpos de prova simultaneamente. Seus roletes superiores e inferiores são confeccionados em material polimérico resistente mecânica, térmica e quimicamente, o PEEK (Poli-éter-éter-cetona). Nos ensaios de fadiga ao ar, a frequência de carregamento adotada foi de 5 Hz.

Todos os corpos de prova de fadiga foram instrumentados com extensômetros de resistência elétrica, e os dados de deformação aqisitados utilizando sistema de aquisição de dados da marca HBM. Valores de carga e deslocamento aplicados pela máquina servo-hidráulica foram registrados durante todas as etapas do ensaio.

Figura 37- (a) Máquina de testes MTS Bionix. (b) Dispositivo de flexão em 4 pontos utilizado nos ensaios de fadiga.

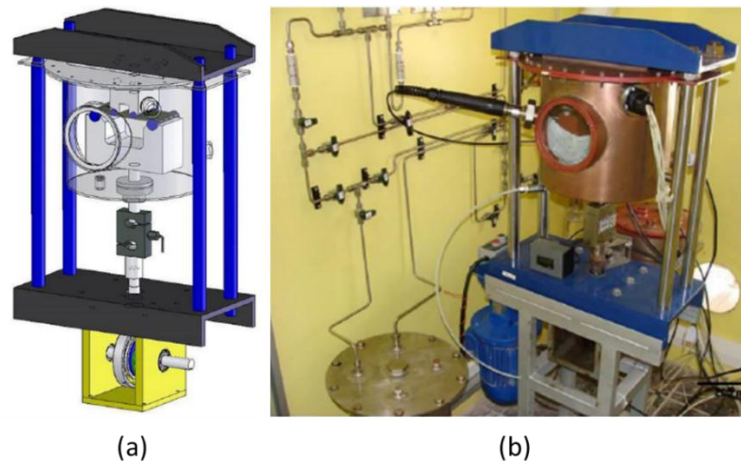


Fonte: (a) Adaptado de “MTS Brasil | Testing systems, mechanical testing and sensing solutions”. (b) O autor.

O procedimento de ensaio na fadiga ao ar seguiu uma série de três carregamentos monotônicos, com a finalidade de garantir o melhor ajuste de cargas nos 4 fios ensaiados simultaneamente, além de uma ciclagem inicial de 20 mil ciclos para assentamento dos CPs ao dispositivo. Após esta ciclagem inicial, foi feito novo carregamento monotônico para ajuste das cargas mínima e máxima, e então foi iniciado o ensaio de fadiga. Os 20 mil ciclos iniciais foram somados ao número final de ciclos do ensaio.

Os ensaios de corrosão-fadiga foram realizados em equipamentos e dispositivos projetados especialmente para este fim. Trata-se de uma cuba de teste acoplada a um eixo vertical com célula de carga, com um sistema excêntrico para ajuste de deslocamento (Figura 38). Os corpos de prova são então acomodados em um dispositivo de flexão a quatro pontos instalado dentro da cuba de teste, onde ficam imersos em solução. Do mesmo modo que no dispositivo do teste de fadiga ao ar, este dispositivo permite testar até quatro amostras simultaneamente. Neste caso, porém, não há ajuste individual de cargas, o que contribui para uma maior diferença entre as tensões nas amostras para um determinado teste.

Figura 38- Imagem ilustrativa do equipamento utilizado nos ensaios de corrosão-fadiga.



Fonte: o autor.

Na corrosão-fadiga, após o ajuste inicial de cargas, os fios sofreram ciclagem inicial de 20 mil ciclos ao ar, para alívio de tensões, antes do preenchimento da cuba com a solução de ensaio. A solução de ensaio, assim como a cuba, passam então por um processo de desaeração idêntico ao já descrito no item 3.4.1 para o ensaio de pré-corrosão. Então, a solução de ensaio é transferida à cuba de ensaio e inicia-se a fadiga.

Nos ensaios de corrosão-fadiga, a frequência de carregamento utilizada foi de 2 Hz.

Para ambos os casos (ao ar e em corrosão-fadiga), a razão de carregamento empregada foi de  $R = 0,1$ . O critério de *runout* foi a ausência de ruptura até  $2 \times 10^6$  ciclos e o critério para parada de contagem de ciclos foi queda de 20% no valor de  $\Delta\sigma$ .

A Tabela 7- Resumo dos parâmetros utilizados nos ensaios de fadiga. Tabela 7 contém um resumo dos parâmetros utilizados nos ensaios de fadiga.

Tabela 7- Resumo dos parâmetros utilizados nos ensaios de fadiga.

	Frequência [Hz]	R	Meio	Temperatura	Critério de parada
<b>Fadiga ao ar</b>	5	0,1	Ar	Ambiente	$2 \times 10^6$ ciclos ( <i>runout</i> ) ou queda de 20% no valor de $\Delta\sigma$
<b>Corrosão-fadiga</b>	2	0,1	Água do mar sintética, 1 bar CO <sub>2</sub>	35°C	valor de $\Delta\sigma$

Os dados obtidos em todos os ensaios de fadiga foram tratados e analisados conforme especifica a norma ASTM E739, que estabelece as práticas padrão para análise estatística de dados de fadiga.



### 3.6.1 Fadiga ao ar – fio novo

Na fadiga ao ar de fios novos, foram utilizados corpos de prova de fios em estado livre de corrosão. O comprimento dos corpos de prova foi de 200 mm, sendo a região de interesse a região de 50 mm no centro da amostra.

Com base nos dados de resistência mecânica do material, foram elencados os níveis de tensão a serem ensaiados. A Tabela 8 apresenta os patamares de tensão ensaiados, assim como o percentual da tensão de escoamento ( $\sigma_e$ ) a que cada  $\sigma_{m\acute{a}x}$  corresponde.

*Tabela 8- Níveis nominais de carregamento cíclico aplicados aos fios novos nos ensaios de fadiga ao ar.*

Fadiga ao ar – fio novo				
$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	$\sigma_{m\acute{i}n}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	% $\sigma_e$
1.133	113	623	1.020	90%
1.007	101	554	907	80%
882	88	485	793	70%
756	76	416	680	60%

### 3.6.2 Fadiga ao ar – fio pré-corroído

Após a caracterização do estado superficial dos corpos de prova submetidos a pré-corrosão por 2 meses, foram formados 5 grupos de 4 fios cada, de forma que o estado superficial dos corpos de prova fosse uniforme.

Estes corpos de prova foram então ensaiados, em grupos de quatro, nos seguintes níveis de tensão, apresentados na Tabela 9.

*Tabela 9- Níveis nominais de carregamento cíclico aplicados aos fios pré-corroídos nos ensaios de fadiga ao ar.*

Fadiga ao ar – fio pré-corroído				
$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	$\sigma_{m\acute{i}n}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	% $\sigma_e$
1.000	100	550	900	79%
700	70	385	630	56%
600	60	330	540	48%
450	45	248	405	36%
300	30	165	270	24%

### 3.6.3 Corrosão-fadiga – Fio novo

Foram realizados ensaios de corrosão-fadiga de fios novos, em estado livre de corrosão. Os ensaios foram realizados em ambiente de água do mar desaerada, a 35°C, com saturação de 1 bar de gás CO<sub>2</sub>.

Novamente, tomando como base as propriedades mecânicas do material, foram selecionados os níveis de carregamento a serem ensaiados. A Tabela 10 apresenta os valores de tensão, assim como o percentual da tensão de escoamento a que eles correspondem.

*Tabela 10- Níveis nominais de carregamento cíclico aplicados aos fios novos nos ensaios de corrosão-fadiga.*

Fadiga ao ar – fio pré-corroído				
$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	$\Delta\sigma$ (MPa)	% $\sigma_e$
1.000	100	550	900	79%
700	70	385	630	56%
600	60	330	540	48%
300	30	165	270	24%

### 3.7 MACROGRAFIAS E MICROGRAFIAS DAS FRATURAS

Após cada ensaio, foram feitos registros fotográficos das fraturas, assim como a macrografia destas, em microscopia óptica.

Especial cuidado foi dado às amostras que passaram pela etapa de pré-corrosão, a fim de satisfatoriamente caracterizar os pontos de iniciação de fratura, oriundos de defeitos superficiais gerados pela corrosão prévia.

Após observação em Microscopia Óptica, foram feitas imagens em Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) das fraturas com pontos de iniciação em pites, a fim de medir suas dimensões. A partir das imagens de MEV dos pites que originaram trincas nos CPs pré-corroídos ensaiados ao ar e nos CPs testados em corrosão-fadiga, foi possível medir os parâmetros profundidade ( $a$ ) e largura ( $2c$ ), permitindo assim o cálculo dos fatores de intensificação de tensão.

### 3.8 CÁLCULO DO FATOR DE INTENSIFICAÇÃO A FADIGA ( $K_f$ )

A partir das medidas das dimensões  $a$  e  $2c$  dos pites que iniciaram trincas na fadiga ao ar de fios pré-corroídos e na corrosão-fadiga de fios novos, e com base nos modelos teóricos já

apresentados no Item 2.5, a seguinte sequência de cálculos foi realizada para o cálculo dos valores de  $K_f$  teóricos:

- I. Cálculo do raio de entalhe,  $\rho$  (Equação 14) e do fator  $\alpha$  do material (Equação 17);
- II. Cálculo de  $K_t$  a partir do modelo teórico de Zhang et al. (Equação 25);
- III. Cálculo da sensibilidade ao entalhe,  $q$  (Equação 16);
- IV. Cálculo de  $K_f$  a partir da relação  $q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1}$  (Equação 15).

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 4.1 COMPOSIÇÃO QUÍMICA E ANÁLISE DA MICROESTRUTURA

O ensaio de espectroscopia de emissão óptica revelou a composição química exibida na Tabela 11. Os resultados apresentados são a média de três análises químicas realizadas.

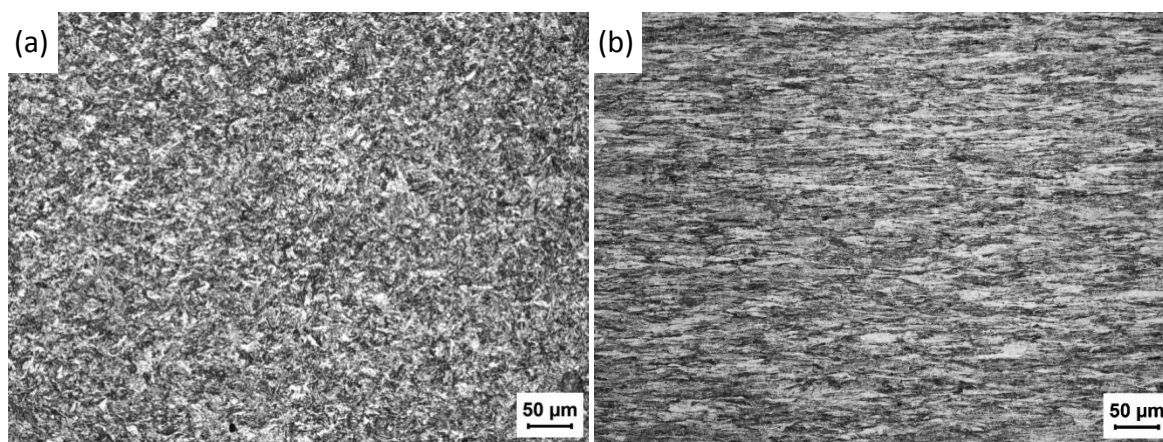
*Tabela 11- Composição química em % peso dos fios de armadura de tração em estudo.*

% C	% Si	% Mn	% P	% S	% Cr	% Mo	% Ni	% Al	% Co
0,710	0,276	0,789	0,017	0,011	0,027	< 0,0050	0,011	0,012	< 0,0100
% Cu	% Nb	% Ti	% V	% W	% Pb	% Sn	% B	% Fe	
0,023	0,001	< 0,0010	< 0,0010	< 0,0100	< 0,0020	0,003	0,001	Balanço	

Avaliando a composição química encontrada, vemos que se trata de um aço ao carbono que se enquadra na família de aços SAE 1070 (“Micrograph Database”, 2017).

As Figura 39 a e b apresentam a microestrutura encontrada para as secções transversal e longitudinal, respectivamente.

*Figura 39- Imagem da microestrutura apresentada pelo fio em estudo. (a) Secção transversal. (b) Secção longitudinal.*



*Fonte: o autor.*

Observa-se na metalografia uma microestrutura perlítica, de granulação fina e alongada, característica de materiais que sofreram laminação a frio. Esta microestrutura é resultado da composição do material, próxima a de um aço eutetoide, e do processo de fabricação dos fios de armaduras de tração que compreende vários passes de laminação a frio, além de um tratamento térmico para refino da perlita. Esta mesma microestrutura também é observada nos trabalhos de Barnes (2014), Wallauer (2015), Coser (2016) e Negreiros (2016), que estudaram um material de composição semelhante.

#### 4.2 PROPRIEDADES MECÂNICAS

A Tabela 12 contém os resultados obtidos no ensaio de tração de 3 corpos de prova do material em estudo. O valor médio do limite de resistência à tração e do limite de escoamento a 0,2% de deformação são, respectivamente, 1.461,71 MPa e 1.259,31 MPa.

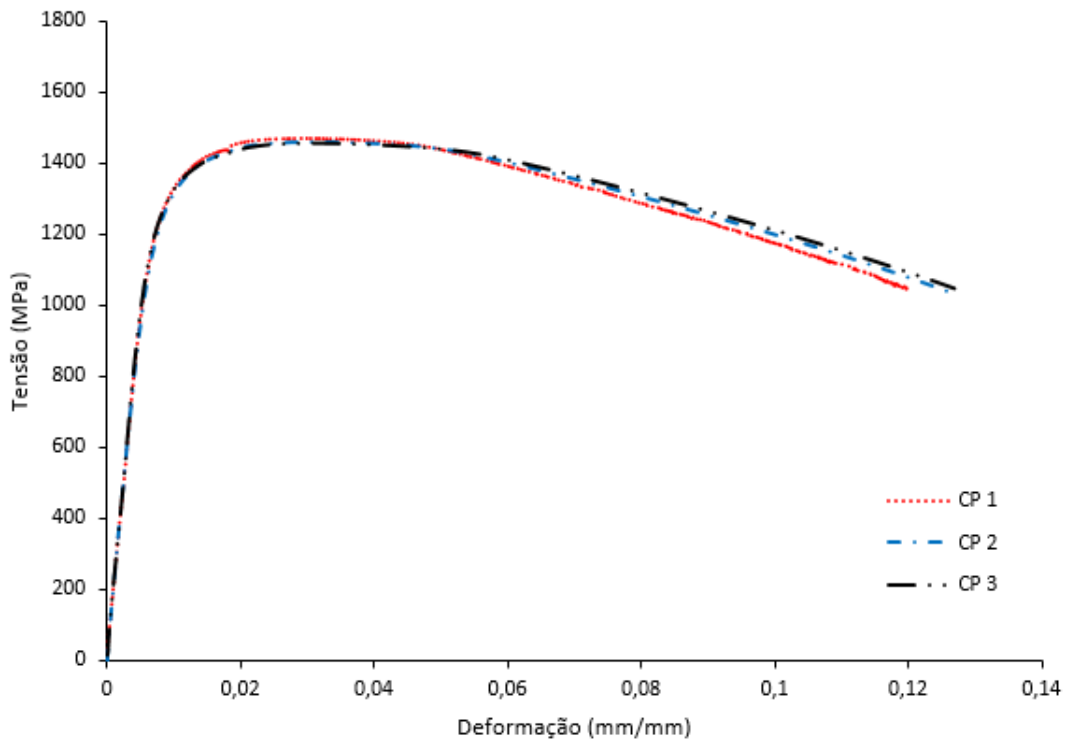
Observa-se que os resultados apresentam coerência entre si e estão dentro do esperado para aços com esta composição e microestrutura. Os valores também são similares aos obtidos por Campello (2014), Coser (2016), Negreiros (2016) e Wallauer (2015). O alongamento após a fratura foi medido diretamente no corpo de prova, após o ensaio, tendo como referência um comprimento inicial,  $L_0$ , de 25 mm.

