RODOLFO F. DE SOUZA

**PROCEDIMENTO DE AVALIAÇÃO DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE
JUNTAS SOLDADAS CIRCUNFERENCIAIS EM TUBULAÇÕES SUBMARINAS
RÍGIDAS SUBMETIDAS À FLEXÃO**

São Paulo
2016

RODOLFO F. DE SOUZA

**PROCEDIMENTO DE AVALIAÇÃO DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE
JUNTAS SOLDADAS CIRCUNFERENCIAIS EM TUBULAÇÕES SUBMARINAS
RÍGIDAS SUBMETIDAS À FLEXÃO**

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção
do Título de Doutor em Engenharia Naval e
Oceânica.

São Paulo
2016

RODOLFO F. DE SOUZA

**PROCEDIMENTO DE AVALIAÇÃO DE INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE
JUNTAS SOLDADAS CIRCUNFERENCIAIS EM TUBULAÇÕES SUBMARINAS
RÍGIDAS SUBMETIDAS À FLEXÃO**

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção
do Título de Doutor em Engenharia Naval e
Oceânica.

Área de concentração:
Engenharia Naval e Oceânica

Orientador:
Prof. Dr. Claudio Ruggieri

São Paulo
2016

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Catálogo-na-publicação

Figueira de Souza, Rodolfo

Procedimento de avaliação de integridade estrutural de juntas soldadas circunferenciais em tubulações submarinas rígidas submetidas à flexão / R. Figueira de Souza -- versão corr. -- São Paulo, 2016.
151 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.

1.Mecânica da fratura 2.Integridade estrutural 3.Juntas soldadas
4.Tubulações I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II.t.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Claudio Ruggieri pela orientação, incentivo e suporte. Ao Prof. Zhiliang Zhang pelo acolhimento durante meu intercâmbio e por sua valorosa contribuição em meu trabalho.

Aos meus pais José Martinho e Silvia Maria por serem meu alicerce e a minha irmã Marta que sempre me apoiou.

A minha noiva Mariana Bovolon pelas palavras de motivação e apoio constante.

Aos amigos do NAMEF: Rafael Savioli, Leonardo Mathias, Diego Burgos, Denis Ferreira, Luis Parise, Vitor Barbosa, Henrique Dutra pelo companheirismo e amizade.

Aos colegas, Eduardo Hippert (Petrobras), Mario Chiodo (Subsea7), Stijn Hertelé (University of Ghent) e Bard Nihus (Sintef) por contribuírem com valiosas discussões e ideias.

Ao departamento de Engenharia Naval e Oceânica.

À CAPES e PETROBRAS pelo apoio financeiro concedido.

RESUMO

A demanda crescente por energia tem motivado a procura por petróleo e gás natural em ambientes com condições extremas, como operações em águas profundas e o transporte de fluidos corrosivos. Avanços tecnológicos recentes favorecem o uso de tubos de aço contendo uma camada interna resistente a corrosão (comumente chamados de *Lined* ou *Clad Pipes*) para o transporte de tais fluidos agressivos. Além disso, as tubulações submarinas são sujeitas a condições de instalação muito severas e, um caso de interesse, é o procedimento de *reeling* que permite com que a fabricação e inspeção da tubulação seja feita em terra. Apesar de possuir vantagens econômicas, a avaliação da integridade estrutural e especificação dos tamanhos toleráveis de trinca em juntas soldadas, nestas condições, torna-se uma tarefa complexa, devido a natureza dissimilar dos materiais e ao grande nível de deformação plástica no processo. Dessa maneira, este trabalho tem por objetivo o desenvolvimento de um procedimento de avaliação de forças motrizes elasto-plásticas em tubos contendo juntas soldadas circunferenciais sujeitos a flexão, para uma extensa gama de configurações geométricas. Dois métodos distintos foram desenvolvidos e analisados: a metodologia EPRI e o procedimento que utiliza a curva de tensão vs. deformação equivalente. As análises numéricas 3D fornecem os parâmetros de fratura necessários para a resolução do problema e a acurácia dos procedimentos é verificada a partir de estudos de casos e análises paramétricas.

ABSTRACT

The increasing demand for energy has motivated the oil and natural gas exploration in very hostile environments, including very deep water operation and the transport of corrosive fluids. Technological advances favor the use of high strength steel pipelines either clad or mechanically lined with a corrosion resistant alloy (CRA), such as Alloy 625, for the transport of corrosive hydrocarbons. Moreover, these pipelines are subjected to severe installation conditions and a case of interest is the pipe reeling process, which allows pipe welding and inspection to be conducted at onshore facilities. While cost effective, fracture assessments and specification of critical flaw sizes for the girth welds of lined/clad pipes are more complex due to the dissimilar nature of these materials and the high levels of plastic strain imposed during installation. In particular, effective analyses of crack driving forces in undermatched or partially mismatched pipe girth welds remain essential to determine more accurate acceptable flaw sizes for the piping system based upon conventional ECA procedures. This work focuses on the development of a procedure to determine the elastic-plastic crack driving forces for pipe girth welds with circumferential surface cracks subjected to bending load for a wide range of geometries and weld mismatch levels based upon based methodologies: the GE-EPRI framework and the equivalent stress vs. strain curve. The study also addresses the potential effects of an undermatching girth weld on critical flaw sizes. The extensive nonlinear, 3-D numerical analysis provide the fracture parameters for cracked pipes and cylinders with mismatched girth welds which will be applied in case studies and parametric analyses in order to verify the accuracy of the methods.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

1	Ilustração esquemática de uma unidade flutuante e seu sistema de tubulações.	21
2	a) Ilustração esquemática do processo de <i>reeling</i> [2]. b) Figura da embarcação utilizada no processo de <i>reeling</i>	23
3	Ilustração de tubos de aço carbono contendo revestimento interno de material resistente à corrosão - <i>Clad Pipe</i> [13]	24
4	Estrutura do trabalho.	29
5	Ilustração esquemática do princípio de similitude entre os campos de tensão da estrutura real e de um corpo de prova de pequenas dimensões [28].	31
6	Análise de elementos finitos de um modelo MBL sob condições de pequenas e grandes deformações, e comparação com o modelo HRR [1].	36
7	Evolução da deformação na ponta da trinca e a respectiva região de dominância de cada parâmetro de fratura. (a) Dominância K sob condições de escoamento de pequena escala; (b) Dominância J sob condições elasto-plásticas e (c) Escoamento generalizado. [28] . . .	37
8	a) CTOD definido como o afastamento dos flancos da trinca medido na posição de sua ponta original. b) CTOD definido como a distância entre os pontos nos quais duas retas ortogonais entre si e com origem na ponta deformada da trinca encontram seus flancos.	38
9	Diagrama esquemático da metodologia FAD.	45

10	Definição dos diferentes tipos de colapso plástico [56].	48
11	Curva tensão vs. deformação detalhando a dissimilaridade parcial entre o material de solda e base [14].	52
12	Distribuição da deformação para uma placa idealizada com uma trinca central na região soldada: (a) <i>undermatch</i> e (b) <i>overmatch</i> [47]. . . .	54
13	Efeito do nível de dissimilaridade na curva da evolução da Integral <i>J</i> com a deformação remota aplicada na placa. (a) <i>overmatch</i> e (b) <i>undermatch</i> [75].	55
14	Ilustração dos padrões possíveis de deformação em juntas soldadas [76]	57
15	a) Duto contendo trinca na junta soldada circunferencial submetido a flexão. b) Detalhe esquemático da trinca. c) Trinca localizada na região central do cordão de solda.	63
16	Procedimento para avaliação das forças motrizes através da metodologia da tensão vs. deformação equivalente.	69
17	Ilustração esquemática da geometria do tubo e da trinca.	70
18	Procedimento de simplificação da junta soldada para tubulações sem a camada interna resistente a corrosão (<i>Clad</i>).	72
19	Procedimento de simplificação da junta soldada para tubulações com a camada interna resistente a corrosão (<i>Clad</i>).	73
20	Ilustração esquemática de (a) tubo contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração (PFiniteC) [66]; (b) tubo com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeito a tração (PFullC) [66] e (c) placa contendo trinca externa na região central da junta soldada (Plate) [91].	76

21	Exemplo do modelo de elementos finitos utilizado para as análises . . .	80
22	Diagrama de momento fletor e força cortante referente ao carregamento imposto aos dutos nas simulações numéricas	81
23	Propriedade dos materiais para a condição <i>undermatch</i>	82
24	Modelo de elementos finitos típico empregado nas análises numéricas: (a) representação da malha do tubo e a localização do nó de referência; (b) detalhe da face da trinca e (c) detalhe da ponta da trinca.	87
25	Ilustração dos tipos de chanfro adotados neste trabalho: (a) solda com <i>wide gap</i> com $\beta = 30^\circ$ e (b) solda com <i>narrow gap</i> com $\beta = 10^\circ$. .	88
26	Relação $\bar{J}_p$ com $(M/M_0)^{n_{WM}+1}$ para o duto $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,1$ e no caso <i>evenmatch</i>	90
27	Procedimento para extração do fator h_1	91
28	Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada <i>evenmatch</i> ($M_y = 1,0$ e $n_{WM} = 12$)	92
29	Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada <i>undermatch</i> ($M_y = 0,8$ e $n_{WM} = 6$)	92
30	Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada <i>undermatch</i> ($M_y = 0,8$ e $n_{WM} = 8$)	93
31	Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada <i>undermatch</i> ($M_y = 0,8$ e $n_{WM} = 10$)	93
32	Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada <i>undermatch</i> ($M_y = 0,8$ e $n_{WM} = 12$)	94
33	Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada <i>overmatch</i> ($M_y = 1,25$ e $n_{WM} = 12$)	94

34	Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada <i>overmatch</i> ($M_y = 1,25$ e $n_{WM} = 14$)	95
35	Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada <i>overmatch</i> ($M_y = 1,25$ e $n_{WM} = 16$)	95
36	Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada <i>overmatch</i> ($M_y = 1,25$ e $n_{WM} = 18$)	96
37	a) Representação da junta soldada circunferencial do duto com $D_e = 203,2$ mm, $t_{steel} = 15$ mm e espessura da camada de CRA, $t_{CRA} = 5$ mm; b) Macro de uma junta soldada típica de um <i>Clad Pipe</i> [105].	99
38	Curva de tensão-deformação verdadeira experimental obtida para os materiais utilizados na fabricação do duto.	100
39	Gráfico comparando os tamanhos toleráveis de defeito para os procedimentos detalhados nesta seção.	105
40	Evolução do momento fletor, M , com a deformação aplicada para um tubo com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,1$, $h_w/t = 0,25$ e $M_y = 1,2$	107
41	Comparação entre a carga limite obtida através de elementos finitos $M_0^{mism}/M_0^{bm}(FEA)$ e a solução para tubos contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração $N_0^{mism}/N_0^{bm}(PFiniteC)$. (a) $M_y = 0,5$ e $M_y = 1,5$; (b) $M_y = 0,8$ e $M_y = 1,2$	108
42	Comparação entre a carga limite obtida através de elementos finitos $M_0^{mism}/M_0^{bm}(FEA)$ e a solução para tubo com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeito a tração $N_0^{mism}/N_0^{bm}(PFullC)$. (a) $M_y = 0,5$ e $M_y = 1,5$; (b) $M_y = 0,8$ e $M_y = 1,2$	109

43	Comparação entre a carga limite obtida através de elementos finitos $M_0^{mism}/M_0^{bm}(FEA)$ e a solução para placa contendo trinca externa na região central da junta soldada submetida a tensão $N_0^{mism}/N_0^{bm}(Plate)$. (a) $M_y = 0,5$ e $M_y = 1,5$; (b) $M_y = 0,8$ e $M_y = 1,2$	110
44	Procedimento de simplificação geométrica para soldas com chanfro em V com $\beta = 10^\circ$ e diferentes geometrias de tubo e níveis de mismatch. (a) Tubo sem a camada de <i>Clad</i> e (b) com diferentes espessuras de camada de <i>Clad</i>	113
45	Procedimento de simplificação geométrica para soldas com chanfro em V com $\beta = 30^\circ$ e diferentes geometrias de tubo e níveis de mismatch. (a) Tubo sem a camada de <i>Clad</i> e (b) com diferentes espessuras de camada de <i>Clad</i>	114
46	Distribuição da deformação plástica equivalente para um duto com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,5$, $\beta = 30^\circ$, sem a camada de <i>Clad</i> e $M_y = 0,5$ e $0,8$; (a,c) chanfro em V; (b,d) chanfro retangular equivalente. 115	115
47	Distribuição da deformação plástica equivalente para um duto com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,5$, $\beta = 30^\circ$, $t_c = 3$ mm e $M_y = 0,5$ e $0,8$; (a,c)chanfro em V; (b,d) chanfro retangular equivalente.	115
48	Comparação entre os valores de CTOD obtidos através da metodologia EPRI/ESSRM e análises de elementos finitos para um tubo com $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$, $\beta = 10^\circ$, $t_c = 0$ mm para (a) $M_y = 0,85$ e (b) $M_y = 1,15$	120
49	Comparação entre os valores de CTOD obtidos através da metodologia EPRI/ESSRM e análises de elementos finitos para um tubo com $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$, $\beta = 10^\circ$, $t_c = 2$ mm para (a) $M_y = 0,85$ e (b) $M_y = 1,15$	121

50	Comparação entre os valores de CTOD obtidos através da metodologia EPRI/ESSRM e análises de elementos finitos para um tubo com $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$, $\beta = 30^\circ$, $t_c = 0$ mm para (a) $M_y = 0,85$ e (b) $M_y = 1,15$	122
51	Comparação entre os valores de CTOD obtidos através da metodologia EPRI/ESSRM e análises de elementos finitos para um tubo com $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$, $\beta = 30^\circ$, $t_c = 2$ mm para (a) $M_y = 0,85$ e (b) $M_y = 1,15$	123
52	Curva experimental de tensão vs. deformação para um tubo composto de um aço API 5L Grau X60 com uma camada de <i>Clad</i> de UNS S36103.126	
53	Tamanhos toleráveis de trinca para o estudo de caso apresentado. . .	128
54	Padrão de deformações para trincas assimétricas em placas.	133
55	Evolução do CTOD com o momento fletor aplicado para o caso onde $h_w = 10$ mm	145
56	Evolução do CTOD com o momento fletor aplicado para o caso onde $h_w = 5$ mm	146
57	Ilustração esquemática de uma trinca em uma estrutura contendo uma junta soldada [21].	147
58	Modelo de uma estrutura composta por dois materiais sob deslocamento controlado [21].	149
59	Características geométricas de um corpo de prova CCP em condições de estado plano de deformações [21].	151

LISTA DE TABELAS

1	Diferenças entre os principais métodos de instalação de dutos submarinos.	22
2	Resumo da matriz de análises adotada para o estudo da metodologia EPRI modificada.	80
3	Propriedade dos materiais utilizados nas análises numéricas.	82
4	Resumo da matriz de análises adotada avaliação da carga limite. . .	84
5	Resumo da matriz de análises adotada avaliação do procedimento de simplificação da junta soldada.	85
6	Resumo da matriz de análises adotada as análises elasto-plásticas. .	86
7	Coeficientes do polinômio de interpolação dos fatores h_1 para o caso <i>evenmatch</i> com $\sigma_{ys} = 483$ MPa e $n = 12$	97
8	Coeficientes do polinômio de interpolação dos fatores h_1 para o caso de 20% <i>undermatch</i> e material base com $\sigma_{ys} = 483$ MPa e $n = 12$	97
9	Coeficientes do polinômio de interpolação dos fatores h_1 para o caso de 25% <i>overmatch</i> e material base com $\sigma_{ys} = 483$ MPa e $n = 12$	98
10	Coeficientes do polinômio da Eq. (8.9) para tubos com $D_e/t = 10$ e diferentes geometrias de trinca e níveis de encruamento.	118
11	Coeficientes do polinômio da Eq. (8.9) para tubos com $D_e/t = 20$ e diferentes geometrias de trinca e níveis de encruamento.	119

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

API	<i>American Petroleum Institute</i>
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i>
ECA	<i>Engineering Critical Assessment</i>
EPD	Estado Plano de Deformações
EPT	Estado Plano de Tensões
EPRI	<i>Electric Power Research Institute</i>
LSY	<i>Large Scale Yielding</i>
MFEP	Mecânica da Fratura Elastoplástica
MFEL	Mecânica da Fratura Elástica Linear
SCR	<i>Steel Catenary Riser</i>
SSY	<i>Small Scale Yielding</i>
FAD	<i>Failure Assessment Diagram</i>
CRA	<i>Corrosion Resistant Alloys</i>
PFullC	Tubo com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeito a tração
Plate	Placa contendo trinca externa na região central da junta soldada sujeito a tração
ESSRM	Metodologia da tensão vs. deformação equivalente
PFiniteC	Tubo contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Profundidade da trinca
b	Ligamento remanescente
c	Semi-comprimento da trinca superficial
f_{ij}	Função adimensional da posição angular
f_1, f_2	parâmetros que são funções da geometria da solda e nível de dissimilaridade
g_{ij}	Função adimensional da posição e do encruamento
h_1	Fator adimensional de proporcionalidade entre J_p e carregamento global
h_2	Fator adimensional de proporcionalidade entre δ_p e carregamento global
h_{eq}	Largura da junta soldada equivalente
k_1	Constante de proporcionalidade entre σ_{ij} e J
k_2	Constante de proporcionalidade entre ε_{ij} e J
l	Dimensão característica do componente trincado
n	Expoente de encruamento do material
n_w	Expoente de encruamento do material de solda
n_b	Expoente de encruamento do material base
n_c	Expoente de encruamento do material <i>Clad</i>
n_j	Vetor normal ao contorno de integração no cálculo de J
r	Coordenada radial de um ponto do material
r^*	Distância arbitrária da ponta da trinca

t	Espessura de parede do duto
u_i	Componentes cartesianas do deslocamento
u_x	Deslocamento ao longo de x
u_y	Deslocamento ao longo de y
$\tilde{u}_i$	Função adimensional do encruamento e da posição angular
B	Espessura do componente
D_e	Diâmetro externo do duto
E	Módulo de elasticidade
G_5	Coeficiente de influência da flexão
I_n	Constante de integração da singularidade HRR
J	Integral J
J_e	Parcela elástica da Integral J
J_p	Parcela plástica da Integral J
K	Fator de Intensidade de Tensões
M	Momento fletor atuante
M_0	Momento fletor limite
M_0^{uts}	Momento limite correspondente a σ_{uts}
M_0^{ys}	Momento limite correspondente a σ_{ys}
M_y	Nível de dissimilaridade mecânica
M_{eq}	Nível de dissimilaridade mecânica equivalente
P	Carregamento generalizado
P_0	Carga limite generalizada

P_0^{mism}	Carga limite da estrutura soldada dissimilar
P_0^{wm}	Carga limite da estrutura composta pelo material de solda
P_0^{bm}	Carga limite da estrutura composta pelo material base
P_{ji}	Componentes do tensor de tensões de Piola-Kirchoff
P_m	Tensão de membrana devida à pressão interna
Q_s	Parâmetro de trinca
R_e	Raio externo do duto
R_i	Raio interno do duto
R_m	Raio médio do duto
U_p	Parcela plástica da energia de deformação
W	Largura do componente
$\bar{W}$	Energia de deformação por unidade de volume indeformado
α	Parâmetro adimensional do modelo de Ramberg-Osgood
β	Parâmetro de correção geométrica da solução de carga limite
δ	CTOD
ε	Deformação uniaxial
ε_0	Deformação normalizadora do modelo de Ramberg-Osgood
ε_e	Parcela elástica da deformação
ε_{ij}	Componentes do tensor de deformações
ε_p	Parcela plástica da deformação
ε_{ref}	Deformação de referência
$\bar{\varepsilon}$	Deformação verdadeira