*Tabela 12 - Resultados do ensaio de tração.*

Corpo de Prova	Limite de resistência à tração, $\sigma_{UTS}$ (MPa)	Limite de escoamento, $\sigma_y$ (MPa)	Alongamento à fratura (%)
CP 1	1.469,59	1.268,70	15,00%
CP 2	1.459,59	1.248,57	14,80%
CP 3	1.455,94	1.260,66	15,00%
<b>Média</b>	<b>1.461,71</b>	<b>1.259,31</b>	<b>14,93%</b>
<b>Desvio Padrão</b>	<b>5,77</b>	<b>8,27</b>	<b>0,09%</b>

Estão apresentadas na Figura 40 as curvas tensão-deformação de engenharia obtidas nos ensaios. Observa-se que houve boa reprodutibilidade de resultados. O CP 1 apresentou alongamento à fratura lido pelo extensômetro levemente menor. Porém, na prática, este comportamento não é observado, como demonstram os resultados de alongamento medidos nos corpos de prova após os ensaios.

Figura 40 - Curvas Tensão x Deformação de engenharia do material dos fios da armadura de tração.



Fonte: o autor.

Os valores de microdureza Vickers, medidos na secção longitudinal do fio, são apresentados na Tabela 13. O valor médio encontrado foi de 426 HV, o que justifica-se pelo estado microestrutural do material, que sofreu alto encruamento pelo trabalho a frio e apresenta microestrutura com grãos bastante refinados.

Tabela 13- Valores de microdureza Vickers medidos na secção longitudinal do corpo de prova.

Medida	HV <sub>0,2</sub>
1	413
2	422
3	435
4	420
5	439
<b>Média</b>	<b>426</b>
<b>Desvio</b>	<b>9,7</b>

### 4.3 PRÉ-CORROSÃO

Os fios submetidos à corrosão prévia foram retirados da cuba de ensaio após 61 dias, totalizando 1.479 horas de exposição ao meio corrosivo. A temperatura se manteve constante em 35°C durante todo o ensaio. Um fluxo de aproximadamente uma bolha por segundo de gás CO<sub>2</sub> foi mantido, fazendo ajustes quando necessário, de forma que se preservou a pressão do gás na cuba em 1 bar. O pH inicial da solução de ensaio, medido após a saturação, foi de 5,72 e ao final do ensaio media 5,64.

Os corpos de prova foram então imediatamente secos com o auxílio de soprador térmico e armazenados em dessecador a vácuo, com sílica gel para preservação de suas características e posterior análise. A solução de ensaio apresentava-se límpida e transparente no momento da abertura da cuba.

#### 4.3.1 Caracterização superficial dos fios corroídos

Após o período de pré-corrosão, a superfície dos fios apresentou características de corrosão generalizada, com a formação de um filme relativamente espesso de produto de corrosão por toda a superfície. Observou-se que, em alguns locais, este filme era quebradiço e de fácil remoção, enquanto em outras regiões o filme era altamente aderente Figura 41.

*Figura 41- Fotografia do estado superficial dos fios após o período de pré-corrosão.*



*Fonte: o autor.*

A Figura 41 mostra o estado superficial de quatro fios onde é possível observar regiões de filme quebradiço e de filme aderente. Adicionalmente, a Figura 42 mostra uma visão lateral de um fio onde é possível ver o descolamento de uma lamina de produto de corrosão.

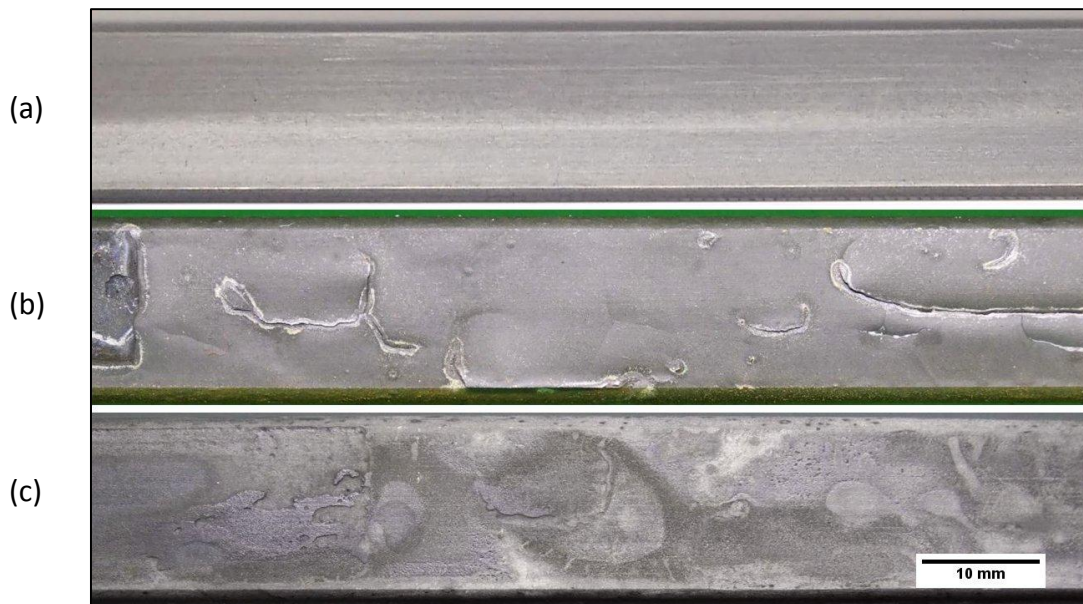
*Figura 42- Imagem lateral do fio onde se observa o descolamento da camada de produto de corrosão.*



*Fonte: o autor.*

Todos os corpos de prova foram limpos por processo de decapagem química para retirada do produto de corrosão, utilizando a solução C.3.3 da norma ASTM G1-03 (2011). A Figura 43 ilustra a superfície de um fio em cada um dos estágios: (a) como fabricado, (b) pré-corroído e (c) após decapado.

*Figura 43- Imagem da superfície do fio (a) novo, (b) após pré-corrosão, (c) após decapagem química.*

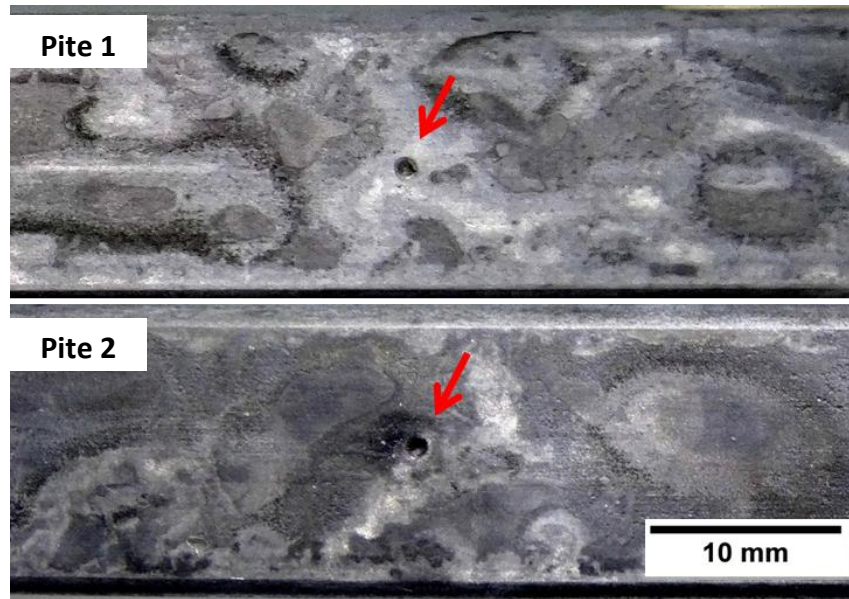


*Fonte: o autor.*

Em dois corpos de prova, particularmente, ocorreu a formação de pites com dimensões que se destacam. A Figura 44 apresenta estes dois casos.



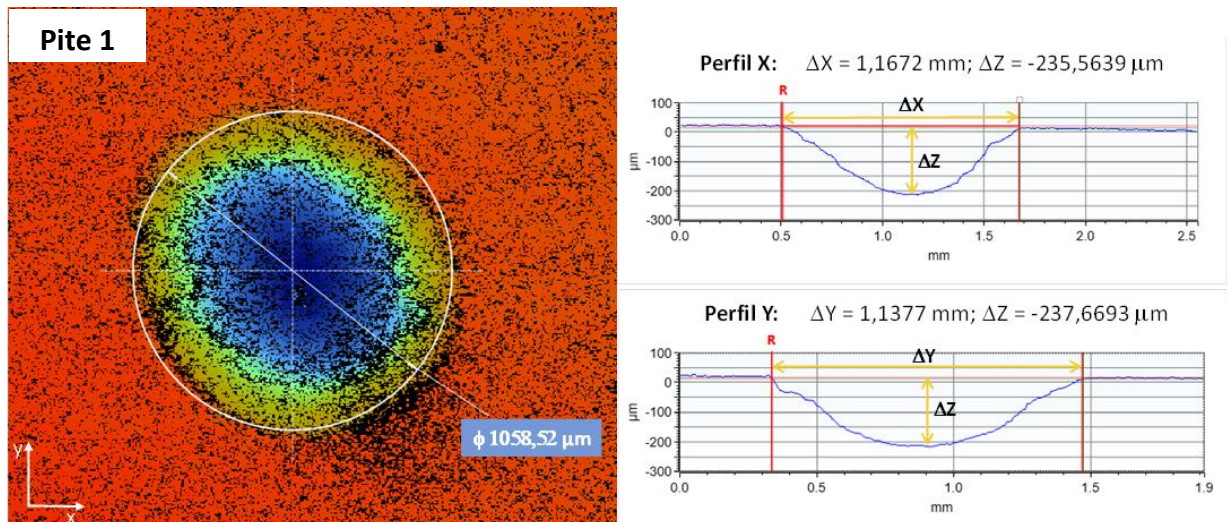
Figura 44- Superfície de dois fios que apresentaram formação de pites de dimensões superiores.



Fonte: o autor

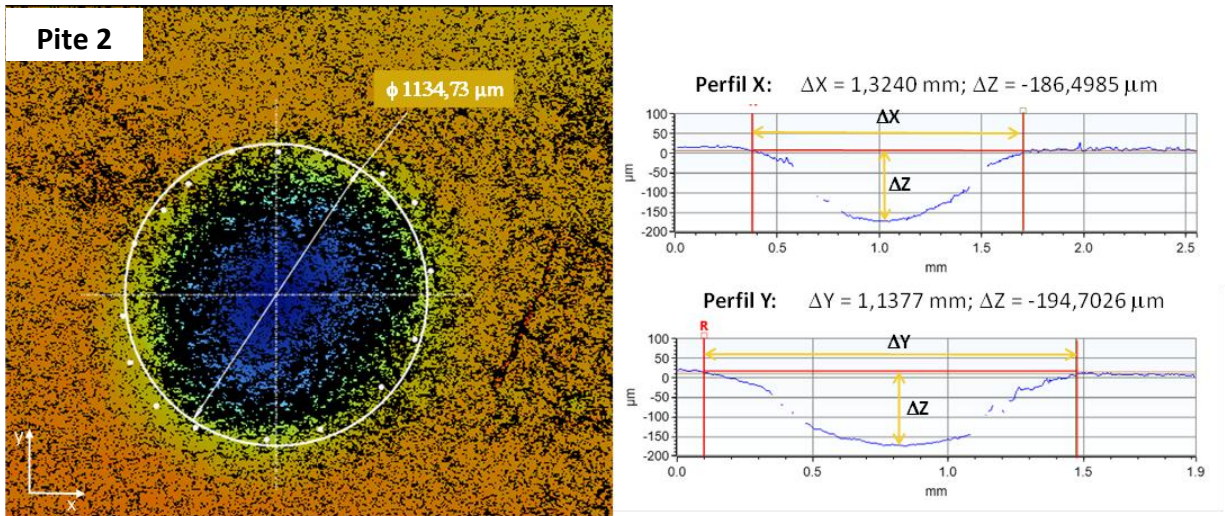
Para dimensionar o formato e profundidade destes dois pites, foram feitas imagens de interferometria óptica. A Figura 45 e a Figura 46 mostram as imagens de interferometria realizadas nos dois pites da Figura 44, na ordem em que aparecem.

Figura 45- Imagem de interferometria óptica do pite 1 e suas dimensões.



Fonte: o autor.

Figura 46- Imagem de interferometria óptica do pite 2 e suas dimensões.



Fonte: o autor.

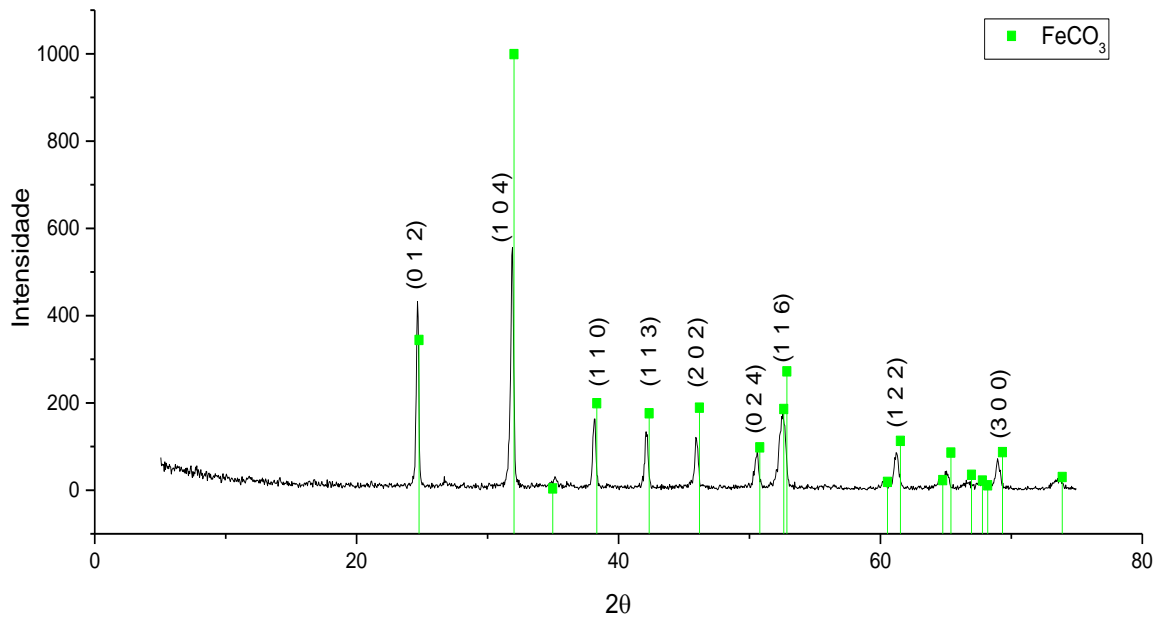
Por esta técnica, também poderia ter sido traçado um perfil estatístico da topografia da superfície, assim como da densidade de pites. Porém, devido à escassez de tempo, foram feitas imagens exploratórias somente. Outra limitação do uso desta técnica, neste caso, é a leve curvatura que os corpos de prova apresentam, fazendo com que seja difícil planificar a imagem a fim de medir a rugosidade superficial.