$\tilde{\epsilon}_{ij}$	Função adimensional do encruamento e da posição angular
ϕ	Coordenada angular de um ponto do material
σ	Tensão uniaxial
σ_0	Tensão normalizadora do modelo de Ramberg-Osgood
σ_b	Tensão axial de flexão
σ_h	Tensão circunferencial devida à pressão
σ_{ij}	Componentes do tensor de tensões
σ_l	Tensão longitudinal devida à pressão
σ_{ref}	Tensão de referência
σ_{uts}	Limite de resistência
σ_{ys}	Tensão de escoamento uniaxial
σ_{yb}	Tensão de escoamento do material base
σ_{yw}	Tensão de escoamento do material da solda
σ_{yc}	Tensão de escoamento do material <i>Clad</i>
σ_{yy}	Tensão de abertura da trinca
$\bar{\sigma}$	Tensão verdadeira
$\tilde{\sigma}_{ij}$	Função adimensional do encruamento e da posição angular
τ	Fator geométrico da formulação de carga limite
θ	Comprimento angular da trinca
ν	Coeficiente de Poisson
Γ	Contorno de integração em torno da frente da trinca
Ψ	Fator geométrico da formulação de carga limite

CONTEÚDO

1	Introdução	21
1.1	Instalação de <i>risers</i> pelo método de <i>reeling</i>	22
1.2	Instalação de tubulações com revestimento interno resistente a corrosão pelo processo de <i>reeling</i>	24
1.3	Objetivos	26
1.4	Estrutura da tese	28
2	Conceitos de Mecânica da Fratura	30
2.1	A Mecânica da Fratura Elástica Linear	30
2.2	A Mecânica da Fratura Elasto-Plástica	32
2.2.1	A Integral J	32
2.2.2	O Parâmetro CTOD	36
2.2.3	A relação entre J e CTOD	38
3	Procedimentos de avaliação de forças motrizes	40
3.1	A metodologia EPRI	40
3.2	A metodologia da tensão de referência	42
4	Metodologias de avaliação de criticidade de defeito	44
4.1	Procedimentos FAD fundamentais	44
4.2	Procedimentos FAD dependentes do material	46

4.3	Procedimentos FAD avançados	46
4.4	Colapso plástico e carga limite	48
5	A dissimilaridade mecânica e geométrica em juntas soldadas	50
5.1	Efeitos da dissimilaridade mecânica na determinação das forças motrizes	53
5.2	Efeitos da dissimilaridade mecânica na carga limite	55
5.3	Estado da arte em procedimentos <i>ECA</i> para juntas soldadas em tubulações submetidas a grandes deformações	57
5.3.1	Normas de lançamento de tubulações submarinas	58
5.3.2	Procedimentos de avaliação de forças motrizes em tubulações submarinas submetidas a grandes deformações	59
5.3.3	Ferramentas numéricas específicas para análise de integridade em tubulações submarinas	60
6	Procedimentos de avaliação de forças motrizes em tubulações contendo juntas soldadas	62
6.1	Procedimento EPRI modificado	62
6.2	Procedimento baseado na metodologia da tensão vs. deformação equivalente acoplado à metodologia EPRI	67
6.2.1	Extensão para incluir os efeitos da dissimilaridade mecânica	67
6.2.2	Estimativa das forças motrizes	69
6.2.3	Solução de carga limite e simplificação da geometria da junta soldada	70

6.2.3.1	Procedimento de simplificação da geometria da junta soldada	71
6.2.3.2	Solução de carga limite	74
6.2.3.3	Tubo contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração (PFiniteC)	76
6.2.3.4	Tubo com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeito à tração (PFullC)	77
6.2.3.5	Placa contendo trinca externa na região central da junta soldada (Plate)	77
7	Procedimentos computacionais	79
7.1	Procedimentos computacionais referentes a metodologia EPRI modificada	79
7.1.1	Modelos de Elementos Finitos	79
7.1.2	Modelos constitutivos e procedimentos computacionais	81
7.1.3	Procedimentos numéricos	83
7.2	Procedimentos computacionais referentes a metodologia EPRI acoplada com a metodologia ESSRM	83
7.2.1	Matriz de análises	83
7.2.1.1	Análises de carga limite	83
7.2.1.2	Análises elasto-plásticas	85
7.2.2	Modelos de elementos finitos para tubo contendo trincas na junta soldada	86
7.2.3	Tipos de chanfro e camada de <i>Clad</i>	88

8	Resultados e discussão	89
8.1	Resultados obtidos com a metodologia EPRI modificada	89
8.1.1	Procedimento para cálculo do fator h_1	89
8.1.2	Conjunto de fatores h_1 para dutos contendo juntas soldadas .	91
8.1.3	Estudo de caso: tamanhos toleráveis de trinca para CRA Clad Pipes com juntas <i>undermatch</i>	98
8.1.3.1	Geometria do duto e propriedade dos materiais . . .	98
8.1.3.2	Estimativa dos tamanhos toleráveis de trinca	101
8.2	Resultados obtidos com a metodologia EPRI acoplada com a metodo- logia ESSRM	106
8.2.1	Escolha da solução de carga limite	106
8.2.2	Procedimento de simplificação da geometria da junta soldada	111
8.2.3	Validação e estudo de caso	116
8.2.4	Evolução do CTOD com o momento fletor aplicado	117
8.2.5	Estimativa dos tamanhos toleráveis de trinca	125
9	Conclusões	130
9.1	Sugestões para trabalhos futuros	132
9.2	Trabalhos publicados	134
	Referências	136
	Apêndice A – O efeito da camada de Clad	144
	Apêndice B – Metodologia ESSRM	147

1 INTRODUÇÃO

A crescente demanda mundial por fontes de energia tem motivado a exploração de petróleo e gás natural em ambientes extremamente severos [1]. Dentro deste cenário, as atividades em águas profundas tem ganhado destaque devido ao grande potencial de produção e ao nível de complexidade dessas operações. A integridade estrutural dos sistemas de tubulações submarinas (*risers*) que conduzem o petróleo do fundo do mar até as plataformas flutuantes representam um fator importante para a segurança das unidades de produção, uma vez que estes componentes representam grande parte do sistema produtivo, conforme ilustrado na Fig. 1. À

Figura 1: Ilustração esquemática de uma unidade flutuante e seu sistema de tubulações [1].

medida que ocorre o aumento da exploração em águas profundas, a utilização de *risers* rígidos fabricados em aço (*SCRs - Steel Catenary Risers*) torna-se uma alternativa atraente devido ao menor custo quando comparado aos dutos flexíveis. A instalação da tubulação no oceano representa um grande desafio de engenharia, pois sua operação deve ser segura e rápida o suficiente a fim de atender requisitos

econômicos de projeto. Entre as alternativas existentes para o lançamento de dutos, o *reeling* ou método do carretel tem sido amplamente utilizado. Apesar de rápido e eficiente, o método do carretel possui peculiaridades que adicionam complexidade na análise de integridade estrutural. As seções a seguir apresentam de forma detalhada o procedimento de *reeling* e o problema abordado ao longo da tese.

1.1 Instalação de risers pelo método de reeling

O procedimento de instalação de dutos submarinos pelo método de *reeling* consiste no enrolamento, em terra, de grandes trechos de tubulação em um carretel localizado em uma embarcação que, posteriormente, promove seu transporte e instalação no local desejado no mar [2, 3, 4]. A Fig. 2 ilustra, esquematicamente, os principais componentes de um navio utilizado para o lançamento de tubulações pelo processo de *reeling* e um navio típico utilizado para o enrolamento, transporte e lançamento da tubulação. Neste processo, toda a fabricação da tubulação (montagem, soldagem e inspeção) é realizada em terra, o que propicia uma redução significativa dos custos de lançamento quando comparado com processos tradicionais como, por exemplo, o *S-lay* e *J-lay* [5]. A Tab. 1 traz uma comparação entre os principais procedimentos de lançamento de tubulação no mar [6, 7]. Apesar de eficiente, este

Tabela 1: Diferenças entre os principais métodos de instalação de dutos submarinos.

Propriedade	S-laying	J-laying	Reeling
Lâmina d'água	< 2.000 m	> 2.000 m	rasas e profundas
Diâmetro do tubo	< 1.321 mm (52")	< 1.321 mm (52")	< 458 mm (18")
Velocidade	6,5 km/dia	3,2 km/dia	3,5 km/hora

procedimento induz deformações plásticas significativas no duto que podem variar de 2% a 3% [6, 8]. Para este nível de solicitação mecânica, geralmente são recomendadas grandes espessuras de parede, que visam mitigar possíveis falhas ocasionadas por processos de flambagem localizada ou colapso plástico da estrutura. Entretanto,

Figura 2: a) Ilustração esquemática do processo de *reeling* [2]. b) Figura da embarcação utilizada no processo de *reeling*.

um dos pontos centrais da avaliação de integridade deste processo reside na análise das juntas soldadas circunferenciais que promovem a união entre os trechos de duto. Esta região é suscetível a defeitos e trincas, decorrentes do processo de fabricação que, quando submetidos a grandes níveis de deformação plástica, podem ocasionar a falha catastrófica da estrutura. Neste sentido, o projeto da junta soldada possui sérias restrições e deve ser capaz de produzir uma união resistente às deformações plásticas oriundas do processo de lançamento. Procedimentos industriais correntes de avaliação de integridade do tipo *ECA* (do inglês, *Engineering Critical Assessment*) são requeridos quando a deformação induzida supera 0,4% [9, 10].

1.2 Instalação de tubulações com revestimento interno resistente a corrosão pelo processo de reeling

Além dos desafios citados anteriormente, o petróleo extraído pode apresentar propriedades corrosivas expressivas provenientes da presença de compostos e contaminantes como CO_2 e H_2S [2, 11, 12]. Com o objetivo de evitar os problemas associados ao transporte de fluídos com essa característica, o uso *Clad/Lined Pipes* tem se mostrado uma alternativa eficiente. Esta tecnologia consiste no uso de tubulações típicas de aço carbono revestidas internamente por um tubo feito com material resistente a corrosão - CRA (do inglês *Corrosion Resistant Alloys*) de pequena espessura (2 a 5 mm) que pode ser montado por interferência mecânica (*Lined Pipes*) ou metalurgicamente (*Clad Pipes*). A Fig. 3 ilustra tubulações com o revestimento interno de material resistente a corrosão (CRA), conforme descrito anteriormente.

Figura 3: Ilustração de tubos de aço carbono contendo revestimento interno de material resistente à corrosão - *Clad Pipe* [13]

Juntas soldadas circunferenciais de tubulações de aço carbono tradicionais são, usualmente, produzidas com materiais semelhantes ao metal de base. No entanto, a utilização de tubos com revestimento interno resistente à corrosão faz com que a junta soldada seja fabricada com material de adição similar àquele utilizado no reves-

timento, produzindo uma junta com propriedades mecânicas bastante dissimilares [14].

Procedimentos baseados em conceitos de mecânica da fratura conhecidos como *Engineering Critical Assessments*, ou *ECA*, provêm um método para avaliar, concomitantemente, dois modos de falha na análise estrutural: o colapso plástico e a fratura instável. Esta relação é construída por meio de diagramas de análise de falha *FAD* (do inglês, *Failure Assessment Diagram*).

Os procedimentos *ECA* são utilizados durante todas as etapas do ciclo de vida da tubulação, desde a instalação até o descomissionamento da estrutura e visam avaliar a criticidade de defeitos pré-existentes na estrutura, decorrentes, principalmente, dos processos de fabricação e soldagem. As falhas durante os procedimentos de instalação podem ser ocasionadas pelo rasgamento excessivo devido aos carregamentos trativos durante o enrolamento ou desenrolamento e a região onde mais ocorrem falhas localiza-se na junta soldada circunferencial onde os efeitos do desalinhamento, tensão residual e pressão interna contribuem para a propagação instável da trinca. Uma série de procedimentos *ECA* baseados em metodologias *FAD*, tais como as normas R6 [15], BS7910 [16], SINTAP [17] e API 579 [18], são amplamente utilizadas para avaliação de integridade estrutural de componentes [19].

As metodologias citadas anteriormente são eficientes na análise de estruturas feitas, basicamente, de um único material (estruturas homogêneas). Porém, a avaliação de integridade em juntas soldadas com propriedades dissimilares ainda é um desafio a ser superado, uma vez que a presença da dissimilaridade mecânica introduz um grande nível de complexidade ao problema [20, 21, 22]. A heterogeneidade na região soldada altera as relações entre o carregamento global e o campo de tensões na ponta da trinca, além de impactar a carga de colapso da estrutura. Um caso de particular interesse reside em uniões soldadas *undermatch*, onde as

propriedades do material da solda são inferiores às do material base. Neste caso, as forças motrizes na ponta da trinca são superiores quando comparadas a um caso similar onde há apenas um material (estrutura homogênea) [14, 23].

A aplicação de procedimentos *ECA* usuais para a verificação de juntas soldadas de tubos instalados pelo método de *reeling*, pode gerar análises não-conservadoras, isto é, tamanhos toleráveis de trinca maiores do que aqueles que realmente poderiam estar presentes na estrutura [24] ou análises muito conservadoras, aumentando o custo total de projeto por permitir apenas defeitos muito menores do que aqueles que a estrutura realmente suporta [5]. Além disso, a utilização de materiais cada vez mais resistentes aumenta a possibilidade da ocorrência de *undermatch* nas juntas soldadas e a aplicação de tubos com revestimentos internos faz com que a presença de materiais dissimilares seja cada vez mais frequente em procedimentos *ECA*.

Apesar da importância da situação, não existem procedimentos disponíveis para avaliar, de forma acurada, a criticidade de defeitos em tubulações com juntas soldadas dissimilares de tubos contendo revestimento interno resistente a corrosão [11], motivando os desenvolvimentos elaborados nesse trabalho.

1.3 Objetivos

As teorias e conceitos envolvendo aplicações de mecânica da fratura para integridade estrutural de componentes submetidos a deformações plásticas de pequena monta são bem desenvolvidas e sua aplicação mostra-se extremamente segura. Entretanto, este fato não é necessariamente verdadeiro quando a análise é feita para componentes estruturais sujeitos a grandes deformações plásticas, como ocorre em procedimentos de lançamento de tubulações rígidas no mar, mais especificamente o método de *reeling*. Procedimentos de integridade estrutural envolvendo grandes deformações ainda são um campo relativamente novo na mecânica da fratura. No cenário *offshore*, a primeira norma desenvolvida especificamente para análise de

integridade de tubulações surgiu, apenas, em 2006 [9]. Ainda assim, tal norma recomenda a utilização de procedimentos usuais, tais como a BS7910 [16] com algumas modificações para incorporar a ocorrência de grandes deformações. O cenário torna-se ainda mais desafiador quando a análise envolve materiais dissimilares. Apesar de corresponder à maioria das análises de integridade estrutural, a região soldada é, geralmente, simplificada de modo a considerar apenas o material menos resistente da estrutura composta pelo tubo e a solda. Tal consideração torna o procedimento extremamente conservador, o que pode inviabilizar projetos de engenharia. A presente tese de doutorado visa explorar os seguintes itens:

- Os procedimentos correntemente aplicados pela indústria (BS7910 [16] e DNV-RP-F101 [25]) carecem de técnicas adequadas para considerar o nível de dissimilaridade na junta soldada,
- Não existem procedimentos estabelecidos para avaliar as forças motrizes em juntas soldadas de tubulações submetidas a grandes deformações plásticas, considerando os efeitos da dissimilaridade mecânica, geometria e carregamento.
- A heterogeneidade de uma junta soldada pode ser dividida em dois grupos: (a) heterogeneidade nas propriedades mecânicas mecânica e (b) heterogeneidade geométrica, conforme será detalhado na Seção 5. Além de não abordar a dissimilaridade mecânica, os códigos atuais e as pesquisas recentes também não levam em conta a heterogeneidade geométrica devido a, principalmente, geometria do chanfro. A prática atual consiste em simplificar a geometria complexa (chanfro em V e X, por exemplo [26]) para uma geometria simplificada retangular. No entanto, não existe uma metodologia robusta capaz de determinar as dimensões da junta soldada simplificada. Como será visto posteriormente, as dimensões do chanfro possuem um impacto tanto na avaliação das forças motrizes quanto no cálculo da carga limite da estrutura.

1.4 Estrutura da tese

Este trabalho inicia-se com uma revisão bibliográfica do arcabouço conceitual de mecânica da fratura que serve como alicerce para o desenvolvimento das metodologias de avaliação de criticidade de defeitos. Em seguida, são apresentados os principais trabalhos e desenvolvimentos que representam o estado da arte em procedimentos de integridade estrutural em tubulações. Posteriormente, serão apresentados os procedimentos desenvolvidos na tese e os principais resultados obtidos por meio das análises de elementos finitos. Estas etapas são segmentadas em duas partes que abordam o mesmo tema, porém com metodologias de análise e procedimentos computacionais distintos. Vale ressaltar que, em ambos os casos, o objetivo é o desenvolvimento de um procedimento de avaliação de forças motrizes em juntas soldadas circunferenciais dissimilares em tubulações submarinas sujeitas ao procedimento de *reeling*. Esta divisão justifica-se pela ordem de publicações do autor em revistas internacionais. Desta forma é possível destacar os pontos principais de cada publicação e a evolução do projeto de pesquisa.

Na primeira parte de cada capítulo é apresentado o desenvolvimento de um procedimento baseado na metodologia EPRI [27], modificada para computar os efeitos da dissimilaridade mecânica na avaliação das forças motrizes em trincas na região central de juntas soldadas circunferenciais de tubulações *offshore*.

Na segunda etapa é apresentado um procedimento que acopla a metodologia da tensão vs. deformação equivalente [20] (ESSRM) com o procedimento EPRI tradicional. Além disso, um procedimento de simplificação do chanfro soldado é desenvolvido e sua validade é discutida. A Fig. 4 traz um diagrama com as etapas da tese de doutorado. Ela resume o que foi exposto anteriormente e serve de guia para a leitura do texto.

Figura 4: Estrutura do trabalho.

2 CONCEITOS DE MECÂNICA DA FRATURA

O desenvolvimento da mecânica da fratura foi motivado pela necessidade de projetar e analisar estruturas que contêm trincas ou defeitos resultantes dos materiais empregados para sua construção, dos processos de fabricação ou dos carregamentos sofridos durante a operação do componente. Notou-se que as teorias tradicionais de mecânica dos sólidos resultavam em análises não seguras quando eram aplicadas em componentes trincados. Além disso, verificou-se que a aplicação destes métodos não era suficiente para garantir a integridade de estruturas, fato esse que se comprovou verdade após inúmeras falhas catastróficas reportadas na história recente [28]. Este capítulo apresenta uma breve revisão dos principais conceitos da mecânica da fratura utilizados neste trabalho que abrangem dois tópicos centrais:

- A Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL)
- A Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP)

2.1 A Mecânica da Fratura Elástica Linear

A MFEL foi desenvolvida com o objetivo de analisar o comportamento à fratura de componentes operando, necessariamente, sob regime elástico global ou sob níveis restritos de deformação plástica [29, 30]. Assumindo comportamento isotrópico linear-elástico global, o campo local de tensões na frente da ponta da trinca pode ser descrito por [29, 30, 31]

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (2.1)$$

onde σ_{ij} representa as componentes do tensor de tensões, θ e r são as coordenadas polares de um ponto do material medidas em relação a um sistema com origem na ponta da trinca, conforme ilustrado na Fig. 5 e f_{ij} é uma função adimensional da coordenada angular. O parâmetro K , conhecido como fator de intensidade de

tensões, determina a magnitude do campo de tensão na ponta da trinca e possui validade para condições de escoamento de pequena escala (do inglês, *Small Scale Yielding* (SSY)).

Figura 5: Ilustração esquemática do princípio de similitude entre os campos de tensão da estrutura real e de um corpo de prova de pequenas dimensões [28].

Sob esta situação, os carregamentos aplicados na estrutura são diretamente relacionados com as tensões na ponta da trinca pelo parâmetro K . Desta maneira, dois componentes estruturais distintos carregados com o mesmo valor do fator de intensidade de tensões, possuem o mesmo campo de tensões na frente da trinca. Esta correlação, conhecida como princípio de similitude, permite a utilização de corpos de prova de pequenas dimensões para avaliação do comportamento a fratura de componentes reais, como ilustrado esquematicamente na Fig. 5.

Outra característica notável do parâmetro K , como descritor do campo de tensões na frente da trinca, é a possibilidade de relacionar componentes estruturais sob diferentes condições de carregamento. Caso haja um componente estrutural carregado sob tração, é possível ensaiar um corpo de prova de pequena escala sob flexão desde que o mesmo valor do parâmetro K seja aplicado em ambos os casos. Tal fato possui especial relevância para a análise de integridade estrutural

de tubulações carregadas sob flexão, uma vez que corpos de prova carregados sob tração são amplamente utilizados para avaliação da tenacidade a fratura do componente [25, 32].

2.2 A Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

Apesar de descrever com acurácia a fratura de componentes com comportamento elástico e frágil, a MFEL mostrou-se incapaz de analisar estruturas com propriedades cada vez maiores de tenacidade que desenvolviam deformações plásticas significativas. Nestes casos, as hipóteses de escoamento em pequena escala SSY e as teorias da MFEL são violadas e, conseqüentemente, o emprego do fator de intensidade de tensões, K , não descreve adequadamente os campos de tensões na frente da ponta trinca. Desta maneira, novos conceitos foram desenvolvidos visando abranger estes casos, conforme apresentado a seguir.

2.2.1 A Integral J

A Integral J , proposta por Rice [33], permitiu a extensão das análises de mecânica da fratura para materiais com comportamento elasto-plástico. Segundo este conceito, a taxa de liberação de energia é numericamente equivalente a uma integral de linha independente do caminho de integração, que pode ser escrita por

$$J = \int_{\Gamma} \left[w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right] \quad (2.2)$$

onde w representa a densidade de energia de deformação, T_i denota as componentes do tensor de tração atuando no contorno, u_i é o vetor de deslocamentos e ds é o incremento infinitesimal na direção da curva Γ definida no sentido anti-horário [28]. Caso o comportamento da estrutura seja elástico, é possível demonstrar que a Integral J é equivalente à taxa de liberação de energia [34], representada por G , e

pode ser relacionado com o fator de intensidade de tensões por

$$J = G = \frac{K^2}{E'} \quad (2.3)$$

onde $E' = E$ para estado plano de tensões (EPT), $E' = E/(1 - \nu^2)$ para estado plano de deformações (EPD) e ν é o coeficiente de Poisson do material. Após a introdução do conceito da Integral J como uma ferramenta para avaliação da tenacidade a fratura, Hutchinson [35], Rice e Rosengren [36] demonstraram que a Integral J pode ser utilizada para descrever os campos de tensões na frente da ponta da trinca para condições elasto-plásticas. Nestes trabalhos, os autores assumem que o comportamento do material é governado pelo modelo constitutivo de Ramberg-Osgood (RO) [28, 37] definido por

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2.4)$$

onde α é um parâmetro adimensional, σ e ε representam a tensão e a deformação uniaxial do material, ε_0 e σ_0 denotam uma deformação e tensão de referência, usualmente escolhidos no ponto de escoamento do material e n é o coeficiente de encruamento. Sob condições de escoamento de larga escala, a contribuição da deformação referente à região elástica torna-se desprezível frente as contribuições plásticas. Consequentemente, a Eq. (2.4), pode ser representada para o estado uniaxial como

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n. \quad (2.5)$$

Utilizando o segundo invariante do tensor desviador de tensões J_2 , a relação uniaxial descrita pela Eq. (2.5) pode ser generalizada para o estado multiaxial representado por [38]

$$\frac{\varepsilon_{ij}}{\varepsilon_0} = \frac{3}{2} \alpha \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_0} \right)^{n-1} \frac{S_{ij}}{\sigma_0}, \quad \sigma_e = \left(\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij} \right)^{1/2}, \quad (2.6)$$

onde S_{ij} denota as componentes do tensor desviador de tensões.

Hutchinson, Rice e Rosengren demonstraram que, a fim de manter a independência de caminho da Integral J , o campo de tensões próximos à ponta da trinca deveria variar com $1/r$. A partir deste resultado e, aplicando condições de contorno apropriadas ao problema, o campo de tensões e deformações na frente da ponta trinca pode ser escrito como

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \phi) \quad (2.7)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \phi) \quad (2.8)$$

onde $\tilde{\sigma}_{ij}$ e $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ são funções adimensionais do encruamento do material e da coordenada angular do ponto num sistema polar com origem na ponta da trinca e I_n é uma constante de integração. Estas equações são conhecidas como singularidades HRR e definem o campo local de tensões na frente da trinca a partir do conhecimento da Integral J .

Apesar de representar um avanço significativo em relação a MFEL, a solução HRR também apresenta limitações. A primeira consiste em não considerar os efeitos do arredondamento da ponta da trinca (do inglês, *Crack Tip Blunting*), o que resulta em valores de tensão tendendo ao infinito quando $r \rightarrow 0$, devido a presença da singularidade $1/r$ na solução.

A segunda reside na impossibilidade de modelagem da região de grandes deformações próximas à ponta da trinca, por se basear em um modelo de pequenas deformações que perde validade para deformações acima de 10% [28]. A validade das soluções HRR e a análise dos efeitos de grandes deformações são abordadas em inúmeros estudos [39, 40] onde é demonstrado que, após um certo valor de carregamento, as soluções dos campos de tensão não são adequadamente descritas pelas soluções HRR, apesar de substancial avanço em relação às teorias lineares elásticas da MFEL.

A Fig. 6 ilustra a evolução das tensões de abertura (σ_{yy}) perpendiculares ao plano do defeito em função da distância adimensionalizada $r\sigma_0/J$, onde r denota a distância do ponto de análise em relação a ponta da trinca. As curvas foram obtidas para dois casos distintos: (a) análise de elementos finitos considerando pequenas e grandes deformações de modelos MBL (do inglês *Modified Boundary Layer*) e (b) campo de tensões HRR, segundo a Eq. (2.7). O modelo MBL é uma representação de uma placa infinita, onde os carregamentos são obtidos pelos dois primeiros termos da solução de Williams [31]:

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\phi) + T \delta_{1i} \delta_{1j} \quad (2.9)$$

onde δ_{ij} denota o delta de Kronecker e T representa uma tensão não singular aplicada paralelamente ao plano da trinca. Adotando $T = 0$ na Eq. (2.9), recupera-se a solução linear elástica apresentada na Eq. (2.1). As análises consideram um material com expoente de encruamento $n = 10$ e tensão de referência (tensão de escoamento) $\sigma_0 = 412 \text{ MPa}$ [1]. Observa-se que o arredondamento na ponta da trinca afeta o campo de tensões próximas à ponta e as grandes deformações nesta região não são capturadas adequadamente pelo modelo HRR. No entanto, verifica-se que para distâncias $r\sigma_0/J > 1$ a teoria HRR adere aos resultados obtidos via elementos finitos. As limitações na aplicação da Integral J e do fator de intensidade de tensões K são analisados através de regiões de dominância.

A Fig. 7 ilustra de maneira esquemática as condições de dominância da MFEL e da MFEP [28]. Ela representa a evolução da tensão de abertura da trinca em função da distância da ponta do defeito para valores crescentes de carregamento. Considere, inicialmente, a Fig. 7(a). Ela representa a situação SSY, onde o parâmetro K descreve adequadamente as tensões na ponta da trinca. Nota-se que a solução HRR também é válida para uma região próxima à ponta, porém distante da área altamente deformada. Na Fig. 7(b) tem-se a ilustração da região de dominância J .

Figura 6: Análise de elementos finitos de um modelo MBL sob condições de pequenas e grandes deformações, e comparação com o modelo HRR [1].

Neste caso, as condições de escoamento superam os limites da MFEL e ela não descreve adequadamente as tensões na frente da trinca. Finalmente, a Fig. 7(c) ilustra uma situação onde há grandes deformações plásticas onde a solução HRR é inválida para toda a região próxima à ponta da trinca.

2.2.2 O Parâmetro CTOD

Wells [41] verificou, através de observações experimentais, que a ponta da trinca sofre um processo de arredondamento antes do início da propagação. Além disso, observou que este fenômeno era diretamente proporcional a tenacidade à fratura do material. Tais observações culminaram na proposta de uso do deslocamento da ponta da trinca (do inglês, *Crack Tip Opening Displacement (CTOD)*) como critério de fratura. O parâmetro CTOD (ou δ) possui diversas definições [28]. Entre as mais empregadas estão:

Figura 7: Evolução da deformação na ponta da trinca e a respectiva região de dominância de cada parâmetro de fratura. (a) Dominância K sob condições de escoamento de pequena escala; (b) Dominância J sob condições elasto-plásticas e (c) Escoamento generalizado. [28]

- Deslocamento normal ao plano da trinca, medido em relação a ponta da trinca original [41], conforme ilustrado na Fig. 8 (a);
- CTOD 90° , definido pela distância entre o ponto de intersecção entre a reta formada pelo flanco da trinca e duas retas a 90° passando pela ponta da trinca [42] conforme ilustrado na Fig. 8 (b).

Figura 8: a) CTOD definido como o afastamento dos flancos da trinca medido na posição de sua ponta original. b) CTOD definido como a distância entre os pontos nos quais duas retas ortogonais entre si e com origem na ponta deformada da trinca encontram seus flancos.

2.2.3 A relação entre J e CTOD

A relação entre a Integral J e CTOD é amplamente utilizada em procedimentos de avaliação de integridade estrutural. Para o Modo I de abertura das faces da trinca, o valor do parâmetro CTOD pode ser descrito com acurácia pelas soluções HRR, uma vez que as tensões desenvolvidas na ponta da trinca sejam descritas adequadamente pela Integral J [35, 36]. Considerando um material com comportamento elasto-plástico descrito por uma lei de potência na forma da Eq. (2.5), a solução HRR descreve os deslocamentos dos flancos do defeito próximos a ponta da trinca como [35, 36, 38]

$$u_i = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} r \tilde{u}_i(n, \phi) \quad (2.10)$$

onde (r, θ) definem as coordenadas polares com centro na ponta da trinca, $\tilde{u}_i(n, \phi)$ é uma função adimensional de n e θ . Utilizando a definição de CTOD 90° , conforme

ilustrado na Fig. 8 (b), Shih [42] demonstrou que a relação entre J e CTOD pode ser escrita por

$$CTOD = \delta = \frac{d_n(n)J}{\sigma_{ys}} \quad (2.11)$$

em que $d_n(n)$ é uma constante adimensional dependente do encruamento do material, definida como

$$d_n = \frac{2\tilde{u}_y(\pi, n)}{I_n} \left[\frac{\alpha\sigma_{ys}}{E} \{ \tilde{u}_x(\pi, n) + \tilde{u}_y(\pi, n) \} \right]^{\frac{1}{n}} \quad (2.12)$$

onde $\tilde{u}_x$ e $\tilde{u}_y$ representam funções adimensionais de deslocamento [28, 42]. Apesar da relação J vs. CTOD descrita pela Eq. (2.11) ser aplicável apenas para a definição de CTOD 90° , ela mostrou-se acurada para as outras definições alternativas, como o deslocamento da ponta original da trinca [28]. O resultado apresentado pela Eq. (2.11) demonstra que ambos parâmetros podem ser utilizados para a fratura. Desta maneira, o uso da Integral J ou do CTOD é indiferente nas análises de integridade estrutural, uma vez que toda a avaliação seja coerente com a definição do parâmetro escolhido.

3 PROCEDIMENTOS DE AVALIAÇÃO DE FORÇAS MOTRIZES

A estimativa de forças motrizes é uma etapa central nos procedimentos de avaliação de integridade estrutural de componentes contendo trincas ou defeitos. Para estruturas operando no regime linear elástico, as soluções são baseadas no fator de intensidade de tensões, K , derivados de soluções analíticas ou numéricas, amplamente disponíveis na literatura [43]. Em contrapartida, a determinação de forças motrizes para componentes que apresentam grandes níveis de plasticidade não é uma tarefa simples, uma vez que soluções analíticas são complexas e nem sempre possíveis de serem obtidas. Desta maneira, a estimativa destas quantidades requer o desenvolvimento de procedimentos específicos que abranjam uma certa gama de aplicação. Entre os procedimentos desenvolvidos neste sentido, pode-se citar o procedimento EPRI (do inglês, *Electric Power Research Institute*) [27, 44] e a metodologia da tensão de referência [45] que serão detalhadas na próxima seção.

3.1 A metodologia EPRI

A metodologia EPRI é fundamentada na separação da força motriz total, J , em uma componente elástica J_e e uma componente plástica J_p , na forma

$$J = J_e + J_p. \quad (3.1)$$

O primeiro termo elástico é obtido diretamente das soluções de fator de intensidade de tensões, K , e sua respectiva conversão em J_e , através da Eq. (2.3). A componente plástica, J_p é obtida por meio de manipulações algébricas das soluções HRR. Reescrevendo a Eq. (2.7) em termos de J e substituindo a tensão normalizadora σ_0 pela tensão de escoamento σ_{ys} , tem-se a relação dada por

$$J = \frac{\alpha \varepsilon_{ys} \sigma_{ys} I_n r}{[\tilde{\sigma}_{ij(n,\phi)}]^{n+1}} \left(\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_{ys}} \right)^{n+1}. \quad (3.2)$$

As tensões na ponta da trinca são proporcionais ao carregamento global aplicado na estrutura, segundo a relação

$$\sigma_{ij} = g_{ij}(r, \phi, n) P \quad (3.3)$$

onde g_{ij} é função adimensional da posição e do encruamento, mas não da geometria e do carregamento [46]. Como a solução HRR implica que $J \propto (\sigma_{ij})^{n+1}$ e o teorema de Ilyushin [47] mostra que $\sigma_{ij} \propto P$, então segue que $J \propto (P)^{n+1}$. Desta maneira, se a teoria HRR é válida e descreve o campo de tensões na ponta da trinca e o carregamento é proporcional [28], é possível reescrever a Eq. (3.2) da seguinte maneira:

$$J_p = \alpha \varepsilon_{ys} \sigma_{ys} b [h_1(a/W, \ell, n)] \left(\frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (3.4)$$

onde a é o tamanho da trinca, W denota a largura do componente, $b = W - a$ representa o comprimento do ligamento remanescente, l é definido como uma dimensão geométrica característica do problema, P é o carregamento aplicado e P_0 é uma carga de referência, usualmente definida como a carga limite da estrutura. Na Eq. (3.4), h_1 é uma constante adimensional que depende das propriedades geométricas da estrutura e das propriedades de encruamento do material n e, geralmente, é obtida através de análises de elementos finitos da geometria desejada.

Diversas soluções de fatores h_1 baseadas em análise de elementos finitos de componentes estruturais usuais foram tabuladas e podem ser encontradas na literatura [27, 48]. Entretanto, o uso da metodologia EPRI para uma aplicação específica requer o desenvolvimento das soluções de fatores h_1 para o caso de interesse. A metodologia EPRI também pode ser estendida para o cálculo do valor do CTOD, uma vez que ele é relacionado com a Integral J através da Eq. (2.11). Considerando as componentes elásticas e plásticas do CTOD (ou δ), tem-se:

$$\delta = \delta_e + \delta_p. \quad (3.5)$$

A componente elástica do CTOD é obtida através da expressão definida por

$$\delta_e = \frac{K_I^2}{m\sigma_{ys}E'} \quad (3.6)$$

onde m é uma constante adimensional [28, 1]. A componente plástica do CTOD é obtida de maneira análoga ao da Integral J , sendo definida por

$$\delta_p = \alpha\epsilon_{ys}b[h_2(a/W, \ell, n)]\left(\frac{M}{M_0}\right)^{n+1} \quad (3.7)$$

onde h_2 é uma constante adimensional que depende das propriedades geométricas da estrutura e das propriedades de encruamento do material n , análogo ao fator h_1 .

3.2 A metodologia da tensão de referência

A metodologia da tensão de referência desenvolvida por Ainsworth [45], foi proposta com dois objetivos centrais. O primeiro, reside na ampliação da abrangência da metodologia EPRI para materiais com comportamento não aderente ao modelo de RO (descrito pela Eq. (2.5)) e, o segundo, foi criar soluções de forças motrizes não dependentes de um compêndio extenso, baseado em soluções de elementos finitos para o caso de interesse, como é o caso da metodologia EPRI. A estratégia utilizada para solucionar essas questões é o emprego do conceito de tensão de referência definido por

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_0}\sigma_0 \quad (3.8)$$

onde σ_0 é uma tensão normalizadora, usualmente definida como a tensão de escoamento do material, σ_{ys} . Substituindo a Eq. (3.8) na Eq. (3.4) tem-se a seguinte expressão

$$J_p = b[h_1(a/W, \ell, n)]\sigma_{ref}\left(\epsilon_{ref} - \sigma_{ref}\frac{\epsilon_{ys}}{\sigma_{ys}}\right) \quad (3.9)$$

onde ϵ_{ref} é a deformação de referência (uniaxial) correspondente a σ_{ref} quando a Eq. (2.4) é utilizada para descrever o comportamento elasto-plástico do material. Notando que o fator h_1 é pouco dependente de n , particularmente para materiais com

alto encruamento, Ainsworth [45] propôs que $h_1(n) \approx h_1(n = 1)$, obtendo a seguinte expressão para o valor da Integral J :

$$J = J_e \left[\frac{E\epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{\sigma_{ref}^3}{2\sigma_{ys}^2 E\epsilon_{ref}} \right]. \quad (3.10)$$

A Eq. (3.10) resulta, geralmente, em boas aproximações para a componente plástica da Integral J em componentes contendo trincas, dado o conhecimento do fator de intensidade de tensões, K . Apesar de apresentar vantagens em relação a metodologia EPRI, conforme apresentado no começo da seção, estudos mostram que o método da tensão de referência pode produzir resultados com conservadorismo de até 20% e predições não conservadoras de até 40% [49], decorrentes da aproximação feita como hipótese para dedução do método. A metodologia da tensão de referência encontra-se incorporada nos procedimentos tradicionais de avaliação de integridade estrutural como a API 579 [18], BS7910 [50] e DNV-F101 [25].

4 METODOLOGIAS DE AVALIAÇÃO DE CRITICIDADE DE DEFEITO

As metodologias de avaliação de criticidade de defeitos com base no *FAD* são amplamente utilizados na avaliação de integridade estrutural. Esta seção apresenta as principais metodologias *FAD* existentes e os conceitos que envolvem o seu desenvolvimento e aplicação [19].