A topografia dos fios foi caracterizada por medidas de rugosidade e os resultados são mostrados no Item 4.4.

#### 4.3.2 Caracterização do produto de corrosão

Análises de DRX realizadas no produto de corrosão coletado dos fios após a pré-corrosão, o identificam como sendo Carbonato de Ferro ( $\text{FeCO}_3$ ) (Figura 47). Isto corrobora com a expectativa, considerando o ambiente de corrosão, em água do mar desaerada e em presença de  $\text{CO}_2$ .

Figura 47- Difratoograma de raios X do produto de corrosão gerado na superfície dos fios.



Fonte: o autor.

#### 4.3.3 Perda de massa e taxa de corrosão generalizada

Na Tabela 14, estão os resultados do cálculo de perda de massa e taxa de corrosão generalizada dos corpos de prova submetidos à pré-corrosão por 2 meses. A taxa média de corrosão calculada foi de 0,13 mm/ano, com desvio padrão de 0,01 mm/ano.

Tabela 14- Dados calculados de perda de massa e taxa de corrosão generalizada, em mm/ano.

Corpo de prova	Perda de massa (W)	Taxa de Corrosão
	[g]	[mm/ano]
M3B	0,342	0,14
M4B	0,310	0,13
M6A	0,358	0,15
M7B	0,347	0,14
M8A	0,290	0,12
<b>Média</b>	<b>0,329</b>	<b>0,13</b>
Desvio	0,025	0,01

Fonte: o autor.

Segundo o relatório da PSA NORWAY (2013), as taxas de corrosão típicas em fios de aço de armaduras de tração, em água do mar desaerada e com CO<sub>2</sub>, são de menos de 0,01 mm/ano. Isso se deve à baixíssima razão volume/área de superfície no ambiente anular. No

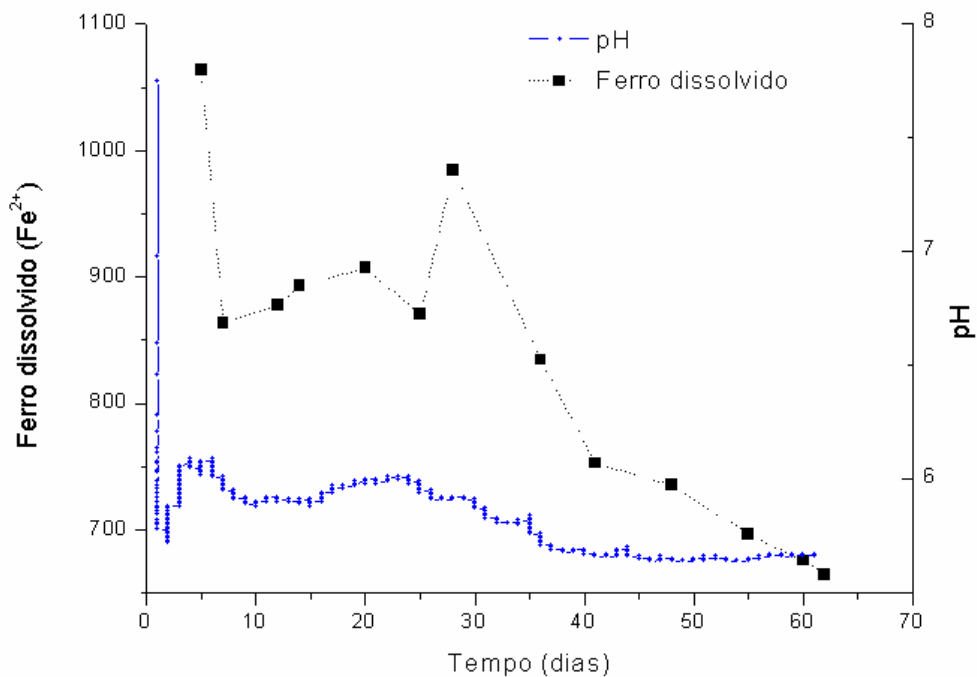
caso do ensaio em estudo, a razão de confinamento não foi tão baixa ( $1 \text{ ml/cm}^2$ ) e toda a superfície dos fios estava exposta ao eletrólito. Como se pode ver nas imagens dos fios corroídos, houve corrosão generalizada dos fios, com a formação de um filme espesso de produto de corrosão. Deve-se a isso, portanto, a taxa de corrosão de  $0,13 \text{ mm/ano}$ .

#### 4.3.4 Monitoramento do potencial de corrosão, pH e $\text{Fe}^{2+}$ dissolvido

Durante todo o período de pré-corrosão, foram monitorados os parâmetros pH, potencial eletroquímico e  $\text{Fe}^{2+}$  dissolvido.

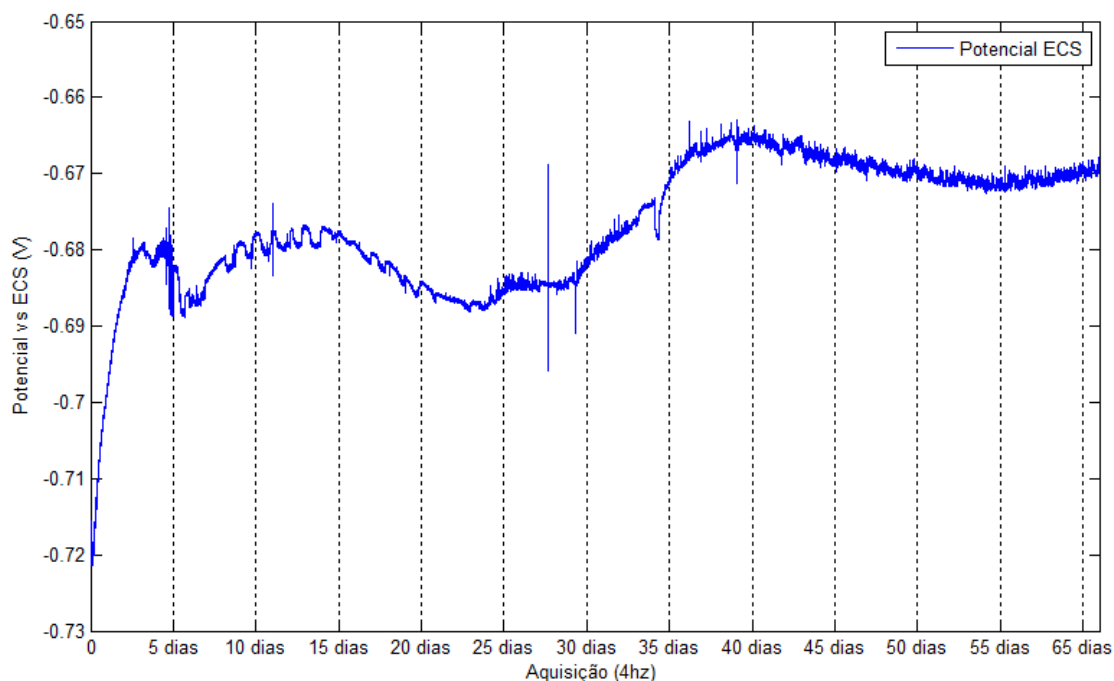
Na Figura 48, estão mostrados graficamente o comportamento do pH e da quantidade de  $\text{Fe}^{2+}$  dissolvido na solução de ensaio em função do tempo em dias, enquanto a Figura 49 apresenta a evolução do potencial eletroquímico em relação ao eletrodo de calomelano saturado (Potencial ECS).

Figura 48- Gráfico dos valores de pH e  $\text{Fe}^{2+}$  dissolvido aferidos no decorrer do ensaio de corrosão.



Fonte: o autor

Figura 49- Gráfico dos valores de potencial eletroquímico aferidos no decorrer do ensaio de corrosão.



Fonte: o autor.

A partir do comportamento das curvas, é possível observar que, iniciado o período de ensaio, há um aumento do pH e do potencial ao mesmo tempo em que sobe a quantidade de íons  $\text{Fe}^{2+}$  dissolvidos em solução.

Após aproximadamente 35 dias de ensaio, observa-se que ocorre relativa estabilização do comportamento do pH e do potencial eletroquímico, enquanto o Fe dissolvido mantém tendência de queda. Isso pode ser um indicativo de que, a partir deste momento, o filme formado é estável o suficiente para cessar o processo de corrosão generalizada do corpo de prova em medição. Entretanto, estudos mais minuciosos sobre este tema devem ser desenvolvidos a fim de que se possa confirmar esta interpretação do fenômeno.

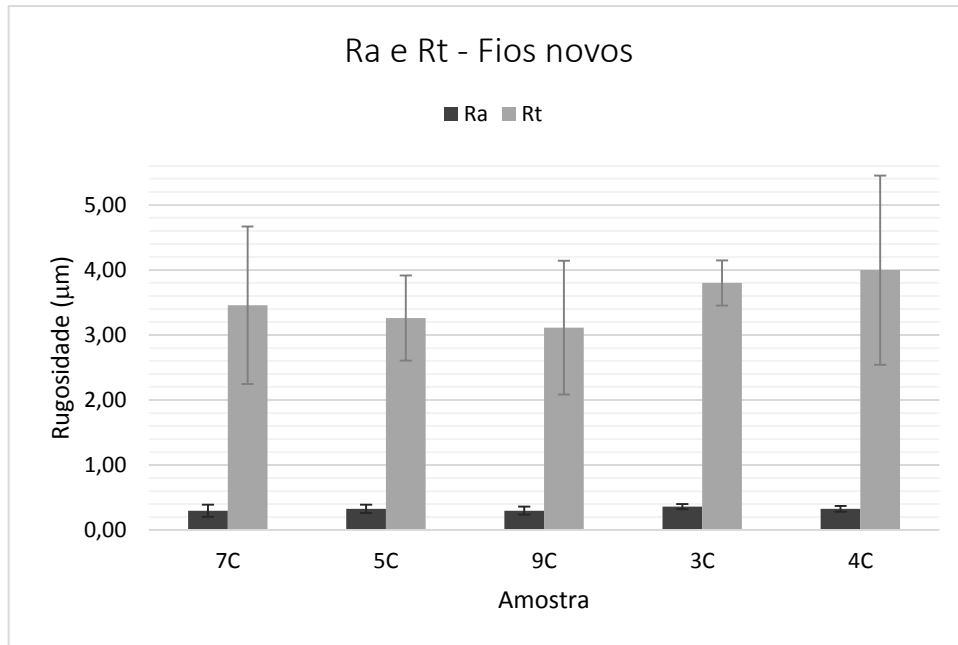
#### 4.4 RUGOSIDADE

Foram realizadas medidas de rugosidade de fios novos e dos fios após o período de corrosão. Os parâmetros  $R_a$  e  $R_t$  obtidos para cada estado são apresentados a seguir.

Iniciando pela análise dos fios novos, na Figura 50 estão apresentados os resultados médios de  $R_a$  e  $R_t$  medidos para cada um dos 5 corpos de prova novos (sem corrosão). Os valores médios de  $R_a$  e  $R_t$  foram de  $0,32 \mu\text{m}$  e  $3,53 \mu\text{m}$ , respectivamente. Estes valores são

levemente mais baixos, porém da mesma ordem de grandeza, dos valores encontrados por Coser (2016), que relatou uma média de  $0,41 \mu\text{m}$  para  $R_a$  e  $5,03$  para  $R_t$  para fios novos.

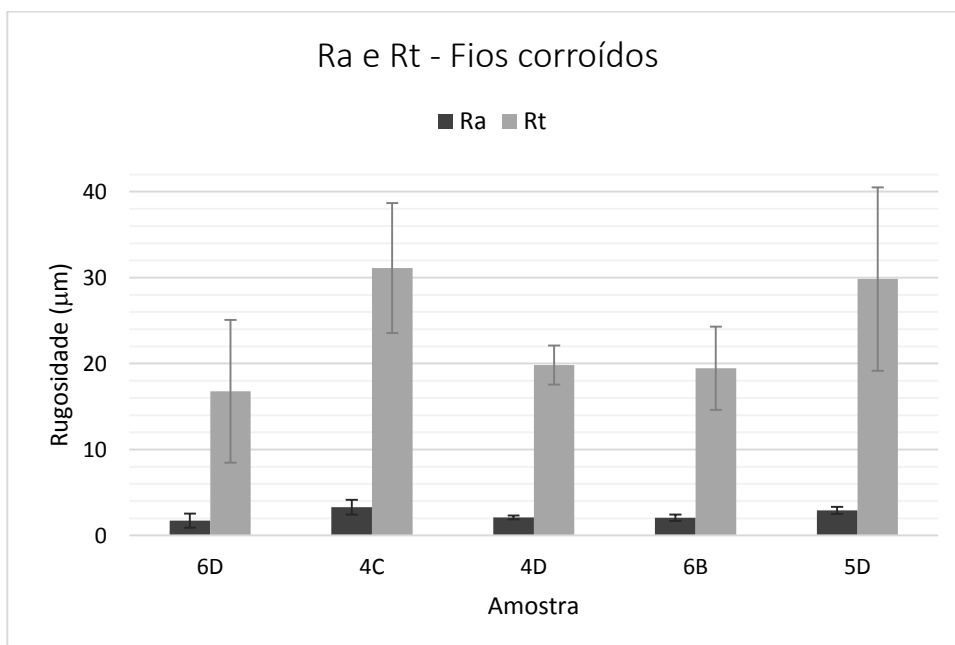
Figura 50- Valores de  $R_a$  e  $R_t$  longitudinais para fios novos.



Fonte: o autor.

Em se tratando dos fios pré-corroídos, a Figura 51 apresenta os resultados médios dos parâmetros  $R_a$  e  $R_t$  também para 5 corpos de prova. O valor médio de  $R_a$  passou a  $2,43 \mu\text{m}$ , e o parâmetro  $R_t$  passou a  $24,54 \mu\text{m}$  após a pré-corrosão.

Figura 51- Valores de Ra e Rt longitudinais para os fios após o período de pré-corrosão.



Fonte: o autor.