4.1 Procedimentos FAD fundamentais

Metodologias de avaliação de defeitos baseados nos diagramas *FAD* passaram por uma série de evoluções nas últimas décadas e formam, atualmente, a base dos procedimentos e diretrizes para a avaliação de integridade estrutural de equipamentos e estruturas. Baseado nos trabalhos pioneiros de Dowling e Townley [51] e Harrison et al. [52], a avaliação da integridade é feita levando em consideração a falha por fratura frágil e colapso plástico, por meio de um diagrama independente da geometria e do material, conforme ilustrado na Fig. 9. Segundo este método, a linha de falha é construída com base na relação entre a força motriz normalizada agente na ponta da trinca, K_r , e o valor do colapso plástico normalizado, L_r , na seguinte forma

$$K_r = [1 - 0,14(L_r)^2] \left\{ 0,3 + 0,7 \exp \left[-0,65(L_r)^6 \right] \right\}, \quad (4.1)$$

para $L_r \leq L_r^{max}$, onde o parâmetro de corte, L_r^{max} , é geralmente expresso por [18]

$$L_r^{max} = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{\sigma_{uts}}{\sigma_{ys}} \right), \quad (4.2)$$

onde σ_{ys} e σ_{uts} denotam a tensão de escoamento e a tensão última do material (limite de resistência), respectivamente. Na expressão acima, os parâmetros, K_r , e, L_r , são definidos como

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} \quad (4.3)$$

Figura 9: Diagrama esquemático da metodologia FAD.

e

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{ys}}, \quad (4.4)$$

onde K_I é o fator de intensidade de tensões (Modo I), K_{mat} representa a tenacidade à fratura do material e a tensão de referência, σ_{ref} , caracteriza o colapso plástico do componente contendo a trinca. Entre os procedimentos que adotam essa forma do diagrama *FAD*, pode-se citar o nível 2A da BS7910 [16] e o nível 2 da API 579 [18] que estão entre as metodologias de engenharia mais aplicadas atualmente. A avaliação da integridade estrutural é realizada por intermédio do posicionamento relativo do ponto de operação da estrutura com respeito à curva (veja Fig. (9)). O componente é considerado seguro se o ponto de operação encontra-se dentro da região definida pela linha do *FAD*. Caso contrário, o componente é considerado potencialmente não seguro se o ponto encontra-se fora dessa região. Ressalta-se que o aumento do carregamento ou o aumento das dimensões da trinca levam o ponto a se deslocar no diagrama em direção à linha que delimita as duas regiões.

4.2 Procedimentos FAD dependentes do material

A metodologia FAD, descrita anteriormente, adota um diagrama independente da geometria e do material da estrutura em que se deseja fazer a análise de integridade estrutural. No entanto, tal aproximação resulta em avaliações muito conservadoras e torna-se inapropriada para casos com níveis significativos de plasticidade [28]. Tendo em vista a necessidade de estender a validade para estes casos, Milne et al. [53] propuseram uma generalização da metodologia da tensão de referência, apresentada anteriormente, para incluir a dependência relacionada ao material e, dessa maneira, aprimorar as aproximações para estruturas em comportamento elasto-plástico. A razão de tenacidade K_r , para este caso, é dada por

$$K_r = \left[\frac{E\epsilon_{ref}}{L_r\sigma_{ys}} + \frac{L_r^3\sigma_{ys}}{2E\epsilon_{ref}} \right]^{-1/2}, \quad (4.5)$$

onde E é o módulo de elasticidade, ϵ_{ref} denota a deformação de referência e $L_r = \sigma_{ref}/\sigma_{ys}$ com σ_{ref} representando a tensão de referência. A Eq. (4.5) resulta em avaliações de integridade mais acuradas e permite a inclusão da dependência do material permitindo, inclusive, a análise de materiais que apresentam Bandas de Lüders [37]. A Eq. (4.5) é parte de procedimentos de avaliação de integridade como o nível 2B da BS7910 [16] e nível 3B da API [18].

4.3 Procedimentos FAD avançados

Procedimentos avançados de avaliação de integridade estrutural são baseados na utilização de análises de elementos finitos da estrutura real, com o objetivo de tornar a representação mais próxima possível da realidade. Ao contrário das análises realizadas com as Eqs. (4.1) e (4.5), este nível de análise é dependente do material e da geometria do componente.

A condição básica para garantir a integridade estrutural é dada por

$$J \leq J_{mat} , \quad (4.6)$$

onde J denota o valor da força motriz e J_{mat} representa o valor crítico da tenacidade à fratura do material. Reescrevendo J_{mat} em termos do fator de intensidade de tensões, conforme descrito na Eq. 2.3, tem-se

$$J \leq J_{mat} = \frac{K_{mat}^2}{E'} . \quad (4.7)$$

Invertendo a Eq. 4.7 e multiplicando ambos os lados por $J_e = K_I^2/E'$, tem-se

$$\left(\frac{K_I}{K_{mat}} \right)^2 = \frac{J_e}{J} . \quad (4.8)$$

Reescrevendo a equação anterior em termos da razão da tenacidade K_r , tem-se a linha FAD avançada definida como

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J}} = \sqrt{\frac{J_e}{J_e + J_p}} , \quad (4.9)$$

onde J representa a soma da componente elástica, J_e , e a componente plástica J_p . Esta definição da curva FAD permite a inclusão de efeitos geométricos e das propriedades do material de maneira acurada. Para cada configuração estrutural e geometria de trinca, elabora-se um modelo de elementos finitos considerando as condições de carregamento aplicadas. A partir de tal análise os valores das forças motrizes e de carregamentos são extraídos e, a partir dessas informações, utiliza-se a Eq. (4.9) para construir a curva *FAD*. Em seguida, elabora-se a análise de falha a partir do ponto de operação da estrutura. No entanto, tal procedimento depende de análises de elementos finitos refinadas para a obtenção das forças motrizes ou técnicas aproximadas capazes de estimar esses valores, como será abordado nesta tese de doutorado. O refinamento apresentado nesta seção encontra-se incorporado no nível 3C da API 579 [18].

4.4 Colapso plástico e carga limite

O colapso plástico da estrutura é, juntamente com a fratura, um dos modos de falhas mais comuns em aplicações de engenharia. O colapso plástico corresponde ao acúmulo de deformação plástica localizada, que exaure a capacidade da estrutura de suportar taxas crescentes de carregamento [54]. Existem dois tipos fundamentais de colapso plástico em estruturas contendo trincas ou defeitos: (a) Colapso na seção resistente da trinca - NSC (do termo em inglês *Net Section Collapse*) quando a deformação encontra-se concentrada no ligamento remanescente da seção contendo o defeito ou (b) Colapso localizado na seção fora da trinca - GSC (do termo em inglês *Gross Section Collapse*) quando a falha ocorre fora da região da trinca, geralmente quando há presença de juntas soldadas resistentes [55]. A Fig. 10 ilustra os tipos de colapso plástico existentes. O colapso localizado na seção resistente da trinca (NSC)

Figura 10: Definição dos diferentes tipos de colapso plástico [56].

pode ser ainda dividido em duas categorias: (a) Colapso local, se a deformação localiza-se próxima a trinca e (b) Colapso global, se a deformação se espalha por toda a seção do plano da trinca [57].

O carregamento correspondente ao colapso da estrutura depende da geometria

do componente (incluindo as propriedades da trinca), o tipo de carregamento e o comportamento mecânico do material. Com o objetivo de simplificar a determinação das cargas de colapso da estrutura, os materiais são modelados com um comportamento elástico-perfeitamente plástico, desconsiderando as propriedades de encruamento, o que aumenta os níveis de conservadorismo dos resultados obtidos [58]. Quando o encruamento do material é desconsiderado nas análises de colapso plástico, o termo carga limite (do inglês, *Limit Load*) é utilizado [19].

O desenvolvimento de cargas limites é de extrema importância em procedimentos de avaliação de integridade estrutural, uma vez que eles entram diretamente nos diagramas *FAD*, conforme detalhado na Seção 4. Inúmeras pesquisas e trabalhos foram desenvolvidos com o objetivo de determinar a carga limite para diversas configurações de estruturas e corpos de prova de pequenas dimensões [57, 59, 60].

As cargas limites obtidas analiticamente são desenvolvidas utilizando-se teoremas de análise limite, empregando os conceitos de linhas de escorregamento (SLF) (do inglês, *Slip Line Fields*) ou análises das linhas de arcos (LUB) (do inglês, *Least Upper Bound Circular Arcs*) [61, 62, 63]. Soluções exatas são complicadas de serem obtidas e, geralmente, limites inferiores e superiores para este carregamento são determinados. Além disso, as soluções existentes se baseiam em materiais homogêneos, ou seja, sem a presença de dissimilaridade mecânica e geométrica decorrente da presença da junta soldada. Desta forma, o emprego de soluções analíticas para a determinação da carga limite torna-se uma tarefa dispendiosa. A alternativa para simplificar o problema é a utilização do método de elementos finitos baseados em modelos que consideram materiais com comportamento elástico-perfeitamente plástico [64, 65]. Diversos compêndios de carga limite utilizando ferramentas numéricas foram desenvolvidos, para uma vasta gama de geometrias e estruturas [57, 66, 67, 68].

5 A DISSIMILARIDADE MECÂNICA E GEOMÉTRICA EM JUNTAS SOLDADAS

O processo de soldagem é indispensável para fabricação de componentes na área de tubulações e vasos de pressão. Apesar de amplamente utilizada para promover a união localizada de metais, a soldagem é um procedimento que introduz níveis significativos de heterogeneidade na estrutura que, por sua vez, tornam o componente suscetível ao surgimento de trincas e aumentam a complexidade dos procedimentos de estimativa de força motriz, pois alteram os padrões de deformação na ponta da trinca e sua relação com o carregamento global aplicado.

A heterogeneidade introduzida pela soldagem pode ser dividida em dois grupos: mecânica¹ e geométrica [69]. A heterogeneidade mecânica corresponde às diferenças entre as propriedades do material de solda e de base (tensão de escoamento e coeficiente de encruamento). A heterogeneidade geométrica corresponde ao tipo do cordão de solda e suas dimensões (por exemplo, chanfros em V e X [26]), o tamanho da trinca e sua posição relativa no cordão de solda e possíveis desalinhamentos provenientes da preparação da junta soldada. A maioria dos procedimentos correntes de avaliação de integridade estrutural são baseadas na hipótese de material homogêneo e, por isso, não podem ser diretamente aplicáveis no caso de juntas soldadas. Diversos estudos visando estimar as forças motrizes em estruturas contendo juntas soldadas dissimilares foram propostos [20, 21, 22]. Apesar de fornecerem resultados satisfatórios, tais soluções são limitadas para casos específicos. A dissimilaridade mecânica (do inglês, *Weld Strength Mismatch*) pode ser quantificada através da seguinte relação:

$$M_y = \frac{\sigma_{yw}}{\sigma_{yb}}, \quad (5.1)$$

¹O termo heterogeneidade mecânica, utilizado neste trabalho, refere-se às diferenças de propriedades mecânicas entre os materiais base e de solda numa escala macroscópica, ou seja, não são consideradas diferenças microestruturais. Desta forma, a região da solda pode ser modelada como um sistema de apenas dois materiais que representam o comportamento global da estrutura. Ressalta-se que, no presente contexto, os termos dissimilaridade e heterogeneidade são tratados como sinônimos.

onde σ_{yb} e σ_{yw} denotam a tensão de escoamento do material de base e solda, respectivamente. Segundo esta definição, é possível caracterizar três situações: condição de *undermatch* ($M_y < 1$), *overmatch* ($M_y > 1$) e *evenmatch* ($M_y = 1$). Códigos de projeto recomendam o uso de *overmatch* nas juntas soldadas, pois estudos mostram que esta situação aumenta a resistência à fratura da junta [70], uma vez que diminui a concentração de deformação na região soldada. Deve-se notar, entretanto, que a dissimilaridade mecânica pode se estender além do limite de escoamento do material para toda a região de deformação plástica. Apesar de não ser considerado em procedimentos correntes de integridade estrutural, a dissimilaridade na região do encruamento pode alterar a relação entre carregamento remoto e forças motrizes na ponta da trinca [71]. Esta situação é especialmente importante nos procedimentos de análise de integridade de tubulações submarinas com revestimento interno resistente a corrosão.

Considere a Fig. 11, que ilustra as propriedades mecânicas dos materiais que compõem uma junta soldada circunferencial de uma tubulação instalada pelo método de reeling [14]. O material da região soldada é composto por uma liga de Níquel-Cromo resistente à corrosão [72] e o material do tubo é um aço API 5L X70. Observe que o material da solda possui um encruamento superior ao material de base. Entretanto, o tubo de aço carbono possui uma tensão de escoamento maior do que a liga resistente à corrosão. Consequentemente, a curva tensão vs. deformação dos dois materiais apresenta uma região inicial de *undermatch* em que $M_y < 1$ e uma região de *overmatch* onde $M_y > 1$.

A presença da dissimilaridade mecânica influencia, fortemente, a resposta da estrutura e seu comportamento à fratura, quando comparado ao caso homogêneo, conforme detalhado na próxima seção. Procedimentos correntes de avaliação de integridade como, por exemplo, API 579 [18] e BS7910 [50] perdem sua validade para aplicações envolvendo juntas dissimilares. Com base nesta constatação,

Figura 11: Curva tensão vs. deformação detalhando a dissimilaridade parcial entre o material de solda e base [14].

diversos esforços estão sendo feitos para contemplar essa situação em normas, como ocorreu recentemente com a versão de 2013 da BS7910 [16] com a introdução de um capítulo específico para análise de juntas soldadas dissimilares. Apesar dos avanços, a análise de juntas soldadas submetidas a grandes deformações plásticas permanece uma questão aberta.

A heterogeneidade geométrica também possui forte influência em procedimentos de avaliação de integridade estrutural. Os procedimentos e pesquisas desenvolvidos nesta área adotam uma junta soldada com uma configuração simplificada, ou seja, chanfros em V, por exemplo, são convertidos em geometrias retangulares equivalentes [14, 66, 67]. Entretanto, esses procedimentos carecem de uma análise mais profunda e de uma metodologia sistemática de avaliação, uma vez que diferenças na geometria da solda podem gerar desvios na estimativa de forças motrizes e cargas limite [22].

5.1 Efeitos da dissimilaridade mecânica na determinação das forças motrizes

A dissimilaridade mecânica entre os materiais de base e solda favorece o surgimento de regiões com grande concentração de deformação plástica no material de menor resistência. Uma vez que as forças motrizes (J ou δ) são diretamente relacionadas com o nível de deformação local próximo à trinca, a alteração do padrão de deformação causada pela dissimilaridade influencia, diretamente, os procedimentos de avaliação de integridade estrutural [47].

A Fig. 12 ilustra esquematicamente as regiões de concentração de deformação para uma placa com uma trinca posicionada na região central de uma junta soldada. Para o caso de *undermatch* (Fig. 12(a)), a zona de concentração de deformações localiza-se confinada à solda. Esta situação é representativa de um caso extremo de *undermatch*. De maneira similar, a situação de *overmatch* representada pela Fig. 12(b)) ilustra um caso onde a concentração de deformação localiza-se apenas no material base. Cabe ressaltar que o padrão de deformação pode ser distinto daquele apresentado, dependendo da combinação do tamanho da trinca a , a largura do cordão soldado $2H$, a largura da placa W e o nível de dissimilaridade mecânica M_y . Quando H e a/W são relativamente grandes em relação às demais dimensões, há uma tendência de confinamento da deformação na região soldada, enquanto que o efeito contrário é esperado para juntas soldadas com valores menores de H e a/W . Como consequência, o *overmatch* é benéfico para estruturas com juntas soldadas de grande largura e trincas com grandes dimensões pois, deste modo, a ponta da trinca é protegida das regiões de grandes deformações.

Em contraste, o *undermatch* é prejudicial nestas condições, uma vez que as deformações tendem a se concentrar próximas a região da ponta da trinca, provocando um acréscimo no valor das forças motrizes [71]. Diversos estudos abordam o efeito da dissimilaridade mecânica e das propriedades geométricas da estrutura

Figura 12: Distribuição da deformação para uma placa idealizada com uma trinca central na região soldada: (a) *undermatch* e (b) *overmatch* [47].

no cálculo das forças motrizes. Em trabalho publicado pelo SINTEF [73], análises numéricas axissimétricas de tubulações típicas de aplicação submarina mostraram que as forças motrizes aumentavam com o nível de *undermatch*. O mesmo resultado foi obtido por pesquisas fundamentais, desenvolvidas utilizando placas com trincas localizadas na região central de juntas soldadas [74, 75].

A Fig. 13 ilustra os resultados obtidos através de análises numéricas tridimensionais de placas com trinca semi-elípticas modeladas na região central da junta soldada. Os resultados são apresentados através da evolução da Integral J norma-

lizada pela taxa de liberação de energia elástica linear G_Y e a deformação global remota aplicada na estrutura denotada por ε , normalizada pela deformação no ponto de escoamento [75].

Figura 13: Efeito do nível de dissimilaridade na curva da evolução da Integral J com a deformação remota aplicada na placa. (a) *overmatch* e (b) *undermatch* [75].

Considere, inicialmente, a Fig. 13(a). Ela traz uma comparação da evolução das forças motrizes, considerando um material homogêneo e níveis crescentes de *overmatch*. Conforme ocorre aumento no nível de *overmatch*, as forças motrizes tendem a reduzir, protegendo a região da solda das deformações localizadas oriundas da dissimilaridade mecânica. O efeito contrário pode ser visto na Fig. 13(b). Neste caso, verifica-se que o aumento do nível de *undermatch* aumenta os valores das forças motrizes, fazendo com que a falha seja mais propícia a acontecer do que no caso homogêneo.

5.2 Efeitos da dissimilaridade mecânica na carga limite

O padrão de deformação em estruturas compostas de materiais homogêneos depende unicamente das configurações geométricas e do modo de carregamento [64]. Como a carga limite depende do padrão de deformação [59], tem-se que a carga limite de uma estrutura depende, apenas, da geometria e da condição de

carregamento nela imposta. Este cenário, entretanto, não se aplica no caso de estruturas que contém juntas soldadas que apresentam dissimilaridade mecânica. Neste caso, a carga limite depende, adicionalmente, do nível de dissimilaridade (M_y) e das dimensões da junta. Como a carga limite depende do padrão de deformação plástica da estrutura, ela deve ser obtida para todas as configurações de deformação possíveis e, em seguida, o menor valor deve ser adotado. Desta maneira, a categorização dos padrões de deformação se faz necessária.

A Fig. 14 ilustra padrões de deformação típicos para estruturas contendo juntas soldadas *overmatch* e *undermatch*. Para o *undermatch* existem duas condições possíveis:

- A primeira é caracterizada pelo escoamento em ambos os materiais, ou seja, a região de grandes deformações plásticas penetra do material da solda até o material base, conforme ilustrado na Fig. 14(b);
- A segunda condição caracteriza-se pelo confinamento da deformação na região da solda, devido a grandes níveis de *undermatch*, conforme ilustrado na Fig. 14(a).

De maneira similar, existem dois padrões de deformação possíveis para a condição *overmatch*:

- O primeiro caracteriza-se pelo escoamento na seção fora da região da trinca, ou GSC (ver seção 4.4). Neste caso não há escoamento no ligamento remanescente da trinca (ver Fig. 14(d)). Esta condição é representativa de níveis extremos de *overmatch*, onde a deformação concentra-se totalmente no material de menor resistência que, nesse caso, é o material base;
- O segundo padrão caracteriza-se pelo escoamento em ambos os materiais de base e de solda, conforme ilustrado na Fig. 14(c). Este tipo de deformação

ocorre, geralmente, para valores moderados de dissimilaridade mecânica.

Figura 14: Ilustração dos padrões possíveis de deformação em juntas soldadas [76]

5.3 Estado da arte em procedimentos ECA para juntas soldadas em tubulações submetidas a grandes deformações

Conforme apresentado nas seções anteriores, a análise da integridade estrutural de juntas soldadas circunferenciais de tubulações submarinas lançadas pelo método de *reeling* apresenta uma série de questões que permanecem abertas. Nesta seção serão apresentados os principais procedimentos adotados pela indústria, as ferramentas numéricas específicas para integridade estrutural existentes e as principais publicações nesta área com procedimentos que visam determinar a força motriz em trincas localizadas em juntas soldadas de tubos submarinos.

5.3.1 Normas de lançamento de tubulações submarinas

Os procedimentos *ECA* para o lançamento de tubulações submarinas são baseados na norma DNV-RP-F108 [9], que estabelece os critérios de projeto de juntas soldadas submetidas a deformações plásticas cíclicas durante a instalação. Esta norma introduziu o corpo de prova SE(T) (ou SENT, do inglês *Single Edge Notch Tension*) cuja evolução da triaxialidade de tensões na ponta da trinca com o carregamento se assemelha com a tubulação submetida aos níveis de deformação plástica decorrentes do procedimento de instalação.

O procedimento DNV-OS-F101 [25] fornece detalhes adicionais sobre a operação e instalação de dutos sujeitos a deformações plásticas, como no caso de *reeling*. Em ambos os casos, há a exigência da utilização da norma BS7910 [16] para o desenvolvimento da análise *ECA*, com algumas alterações específicas detalhadas pelas normas DNV. O procedimento *ECA* descrito na norma BS7910 [16] leva em consideração a metodologia da tensão de referência detalhada nas seções 3.2 e 4.2. Ela define o fator de intensidade de tensões para tubulações contendo trincas circunferenciais a partir de soluções para placas planas carregadas sob tensão [77] expressa por

$$K_I = (Y\sigma) \sqrt{\pi a}, \quad (5.2)$$

onde a denota a profundidade da trinca e $(Y\sigma)$ representa a contribuição das tensões primárias definidas por

$$Y\sigma = M_b f_W (M_m P_m + M_b P_b), \quad (5.3)$$

onde M_b é o fator de correção de curvatura, f_W é um fator de correção dos efeitos de largura finita, M_m e M_b são fatores de ampliação de tensão, e P_m e P_b são as tensões primárias de membrana e de flexão, respectivamente. A solução de carga limite adotada pela BS7910 [16] leva em consideração tubos contendo trincas

circunferenciais carregados sob tensão [78]. A carga limite, P_0 , é determinada por:

$$P_0 = 2\pi R_m t \sigma_{ys} \frac{\left(1 - \frac{a}{t}\right) \left(\pi - \left(\frac{c}{R_m}\right) \left(\frac{a}{t}\right)\right)}{\pi \left(1 - \frac{a}{t}\right) + 2 \left(\frac{a}{t}\right) \sin \left(\frac{c}{R_m}\right)}, \quad (5.4)$$

onde, t é a espessura da parede do tubo, c é o comprimento da trinca e R_m denota o raio médio do tubo. As Eqs. (5.2) e (5.4) entram diretamente na determinação das forças motrizes e do diagrama *FAD*.

5.3.2 Procedimentos de avaliação de forças motrizes em tubulações submarinas submetidas a grandes deformações

Diversas pesquisas recentes foram desenvolvidas com o objetivo de obter procedimentos acurados de estimativa de forças motrizes em tubos submarinos submetidos a grandes deformações. Tkaczyk et al. [24] propuseram um procedimento baseado em uma modificação da metodologia da tensão de referência [62], expressa em termos de uma carga limite modificada, $\tilde{P}_0$, que relaciona-se com a carga limite padrão de Kastner et al. [78] P_0 por $\tilde{P}_0 = P_0 \gamma$, onde, γ , representa um fator de correção obtido através de análises de elementos finitos paramétricas para diversas configurações de dutos.

Através de uma metodologia baseada em deformação, Nourpanah e Taheri [79] desenvolveram um procedimento baseado no conceito de deformação de referência, onde a Integral J pode ser expressa por

$$\frac{J}{\sigma_{ys} t} = f_1 \varepsilon + f_2, \quad (5.5)$$

onde ε denota a deformação global aplicada no tubo e f_1 e f_2 são fatores determinados através de elementos finitos. Chiodo e Ruggieri [1] publicaram um procedimento de estimativa de forças motrizes em dutos homogêneos, baseado na metodologia EPRI [27], obtida através de elementos finitos para uma série de configurações de tubos. Parise et al. [80] propuseram uma versão baseada em deformação da

metodologia EPRI que permite sua direta extensão para problemas envolvendo grandes deformações. Apesar de apresentarem boas estimativas de forças motrizes em casos homogêneos, ou seja, onde não há presença de junta soldada, as metodologias apresentadas acima ainda não são extensíveis a problemas envolvendo materiais dissimilares.

Neste sentido, Lei e Ainsworth [81, 82] propuseram uma metodologia para estimativa da Integral J para placas com trincas centrais (CCP) e corpos de prova SENB baseados no conceito de tensão vs. deformação equivalente. Tal procedimento foi, posteriormente, incorporado na revisão recente da BS7910 [16] e formam a base de procedimentos como o SINTAP [17] e o R6 [15]. Apesar de apresentarem bons resultados para as geometrias citadas acima, a aplicação deste método em tubulações submarinas, sujeitas a grandes deformações, pode resultar em previsões não conservadoras das forças motrizes [2]. Visando superar as limitações destes métodos tradicionais, Ostby et al. [83] propuseram uma metodologia de estimativa do CTOD em juntas soldadas dissimilares, baseada na criação de um tamanho de trinca efetivo que computa os efeitos da heterogeneidade mecânica. Recentemente, Pepin et al. [2] publicaram um estudo onde avaliam a extensão da metodologia de Ostby et al. [83] para juntas soldadas na configuração *undermatch* e materiais com patamar de escoamento [37]. Zhang et al. [84] desenvolveram um procedimento de estimativa das forças motrizes em trincas na junta circunferencial de tubulações com revestimento interno resistente a corrosão. No entanto, o estudo paramétrico considerou um número limitado de configurações geométricas e de propriedade de materiais, o que restringe seu uso em aplicações reais de engenharia.

5.3.3 Ferramentas numéricas específicas para análise de integridade em tubulações submarinas

A demanda por procedimentos acurados de avaliação de integridade estrutural aliada às limitações das normas e procedimentos vigentes, motivou o desenvolvi-

mento de ferramentas numéricas específicas capazes de realizar análises ECA de maneira rápida e precisa da geometria real de tubulações contendo trincas localizadas na junta soldada circunferencial, como é o caso do software de elementos finitos LINKpipe (Linkfr AS) [85, 86]. Esta ferramenta numérica possibilita o cálculo direto das forças motrizes em dutos submetidos a grandes deformações para uma gama de configurações de trinca, geometria da junta e tipos de carregamento. O software LINKpipe é construído a partir da combinação de elementos de casca e molas não-lineares [87, 88]. Em revisão recente, LINKpipe incorporou um procedimento para o cálculo das forças motrizes em juntas soldadas dissimilares para tubulações contendo revestimento interno resistente a corrosão [11].

6 PROCEDIMENTOS DE AVALIAÇÃO DE FORÇAS MOTRIZES EM TUBULAÇÕES CONTENDO JUNTAS SOLDADAS

Esta seção apresenta os procedimentos de avaliação de forças motrizes em tubulações contendo juntas soldadas dissimilares desenvolvidos pelo autor. Serão abordadas duas técnicas centrais em duas partes distintas. Na primeira parte será apresentado um modelo baseado em uma modificação da metodologia EPRI [27] para incluir os efeitos da dissimilaridade da junta soldada. Na segunda etapa, será apresentado outro modelo, baseado na metodologia da tensão vs. deformação equivalente [21] acoplado à metodologia EPRI [27], além do estudo de um método de simplificação da geometria soldada [89].

6.1 Procedimento EPRI modificado

Este capítulo apresenta o procedimento de avaliação de forças motrizes em dutos contendo trincas circunferenciais na junta soldada, submetidos a grandes deformações, através de uma modificação na metodologia EPRI, visando incluir os efeitos da dissimilaridade mecânica no procedimento de avaliação das forças motrizes. As soluções apresentadas na seção 3.1 serão particularizadas para incluir as características geométricas específicas do duto contendo a trinca na junta soldada circunferencial e a heterogeneidade mecânica.

Para definir um procedimento de avaliação da Integral J ou CTOD em tubulações contendo trincas na junta soldada circunferencial, considere a Fig. 15. Ela representa o modelo físico adotado para este trabalho, o carregamento aplicado, a configuração do cordão de solda e a sua idealização como um perfil retangular.

Considere inicialmente o caso homogêneo. Neste caso, a extensão da metodologia EPRI apresentada na seção 3.1 é feita de maneira direta considerando as principais características geométricas do tubo e da trinca, a flexão decorrente da curvatura do tubo durante o procedimento de *reeling* e as propriedades do material

Figura 15: a) Duto contendo trinca na junta soldada circunferencial submetido a flexão. b) Detalhe esquemático da trinca. c) Trinca localizada na região central do cordão de solda.

do tubo [1]. Efetuando as adaptações necessárias, a força motriz pode ser expressa como

$$J_p = \alpha \varepsilon_{ys} \sigma_{ys} b h_1 \left(\frac{M}{M_0} \right)^{n+1} \quad (6.1)$$

e, analogamente,

$$\delta_p = \alpha \varepsilon_{ys} b h_2 \left(\frac{M}{M_0} \right)^{n+1}, \quad (6.2)$$

onde t é a espessura de parede, $b = t - a$ define o tamanho do ligamento remanescente, M representa o momento fletor aplicado na estrutura, M_0 o momento fletor limite da estrutura, h_1 e h_2 são constantes adimensionais que dependem das propriedades geométricas da estrutura e das propriedades de encruamento do material n e, geralmente, são obtidas através de análises de elementos finitos da geometria desejada.

O comprimento da trinca é descrito pelo ângulo θ (veja Fig. 15) e representado como [18, 48]

$$\theta = \frac{\pi c}{2D_e}, \quad (6.3)$$

onde D_e denota o diâmetro externo do duto e c é a metade do comprimento da trinca. De maneira semelhante, a extensão da metodologia EPRI para incluir as heterogeneidades da junta soldada pode ser feita de maneira direta, incluindo as variáveis necessárias na expressão geral representada pela Eq. (6.1), desde que certas condições sejam satisfeitas.

A primeira delas refere-se à necessidade de garantir a validade do campo de tensões HRR para descrever as tensões na ponta da trinca que, por sua vez, se reflete na proporcionalidade entre o carregamento global aplicado na estrutura e as forças motrizes. A segunda condição requer que a avaliação dos valores da Integral J sejam computados numericamente no interior da região soldada de maneira a evitar a interferência da interface entre o material da solda e de base na independência de caminho do valor de J . Tais condições serão descritas e avaliadas com detalhe na seção 8.1.1.

Além disso, a junta soldada apresenta heterogeneidades relacionadas à geometria do chanfro e às diferenças entre as propriedades mecânicas dos materiais de base, de solda e da liga resistente a corrosão no caso de tubos cladeados. Desta maneira, a expressão proposta nesta etapa do trabalho é dada por

$$J_p = \alpha_{wm} \epsilon_{ys}^{wm} \sigma_{ys}^{wm} b h_1 \left(\frac{M}{M_0} \right)^{n_{wm}+1}, \quad (6.4)$$

onde o fator adimensional, h_1 , depende, adicionalmente, do nível de dissimilaridade mecânica, M_y , do tamanho do cordão de solda, $2h$, e do encruamento do material de solda, n_{wm} , conforme a seguinte expressão

$$h_1 = f(a/t, 2h/t, D_e/t, \theta, M_y, n_{wm}). \quad (6.5)$$

Observe que a expressão acima adota uma junta soldada com um perfil retangular de largura $2h$. Tal simplificação é feita de modo a reduzir o número de análises numéricas, uma vez que o fator h_1 depende, a rigor, da geometria real do chanfro soldado que, por sua vez, pode assumir uma infinidade de configurações. Apesar de possuir fácil aplicação, a Eq. (6.4) requer a adoção de um método capaz de gerar uma soldada retangular equivalente representativa de uma junta com um chanfro real. Ressalta-se que esta etapa do trabalho não leva em consideração os efeitos da dissimilaridade da camada interna do material resistente a corrosão no cálculo das forças motrizes, uma vez que este seria mais um fator a ser incluído na matriz de análises para extração do fator h_1 . Desta maneira, o tubo interno de revestimento (*Clad*) será simplificado assumindo-se que ele possui as mesmas propriedades do material de base. Esta consideração é razoável uma vez que a espessura deste tubo interno é consideravelmente menor do que a do tubo externo composto pelo material base.

A componente elástica da força motriz, J_e ou CTOD (δ_e), é calculada através de uma expressão conveniente apropriada do fator de intensidade de tensões, K_I . Para uma trinca na junta soldada circunferencial de um duto sujeito a flexão, o procedimento API 579 [18] define a seguinte expressão para o fator K_I :

$$K_I = \sigma_b G_5 \sqrt{\frac{\pi a}{Q_s}}, \quad (6.6)$$

onde σ_b é a tensão de flexão em relação ao eixo X (veja Fig. 15) definida como

$$\sigma_b = \frac{4MR_e}{\pi(R_e^4 - R_i^4)} \quad (6.7)$$

e Q_s representa o fator de forma do defeito, expresso por

$$Q_s = 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}, \quad a \leq c. \quad (6.8)$$

Na Eq. (6.6), G_5 é o coeficiente de influência correspondente a um defeito

semielíptico na superfície circunferencial de um cilindro sujeito a flexão, conforme o Apêndice C da API 579 [18]. A solução de carga limite de um duto homogêneo contendo uma trinca na junta soldada circunferencial sujeito a flexão, proposta por Miller [57], é dada por

$$M_0 = 2\sigma_{ys}R_m^2t \left(2\sin\beta - \frac{a}{t}\sin\theta \right), \quad (6.9)$$

onde σ_{ys} representa a tensão de escoamento do material, R_m denota o raio médio, $R_m = (R_e + R_i)/2$, com R_e e R_i definidos como o raio externo e interno, sendo o parâmetro β definido como

$$\beta = \frac{\pi}{2} \left[1 - \left(\frac{\theta}{\pi} \right) \left(\frac{a}{t} \right) \right]. \quad (6.10)$$

A solução anterior (Eq. (6.9)) é válida no intervalo $(\theta + \beta) \leq \pi$ [18, 48]. A Eq. (6.9) pode ser reescrita para incluir os efeitos da dissimilaridade mecânica da solda através da substituição da tensão de escoamento do material de base, σ_{ys} , pela tensão de escoamento do material com menor resistência, com o objetivo de utilizar um valor conservador de carga limite para estrutura. Como exemplo, para uma junta soldada *undermatch*, a carga limite é dada por

$$M_0^{wm} = 2\sigma_{ys}^{wm}R_m^2t \left(2\sin\beta - \frac{a}{t}\sin\theta \right) \quad (6.11)$$

onde, σ_{ys}^{wm} , representa a tensão de escoamento do material de solda. Esta condição, onde a carga limite é calculada com as propriedades do material de solda, é conhecida como *All Weld Metal* (AWM). A carga limite, no contexto da metodologia EPRI, é utilizada como um fator normalizador do carregamento aplicado M na Eq. (6.4) e, portanto, possui influência nos valores de h_1 apenas.

6.2 Procedimento baseado na metodologia da tensão vs. deformação equivalente acoplado à metodologia EPRI

Este capítulo apresenta o procedimento de avaliação de forças motrizes em dutos contendo trincas circunferenciais na junta soldada, submetidos a grandes deformações, através de metodologia da tensão vs. deformação equivalente acoplado a metodologia EPRI para avaliação das forças motrizes.

6.2.1 Extensão para incluir os efeitos da dissimilaridade mecânica

Conforme apresentado na seção 5 o procedimento de soldagem introduz heterogeneidades na região da junta que podem ser subdivididas em: (a) heterogeneidades mecânicas e (b) geométricas. O procedimento apresentado anteriormente (seção 6.1), apesar de possuir grandes capacidades para avaliação de forças motrizes em juntas soldadas dissimilares, não possibilita a inclusão dos efeitos da geometria do chanfro da solda e o material do tubo interno resistente a corrosão. Desta maneira, esta seção apresenta um novo modelo baseado na metodologia da tensão vs. deformação equivalente [21] acoplado à metodologia EPRI [27], além do estudo de um método de simplificação da geometria soldada [89].

Para incorporar os efeitos da dissimilaridade mecânica da junta soldada no cálculo das forças motrizes, Lei e Ainsworth [20, 21] propuseram o tratamento da resposta mecânica de um componente bimaternal (consistindo em uma junta soldada e um material base) em termos de uma relação de tensão vs. deformação equivalente (ESSRM¹) que trata os efeitos da geometria do chanfro soldado e a dissimilaridade mecânica em termos da seguinte expressão:

$$\sigma_{eq}(\epsilon_p) = f_1 \sigma_{wm}(\epsilon_p) + f_2 \sigma_{bm}(\epsilon_p) \quad (6.12)$$

onde $\sigma_{eq}(\epsilon_p)$ denota a relação tensão vs. deformação plástica equivalente, f_1 e

¹ O Apêndice A descreve com maiores detalhes a derivação desse método.

f_2 são funções da geometria da solda e nível de dissimilaridade, que podem ser determinados através de uma análise de carga limite da estrutura, e $\sigma_{wm}(\varepsilon_p)$ e $\sigma_{bm}(\varepsilon_p)$ representam a curva tensão vs. deformação do material de solda e de base, respectivamente.

Soluções analíticas para a carga limite de estruturas estão disponíveis apenas para um número bastante reduzido de configurações geométricas e o desenvolvimento de novas soluções pode ser uma tarefa complexa, conforme detalhado na seção 4.4. Com o objetivo de superar essa limitação e estender a aplicação da metodologia para uma gama maior de componentes, Lei e Ainsworth [81, 82] propuseram um método aproximado para computar a curva da tensão vs. deformação equivalente definida por

$$\sigma_{eq}(\varepsilon_p) = \left[\frac{P_0^{mism} - P_0^{bm}}{P_0^{wm} - P_0^{bm}} \right] \sigma_{wm}(\varepsilon_p) + \left[\frac{P_0^{wm} - P_0^{mism}}{P_0^{wm} - P_0^{bm}} \right] \sigma_{bm}(\varepsilon_p) \quad (6.13)$$

onde P_0^{mism} denota a carga limite da estrutura contendo a junta soldada dissimilar, P_0^{bm} e P_0^{wm} representam a carga limite da estrutura composta unicamente pelo material base e de solda, respectivamente. A principal vantagem desta definição reside na utilização de soluções de carga limite obtidas através de análises de elementos finitos, que não requerem o conhecimento detalhado do padrão de linhas de escorregamento (*slip lines*) da configuração com a junta soldada.

O procedimento detalhado acima necessita apenas da especificação de uma solução de carga limite apropriada do componente, composto por um sistema de dois materiais (material base e de solda), uma vez que todas as outras variáveis da Eq. (6.13) são conhecidas. A utilização desta metodologia, capaz de incorporar as heterogeneidades mecânicas e geométricas em um único material, permite que as forças motrizes sejam determinadas utilizando um procedimento padrão para estruturas homogêneas compostas de um único material, como é o caso da metodologia EPRI tradicional [27].

A Fig. 16 ilustra o procedimento necessário para obtenção da curva de tensão vs. deformação equivalente.

Figura 16: Procedimento para avaliação das forças motrizes através da metodologia da tensão vs. deformação equivalente.

As seções subsequentes apresentam com detalhes a maneira como a força motriz será determinada e como a carga limite será definida.

6.2.2 Estimativa das forças motrizes

No contexto da metodologia da ESSRM, uma única curva de tensão vs. deformação equivalente é capaz de descrever a resposta mecânica de uma estrutura contendo uma junta soldada dissimilar incorporando as heterogeneidades geométricas e mecânicas. Desta maneira, o sistema multimaterial composto pelo material base e de solda pode ser tratado como uma estrutura homogênea, cujas forças motrizes (Integral J ou CTOD (δ)) podem ser determinadas diretamente por métodos aplicáveis a estruturas homogêneas. A metodologia EPRI pode ser aplicada neste caso, de maneira conveniente, para estimar as forças motrizes em estruturas homogêneas. Adotando o mesmo modelo para uma tubulação contendo uma trinca circunferencial na junta soldada representado na Fig. 17, pode-se utilizar parte do desenvolvimento apresentado na Seção 6.1 para chegar na equação de estimativa das forças motrizes para dutos homogêneos, representado pelas Eqs. (6.1) e (6.2).

Figura 17: Ilustração esquemática da geometria do tubo e da trinca.