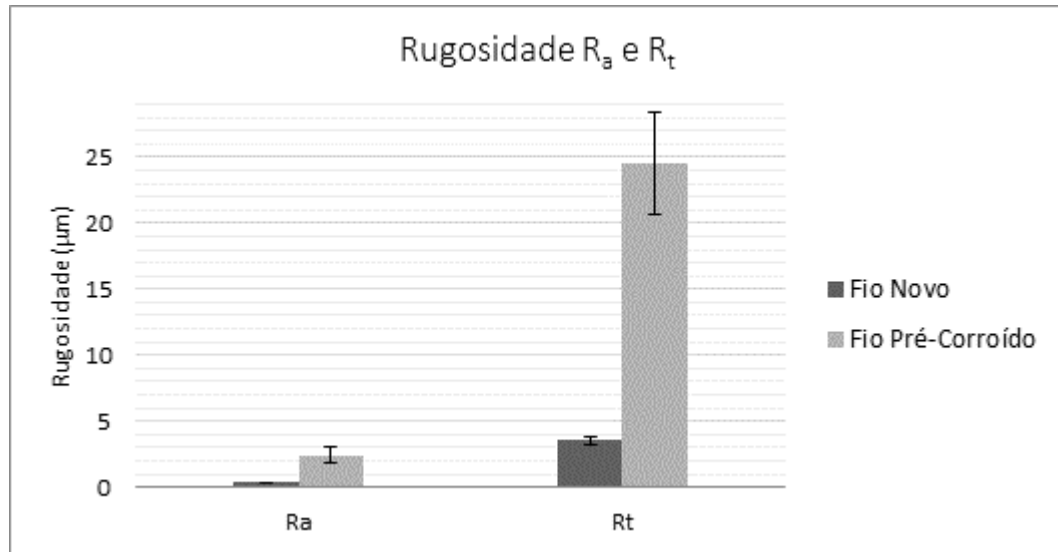
Na Tabela 15, estão os valores médios dos parâmetros  $R_a$  e  $R_t$  dos fios novos e pré-corroídos. A média foi calculada com base nas medições de 5 corpos de prova de cada estado superficial.

Tabela 15- Valores médios de rugosidade,  $R_a$  e  $R_t$ , de fios novos e no estado pré-corroído por 2 meses.

Estado do fio	$R_a$	$R_t$	Desvio Padrão	
			$R_a$	$R_t$
Novo	0,32	3,53	0,02	0,33
Pré-corroído	2,43	24,54	0,59	3,87
<b>Varição</b>	<b>654%</b>	<b>596%</b>		

Observa-se que o período de 60 dias de pré-corrosão a que os fios foram submetidos foi suficiente para causar uma variação significativa nos valores de  $R_a$  e  $R_t$ . A comparação entre os valores médios e os desvios padrão obtidos é apresentada graficamente na Figura 52.

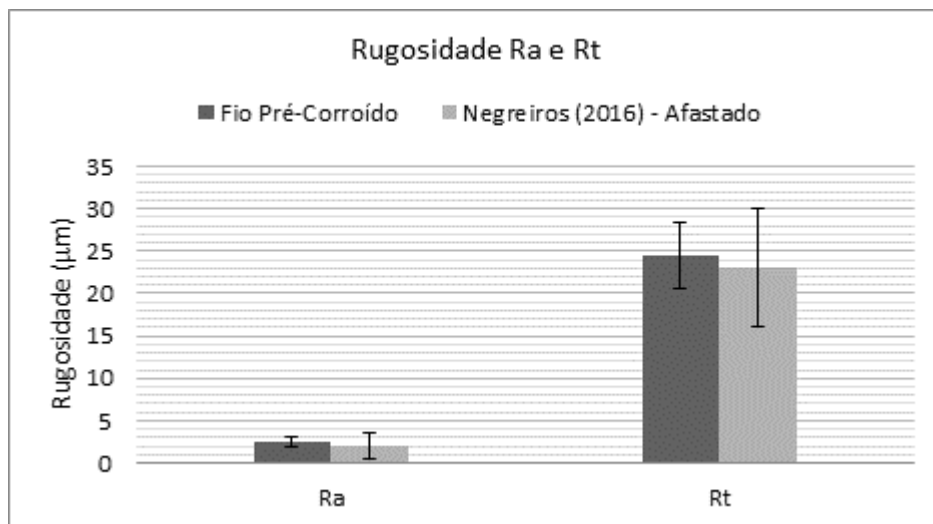
Figura 52- Valores de rugosidade  $R_a$  e  $R_t$  medidos em fios novos e fios submetidos à corrosão prévia.



Fonte: o autor.

Fazendo um comparativo a uma situação real, Negreiros (2016) obteve valores de rugosidade médios nos fios da região afastada ao dano muito semelhantes aos obtidos neste trabalho para os fios pré-corroídos (ver Figura 53).

Figura 53- Gráfico comparativo dos valores de rugosidade  $R_a$  e  $R_t$  dos fios pré-corroídos em comparação aos resultados obtidos por Negreiros (2016) na região afastada.



Fonte: o autor.

Como se vê no gráfico comparativo da Figura 53, o período de pré-corrosão utilizado foi suficiente para obter danos superficiais compatíveis aos observados em campo, em *riser* com 4 anos de operação e que teve seu anular alagado em serviço. Vale ressaltar, entretanto, que o meio corrosivo a que os fios do referido trabalho foram submetidos foi

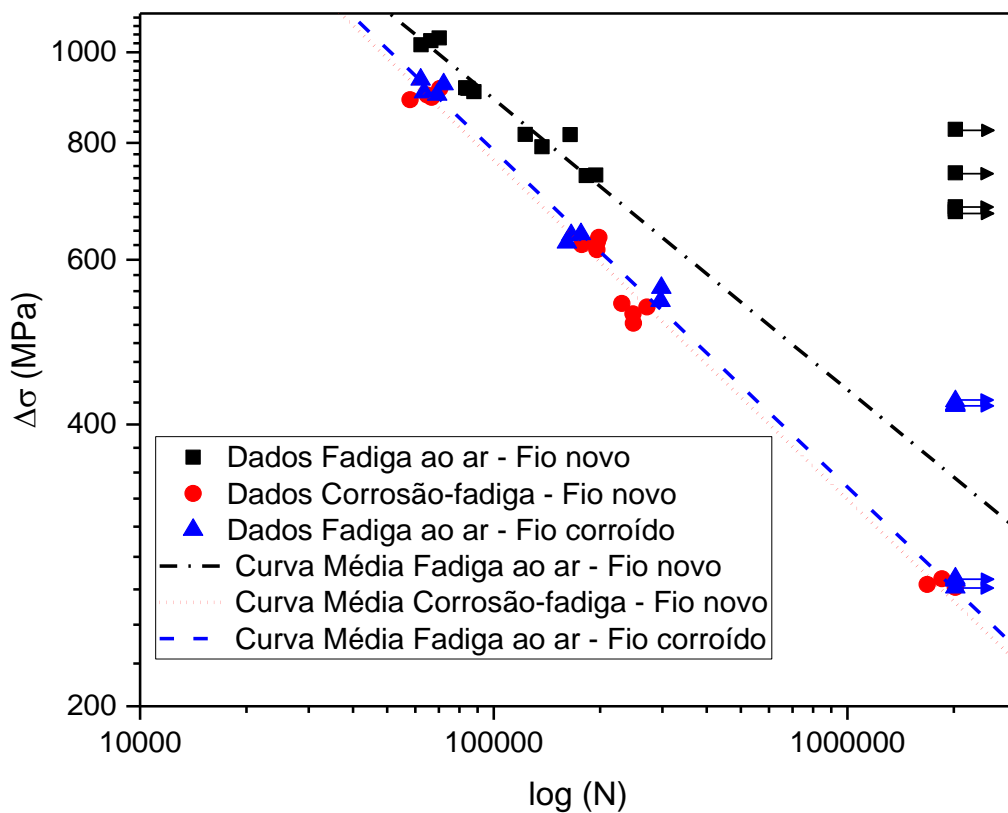


diferente do meio estudado aqui. Porém, ainda assim, é válida a comparação do ponto de vista do efeito da rugosidade nos fios submetidos à fadiga ao ar.

#### 4.5 TESTES DE FADIGA

A seguir, estão apresentadas as curvas S-N médias obtidas ao ar e em corrosão-fadiga (Figura 54). A Tabela 16 apresenta os parâmetros da Equação 20, de ajuste de dados das curvas S-N.

Figura 54- Curvas S-N ao ar e em corrosão-fadiga para fios novos e fios pré-corroídos.



Fonte: o autor.

Tabela 16- Parâmetros das curvas S-N (Equação 20).

Teste	m	log (A)	Desvio padrão
Fadiga ao ar - Fio novo	3,22	14,5	0,04
Corrosão-fadiga - Fio novo	2,76	12,96	0,05
Fadiga ao ar - Fio corroído	2,78	13,05	0,04

Observa-se que a curva de corrosão-fadiga e a curva de fadiga ao ar de fios pré-corroídos mostram quase o mesmo efeito deletério já desde a região de baixo ciclo, onde há pouco tempo de exposição à corrosão, e mantêm este comportamento até regiões de mais alto ciclo, onde a corrosão tem mais tempo de ação. Isto pode indicar que o efeito sinérgico de corrosão-fadiga tem mais influência na resistência à fadiga no período inicial do ensaio, servindo de acelerador ao surgimento de defeitos superficiais. Para maiores tempos de exposição, já não parece haver um efeito sinérgico tão importante, já que a simples presença de defeitos (representada pela curva de fadiga ao ar de fios pré-corroídos) foi capaz de gerar o mesmo efeito deletério sobre a resistência à fadiga dos fios. Isto será discutido com mais detalhes no tópico 4.6.

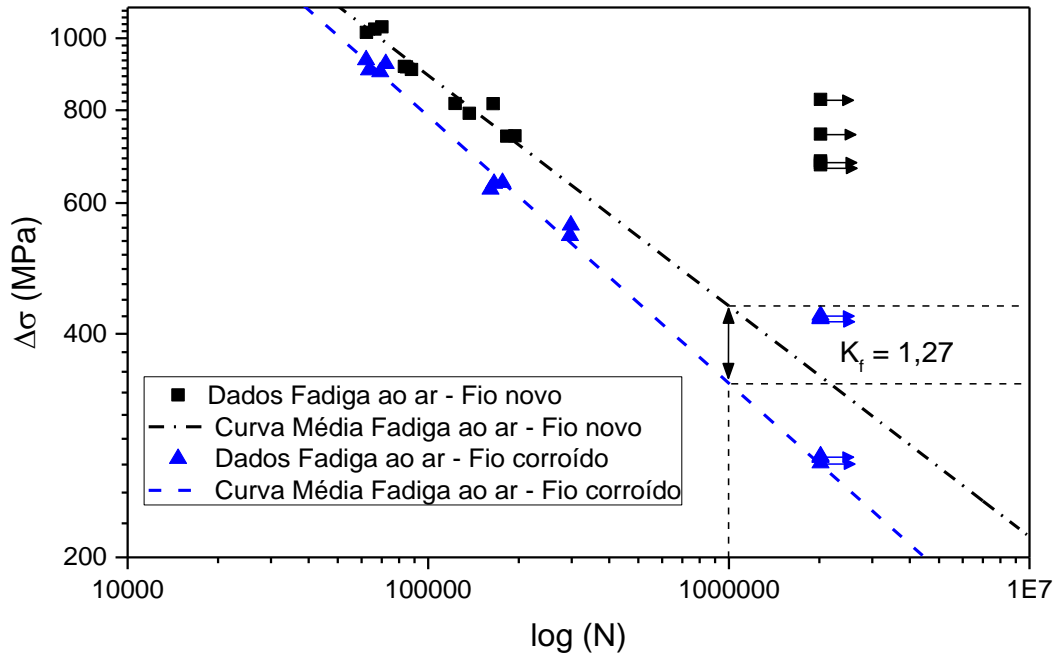
As curvas S-N resultantes, exibidas na Figura 54, nos permitem verificar que houve aproximadamente o mesmo efeito deletério no teste de corrosão-fadiga de fios novos e no teste de fadiga ao ar de fios com corrosão prévia, em comparação à curva de fadiga ao ar de fios novos (para  $\Delta\sigma$  acima de aproximadamente 420 MPa). Próximo a  $\Delta\sigma=420$  MPa, entretanto, a curva de fadiga ao ar de fios pré-corroídos parece apresentar um limite de fadiga, embora significativamente reduzido em relação à curva ao ar de fios novos. A curva S-N de corrosão-fadiga, como esperado, não apresentou limite de fadiga nos níveis de tensão testados.

Apesar disto, pode-se observar que a inclinação das curvas (fadiga ao ar de fios pré-corroídos e corrosão-fadiga) é quase idêntica, sendo igual a 2,78 e 2,76 para as curvas ao ar e em corrosão fadiga, respectivamente. Neste caso, a extrapolação da curva de fadiga ao ar de fios pré-corroídos, apesar do limite de fadiga discutido, ainda manteve previsões de comportamento em fadiga similares aos da curva de corrosão-fadiga. Evidentemente, não é possível afirmar, a partir destes resultados, que seja seguro fazer este tipo de inferência, sugerindo-se mais estudos comparativos neste sentido.

Como mostram as Figuras 55 e 56, os coeficientes representativos da perda de desempenho em fadiga devido aos defeitos criados pela pré-corrosão e pelo efeito de corrosão-fadiga, respectivamente  $K_f$  e FRT, foram muito similares, sendo um  $K_f$  de 1,27 e um FRT de 1,31. O modo de cálculo do FRT é idêntico ao modo de cálculo do  $K_f$  experimental, porém quando se refere à curva de corrosão-fadiga, a causa da redução de desempenho não é exclusivamente dependente da presença de entalhes, mas também devido aos efeitos da

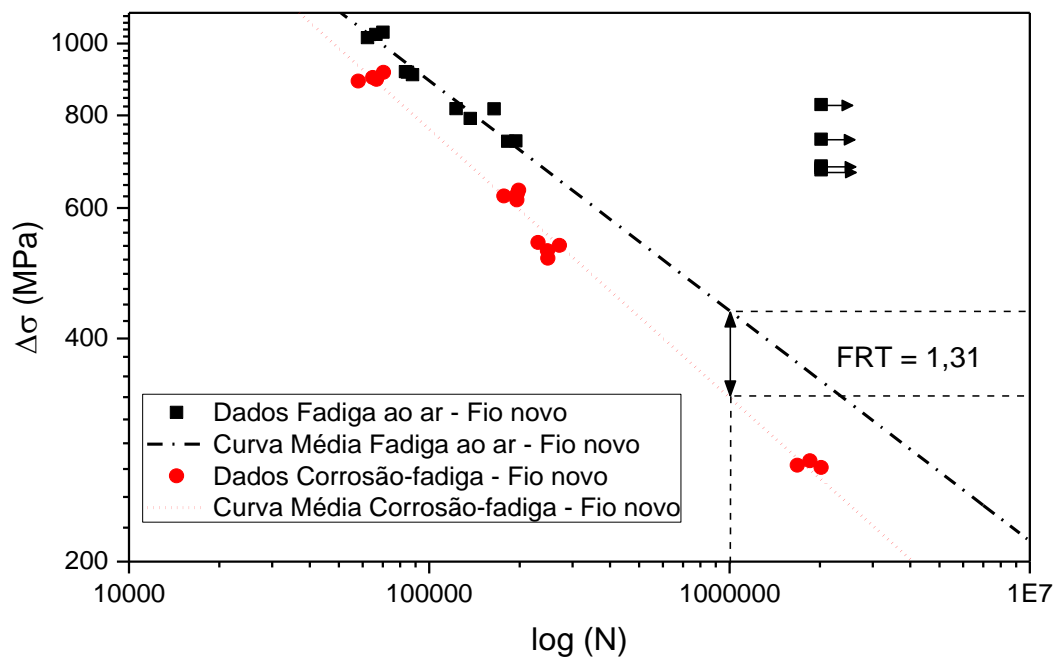
corrosão, por isso o uso do termo  $K_f$  não será utilizado neste caso.  $K_f$  e FRT foram calculados para N igual a 1 milhão de ciclos.