6.2.3 Solução de carga limite e simplificação da geometria da junta soldada

A aplicação da metodologia da tensão vs. deformação equivalente requer a definição das soluções de carga limite da estrutura soldada, uma vez que seu valor é intrinsecamente relacionado a acurácia do procedimento [90]. Soluções de carga limite para tubos trincados disponíveis atualmente na literatura abrangem uma série de geometrias, configurações de trinca e modos de carregamento. Entretanto, não há soluções específicas para tubos com trincas externas circunferenciais na junta soldada submetidos ao carregamento de flexão. Além disso, a maior parte das cargas limites disponíveis na literatura consideraram uma junta soldada retangular idealizada [66, 91]. Desta maneira, a aplicação dessas soluções para juntas soldadas com configurações reais (chanfro em V, por exemplo) não pode ser feita de maneira direta. Kim et al. [67] desenvolveram, recentemente, uma série de soluções para tubos trincados contendo juntas com chanfro em V. No entanto, tais soluções ainda não abrangem as geometrias e configurações estudadas neste trabalho. Conforme será detalhado posteriormente, este trabalho adota a seguinte estratégia para solucionar os itens supracitados:

- A geometria do chanfro em V será simplificada em uma geometria equivalente retangular de acordo com a metodologia proposta por Hertelé et al. [89] que é

baseada nos padrões de *slip lines* da estrutura soldada;

- Uma solução de carga limite aproximada será adotada com base em sua capacidade de descrever a carga limite da estrutura real analisada neste trabalho.

6.2.3.1 Procedimento de simplificação da geometria da junta soldada

A qualidade de uma junta soldada depende de uma série de fatores e parâmetros de soldagem e, entre eles, a geometria do chanfro possui particular importância no procedimento de fabricação de tubulações submarinas. Procedimentos atuais de integridade estrutural adotam uma junta soldada com geometria retangular para representar configurações mais complexas encontradas em aplicações de engenharia (como, por exemplo, juntas em V e X [26]). Apesar de alguns procedimentos terem sido propostos para abordar o problema de simplificação da junta soldada [92, 93], não há uma metodologia sistemática de validação para geometrias de chanfro diversas, considerando diferentes níveis de dissimilaridade mecânica.

Em trabalho recente de Hertelé et al. [89], um procedimento de simplificação da junta soldada em corpos de prova SENT ou SE(T) foi proposto com base no padrão de *slip lines* da estrutura soldada e sua relação com a carga limite da estrutura [59]. Considerando a similaridade entre a evolução da triaxialidade de tensões (e, conseqüentemente, do padrão de deformações) do corpo de prova SE(T) e de tubulações contendo trincas externas circunferenciais na junta soldada carregadas em flexão [94, 95, 96, 97, 98, 99], será assumido neste trabalho que a metodologia desenvolvida por Hertelé et al. [89] pode ser estendida para a análise da configuração de tubos analisada neste trabalho.

Para introduzir o procedimento de simplificação da geometria da junta soldada, considere a seção transversal no ponto de maior profundidade da trinca de uma junta soldada circunferencial, conforme ilustrado na Fig. 18(a). Assumindo uma *slip*

line reta emanando da ponta da trinca a um ângulo de 45° e levando em conta que a carga limite da estrutura é diretamente relacionada com o comprimento da *slip line* em cada material² [59, 81, 90], a junta soldada com geometria em V pode ser simplificada em uma configuração retangular cuja largura (h_{eq}) é calculada a partir da intersecção entre a linha de fusão da solda e a trajetória da *slip line*, conforme ilustrado na Fig. 18(b).

Figura 18: Procedimento de simplificação da junta soldada para tubulações sem a camada interna resistente a corrosão (*Clad*).

Apesar do procedimento descrito acima ser aplicável para um sistema bimaterial, sua extensão para tubos com revestimento interno resistente a corrosão não pode ser realizada de maneira imediata, uma vez que é necessário incluir os efeitos da espessura da camada de *Clad* na carga limite da estrutura, conforme detalhado no Apêndice B. A fim de solucionar esta necessidade, a junta soldada de um tubo contendo um revestimento interno (camada de *Clad*) é modelada como um sistema

²O Apêndice A descreve com maiores detalhes a derivação desse método.

contendo três materiais, conforme ilustrado na Fig. 19(a). Considerando que uma

Figura 19: Procedimento de simplificação da junta soldada para tubulações com a camada interna resistente a corrosão (*Clad*).

slip line similar desenvolve da ponta da trinca para esta configuração, a influência da camada resistente a corrosão pode ser computada através da criação de uma junta soldada equivalente cuja largura (h_{eq}^{clad}) é computada como a soma das contribuições na carga limite da junta soldada e da camada de *Clad* $h_{eq}^{clad} = h_{eq} + h_c$, conforme Fig. 19(b) e (c). O material equivalente da junta soldada é determinado através da

expressão proposta por Hertelé et al. [89]:

$$M_{eq} = \frac{\int M(s) ds}{\|OF\|}, \quad (6.14)$$

onde M_{eq} denota a dissimilaridade equivalente do novo material incluindo a camada de *Clad*, $M(s)$ denota o nível de dissimilaridade correspondente ao comprimento s e $\|OF\|$ representa o comprimento total de uma linha reta do ponto O até o ponto F, conforme ilustrado na Fig. 19(a). Considerando a possibilidade da ocorrência de dissimilaridade mecânica ao longo de toda a curva de tensão vs. deformação, a Eq. (6.14) pode ser reescrita como

$$M_{eq}^{clad}(\epsilon_p) = \frac{M_{wm}(\epsilon_p)l_w + M_{cm}(\epsilon_p)l_c}{l_w + l_c}, \quad (6.15)$$

onde l_w e l_c representam o comprimento da *slip line* no interior do material da solda e da camada de *Clad* e $M_{wm}(\epsilon_p) = \sigma_{yw}(\epsilon_p)/\sigma_{yb}(\epsilon_p)$ e $M_{cm}(\epsilon_p) = \sigma_{yc}(\epsilon_p)/\sigma_{yb}(\epsilon_p)$ são o nível de dissimilaridade do material de solda e de *Clad* com respeito ao material base. A metodologia descrita acima pela Eq. (6.15) permite a representação da configuração complexa com três materiais em uma configuração bimaterial. Vale a pena ressaltar que a hipótese de uma *slip line* reta feita em ambos os casos pode não ser adequada, dependendo da configuração geométrica da trinca e da junta, e o nível de dissimilaridade mecânica [59]. A validação do método e a descrição de suas limitações serão abordadas na seção 8.2.2

6.2.3.2 Solução de carga limite

Uma vez que o principal dado de entrada da metodologia ESSRM é a solução de carga limite da estrutura, sua acurácia representa um fator de extrema importância da determinação da curva de tensão vs. deformação equivalente. Diversas soluções de carga limite para diferentes estruturas soldadas foram desenvolvidas e estão disponíveis na literatura [66, 91]. Entretanto, soluções para tubos contendo trincas

externas circunferenciais na junta soldada não foram desenvolvidas até o presente momento. Levando em consideração que o principal interesse dessa tese não reside na elaboração de um compêndio de carga limite para a estrutura de interesse, a determinação da carga limite será feita através da adoção de soluções para geometrias aproximadas e posterior validação dessas soluções a partir de comparações com os valores de carga limite da estrutura real obtidas através de análises de elementos finitos. Três soluções distintas de carga limite foram analisadas neste trabalho:

- Tubo contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração, abreviado como *PFiniteC* [66];
- Tubo com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeito a tração, representado como *PFullC* [66];
- Placa contendo trinca externa na região central da junta soldada, representada por *Plate* [91].

A Fig. 20 ilustra esquematicamente cada geometria considerada nesta análise. As cargas limite são apresentadas em termos do parâmetro de esbeltez (do inglês *slenderness*) da solda, ψ , e da razão de carga limite (P_0^{mism}/P_0^{bm}). A esbeltez da solda, que é função da geometria do duto, da configuração da trinca e da largura da solda, assume formas diferentes dependendo do tipo de trinca e sua localização. A razão de carga limite depende do modo de carregamento e pode ser representado ou por N_0^{mism}/N_0^{bm} para tubos carregados sob tração ou por M_0^{mism}/M_0^{bm} para tubos carregados sob flexão. A próxima seção apresenta uma descrição detalhada das soluções de carga limite adotadas neste trabalho.

Figura 20: Ilustração esquemática de (a) tubo contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração (PFiniteC) [66]; (b) tubo com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeito a tração (PFullC) [66] e (c) placa contendo trinca externa na região central da junta soldada (Plate) [91].

6.2.3.3 Tubo contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração (PFiniteC)

Kim et al. [66] descrevem a expressão da carga limite aplicável a tubos contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração (Fig. 20(a)). O parâmetro de esbeltez, ψ , é definido como

$$\psi = \frac{t-a}{h} + 5 \left(\cos\left(\frac{\theta}{2}\right) - \frac{\sin\theta}{2} \right) \quad (6.16)$$

em que t é a espessura do tubo e h denota a largura da solda. A trinca é definida pela sua profundidade, a , e ângulo circunferencial, 2θ (Fig. 20(a)). A razão de carga limite (N_0^{mism}/N_0^{bm}) para a condição *overmatch* é dada por

$$\frac{N_0^{mism}}{N_0^{bm}} = \begin{cases} \min(M_y, \frac{1}{n_{LB}}) & 0 \leq \psi \leq \psi_1 \\ \min\left(\frac{24(M_y-1)}{25} \left(\frac{\psi_1}{\psi}\right) + \frac{(M_y+24)}{25}, \frac{1}{n_{LB}}\right) & \psi_1 \leq \psi \end{cases} \quad (6.17)$$

$$\psi_1 = \exp\left(-\frac{2(M_y-1)}{5}\right) \quad (6.18)$$

onde N_0^{bm} é definida como a carga limite à tração da estrutura para a configuração homogênea. Para o caso *undermatch*, a carga limite é dada por:

$$\frac{N_0^{mism}}{N_0^{bm}} = \begin{cases} M_y & 0 \leq \psi \leq 1,5 \\ 1 - \frac{1,5(1-M_y)}{\psi} & 1,5 \leq \psi \end{cases} \quad (6.19)$$

6.2.3.4 Tubo com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeito à tração (PFullC)

A Fig. 20(b) ilustra um tubo com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeito à tração. O parâmetro de esbeltez, ψ , para esta configuração é definido por [66]:

$$\psi = \frac{t-a}{h} . \quad (6.20)$$

A carga limite (N_0^{mism}/N_0^{bm}) para a condição *overmatch* é determinada por

$$\frac{N_0^{mism}}{N_0^{bm}} = \begin{cases} \min(M_y, \frac{1}{n_{LB}}) & 0 \leq \psi \leq \psi_1 \\ \min\left(\frac{24(M_y-1)}{25} \left(\frac{\psi_1}{\psi}\right) + \frac{(M_y+24)}{25}, \frac{1}{n_{LB}}\right) & \psi_1 \leq \psi \end{cases} \quad (6.21)$$

$$\psi_1 = \exp\left(-\frac{2(M_y-1)}{5}\right) \quad (6.22)$$

onde N_0^{bm} é definido como a carga limite à tração da estrutura. Para o caso *undermatch* a carga limite é definida como:

$$\frac{N_0^{mism}}{N_0^{bm}} = \begin{cases} M_y & 0 \leq \psi \leq 1,5 \\ 1 - \frac{1,5(1-M_y)}{\psi} & 1,5 \leq \psi \end{cases} \quad (6.23)$$

6.2.3.5 Placa contendo trinca externa na região central da junta soldada (Plate)

A expressão da carga limite para placas contendo trinca externa na região central da junta soldada sujeita a tensão [91], ilustrada na Fig. 20(c), é definida em termos

do parâmetro de esbeltez

$$\Psi = \frac{1}{f} \left(\frac{t-a}{h} + \frac{w-c}{h} \right) \quad (6.24)$$

onde o comprimento da placa é definido como o perímetro do tubo $w = 2\pi R_e$ e a função f é definida por

$$f = \begin{cases} 2 \left(g \left(\frac{w}{t} \right) - 1 \right) \left(\frac{a}{t} - 0,5 \right) + g \left(\frac{w}{t} \right) & 0 \leq \frac{a}{t} \leq 0,5 \\ -2 \left(g \left(\frac{w}{t} \right) - 1 \right) \left(\frac{a}{t} - 0,5 \right) + g \left(\frac{w}{t} \right) & 0,5 \leq \frac{a}{t} \leq 1,0 \end{cases} \quad (6.25)$$

$$g \left(\frac{w}{t} \right) = 0,13 \left(\frac{w}{t} \right) + 2,37. \quad (6.26)$$

A razão de carga limite (N_0^{mism}/N_0^{bm}) para a condição *overmatch* é determinada pelas seguintes equações:

$$\frac{N_0^{mism}}{N_0^{bm}} = \begin{cases} \min(M_y, \frac{1}{1-c/w}) & 0 \leq \Psi \leq \Psi_1 \\ \min \left(\frac{24(M_y-1)}{25} \left(\frac{\Psi_1}{\Psi} \right) + \frac{(M_y+24)}{25}, \frac{1}{1-c/w} \right) & \Psi_1 \leq \Psi \end{cases} \quad (6.27)$$

$$\Psi_1 = \exp \left(-\frac{(M_y-1)}{5} \right) \quad (6.28)$$

onde N_0^{bm} é definido como a carga limite a tração da estrutura. Para juntas na condição *undermatch*, a razão de carga limite é definida como o menor valor obtido entre a Eq. (6.29) e a Eq. (6.30):

$$\frac{N_0^{mism}}{N_0^{bm}} = \begin{cases} M_y & 0 \leq \Psi \leq 1,0 \\ 1 - \frac{(1-M_y)}{\Psi} & 1,0 \leq \Psi \end{cases} \quad (6.29)$$

$$\frac{N_0^{mism}}{N_0^{bm}} = \begin{cases} M_y & 0 \leq \Psi \leq 1,0 \\ M_y \left(1,0 + \frac{0,462(\Psi-1)^2}{\Psi} - \frac{0,044(\Psi-1)^3}{\Psi} \right) & 1,0 \leq \Psi \leq 3,6 \\ M_y \left(2,571 - \frac{3,254}{\Psi} \right) & 3,6 \leq \Psi \leq 5,0 \\ M_y \left(1,291 + 0,125\Psi + \frac{0,019}{\Psi} \right) & 5,0 \leq \Psi \end{cases} \quad (6.30)$$

7 PROCEDIMENTOS COMPUTACIONAIS

7.1 Procedimentos computacionais referentes a metodologia EPRI modificada

7.1.1 Modelos de Elementos Finitos

O desenvolvimento do procedimento de avaliação de forças motrizes desenvolvido no Capítulo 6.1 requer a extração dos fatores h_1 através de análises de elementos finitos para uma gama de configuração de dutos e propriedades de materiais. Deste modo, análises numéricas tridimensionais não-lineares foram conduzidas em dutos contendo trincas externas na junta soldada circunferencial submetidos a flexão. Os dutos analisados possuem espessura de parede $t = 20,6$ mm e três diâmetros externos distintos: $D_e = 206$ mm ($D_e/t = 10$); $D_e = 309$ mm ($D_e/t = 15$) e $D_e = 412$ mm ($D_e/t = 20$). Estas geometrias representam valores típicos adotados em procedimentos de lançamento de tubos submarinos.

A junta soldada circunferencial é modelada como um sistema bimaterial tendo uma seção retangular de largura $2h = 15$ mm ($h/t = 0,36$) e a trinca é localizada na região central da junta. Esta geometria de cordão de solda representa um perfil médio adotado em processos de soldagem manuais. A zona afetada pelo calor e trincas assimétricas em relação ao cordão não serão consideradas. A matriz de análises considera, ainda, profundidade de trinca, a , variando de $a/t = 0,1$ até $0,4$ com incrementos de $0,1$ e comprimento de trinca, $2c$, variando de $\theta/\pi = 0,04$ até $0,20$ com incrementos de $0,08$ (a definição das propriedades geométricas da trinca encontra-se na Eq. (6.3) e na Fig. 15. A Tab. 2 traz um resumo das configurações geométricas utilizadas nesta etapa do trabalho.

As análises computacionais abrangeram 36 modelos numéricos 3-D e 324 casos distintos considerando as propriedades de material adotadas, conforme descrito na próxima seção. A Fig. 21 ilustra o modelo de elementos finitos utilizado para o

Tabela 2: Resumo da matriz de análises adotada para o estudo da metodologia EPRI modificada.

D_e/t	θ/π	a/t
10	0,04	0,1
		0,2
		0,3
		0,4
		0,5
15	0,12	
20	0,20

Figura 21: Exemplo do modelo de elementos finitos utilizado para as análises

caso do duto com $D_e/t = 10$, $a/t = 0,2$ e $\theta/\pi = 0,12$. A trinca é modelada por meio de uma malha focal com 15 camadas de elementos ao redor da ponta e um raio de curvatura $\rho_0 = 0,001$ mm, que tem por objetivo propiciar melhor acomodação das grandes deformações localizadas na ponta da trinca e facilitar a convergência das análises numéricas. Condições de simetria do duto permitem a construção de modelos quarto simétricos com condições de contorno aplicadas adequadamente (simetria no plano da face da trinca e no plano perpendicular a ela). Os modelos contém, aproximadamente, 18.000 nós e 15.000 elementos hexaédricos de oito nós. O carregamento de flexão imposto no duto foi aplicado através de um sistema de

Figura 22: Diagrama de momento fletor e força cortante referente ao carregamento imposto aos dutos nas simulações numéricas

quatro pontos, conforme ilustrado na Fig. 22. Nesta situação, o carregamento no plano da trinca caracteriza-se por flexão pura, sem a presença de força cortante.

7.1.2 Modelos constitutivos e procedimentos computacionais

O modelo constitutivo elasto-plástico empregado nas análises numéricas adota a teoria de pequenas deformações ou, do inglês, *Small Geometry Changes* - SGC e modelo de plasticidade de Von Mises. As análises utilizam uma lei de potência para a descrição da curva tensão-deformação verdadeira do material, de acordo com as seguintes expressões:

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_{ys}} = \frac{\sigma}{\sigma_{ys}}, \epsilon \leq \epsilon_{ys}; \quad \frac{\epsilon}{\epsilon_{ys}} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^n, \epsilon > \epsilon_{ys}. \quad (7.1)$$

Foram empregados materiais que abrangem uma gama típica de condições de dissimilaridade mecânica: 20% de *undermatch*, *evenmatch* e 25% de *overmatch* ($M_y = 0,8, 1,0$ e $1,25$ - conforme equação 5.1). As seguintes propriedades foram atribuídas para o material base: $\sigma_{ys} = 483$ MPa e $n = 12$ que tipificam aço API 5L X60 [1]. A Tab. 3 resume as propriedades dos materiais utilizados nas análises que

consideram $E = 206 \text{ GPa}$ e $\nu = 0,3$.

Tabela 3: Propriedade dos materiais utilizados nas análises numéricas.

Mismatch Level	Weld Metal		Base Plate	
	σ_{ys} (MPa)	n	σ_{ys} (MPa)	n
20% Undermatch	386	6	483	12
		8		
		10		
		12		
25% Overmatch	604	12	483	12
		14		
		16		
		18		
Evenmatch	483	12	483	12

Figura 23: Propriedade dos materiais para a condição *undermatch*

Como as propriedades pós-escoamento da solda dependem de inúmeros fatores (processo de soldagem, aporte de calor, tipo de consumível, etc.) o coeficiente de

encruamento do material de solda foi variado de modo a cobrir um nível realista de comportamento de encruamento (alto encruamento e baixo encruamento, para o mesmo material de base). A Fig. 23 ilustra as condições aplicadas ao material de solda para o caso de 20% de *undermatch*. Em particular, a condição de 20% de *undermatch* para o material de solda ($\sigma_{ys}^{wm} = 386$ MPa) com $n = 6$ (material com alto encruamento) tipifica a condição de dissimilaridade parcial observada em juntas soldadas circunferenciais de tubos cladeados para aplicações *offshore* [12].

7.1.3 Procedimentos numéricos

O código de elementos finitos WARP3D [100] foi utilizado para as análises numéricas. A avaliação da Integral J deriva de um procedimento de integral de domínio da região da ponta da trinca para cada nível de carregamento aplicado. A Integral J é extraída no ponto de maior profundidade da trinca (veja Fig. 21), uma vez que tal ponto apresenta a maior triaxialidade de tensões e, portanto, maior probabilidade de governar o processo de fratura no duto. Foram escolhidos dez contornos ao longo da frente da trinca, distantes da linha de fusão e do raio interno do duto, com o objetivo de manter a independência de caminho no cálculo da Integral J . O código FRACTUS2D [101] foi empregado para o pós-processamento dos resultados e cálculo dos fatores h_1 para as geometrias analisadas.

7.2 Procedimentos computacionais referentes a metodologia EPRI acoplada com a metodologia ESSRM

7.2.1 Matriz de análises

7.2.1.1 Análises de carga limite

A matriz de análises considera tubos contendo trincas externas na junta soldada circunferencial com espessura de parede $t = 20,6$ mm e diâmetros externos $D_e = 206$ mm e $D_e = 412$ mm ($D_e/t = 10$ e $D_e/t = 20$). Duas espessuras da camada de

Clad são empregadas neste estudo: $t_c = 1$ mm e $t_c = 3$ mm, que são representativas de aplicações reais de engenharia [11]. A geometria da trinca considerada varia de acordo com a análise efetuada. A validação e escolha da solução da carga limite (análise com material elástico-perfeitamente plástico) considera dois comprimentos ($2c$) e três profundidades de trinca (a). O comprimento normalizado da trinca é definido como $\theta/\pi = 0,04$ e $\theta/\pi = 0,2$, enquanto que a profundidade da trinca é variada de $a/t = 0,1$ até $a/t = 0,5$ com incrementos de 0,2. Uma vez que as soluções disponíveis de carga limite consideram juntas soldadas retangulares idealizadas, as análises consideram duas larguras de junta: $h_w/t = 0,25$ e $h_w/t = 0,5$, onde t denota a espessura de parede e h_w a largura da junta soldada retangular. Quatro níveis de dissimilaridade são considerados: $M_y = 0,5, 0,8, 1,2$ e $1,5$. A Tab. 4 traz o resumo da matriz de análises utilizada para avaliação das soluções de carga limite.

Tabela 4: Resumo da matriz de análises adotada avaliação da carga limite.

D_e/t	θ/π	a/t	h_w/t	M_y
10 20	0,04	0,1	0,25 0,50	0,5
		0,3		0,8
	0,20	0,5		1,2
				1,5

Para investigar a validade do procedimento de simplificação geométrica do chanfro descrito na seção 6.2.3.1, a matriz de análises considera dois comprimentos de trinca ($\theta/\pi = 0,04$ e $0,2$) e duas profundidades de trinca ($a/t = 0,1$ e $0,5$). Os chanfros soldados incluem juntas com configurações estreitas (do inglês *narrow gap*) e largas (do inglês *wide gap*) detalhadas na seção 7.2.3 com seis níveis de dissimilaridade mecânica: $M_y = 0,5, 0,8, 0,9, 1,1, 1,2$ e $1,5$. A Tab. 5 traz o resumo da matriz de análises utilizada para avaliação das soluções de carga limite.

As análises de carga limite levam em consideração materiais com tensão de escoamento $\sigma_{ys} = 500$ MPa. Ressalta-se que a tensão de escoamento não influencia

Tabela 5: Resumo da matriz de análises adotada avaliação do procedimento de simplificação da junta soldada.

D_e/t	θ/π	a/t	β	M_y
10 20	0,04 0,20	0,1 0,5	10° 30°	0,5
				0,8
				0,9
				1,1
				1,2
				1,5

a razão entre carga limite P_0^{mism}/P_0^{bm} . As análises também adotam as seguintes propriedades elásticas: $E = 206$ GPa e $\nu = 0,3$. É utilizado material com comportamento elástico-perfeitamente plástico descrito por:

$$\frac{\bar{\epsilon}}{\epsilon_{ys}} = \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_{ys}}, \epsilon \leq \epsilon_{ys}; \quad \bar{\sigma} = \bar{\sigma}_{ys}, \epsilon > \epsilon_{ys}. \quad (7.2)$$

7.2.1.2 Análises elasto-plásticas

As análises elasto-plásticas conduzidas para a extração do parâmetro de fratura h_2 (procedimento descrito na seção 6.2.2) consideram três comprimentos ($\theta/\pi = 0,04, 0,12$ e $0,2$) e cinco profundidades de trinca ($a/t = 0,1$ até $0,5$ com incrementos de $0,1$). Três materiais distintos são considerados nas análises: $n = 5$ e $E/\sigma_{ys} = 800$ (material com alto grau de encruamento), $n = 10$ e $E/\sigma_{ys} = 500$ (material com encruamento moderado), $n = 20$ e $E/\sigma_{ys} = 300$ (baixo encruamento).

As propriedades descritas anteriormente são características de aços estruturais ferríticos, incluindo aços para tubulações [18]. A Tab. 6 traz o resumo da matriz de análises utilizada para avaliação das soluções de carga limite.

A relação constitutiva segue a teoria de escoamento de Mises e pequenas deformações (SGC) [1]. As análises consideram um material caracterizado por uma

Tabela 6: Resumo da matriz de análises adotada as análises elasto-plásticas.

D_e/t	θ/π	a/t	n
10 20	0,04 0,12 0,20	0,1	5 10 20
		0,2	
		0,3	
		0,4	
		0,5	

relação uniaxial entre tensão ($\bar{\sigma}$) e deformação ($\bar{\epsilon}$) na forma

$$\frac{\bar{\epsilon}}{\epsilon_{ys}} = \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_{ys}}, \epsilon \leq \epsilon_{ys}; \quad \frac{\bar{\epsilon}}{\epsilon_{ys}} = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_{ys}} \right)^n, \epsilon > \epsilon_{ys} \quad (7.3)$$

onde σ_{ys} e ϵ_{ys} são a tensão e deformação de referência (escoamento), e n denota o coeficiente de encruamento.

7.2.2 Modelos de elementos finitos para tubo contendo trincas na junta soldada

A Fig. 24 ilustra o modelo típico de elementos finitos construído para o duto com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,3$. Os modelos foram desenvolvidos a partir de um gerador de malhas criado pelo autor na linguagem de programação Python acoplado com o software de elementos finitos Abaqus 6.12 [102]. O tubo é inicialmente modelado em uma placa que é, posteriormente, mapeada em um cilindro. A trinca possui um formato retangular na placa e profundidade constante ao longo de seu comprimento [79, 83]. Uma configuração convencional de malha focal contendo dez anéis de elementos concêntricos ao redor da trinca é adotada e o menor elemento possui dimensões da ordem de 10^{-2} mm. A trinca é modelada com elementos de cunha que tornam a trinca inicialmente aguda, permitindo a formação do arredondamento conforme ocorre o aumento do carregamento [80]. Para descrever adequadamente os efeitos da descontinuidade da trinca, o tubo possui comprimento $L = 3D_e$.

Por conta da simetria, apenas um quarto do duto é modelado, com condições

Figura 24: Modelo de elementos finitos típico empregado nas análises numéricas: (a) representação da malha do tubo e a localização do nó de referência; (b) detalhe da face da trinca e (c) detalhe da ponta da trinca.

de contorno adequadas aplicadas nos planos de simetria. Um modelo típico possui entre 15.000 a 30.000 elementos e entre 30.000 e 45.000 nós, dependendo da configuração da trinca e da geometria do tubo. Elementos isoparamétricos hexaédricos de oito nós com integração reduzida e controle de *hourglass* (C3D8R) são empregados nesta etapa do trabalho [102]. A Integral J é avaliada a partir da média dos valores extraídos de cada um dos dez anéis de elementos no ponto de maior profundidade da trinca ($c = 0$), excluindo os elementos altamente deformados do primeiro anel. Confiança no refinamento da malha foi obtida através da análise de independência de caminho dos valores da Integral J extraídos para cada anel de elementos. A diferença entre cada valor e a média foi menor de que 5% e, portanto, os valores de J são considerados acurados.

O valor do CTOD (ou δ) é computado através da metodologia de intersecção entre a reta de 45° e a reta definida pelos nós do flanco deformado da trinca no ponto de maior profundidade [28]. Momento fletor puro foi aplicado no tubo através de rotação aplicada em um nó de referência localizado no fim do tubo, conforme detalhado na Fig. 24. Os nós da extremidade final do tubo são conectados ao nó de referência através de uma restrição multi-pontos que distribui linearmente os deslocamentos originados da rotação aplicada (Fig. 24(a)). A deformação global, ϵ ,

aplicada no tubo pode ser diretamente relacionada a rotação imposta por meio da expressão [80]:

$$\varphi = \frac{2L\varepsilon}{D_e} \quad (7.4)$$

onde φ é o ângulo de rotação imposto no nó de referência e L denota o comprimento do tubo. O momento fletor total em cada etapa da simulação numérica é calculado a partir da soma das contribuições de cada nó localizada na face da trinca.

7.2.3 Tipos de chanfro e camada de Clad

A Fig. 25 ilustra as geometrias de chanfro soldado considerados nas análises da simplificação geométrica da solda. A configuração da junta é definida pela abertura de raiz, h_r , e ângulo de chanfro, β . A solda é modelada como um material homogêneo e a zona afetada pelo calor não é considerada nesta investigação. Os reforços da solda também não são considerados. No caso de tubos contendo a camada de *Clad*, um cilindro é definido na região interna do tubo de aço carbono e sua espessura é definida por t_c .

Figura 25: Ilustração dos tipos de chanfro adotados neste trabalho: (a) solda com *wide gap* com $\beta = 30^\circ$ e (b) solda com *narrow gap* com $\beta = 10^\circ$.

As análises paramétricas consideram dois tipos distintos de chanfros. A Fig. 25(a) ilustra uma configuração *wide gap* com $\beta = 30^\circ$, representativa de procedimentos manuais de soldagem, e a Fig. 25(b) traz a configuração *narrow gap* com $\beta = 10^\circ$, que representa juntas fabricadas com procedimentos automáticos de soldagem. Ambos os casos adotam uma abertura de raiz $h_r = 5$ mm [103].

8 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta seção serão apresentados os resultados obtidos com a utilização das metodologias descritas na Seção 6, divididos em duas subseções distintas, uma vez que as metodologias possuem peculiaridades específicas.

8.1 Resultados obtidos com a metodologia EPRI modificada

8.1.1 Procedimento para cálculo do fator h_1

A avaliação do fator h_1 para as configurações de duto com trincas decorre da aplicação da Eq. (6.4) que relaciona a componente plástica da Integral J , denotada como J_p , com o momento aplicado M para um dado tamanho de trinca e nível de dissimilaridade mecânica. Desta maneira, mostra-se conveniente reescrever a Eq. (6.4) na forma

$$\bar{J}_p = \frac{J_p}{\alpha \varepsilon_0 \sigma_0 b} = h_1 \left(\frac{a}{t}, \frac{2h}{t}, \frac{D_e}{t}, \theta, M_y, n_{WM} \right) \left(\frac{M}{M_0} \right)^{n_{WM}+1} \quad (8.1)$$

onde o fator h_1 pode ser calculado diretamente pela inclinação da reta de regressão linear da evolução de $\bar{J}_p$ com $(M/M_0)^{n_{WM}+1}$. A Fig. 26 ilustra o procedimento citado anteriormente. Nela estão representadas a evolução de $\bar{J}_p$ com $(M/M_0)^{n_{WM}+1}$ para um duto com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,1$ e o caso *evenmatch*. Verifica-se que a relação linear ocorre para toda a faixa de carregamento imposto, de tal maneira que a determinação do fator h_1 através da regressão linear dos pontos pode ser feita diretamente. Entretanto, observa-se que, para alguns casos, há uma região não linear no início do carregamento devido, principalmente, a contribuição das forças motrizes de caráter elástico, o que dificulta a avaliação do correto valor do fator h_1 . Para certos casos específicos, é possível solucionar esta questão desconsiderando a região inicial do gráfico, onde a linearidade não é verificada. Além disso, deve-se considerar que, para carregamentos elevados, o modo predominante de falha da

Figura 26: Relação $\bar{J}_p$ com $(M/M_0)^{n_{wm}+1}$ para o duto $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,1$ e no caso *evenmatch*.

estrutura é o colapso plástico. Deste modo, o cálculo do fator h_1 considerando estes níveis de carregamento pode não ser representativo do tipo de falha que ocorrerá na realidade. Levando em conta as considerações feitas anteriormente, este trabalho adota o procedimento de cálculo desenvolvido por Chiodo e Ruggieri [1] para a avaliação dos fatores h_1 . Apesar de lidar com o mesmo problema, Chiodo e Ruggieri [1] abordam apenas dutos homogêneos, sem a presença da junta soldada com suas propriedades dissimilares, o que traz a necessidade de algumas alterações na metodologia, conforme detalhado nos itens a seguir e ilustrado na Fig. 27.

- Determina-se, numericamente, o valor de J_p correspondente ao momento fletor limite calculado com a tensão de escoamento do material da solda, σ_{ys}^{wm} ; este valor será chamado de J_{p-y}^{WM} ;

Figura 27: Procedimento para extração do fator h_1 .

- Determina-se o valor de J_p correspondente ao momento fletor limite calculado com o limite de resistência do material da solda, σ_{uts}^{wm} ; este valor será chamado de J_{p-t}^{WM} ;
- Para valores de J_p variando de J_{p-y}^{WM} até J_{p-t}^{WM} , determine a evolução $J_p^{WM}/(\alpha_{WM}\epsilon_0^{WM}\sigma_0^{WM}b)$ vs. $(M/M_0^{WM})^{n_{WM}+1}$ e avalie o fator h_1 como a inclinação da regra de regressão linear que melhor ajusta os pontos neste intervalo.

8.1.2 Conjunto de fatores h_1 para dutos contendo juntas soldadas

Esta seção tem por objetivo apresentar os fatores h_1 obtidos através das análise numéricas. Estes resultados estão ilustrados na Fig. 28 para o caso *evenmatch*, Figs. 29 a 32 para os casos de *undermatch* ($M_y = 0,8$) e Figs. 33 a 36 para os casos de *overmatch* ($M_y = 1,25$).

Figura 28: Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada *evenmatch* ($M_y = 1,0$ e $n_{WM} = 12$)

Figura 29: Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada *undermatch* ($M_y = 0,8$ e $n_{WM} = 6$)

Figura 30: Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada *undermatch* ($M_y = 0,8$ e $n_{WM} = 8$)

Figura 31: Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada *undermatch* ($M_y = 0,8$ e $n_{WM} = 10$)

Figura 32: Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada *undermatch* ($M_y = 0,8$ e $n_{WM} = 12$)

Figura 33: Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada *overmatch* ($M_y = 1,25$ e $n_{WM} = 12$)

Figura 34: Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada *overmatch* ($M_y = 1.25$ e $n_{WM} = 14$)

Figura 35: Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada *overmatch* ($M_y = 1.25$ e $n_{WM} = 16$)

Figura 36: Fatores h_1 em função da profundidade da trinca (a/t) para a junta soldada *overmatch* ($M_y = 1,25$ e $n_{WM} = 18$)

Para todos os casos pode-se perceber que o fator h_1 apresenta uma forte sensibilidade à geometria da trinca e ao nível de dissimilaridade mecânica. Considere, primeiramente, o caso de 20% de *undermatch* ($M_y = 0,8$). Verifica-se que os fatores h_1 apresentam uma grande variação com relação ao nível de encruamento adotado para o material de solda, com o diâmetro normalizado D_e/t e o comprimento da trinca, representado por θ/π para tamanhos de trinca que variam entre $(0,25 \leq a/t \leq 0,4)$. No entanto, esta forte dependência não ocorre para o caso de trinças rasas $(0,1 \leq a/t \leq 0,2)$. Considere o caso de *evenmatch* e *overmatch*. As tendências gerais se mantêm as mesmas, com uma sensibilidade ao coeficiente de encruamento relativamente menor para os casos de *overmatch*. Com o objetivo de facilitar a aplicação dos resultados em procedimentos de avaliação de integridade estrutural, os dados foram interpolados em polinômios, de forma que o fator h_1 é dado por

$$h_1 = \xi_0 + f(a/t) + g(\theta/\pi) \quad (8.2)$$

com

$$f(a/t) = \xi_1(a/t) + \xi_2(a/t)^2 + \xi_3(a/t)^3 \quad (8.3)$$

e

$$g(\theta/\pi) = \xi_4(\theta/\pi) + \xi_5(\theta/\pi)^2 \quad (8.4)$$

A interpolação utilizou o método dos mínimos quadrados e foi obtida através do software Mathematica [104]. Os coeficientes são apresentados nas Tabs. 7 - 9.

Tabela 7: Coeficientes do polinômio de interpolação dos fatores h_1 para o caso *evenmatch* com $\sigma_{ys} = 483$ MPa e $n = 12$.

D_e/t	ξ_0	ξ_1	ξ_2	ξ_3	ξ_4	ξ_5
10	2,72	-66,33	489,21	-580,16	121,40	-578,25
15	1,22	-55,58	459,64	-408,92	114,72	-543,02
20	3,63	-4,28	285,91	-142,36	179,53	-1247,36

Tabela 8: Coeficientes do polinômio de interpolação dos fatores h_1 para o caso de 20% *undermatch* e material base com $\sigma_{ys} = 483$ MPa e $n = 12$.

D_e/t	n_{WM}	ξ_0	ξ_1	ξ_2	ξ_3	ξ_4	ξ_5
10	6	-1,06	3,79	58,32	-29,00	28,18	-104,59
	8	-0,38	0,96	21,25	-20,38	10,57	-46,20
	10	-0,01	-3,58	26,51	-29,41	5,43	-19,85
	12	-0,11	-2,20	16,35	-17,22	4,96	-17,30
15	6	-1,32	-4,94	105,44	-14,81	73,42	-332,20
	8	-0,71	3,65	11,20	7,87	14,66	-60,63
	10	-0,10	-3,40	26,59	-22,82	7,32	-27,88
	12	0,33	-10,63	58,32	-72,53	5,00	-15,87
20	6	-2,85	-24,59	188,51	-119,96	135,22	-605,58
	8	-0,61	9,15	-22,30	67,49	13,34	-71,91
	10	0,34	-13,99	72,45	-76,15	12,94	-52,40
	12	-0,17	-3,41	20,13	-10,25	8,67	-32,65

Tabela 9: Coeficientes do polinômio de interpolação dos fatores h_1 para o caso de 25% *overmatch* e material base com $\sigma_{ys} = 483$ MPa e $n = 12$.

D_e/t	n_{WM}	ξ_0	ξ_1	ξ_2	ξ_3	ξ_4	ξ_5
10	12	-2,15	-18,70	414,64	-409,11	179,98	-805,60
	14	-0,26	-38,57	451,66	-493,89	161,22	-738,44
	16	0,88	-49,44	461,00	-536,21	143,60	-675,65
	18	2,72	-66,33	489,21	-580,16	121,40	-578,25
15	12	-2,50	-46,29	554,72	-288,37	253,59	-1182,33
	14	-0,21	-42,81	492,30	-343,13	178,44	-871,28
	16	1,17	-43,75	445,45	-351,09	123,43	-616,00
	18	1,22	-55,58	459,64	-408,92	114,72	-543,02
20	12	0,29	-84,67	766,73	-525,16	427,67	-2335,86
	14	1,41	-52,28	578,89	-398,26	349,76	-2021,78
	16	1,62	-8,21	324,36	-122,35	266,12	-1650,52
	18	3,63	-4,28	285,91	-142,36	179,53	-1247,36

8.1.3 Estudo de caso: tamanhos toleráveis de trinca para CRA Clad Pipes com juntas undermatch

Esta seção tem por objetivo avaliar a efetividade da metodologia apresentada nas seções anteriores, por meio da determinação dos tamanhos toleráveis de defeitos para uma tubulação típica empregada em sistemas submarinos, contendo uma junta soldada dissimilar fabricada com a liga ASTM UNS N06625 [72]. Estas análises empregam os resultados de forças motrizes elasto-plásticas obtidas por meio da metodologia EPRI desenvolvida previamente, juntamente com o procedimento FAD avançado (seção 4.3) e promovem uma comparação com procedimentos ECA empregados pela indústria de óleo e gás, incluindo a metodologia da tensão de referência detalhada na seção 4.2.