Figura 55- Curvas S-N de fadiga ao ar de fios novos e de fios pré-corroídos, com a medida de  $K_f$  experimental.



Fonte: o autor.

Figura 56- Curvas S-N de fios novos ao ar e de fios novos em corrosão-fadiga, com a medida do Fator de Redução de Tensão (FRT).

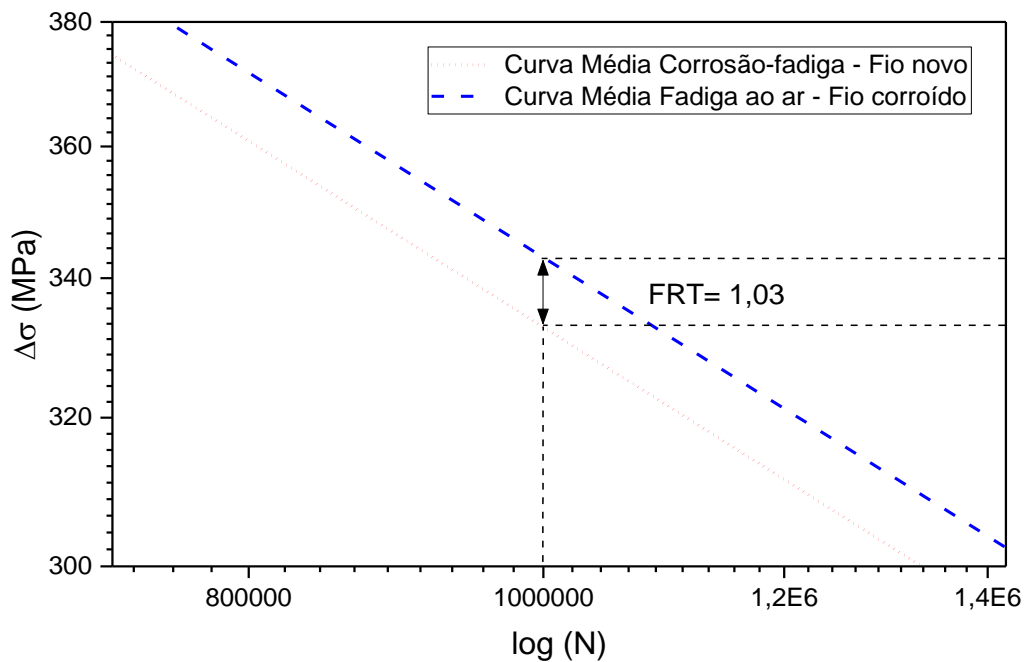


Fonte: o autor.

Estes resultados nos permitem inferir que o efeito de intensificação de tensões gerado pelos defeitos superficiais inseridos na superfície dos fios pelo processo de pré-corrosão foi similar ao desempenho em fadiga dos fios frente a um efeito combinado de corrosão-fadiga em fios novos, mesmo para um período tão curto de pré-corrosão, para amplitudes de tensão superiores a 420 MPa.

A Figura 57 mostra o gráfico em escala aumentada em torno da região de  $10^6$  ciclos, comparativo entre a curva de corrosão-fadiga de fios novos e a curva de fadiga ao ar de fios pré-corroídos. Como se vê, o FRT é baixíssimo, ficando dentro da faixa de dispersão se considerarmos o desvio padrão da equação de ajuste das curvas S-N.

Figura 57- Fator de redução de tensão a  $10^6$  ciclos entre a curva de fadiga ao ar de fio pré-corroído e a curva de corrosão-fadiga de fio novo.



Fonte: o autor.

Os resultados em forma de tabela de cada um dos ensaios de fadiga estão apresentados no Apêndice A.

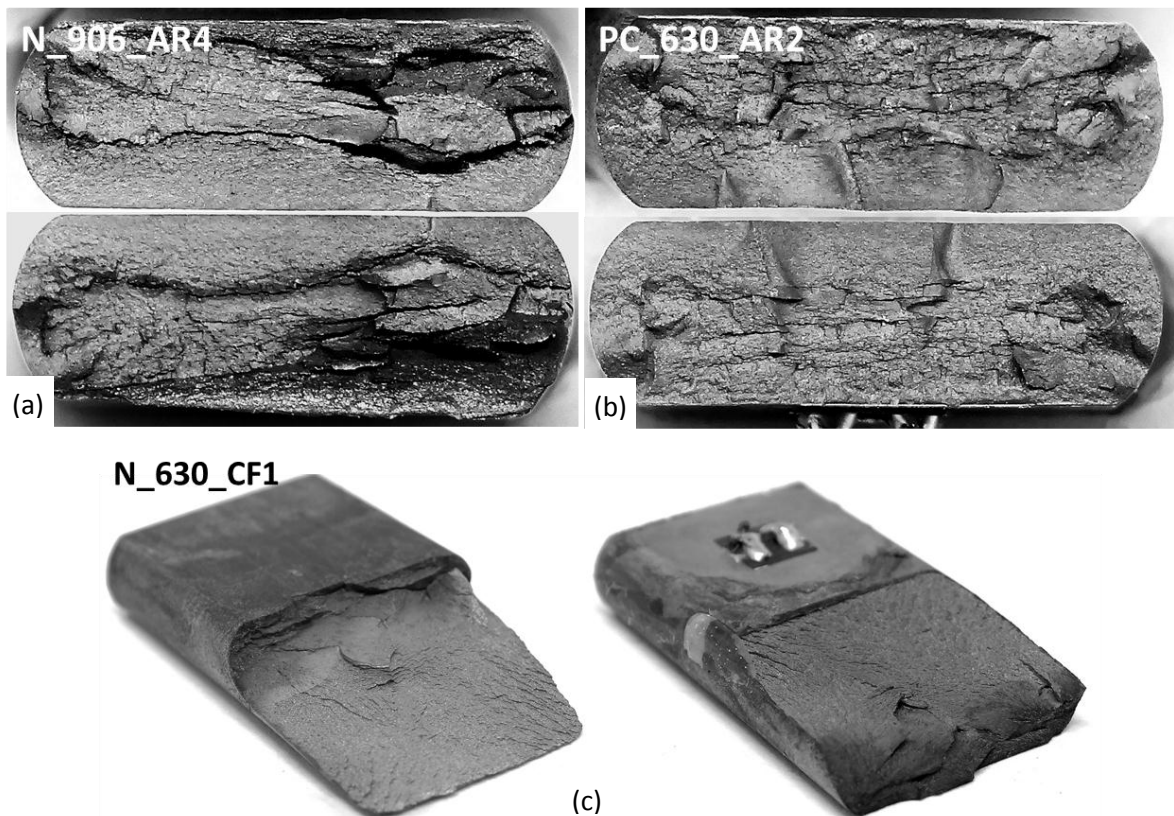
#### 4.6 IDENTIFICAÇÃO DE PONTOS DE INICIAÇÃO DE TRINCAS E MEDIÇÃO DE TAMANHO DE PITES

As imagens de MEV obtidas a partir dos corpos de prova fraturados permitiram verificar que a iniciação de trincas se deu, como esperado, a partir de pites de corrosão na superfície dos fios, tanto nos corpos de prova pré-corroídos quanto nos corpos de prova

novos após corrosão-fadiga. De posse destes dados, foi possível fazer o cálculo dos fatores  $K_t$  e  $K_f$  teóricos para as condições de fadiga ao ar de fio pré-corroído e corrosão-fadiga de fio novo – resultados estes que serão mostrados no próximo subitem.

Fractografias de CPs das 3 curvas de fadiga obtidas são mostradas na Figura 58. Ficam evidentes as diferenças apresentadas nas superfícies de fratura devido as diferentes condições de teste. Em (a), a fratura de fio novo ao ar apresenta-se com região de propagação de trinca mais plana, mostrando somente duas frentes de propagação de trinca. Em (b), a fratura do fio pré-corroído fadigado ao ar ainda ocorreu no plano transversal ao carregamento, porém ficam evidentes múltiplos pontos de iniciação de trincas, provenientes dos pites existentes na superfície do fio. Em (c), o aspecto da fratura em corrosão-fadiga de fio novo inicia-se perpendicular à superfície do fio, porém sofre deflexão e passa a propagar-se paralelamente ao sentido da laminação, gerando a superfície de fratura mostrada na imagem.

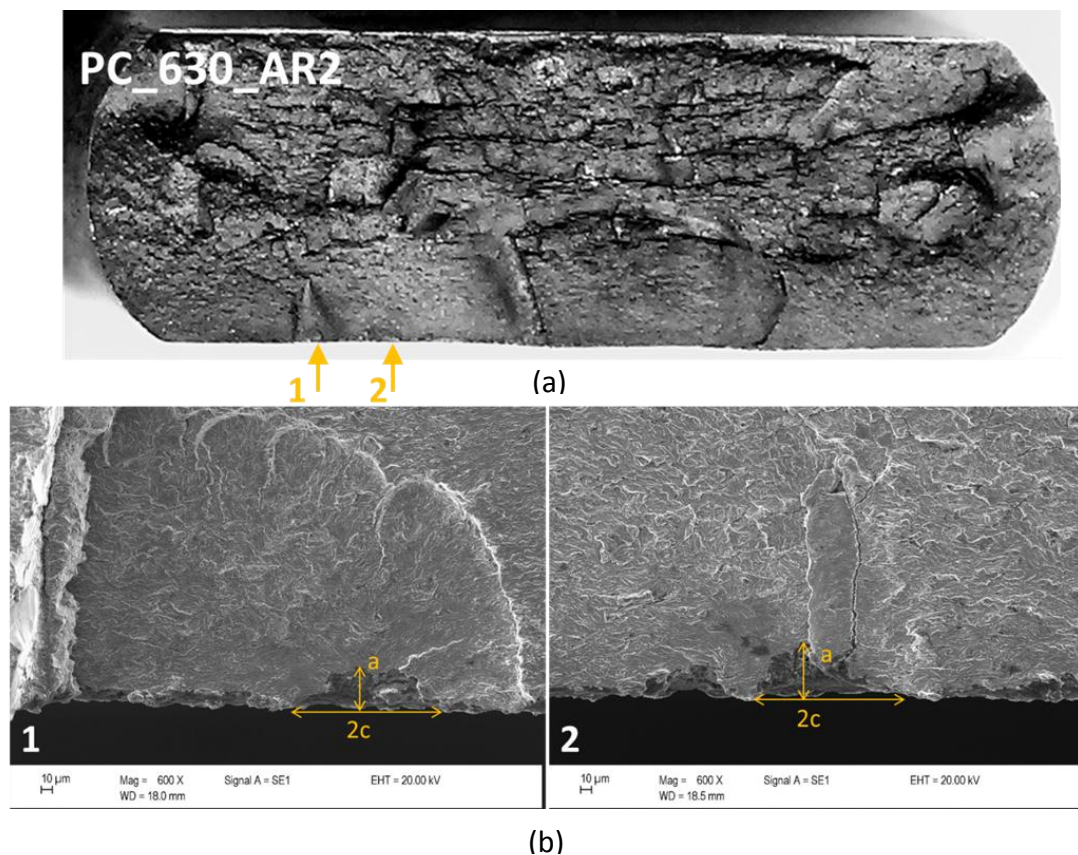
Figura 58- Imagens das fraturas de fios: (a) novos em fadiga ao ar; (b) pré-corroídos em fadiga ao ar; (c) novos em corrosão-fadiga.



Fonte: o autor.

A Figura 59 ilustra as medidas de profundidade (a) e largura (2c) de pites que originaram trincas de fadiga em um ensaio de fadiga ao ar de fios pré-corroídos a um  $\Delta\sigma$  de 630 MPa. Os pontos de iniciação de trinca são assinalados na macrografia. Na Tabela 17 encontram-se os valores médios dos valores das dimensões dos pites medidos.

Figura 59- (a) Fractografia de corpo de prova pré-corroído após ensaio de fadiga ao ar com um  $\Delta\sigma = 630$  MPa. (b) Imagens de MEV de dois pites de onde se originaram as trincas, ilustrando suas medidas de profundidade (a) e largura (2c).



Fonte: o autor.

Tabela 17- Valores médios de a e 2c medidos nos pites de corrosão que iniciaram trincas em fadiga.

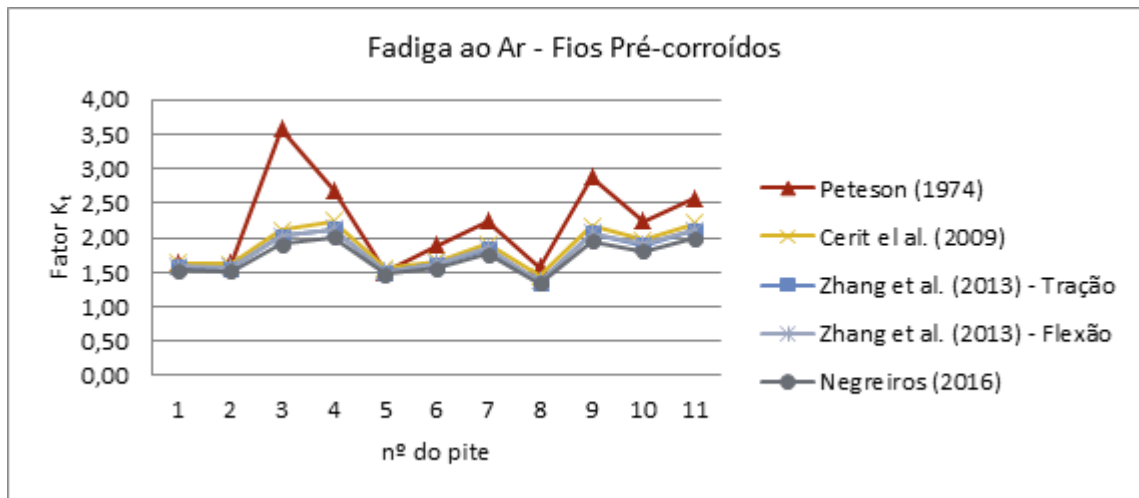
Ensaio	Nº de amostras	Nº de pites	Média das larguras, 2c ( $\mu\text{m}$ )	Média das profundidades, a ( $\mu\text{m}$ )	Média das razões de aspecto, a/2c
Fadiga ao ar - fio pré-corroído	4	11	216,12	58,60	0,34
Corrosão-fadiga - fio novo	4	9	56,73	18,11	0,34

No Apêndice B, estão identificados e caracterizados todos os pites medidos, assim como suas razões de aspecto e os valores de  $K_t$  e  $K_f$  teóricos.

#### 4.7 CÁLCULO DOS FATORES $K_t$ E $K_f$

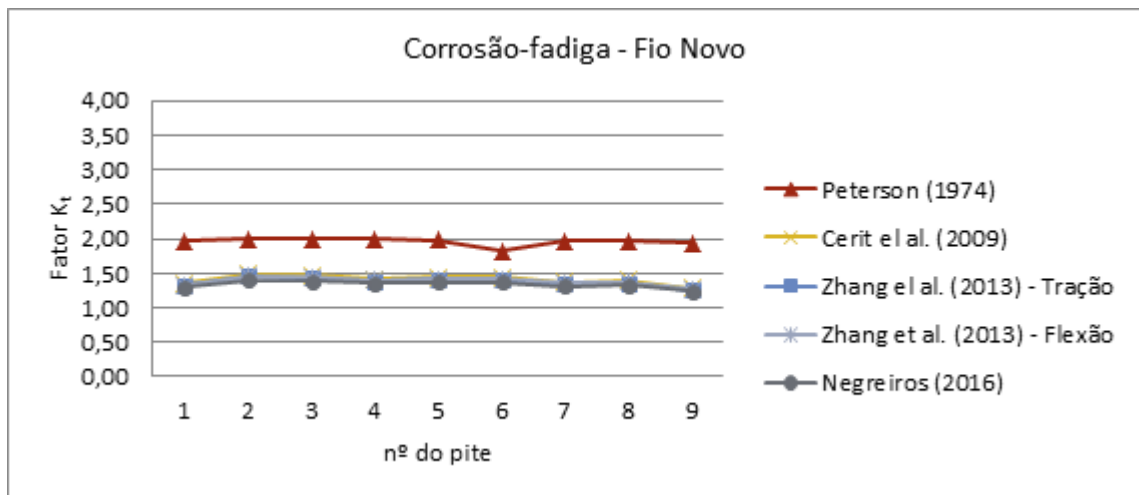
Os resultados para  $K_t$  e  $K_f$  teóricos calculados a partir das equações formuladas pelas fontes mencionadas no Item 3.8 resultaram em valores muito próximos, a não ser por Peterson (1974). Esta discrepância pode ter origem no fato que a metodologia de Peterson não foi criada para intensificadores de tensão com a geometria de pites de corrosão. Os resultados de  $K_t$  são mostrados graficamente na Figura 60 e Figura 61.

Figura 60- Fator de intensificação de tensões,  $K_t$ .



Fonte: o autor.

Figura 61- Fator de intensificação de tensões,  $K_t$ .



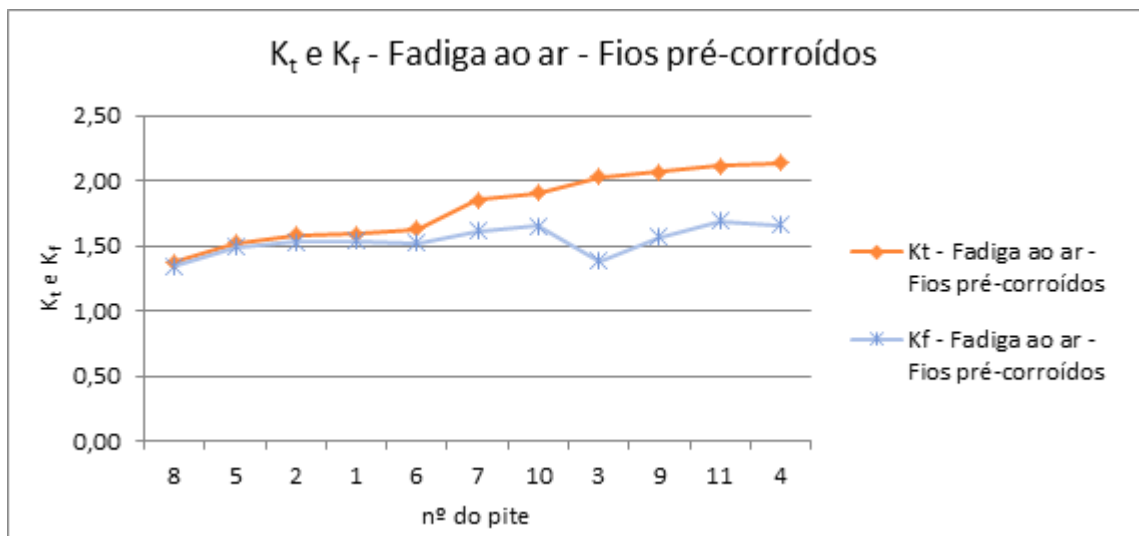
Fonte: o autor.

Tendo em vista a semelhança apresentada e uma vez que esta foi a equação que gerou o menor desvio em relação ao resultado experimental realizado por Negreiros (2016), a equação de Zhang et al. (2013) para Flexão (Equação 25) foi escolhida para os cálculos de

$K_t$  e  $K_f$  teóricos. A sensibilidade ao entalhe ( $q$ ) foi calculada conforme a Equação 16 e o valor da constante  $\alpha$  calculado para o aço em estudo foi de 0,045 (Equação 17).

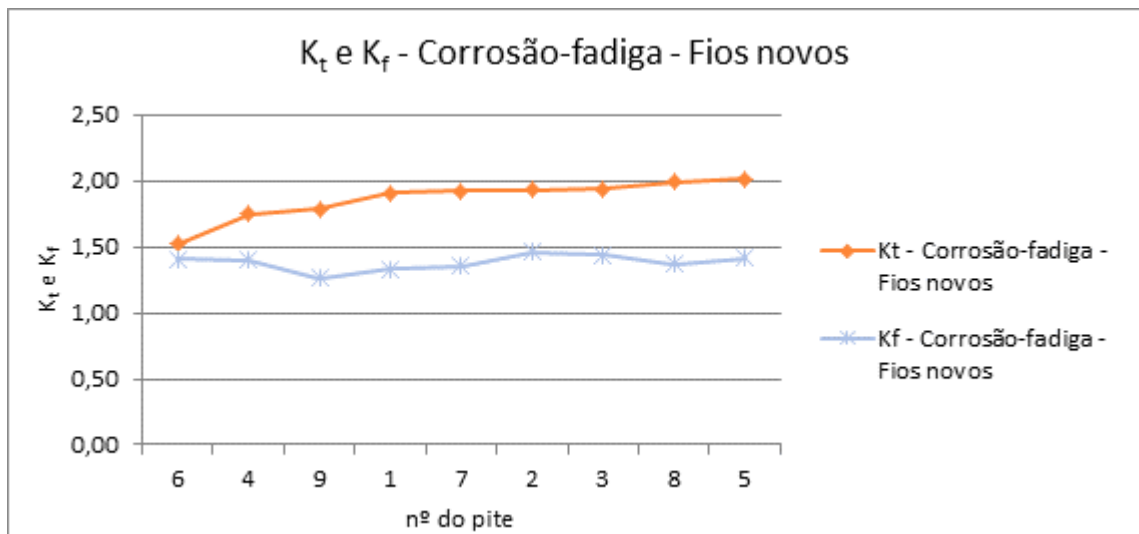
Apresentam-se graficamente, na Figura 62 e Figura 63, os resultados dos fatores  $K_f$  e  $K_t$  para a fadiga ao ar de fios pré-corroídos e a corrosão-fadiga de fios novos, respectivamente. Para facilitar a interpretação dos dados, os gráficos das figuras foram gerados de forma a apresentar valores crescentes de  $K_t$  (por isso a ordem não sequencial no eixo que apresenta nº do pite).

Figura 62-  $K_t$  e  $K_f$  para fios pré-corroídos em fadiga ao ar.



Fonte: o autor.

Figura 63-  $K_t$  e  $K_f$  para fios novos em corrosão-fadiga.



Fonte: o autor.



Vemos que o aumento de  $K_t$  (maior profundidade e maior  $a/2c$ ) não gera necessariamente valores mais altos de  $K_f$ , existindo um valor a partir do qual o  $K_f$  tende a manter um patamar. Isto indica que pites mais rasos têm o potencial de gerar o mesmo efeito deletério que pites mais profundos e estreitos no desempenho em fadiga do material. Este comportamento também já havia sido observado por Cerit et al (2009), Zhang et al. (2013) e Negreiros (2016) e está ilustrado na Figura 19.

Este resultado chama a atenção para o fato de que pites, mesmo que pequenos, podem causar a mesma degradação da vida em fadiga das armaduras de tração do que pites maiores e que em teoria necessitariam mais tempo para se desenvolver.

A Tabela 18 apresenta os valores médios calculados para  $K_t$  e  $K_f$ , assim como os parâmetros geométricos e de sensibilidade ao entalhe, utilizados para o cálculo destes fatores.

*Tabela 18- Valores médios de  $a$  e  $2c$  medidos nos pites de corrosão que iniciaram trincas em fadiga. Fatores  $K_t$  e  $K_f$  médios calculados.*

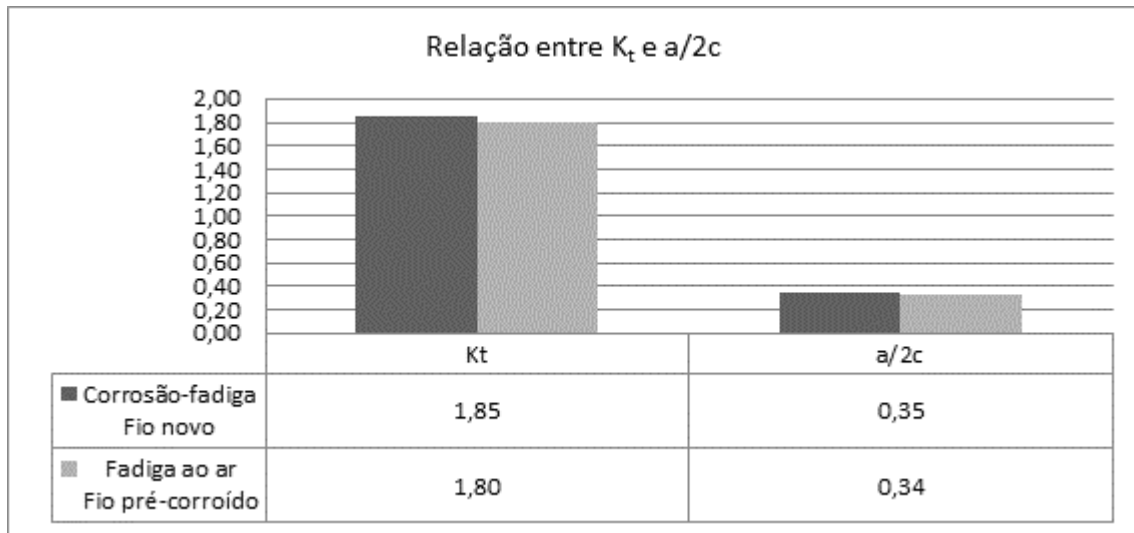
	Nº de pites	Média das larguras, $2c$ ( $\mu\text{m}$ )	Média das profundidades, $a$ ( $\mu\text{m}$ )	Média das razões, $a/2c$	Sensib. ao entalhe, $q$	$K_t$ médio	$K_f$ médio
<b>Fadiga ao ar</b>	11	216,12	58,60	0,34	0,73	1,80	1,55
<b>Corrosão-fadiga</b>	9	56,73	18,11	0,35	0,47	1,85	1,38

Houve diferença apreciável no valor teórico de  $K_f$  entre os testes ao ar de fio pré-corroído e em corrosão-fadiga de fios novos. O fator  $K_f$  é função da sensibilidade ao entalhe ( $q$ ) que por sua vez é diretamente proporcional a  $c^2/a$ . Avaliando-se os valores de  $q$  vemos que há sensível diferença: os fios pré-corroídos apresentaram  $q = 0,73$  enquanto fios novos testados em corrosão fadiga apresentaram  $q = 0,47$ . Isto é devido à maior largura dos pites presentes nos fios pré-corroídos, enquanto as profundidades se mantiveram na mesma ordem de grandeza nas duas situações (a relação completa dos parâmetros geométricos dos pites é apresentada no Apêndice B).

Já o fator  $K_t$  é função da razão de aspecto,  $a/2c$ . Note-se que a razão de aspecto para as duas configurações de fadiga foi muito semelhante, resultando em valores também

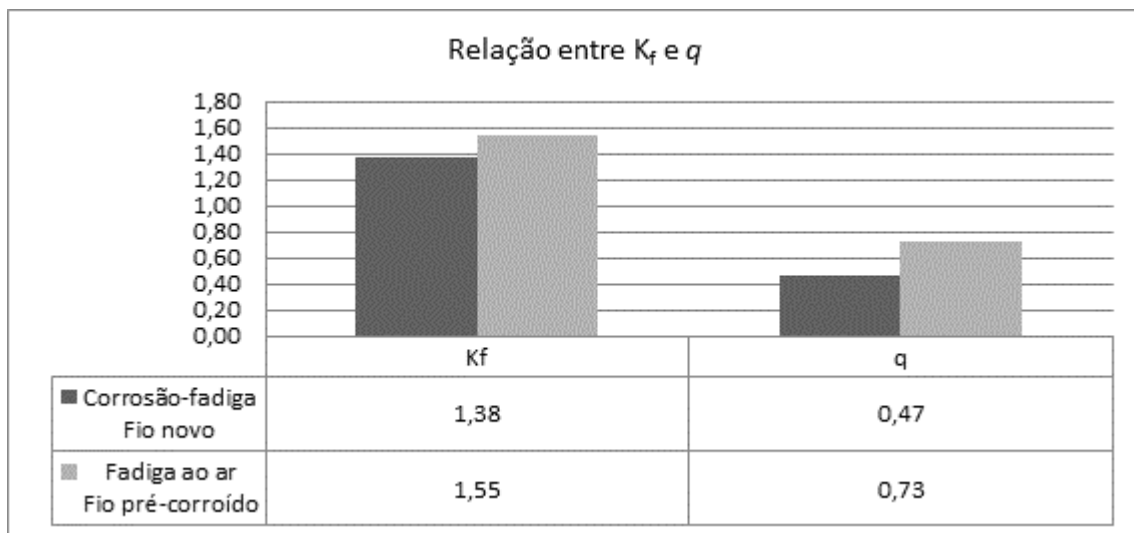
semelhantes de  $K_t$ . Uma comparação dos valores de  $K_t$  e  $K_f$  com  $a/2c$  e  $q$ , respectivamente, pode ser vista nos gráficos da Figura 64 e Figura 65.

Figura 64- Gráfico comparativo dos valores de  $K_t$  e  $a/2c$ .



Fonte: o autor.

Figura 65- Gráfico comparativo dos valores de  $K_f$  e  $q$ .



Fonte: o autor.

Entretanto, é preciso mencionar que o fator de redução de fadiga calculado experimentalmente a partir das curvas S-N de corrosão-fadiga de fios novos e fadiga ao ar de fios pré-corroídos foi muito semelhante nos dois casos (ver Figura 54) e próximo a 1,27.

O valor de  $K_f$  teórico referente aos fios pré-corroídos fadigados ao ar ( $K_f = 1,55$ ) representa um desvio de 22% em relação ao valor experimental (Tabela 19). É fato que os valores teóricos apresentam certa dispersão, mas, mesmo considerando o desvio padrão de 0,11 para mais e para menos, o desvio mínimo em relação aos dados experimentais é de 13%.

*Tabela 19- Comparação entre os valores de  $K_f$  teóricos e  $K_f$  experimental.*

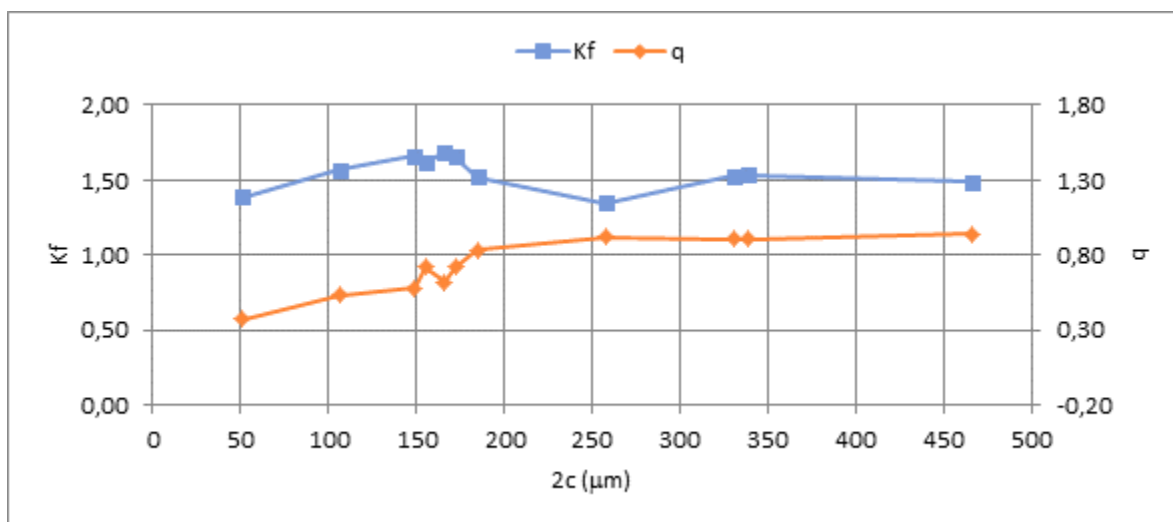
	<b>Kf</b>	<b>Desvio</b>
<b>Kf experimental - Fadiga ao ar</b>	<b>1,27</b>	-
Corrosão-fadiga - Fio novo	1,38	8%
Fadiga ao ar - Fio pré-corroído	1,55	22%

Seria precoce apontar aqui uma causa raiz para a ocorrência deste desvio, porém algumas hipóteses podem ser levantadas.

Analisando os dados expostos nas Tabelas 23 e 24 (no Apêndice B), vemos que houve menor dispersão nos valores de profundidade dos defeitos do que nos valores de largura, porém a razão de aspecto média nos dois casos foi muito parecida. Dito isso, poderíamos inferir que, neste caso, há uma maior influência da razão de aspecto ( $a/2c$ ) do que da sensibilidade ao entalhe ( $q$ ) no valor de  $K_f$  experimental, no caso específico da geometria dos pites gerados na pré-corrosão. No cálculo do  $K_f$  teórico, entretanto, parece ter maior peso o valor de sensibilidade ao entalhe,  $q$ .

De fato, se observarmos o gráfico da Figura 66 vemos que  $K_f$  cresce junto com  $q$  até valores de largura de aproximadamente 150  $\mu\text{m}$ , passando a decrescer com o aumento da largura após este valor, enquanto a sensibilidade  $q$  continua crescendo.

Figura 66- Comportamento de  $K_f$  e  $q$  com o aumento da largura ( $2c$ ) dos defeitos.



Fonte: o autor.

Para explicar este comportamento devemos analisar os componentes da equação para o cálculo de  $K_f$  (Figura 67).

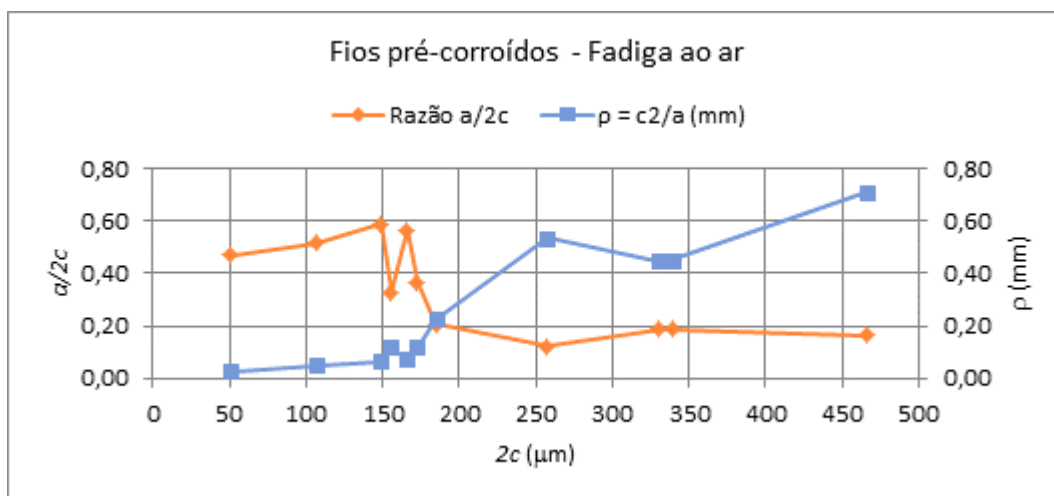
Figura 67- Análise das variáveis componentes do cálculo de  $K_f$ .

$$K_f = q \cdot (K_t - 1) + 1 \quad \left\{ \begin{array}{l} K_t = 0,48 \times \ln\left(\frac{a}{2c}\right) + 2,27 \\ q = \left(1 + \frac{\alpha}{\rho}\right)^{-1} \longrightarrow \rho = \frac{c^2}{a} \end{array} \right.$$

Os próximos gráficos mostram a análise do comportamento dos parâmetros  $a/2c$  e  $\rho$  em função da largura dos defeitos.

Vê-se na Figura 68 que a partir de uma largura de aproximadamente 180  $\mu\text{m}$ , inverte-se a influência da largura sobre o valor de  $a/2c$  e  $\rho$ , fazendo crescer a sensibilidade ao entalhe ( $q$ ) e aumentando assim os valores resultantes de  $K_f$  calculados pelo modelo teórico.

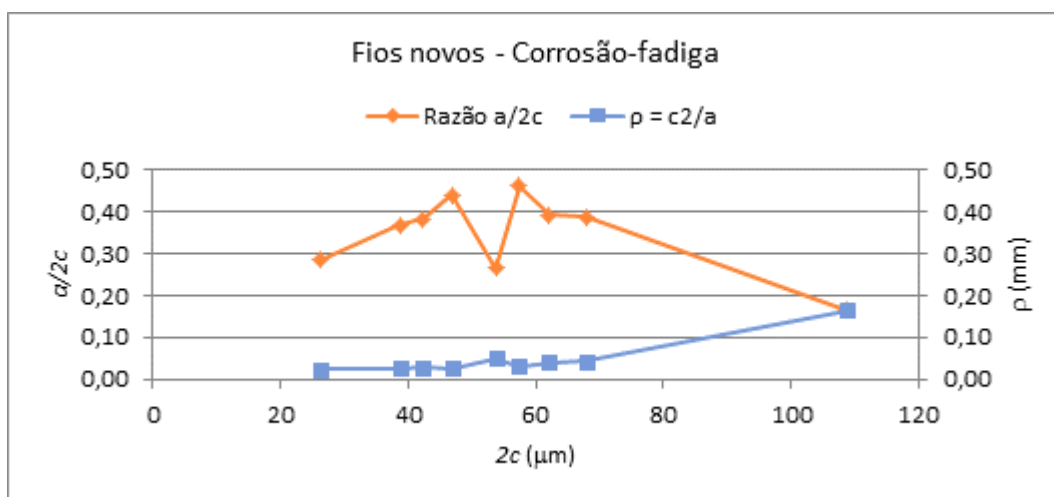
Figura 68- Comportamento da razão de aspecto e do raio de entalhe em função da largura dos defeitos para os fios pré-corroídos.



Fonte: o autor.

O comportamento mencionado acima ocorre com muito menos intensidade para a geometria de defeitos dos fios novos em corrosão-fadiga, como pode ser observado na Figura 69.

Figura 69- Comportamento de da razão de aspecto e do raio de entalhe em função da largura dos defeitos para fios novos em corrosão-fadiga.



Fonte: o autor.

Podemos dizer então que o modelo teórico utilizado foi capaz de prever com boa aproximação o valor do fator  $K_f$  para a geometria de pites presente nos fios de corrosão-fadiga. Porém, este modelo foi ineficaz na previsão de  $K_f$  para a geometria dos pites presentes nos fios pré-corroídos fadigados ao ar, ficando como sugestão para trabalhos futuros a avaliação de um modelo mais adequado para a previsão destes fatores.

## 5 CONCLUSÕES

Abaixo, estão listadas as principais conclusões advindas deste trabalho:

- A avaliação da vida em fadiga de armaduras de tração na situação de anular alagado pode ser realizada com segurança, para níveis altos de tensão, submetendo-se fios novos a períodos de pré-corrosão e, posteriormente, testando-os em fadiga ao ar, permitindo assim construir uma curva S-N onde são comparados fios com defeitos superficiais semelhantes, ao contrário do que acontece no ensaio convencional. Esta metodologia tem como vantagem tornar mais fácil e rápida a execução dos ensaios de corrosão-fadiga, já que se exclui a necessidade de acoplamento de autoclaves aos equipamentos de fadiga, e os ensaios podem ser realizados a frequências mais altas.
- Através da análise das curvas S-N obtidas, é possível dizer que, nestas condições, os ensaios de fadiga ao ar de fios pré-corroídos por 2 meses apresentaram desempenho muito similar ao de fios novos submetidos à corrosão-fadiga, para  $\Delta\sigma$  acima de aproximadamente 420 MPa. O fator de redução de tensão entre a curva S-N de corrosão-fadiga e a curva S-N ao ar de fios pré corroídos foi de  $FRT= 1,03$  e a inclinação das duas curvas foi quase idêntica (a saber, 2,76 e 2,78, respectivamente).
- Um período de pré-corrosão de dois meses, em condições de água do mar desaerada com 1 bar de  $CO_2$  e  $35^\circ C$  foi suficiente para gerar pites de corrosão na superfície de fios de aço íntegros.
- Nas condições de pré-corrosão apresentadas, o produto de corrosão formado foi o  $FeCO_3$ .
- É notória a semelhança no efeito deletério dos pites gerados previamente à fadiga ao ar e dos pites gerados no processo de corrosão-fadiga no valor de  $K_f$  e FRT experimentais, obtidos a partir das curvas S-N.
- O modelo teórico utilizado foi capaz de prever com boa aproximação o valor do fator  $K_f$  para a geometria de pites presente nos fios de corrosão-fadiga, porém, este modelo foi ineficaz na previsão de  $K_f$  para a geometria dos pites presentes nos fios pré-corroídos fadigados ao ar.

## 6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Montar curvas S-N em corrosão-fadiga de fios pré-corroídos, analisando assim a influência de defeitos prévios na inclinação da curva de fadiga em ambiente corrosivo, em comparação à curva de fios pré-corroídos ao ar.
- Estudar a influência de diferentes tempos de pré-corrosão no desempenho em fadiga dos fios de armadura de tração.
- Desenvolver estudos a fim de avaliar a viabilidade de extrapolação dos dados de curvas S-N ar ao de fios pré-corroídos, a partir da avaliação de similaridade de inclinação das curvas S-N ao ar de fios pré corroídos e de curvas S-N em corrosão-fadiga, assim como do fator de redução de tensão em fadiga.
- Desenvolver a partir de modelação numérica um modelo mais adequado para o cálculo de  $K_t$  e  $K_f$  considerando a geometria dos pites gerados por pré-corrosão.

## REFERÊNCIAS

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

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE (API). API Technical Report 17TR2: The Ageing of PA-11 in Flexible Pipes. Washington. 2003.

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. 2015a.

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

ANDERSEN, J. B. et al. **Design and Installation of Marine Pipelines**. [s.l.] John Wiley & Sons, 2009.

ASKELAND, D. R.; FULAY, P. P.; WRIGHT, W. J. **The Science and Engineering of Materials**. 6th. ed. [s.l.] Cengage Learning, 2011.

**Bacias: Conheça as Bacias onde Atuamos**. Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br/pt/nossas-atividades/principais-operacoes/bacias/>>. Acesso em: 27 out. 2017.

BARNES, P. **An Investigation into the Corrosion Fatigue Behaviour of High Strength Carbon Steel Tensile Armour Wires**. Tese de Doutorado—Manchester, Reino Unido: The University of Manchester, 2014.

BERGE, S. et al. **Corrosion Fatigue Testing of Flexible Riser Armour: Procedures for Testing and Assessment of Design Criteria**. 1 jan. 2003

BERGE, S.; GLOMSAKER, T. **Robust material selection in the offshore industry - Flexible risers**. [s.l.] MARINTEK; SINTEF Materials and Chemistry, 2004. Disponível em: <[www.sintef.no](http://www.sintef.no)>.

BERGE, S.; LANGHELLE, N. K.; EGGEN, T. G. Environmental Effects on Fatigue Strength of Armour Wire for Flexible Risers. p. 327–334, 1 jan. 2009.

BERGE, S.; WANG, T.; LANGHELLE, N. **Surface characterization and fatigue strength of corroded armour wire**. Proceedings of the 33th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. **Anais...** In: OMAE 2014. San Francisco, California, USA: 8 jun. 2014

BORGES, M. F. **CORRELAÇÃO NUMÉRICA-EXPERIMENTAL DA REDUÇÃO DA VIDA EM FADIGA DE DUTOS FLEXÍVEIS OPERANDO COM ANULAR ALAGADO NA PRESENÇA DE CO<sub>2</sub>**. Tese de Doutorado—Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, 2017.

BOSCHEE, P. **Best Practices for Flexible Pipe Integrity Evolve**, 2012.



BRUKER. **ContourGT-K - Visão geral - ContourGT-K | Bruker**. Disponível em: <<https://www.bruker.com/pt/products/surface-and-dimensional-analysis/3d-optical-microscopes/contourg-t-k/overview.html>>. Acesso em: 3 jan. 2018.

CAMPBELL, F. C. **Fatigue and Fracture: Understanding the Basics**. [s.l.] ASM International, 2012.

CAMPELLO, G. C. **Metodologia de Projeto para o Sistema de Ancoragem de Conectores de Dutos Flexíveis e Proposição de Nova Tecnologia**. Tese de Doutorado—Rio de Janeiro: Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2014.

CASTRO, J. T.; MEGGIOLARO, M. A.; TOPPER, T. H. **Fadiga: Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural Sob Cargas Reais de Serviço**. [s.l.] CreateSpace Independent Publishing Platform, 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, 1 out. 2009.

**Conheça curiosidades sobre equipamentos de nossos sistemas submarinos**. Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br/fatos-e-dados/conheca-curiosidades-sobre-equipamentos-de-nossos-sistemas-submarinos.htm>>. Acesso em: 12 set. 2018.

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

DÉSAMAIS, N. et al. **Use of high strength steel wires for flexible pipe in law sour service conditions: impact on deep water applications**. . In: THE PROCEEDINGS OF THE SEVENTEENTH (2007) INTERNATIONAL OFFSHORE AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE. Lisbon, Portugal: 1 jul. 2007

DIETER, G. E. **Metalurgia mecânica**. 2. ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1981.

DOS SANTOS, F. P. et al. **Evaluation of The Effects of CO2 Partial Pressure on The Corrosion Fatigue Behavior of Flexible Pipes Tensile Armour Wires**. OTC-21262-MS. **Anais...OTC: Offshore Technology Conference**, 1 jan. 2011

DOS SANTOS, R. L. et al. **Flexible Pipe Integrity Analysis Using Event Trees**. OTC-20604-MS. **Anais... In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE**. OTC: Offshore Technology Conference, 1 jan. 2010Disponível em: <<https://doi.org/10.4043/20604-MS>>

DOWLING, N. E. **Mechanical Behavior of Materials - Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue**. 4ª edição ed. [s.l.] Pearson, 2013.

FERGESTAD, D.; LØTVEIT, S. A. **Handbook on Design and Operation of Flexible Pipes**. [s.l: s.n.]. v. 1

FERGESTAD, D.; LØTVEIT, S. A. Handbook on design and operation of flexible pipes. In: Trondheim: Norsk Marinteknisk Forskningsinstitutt AS, 2017.

GARCIA, A.; SPIM, J. A.; SANTOS, C. A. DOS. **Ensaio dos Materiais**. [s.l.] LTC, 2015.

GENTIL, V. **Corrosão**. 6. ed ed. Rio de Janeiro: LTC, 2011.

GONÇALVES, R.; BORGES, M. F.; TAGLIARI, M. DOS R. **PROPOSTA DE METODOLOGIA DE AVALIAÇÃO DA VIDA EM FADIGA DA ARMADURA DE TRAÇÃO DE DUTOS FLEXÍVEIS EM MEIOS AGRESSIVOS**. . In: RIO OIL & GAS EXPO AND CONFERENCE 2018. Rio de Janeiro/RJ, Brasil: 2018

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

KRISHNAN, V. R. et al. **FLEXIBLE ARMOR WIRES: FATIGUE LOAD FREQUENCY EFFECTS AND AN ACCELERATED PITTING METHODOLOGY**. Proceedings of the ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. **Anais...** In: OMAE2014. San Francisco, California, USA: 2014

KRISHNAN, V. R. et al. **Effect of Pitting Corrosion on Fatigue Life of Flexible Armor Wires**. Proceedings of the Twenty-sixth (2016) International Ocean and Polar Engineering Conference. **Anais...** In: INTERNATIONAL OCEAN AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE (ISOPE). Rhodes, Greece: 2016

LAMEF. **LAMEF - Laboratório de Metalurgia Física - Engenharia de Materiais**. Disponível em: <[https://www.ufrgs.br/lamef/trabalho/engenharia\\_materiais.html](https://www.ufrgs.br/lamef/trabalho/engenharia_materiais.html)>. Acesso em: 26 out. 2017.

LEE, Y.-L. (ED.). **Fatigue testing and analysis: theory and practice**. Amsterdam ; Boston: Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005.

LIU, A. F. **Mechanics and mechanisms of fracture: an introduction**. Materials Park, Ohio: ASM International, 2005.

MANSOR, N. I. I. et al. A review of the fatigue failure mechanism of metallic materials under a corroded environment. **Engineering Failure Analysis**, v. 42, p. 353–365, 1 jul. 2014.

**Micrograph Database**. Disponível em: <[http://mio.asminternational.org/mgd/index.aspx?profileKey=grantami\\_mgd](http://mio.asminternational.org/mgd/index.aspx?profileKey=grantami_mgd)>. Acesso em: 18 dez. 2017.

MITUTOYO. **Quick guide to surface roughness measurement**. Disponível em: <[https://www.mitutoyo.com/wp-content/uploads/2012/11/1984\\_Surf\\_Roughness\\_PG.pdf](https://www.mitutoyo.com/wp-content/uploads/2012/11/1984_Surf_Roughness_PG.pdf)>. Acesso em: 26 jul. 2018.

**MTS Brasil | Testing systems, mechanical testing and sensing solutions**. Disponível em: <<http://www.mts.com/br/index.htm>>. Acesso em: 23 dez. 2017.

MUREN, J. **Failure modes, inspection, testing and monitoring**. Norway: Seaflex, 2007.

NACE INTERNATIONAL. TM0177-2016, Laboratory Testing of Metals for Resistance to Sulfide Stress Cracking and Stress Corrosion Cracking in H<sub>2</sub>S Environments. 2016.

NEGREIROS, L. A. S. DE. **Avaliação da resistência à fadiga e corrosão-fadiga da armadura de tração de um riser flexível retirado de operação**. Dissertação de Mestrado—

Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, 2016.

NEŠIĆ, S. Key issues related to modelling of internal corrosion of oil and gas pipelines – A review. **Corrosion Science**, v. 49, n. 12, p. 4308–4338, dez. 2007.

NEŠIĆ, S.; LEE, K.-L. J. A Mechanistic Model for Carbon Dioxide Corrosion of Mild Steel in the Presence of Protective Iron Carbonate Films—Part 3: Film Growth Model. **CORROSION**, v. 59, n. 7, p. 616–628, jul. 2003.

OBRIEN, P. et al. **Outcomes from the SureFlex Joint Industry Project - An International Initiative on Flexible Pipe Integrity Assurance**. OTC-21524-MS. **Anais...** In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE. OTC: Offshore Technology Conference, 1 jan. 2011

OUT, H. **How to live with Flexible Pipe, happily ever after?** In: KIWI LECTURE - INTEGRITY MANAGEMENT OF FLEXIBLE RISERS. , 16 dez. 2010. Disponível em: <[https://www.kivi.nl/uploads/media/5644bd834e775/Hans\\_Out\\_Flexible\\_pipe\\_KIVI\\_ext.pdf](https://www.kivi.nl/uploads/media/5644bd834e775/Hans_Out_Flexible_pipe_KIVI_ext.pdf)>

PETERSON, R. E. **Metal Fatigue**. New York, McGraw-Hill Book Co. Inc.: G. Sines e J. L. Waisman, 1959.

PETERSON, R. E. **Stress-Concentration Design Factors**. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1974.

PORTAL BRASIL. **Programa para aumento da eficiência é lançado no Espírito Santo**. Disponível em: <<http://www.brasil.gov.br/economia-e-emprego/2014/05/programa-de-aumento-de-eficiencia-e-lancado-no-es>>. Acesso em: 5 jul. 2017.

**Pré-Sal**. Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br/pt/nossas-atividades/areas-de-atuacao/exploracao-e-producao-de-petroleo-e-gas/pre-sal/>>. Acesso em: 5 jul. 2017.

PSA NORWAY. **Un-bonded Flexible Risers – Recent Field Experience and Actions for Increased Robustness**. [s.l.] For PSA Norway, 2013.

REMITA, E. et al. A Kinetic Model for CO<sub>2</sub> Corrosion of Steel in Confined Aqueous Environments. **Journal of The Electrochemical Society**, v. 155, n. 1, p. C41, 2008.

ROGOWSKA, M. et al. Effect of Fe ion concentration on corrosion of carbon steel in CO<sub>2</sub> environment. **Corrosion Engineering, Science and Technology**, v. 51, p. 25–36, 2016.

SCHIJVE, J. **Fatigue of Structures and Materials**. [s.l.] Springer Science & Business Media, 2001.

SIMONSEN, A. **Inspection and monitoring techniques for un-bonded flexible risers and pipelines**. Dissertação de Mestrado—Stavanger: University of Stavanger - Faculty of Science and Technology, 2014.

STEPHENS, R. I. et al. **Metal Fatigue in Engineering**. 2. ed. [s.l.] John Wiley & Sons, Inc., 2000.

SUREFLEX JOINT INDUSTRY PROJECT. **State of the Art Report on Flexible Pipe Integrity and Guidance Note on Monitoring Methods and Integrity Assurance for Unbonded Flexible Pipes**. [s.l.] Oil & Gas UK, ago. 2010.

TARAVEL-CONDAT, C.; GUICHARD, M.; MARTIN, J. MOLDI™. A Fluid Permeation Model to Calculate the Annulus Composition in Flexible Pipes — Validation With Medium Scale Tests, Full Scale Tests and Field Cases. n. 36827, p. 627–636, 2003.

THOMAS, J. E. **Fundamentos de engenharia de petróleo**. [s.l.] Interciência, 2004.

TORIBIO, J.; GONZÁLEZ, B.; MATOS, J. C. Fatigue and fracture paths in cold drawn pearlitic steel. **Engineering Fracture Mechanics**, International Conference on Crack Paths 2009. v. 77, n. 11, p. 2024–2032, 1 jul. 2010.

**Trajetória: Conheça nossa História e Evolução**. Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br/pt/quem-somos/trajetoria/>>. Acesso em: 27 out. 2017.

**Um ano de recordes para o pré-sal**. Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br/fatos-e-dados/um-ano-de-recordes-para-o-pre-sal.htm>>. Acesso em: 5 jul. 2017.

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

ZHANG, X.-Y. et al. **Effect of corrosion pits on fatigue life and crack initiation**. ICF 2013. **Anais...** In: 13TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON FRACTURE. 1 jan. 2013

## APÊNDICE A

Tabela 20- Resultados dos ensaios de fadiga ao ar de fios novos.

Fadiga ao ar						
Amostra	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	R	Número de ciclos
N_680_AR1	684	757	73	415	0,10	2020000
N_680_AR3	675	756	81	418	0,11	2020000
N_680_AR4	679	756	77	416	0,10	2020000
N_730_AR1	738	823	85	454	0,10	182729
N_730_AR2	739	817	78	448	0,10	194366
N_730_AR4	743	813	70	442	0,09	2020000
N_793_AR1	827	914	87	501	0,10	2020000
N_793_AR2	817	907	90	499	0,10	122849
N_793_AR3	816	910	94	502	0,10	164549
N_793_AR4	792	902	110	506	0,12	137068
N_906_AR2	915	1026	111	568	0,11	84615
N_906_AR3	908	1019	111	565	0,11	87932
N_906_AR4	916	1027	111	569	0,11	83415
N_1020_AR1	1036	1143	107	625	0,09	70163
N_1020_AR2	1029	1147	118	632	0,10	66444
N_1020_AR3	1018	1137	119	628	0,10	62305

Tabela 21- Resultados dos ensaios de corrosão-fadiga de fios novos.

Corrosão-fadiga						
Amostra	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	R	Número de ciclos
N_270_CF1	270	300	30	165	0,10	1682239
N_270_CF3	274	304	30	167	0,10	1853276
N_270_CF4	268	298	30	164	0,10	2020000
N_540_CF1	534	594	59	327	0,10	271359
N_540_CF2	525	584	58	321	0,10	247779
N_540_CF3	539	599	60	329	0,10	230315
N_540_CF4	513	570	57	314	0,10	248331
N_630_CF1	627	696	70	383	0,10	196436
N_630_CF2	634	705	70	388	0,10	198358
N_630_CF3	615	683	68	376	0,10	195873
N_630_CF4	623	692	69	381	0,10	177377
N_900_CF1	890	989	99	544	0,10	58020
N_900_CF2	914	1016	102	559	0,10	70381
N_900_CF3	900	1000	100	550	0,10	64878
N_900_CF4	895	994	99	547	0,10	66739

Tabela 22- Resultados dos ensaios de fadiga ao ar de fios pré-corroídos.

Fadiga ao ar - Pré-corroído						
Amostra	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\sigma_{\text{mín}}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	R	Número de ciclos
PC_270_AR1	273	303	30	167	0,10	2020000
PC_270_AR2	274	304	30	167	0,10	2020000
PC_270_AR3	273	303	30	167	0,10	2020000
PC_270_AR4	268	298	30	164	0,10	2020000
PC_405_AR1	424	471	47	259	0,10	2020000
PC_405_AR2	419	465	47	256	0,10	2020000
PC_405_AR3	421	467	47	257	0,10	2020000
PC_405_AR4	419	466	47	256	0,10	2020000
PC_540_AR1	560	599	39	319	0,06	298014
PC_540_AR3	542	595	52	323	0,09	296255
PC_630_AR1	626	701	75	388	0,11	161215
PC_630_AR2	638	701	63	382	0,09	165520
PC_630_AR3	639	700	61	380	0,09	176585
PC_900_AR1	935	1027	92	559	0,09	62131
PC_900_AR2	901	1021	121	571	0,12	69242
PC_900_AR3	924	1022	98	560	0,10	72197
PC_900_AR4	906	1027	121	574	0,12	63586

## APÊNDICE B

Tabela 23- Parâmetros utilizados no cálculo do coeficiente  $K_t$  e  $K_f$  para fios corroídos previamente.

Fadiga ao ar - Pré-corrosão										
Amostra	Pite	Tempo Exposição (horas)	Ciclos [N]	DS (MPa)	Largura 2c ( $\mu\text{m}$ )	Profundidade a ( $\mu\text{m}$ )	Razão a/2c	q	$K_t$	$K_f$
PC_540_AR1	1	1479	298014	560	339,12	63,97	0,19	0,91	1,59	1,54
	2				330,35	61,34	0,19	0,91	1,58	1,53
	3				51,07	24,01	0,47	0,37	2,03	1,38
PC_540_AR2	4	1479	373640	543	148,97	87,63	0,59	0,58	2,14	1,66
	5				466,17	76,42	0,16	0,94	1,52	1,49
	6				184,80	37,83	0,20	0,83	1,63	1,52
PC_630_AR2	7	1479	165520	638	155,20	50,93	0,33	0,72	1,86	1,62
	8				257,50	31,05	0,12	0,92	1,37	1,35
	9				106,00	54,71	0,52	0,53	2,07	1,57
PC_900_AR1	10	1479	62131	935	172,20	62,81	0,36	0,72	1,91	1,65
	11				165,90	93,86	0,57	0,62	2,12	1,69
Média	-	-	-	-	216,12	58,60	0,34	0,73	1,80	1,55
Desvio	-	-	-	-	120,60	22,18	0,17	0,19	0,27	0,11

Tabela 24- Parâmetros utilizados no cálculo do coeficiente  $K_t$  e  $K_f$  para fios novos ensaiados em corrosão-fadiga.

Corrosão-Fadiga										
Amostra	Pite	Tempo Exposição (horas)	Ciclos [N]	DS (MPa)	Largura 2c ( $\mu\text{m}$ )	Profundidade a ( $\mu\text{m}$ )	Razão a/2c	q	$K_t$	$K_f$
N_540_CF4	1	34	248331	513	38,64	14,24	0,37	0,37	1,91	1,33
	2				67,93	26,19	0,39	0,49	1,93	1,46
N_630_CF2	3	28	198358	634	62,02	24,23	0,39	0,47	1,94	1,44
	4				53,72	14,23	0,26	0,53	1,75	1,40
	5				57,30	26,35	0,46	0,41	2,02	1,41
N_900_CF1	6	8	58020	890	108,80	17,85	0,16	0,79	1,52	1,41
	7				42,27	16,09	0,38	0,38	1,93	1,35
N_900_CF4	8	9	66739	895	46,85	20,61	0,44	0,37	2,00	1,37
	9				26,17	7,42	0,28	0,34	1,79	1,26
Média	-	-	-	-	55,97	18,58	0,35	0,46	1,86	1,38
Desvio	-	-	-	-	23,55	6,36	0,09	0,14	0,16	0,06