8.1.3.1 Geometria do duto e propriedade dos materiais

As análises de verificação da metodologia consideram uma junta soldada circunferencial de um duto de aço carbono internamente revestido com ASTM UNS N06625 Alloy 625 [72]. A Fig. 37(a) ilustra uma representação idealizada da geome-

(a)

(b)

Figura 37: a) Representação da junta soldada circunferencial do duto com $D_e = 203,2$ mm, $t_{steel} = 15$ mm e espessura da camada de CRA, $t_{CRA} = 5$ mm; b) Macro de uma junta soldada típica de um *Clad Pipe* [105].

tria da junta soldada ilustrando a profundidade da trinca a , a espessura da parede do tubo de aço carbono t_{steel} , e a espessura de parede do tubo de CRA, t_{CRA} . Trabalhos experimentais conduzidos por Hippert [105] demonstram claramente a natureza dissimilar entre o material de base do duto e material de revestimento resistente a corrosão. A geometria analisada possui diâmetro externo, $D_e = 203,2$ mm, espessura da parede do tubo de aço, $t_{steel} = 15$ mm e espessura do revestimento resistente a corrosão, $t_{CRA} = 5$ mm, resultando em $D_e/t = 10,2$ com $t = t_{steel} + t_{CRA}$ denotando a espessura total do duto em análise. Os efeitos da heterogeneidade mecânica na

Figura 38: Curva de tensão-deformação verdadeira experimental obtida para os materiais utilizados na fabricação do duto.

espessura não serão abordados neste estudo de caso.

O material do tubo externo é um aço API 5L Grade X70 com $\sigma_{ys} = 551$ MPa, $\sigma_{uts} = 660$ MPa, e baixo encruamento ($\sigma_{uts}/\sigma_{ys} \approx 1,20$). O duto interno é feito com uma liga de Níquel-Cromo 625 (UNS N06625) com $\sigma_{ys} = 495$ MPa, $\sigma_{uts} = 828$ MPa, e altas propriedades de encruamento ($\sigma_{uts}/\sigma_{ys} \approx 1,67$). Baseado no Apêndice F da API 579 [18], o coeficiente de encruamento da relação constitutiva de Ramberg-Osgood para ambos os materiais pode ser estimado e resultam em $n_{BM} = 14,2$ e $n_{WM} = 6,5$, para o material de base e de solda respectivamente.

A Fig. 38 ilustra a curva tensão vs. deformação verdadeira para ambos materiais. Pode ser observado que existe uma condição de *undermatch* entre as tensões de escoamento. No entanto, devido ao alto encruamento do material de enchimento, a curva de tensão deformação do material de solda possui uma condição de *overmatch* para níveis de deformação plástica superiores a aproximadamente $\sim 1\%$.

O valor da tenacidade à fratura do material de solda é estimado tendo como base o procedimento DNV F108 [9] que requer testes mecânicos em corpos de

prova SE(T) para gerar a curva de resistência do material (curvas $J - R$). Através de análises preliminares de juntas soldadas dissimilares [105] este trabalho adota o valor de J no ponto de iniciação de crescimento estável da trinca como $J = J_c = 400 \text{ kJ/m}^2$. Este valor será utilizado como a tenacidade à fratura do material para as análises posteriores e será chamado de J_{mat} .

8.1.3.2 Estimativa dos tamanhos toleráveis de trinca

A estimativa dos tamanhos toleráveis de trinca para a junta soldada de *Clad Pipes* é realizada construindo a linha de evolução do ponto de carregamento dentro do diagrama FAD (K_r vs. L_r). No presente contexto, a intersecção da linha de carregamento com a linha do FAD (veja Fig. 9) define a condição de falha para o tubo analisado. A análise de integridade estrutural desenvolvida nesta seção visa obter os tamanhos toleráveis de trinca para os seguintes procedimentos descritos anteriormente:

- Metodologia FAD padrão baseado no nível 2 da API 579 [18] utilizando os conceitos de mecânica da fratura elástica linear para definir as forças motrizes em termos de K_I conforme descrito pela Eq. (4.1);
- Curva FAD dependente do material em termos da tensão de referência, Eq. (4.5), baseada na norma BS7910 [16] utilizando o nível 2B;
- Análises de elementos finitos que modelam explicitamente a configuração real do duto;
- Curva FAD avançada (descrita na seção 4.3) incorporando a metodologia EPRI para avaliação da força motriz J que agora pode ser reescrita para incluir os fatores h_1 desenvolvidos na seção 8.1.2 como:

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J_e + J_p}} = \sqrt{\left[1 + \frac{H_{wm}}{J_e} (L_r^{wm})^{n_{wm}+1}\right]^{-1}} \quad (8.5)$$

onde, H_{wm} , é expresso por

$$H_{wm} = \alpha_{wm} \epsilon_{ys}^{wm} \sigma_{ys}^{wm} b h_1 \quad (8.6)$$

e a razão de carregamento é dada por

$$L_r^{wm} = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{ys}^{wm}} \quad (8.7)$$

Os parágrafos a seguir detalham as etapas seguidas para a determinação dos tamanhos toleráveis de trinca para cada procedimento acima. Para análise utilizando o FAD padrão baseado no Nível 2 da API 579, tem-se:

- Converta J_{mat} para K_{mat} usando a seguinte relação: $K_{mat} = \sqrt{J_{mat} E'}$;
- Determine o momento fletor aplicado, M , correspondente a uma deformação longitudinal imposta de 2 % no duto estudado. Este nível de deformação foi adotado por ser um carregamento típico de procedimento de instalação por meio do *reeling* [3];
- Usando o Anexo D da API 579 [18], determine a tensão de referência, σ_{ref} , que para o duto em questão é expressa por

$$\sigma_{ref} = \frac{M}{2R_m^2 t [2 \sin \beta - (a/t) \sin \theta]} \quad (8.8)$$

onde β e θ foram definidas anteriormente, e $R_m = (R_e + R_i)/2$, com R_e e R_i denotando o raio externo e interno do duto;

- Determine a razão de carregamento aplicada, $\hat{L}_r = \sigma_{ref} / \sigma_{ys}^{wm}$;
- Para um comprimento fixo de trinca, $2c$, calcule a razão de tenacidade aplicada, $\hat{K}_r = K_I / K_{mat}$, para valores crescentes de profundidade de trinca, a , até que o ponto de avaliação, $(\hat{L}_r, \hat{K}_r)$ satisfaça a Eq. (4.1) com L_r^{max} definido por $L_r^{max} = \sigma_{uts} / \sigma_{ys}$, resultando no tamanho crítico de trinca, a_{cr} .

No caso do procedimento FAD dependente do material baseado no nível 2B da BS7910, tem-se:

- Converta J_{mat} para K_{mat} usando a seguinte relação: $K_{mat} = \sqrt{J_{mat}E'}$;
- Determine as tensões primárias de membrana e de flexão, P_m e P_b , correspondentes a uma deformação longitudinal imposta de 2 % no duto em questão;
- Usando o Anexo P da BS7910 [16], determine a tensão de referência, σ_{ref} , baseado na solução de carga limite de Kastner et al. [78];
- Determine a razão de carregamento imposta, $\hat{L}_r = \sigma_{ref}/\sigma_{ys}^{wm}$;
- Para um valor fixo de comprimento de trinca, $2c$, calcule a razão de tenacidade, $\hat{K}_r = K_I/K_{mat}$, para valores crescentes de profundidade de trinca, a , até que o ponto de avaliação, $(\hat{L}_r, \hat{K}_r)$ satisfaça a Eq. (4.5) com L_r^{max} definido por $L_r^{max} = \sigma_{uts}/\sigma_{ys}$, resultando no tamanho crítico de trinca, a_{cr} .

Para o procedimento desenvolvido nesta etapa do trabalho que envolve uma modificação da metodologia EPRI, tem-se:

- Utilize J_{mat} como a tenacidade a fratura do material;
- Determine o momento fletor aplicado, M , correspondente a uma deformação longitudinal imposta de 2 % no duto;
- Determine a tensão de referência, σ_{ref} , usando o Anexo D da API 579 [18];
- Determine a razão de carregamento aplicada, $\hat{L}_r = \sigma_{ref}/\sigma_{ys}^{wm}$;
- Para um valor fixo de comprimento de trinca, $2c$, calcule a razão de tenacidade, $\hat{K}_r = \sqrt{J_e/J_{mat}}$, para valores crescentes de profundidade de trinca, a , até que o ponto de avaliação, $(\hat{L}_r, \hat{K}_r)$ satisfaça a Eq. (8.5) com L_r^{max} definido por $L_r^{max} = \sigma_{uts}/\sigma_{ys}$, resultando no tamanho crítico de trinca, a_{cr} .

Análises tridimensionais representando a configuração real da geometria de duto, da junta soldada e dos materiais foram desenvolvidas e servem como *benchmark* para avaliação dos outros métodos, uma vez que essa é a análise mais precisa e normalmente empregada quando deseja-se uma avaliação extremamente segura [8]. As seguintes etapas são empregadas:

- Para cada comprimento fixo de trinca, $2c$, construa modelos de elementos finitos variando a profundidade do defeito. Modele, explicitamente, todas as características do duto;
- Faça a análise de cada modelo com diferentes profundidades até o carregamento desejado. No caso, a deformação de interesse é 2 %;
- Extraia os valores de força motriz de cada análise para a deformação desejada. Com essa etapa será possível montar um gráfico de profundidade de trinca vs. força motriz;
- Crie uma regressão com os pontos do gráfico e avalie a profundidade crítica a partir do valor da tenacidade crítica do material;
- Repita os procedimentos anteriores para os valores desejados de comprimento de trinca.

A partir dos procedimentos descritos, pode-se estimar os valores críticos de tamanho de defeitos para o tubo submarino apresentando uma junta soldada circunferencial *undermatch* para diferentes metodologias de análise. A Fig. 39 compara os tamanhos críticos de trinca, a_{cr} , para a junta soldada *undermatch* fabricada com a liga UNS N06625 625. Verifica-se que a utilização de metodologias mais refinadas de análise resultam em tamanhos toleráveis de defeitos maiores quando comparados com procedimento básicos, como é o caso do nível 2 da API 579 [18]. Considere, por exemplo, as previsões de tamanho crítico de trinca para $2c = 100$ mm. O procedimento fundamental prevê um tamanho crítico de $a_{cr} = 2.15$ mm enquanto que,

Figura 39: Gráfico comparando os tamanhos toleráveis de defeito para os procedimentos detalhados nesta seção.

a formulação avançada baseada na metodologia EPRI prevê $a_{cr} = 4,32$ mm. Além disso, percebe-se que o comprimento da trinca, $2c$, possui pouca influência no valor tolerável de profundidade da trinca a_{cr} . Verifica-se, também, que o procedimento FAD, baseado no nível 2B da BS7910 [16], resulta em valores toleráveis de tamanho de trinca menos conservadores quando comparado com a metodologia EPRI e com as análises tridimensionais para trincas curtas e apresenta o comportamento inverso para trincas longas. Por fim, é possível concluir que para todos os comprimentos analisados, a metodologia EPRI modificada desenvolvida nesta etapa foi aquela que mais se aderiu às análises de *benchmark*, sendo a diferença entre os dois resultados menor de que 5%.

8.2 Resultados obtidos com a metodologia EPRI acoplada com a metodologia ESSRM

8.2.1 Escolha da solução de carga limite

Esta seção apresenta uma investigação sistemática das soluções de carga limite aplicáveis a tubos contendo trincas externas circunferenciais na junta soldada sujeitos a flexão. As análises são conduzidas a partir da comparação das cargas limites reais da estrutura extraídas por meio do método de elementos finitos e as soluções extraídas da literatura, apresentadas na seção 6.2.3.2. As cargas limites obtidas numericamente são obtidas via análises elásticas-perfeitamente plásticas, conforme descrito anteriormente. Análises padrão de carga limite definem a capacidade máxima de carga da estrutura como a situação onde os deslocamentos tornam-se irrestritos, aumentando rapidamente com pequenos incrementos de carregamento [54]. A Fig. 40 ilustra a evolução do momento fletor com a deformação aplicada em um duto com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,1$, $h_w/t = 0,25$ e $M_y = 1,2$. O momento fletor segue uma relação linear com a deformação aplicada até atingir um valor constante, onde pequenos incrementos na carga promovem grandes aumentos na deformação aplicada. Este trabalho adota um procedimento amplamente difundido para estabelecer a carga limite da estrutura baseado no método do dobro do coeficiente angular da região elástica (do inglês, *twice elastic slope method*) [106]. Este procedimento define a carga limite como a intersecção entre a curva deformação aplicada vs. momento fletor e uma linha reta tendo o dobro do coeficiente angular da região linear da mesma curva, conforme ilustrado na Fig. 40. Por conveniência o gráfico foi construído com os eixos invertidos, de modo que a reta de intersecção deve ter metade do coeficiente angular, ao invés do dobro. No entanto, tal alteração não muda os resultados obtidos.

A Fig. 41 mostra a comparação entre a carga limite normalizada obtida via análises de elementos finitos, $M_0^{mism}/M_0^{bm}(FEA)$, e a carga limite obtida através dos valo-

Figura 40: Evolução do momento fletor, M , com a deformação aplicada para um tubo com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,1$, $h_w/t = 0,25$ e $M_y = 1,2$.

res extraídos das expressões apresentadas na Seção 6.2.3.3, para tubos contendo trinca interna circunferencial sujeitos a tração, denotado como $N_0^{mism}/N_0^{bm}(PFiniteC)$. A matriz de análise considera tubos com $D_e/t = 10, 20$, $\theta/\pi = 0,04, 0,20$, $a/t = 0,1, 0,5$, $h_w/t = 0,25, 0,5$ e $M_y = 0,5, 0,8, 1,2$ e $1,5$. Para facilitar a interpretação dos resultados, duas linhas representando um desvio de $\pm 5\%$ são acrescentadas no gráfico.

Considere, inicialmente, a Fig. 41(a) para o caso de extrema dissimilaridade ($M_y = 0,5$ e $1,5$). Pode-se notar que as soluções apresentadas na seção 6.2.3.3 desviam consideravelmente das soluções obtidas via elementos finitos. Além disso, as diferenças entre ambos resultados são mais pronunciadas para o caso de extremo *undermatch* ($M_y = 0,5$). Entretanto, o cenário é diferente para o caso onde o nível de dissimilaridade encontra-se no intervalo $\pm 20\%$, conforme ilustrado na Fig. 41(b). Aqui, a carga limite da geometria apresentada na seção 6.2.3.3 adere muito bem às soluções de elementos finitos e o máximo desvio está dentro de $\pm 5\%$.

Figura 41: Comparação entre a carga limite obtida através de elementos finitos $M_0^{mism}/M_0^{bm}(FEA)$ e a solução para tubos contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração $N_0^{mism}/N_0^{bm}(PFiniteC)$. (a) $M_y = 0,5$ e $M_y = 1,5$; (b) $M_y = 0,8$ e $M_y = 1,2$.

Figura 42: Comparação entre a carga limite obtida através de elementos finitos $M_0^{mism}/M_0^{bm}(FEA)$ e a solução para tubo com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeito a tração $N_0^{mism}/N_0^{bm}(PFullC)$. (a) $M_y = 0,5$ e $M_y = 1,5$; (b) $M_y = 0,8$ e $M_y = 1,2$.

Figura 43: Comparação entre a carga limite obtida através de elementos finitos $M_0^{mism}/M_0^{bm}(FEA)$ e a solução para placa contendo trinca externa na região central da junta soldada submetida a tensão $N_0^{mism}/N_0^{bm}(Plate)$. (a) $M_y = 0,5$ e $M_y = 1,5$; (b) $M_y = 0,8$ e $M_y = 1,2$.

A Fig. 42 ilustra a comparação das cargas limite numéricas, $M_0^{mism}/M_0^{bm}(FEA)$, com as soluções obtidas através das expressões descritas na seção 6.2.3.4 representativa de tubos com trinca interna em toda a circunferência da junta soldada sujeitos à tensão (Fig. 20(b)). Para esta configuração de duto trincado a solução de carga limite desvia significativamente das análises numéricas para todos os níveis de dissimilaridade. A mesma conclusão pode ser feita para o caso de placas contendo trinca externa na região central da junta soldada sujeitas a tensão (Fig. 43(b)).

Apesar das geometrias consideradas neste trabalho não serem exatamente iguais ao problema abordado, as comparações apresentadas mostram que a carga limite para tubos contendo trinca interna circunferencial sujeito a tração (Seção 6.2.3.3 e Fig. 20(a)) podem ser utilizadas para descrever de maneira acurada a carga limite da estrutura deste trabalho dentro do nível de dissimilaridade compreendido entre $\pm 20\%$ ($M_y = 0,8$ e $1,2$). Ressalta-se que a limitação de aplicação da carga limite não invalida sua aplicação neste trabalho, uma vez que o nível de dissimilaridade encontrado em aplicações reais de engenharia encontram-se, geralmente, dentro desses limites [2, 11].

8.2.2 Procedimento de simplificação da geometria da junta soldada

Esta seção apresenta a avaliação do procedimento de simplificação da geometria soldada, detalhado na Seção 6.2.3.1. O estudo paramétrico cobre uma gama de geometria de dutos e configurações de trincas, conforme apresentado na seção 7.2.1.1, com dois tipos de chanfro V ($\beta = 10^\circ$ e $\beta = 30^\circ$) e três espessuras da camada de *Clad* $t_c = 0, 1$ e 3 mm. A solda com formato em V é simplificada para uma junta retangular equivalente, cuja largura é definida pela intersecção da linha de fusão da solda com a *slip line* 45° para tubos sem a camada de *Clad* (Fig. 18) ou através expressão $h_{eq}^{clad} = h_{eq} + h_c$ para tubos contendo o revestimento interno resistente a corrosão (Seção 6.2.3.1). A Fig. 44 apresenta a razão entre a carga limite do duto

contendo a junta soldada em V explicitamente modelada $M_0^{mism}(V - groove)$ e a carga limite do duto contendo a junta retangular equivalente $M_0^{mism}(Square - groove)$ para diferentes níveis de dissimilaridade mecânica (do inglês *mismatch ratio*) e para as seguintes configurações de duto: $D_e/t = 10$ e 20 , $\theta/\pi = 0,04$ e $0,20$, $a/t = 0,1$ e $0,5$ (ver Seção 7.2.1.1).

A Fig. 44(a) mostra os resultados do procedimento de simplificação geométrica da junta para a solda *narrow gap* ($\beta = 10^\circ$) sem a presença da camada de *Clad*. Pode-se notar que a simplificação é adequada para todas as geometrias de tubo analisadas e para níveis de dissimilaridade mecânica $M_y \geq 0,8$.

Dentro desse limite, as diferenças entre a carga limite para o tubo contendo uma junta com chanfro em V e seu respectivo chanfro equivalente retangular é menor do que $\pm 5\%$. Apesar da simplificação resultar em boas aproximações para esses níveis de dissimilaridade, o método não é aplicável na presença de grandes níveis de *undermatch* $M_y = 0,5$. Neste caso, o padrão de deformação muda significativamente, o que provoca um desvio entre as cargas limites. A mesma conclusão pode ser feita para o caso onde há a camada de *Clad* conforme ilustrado na Fig. 44(b).

A Fig. 45(a-b) mostra os resultados do procedimento de simplificação aplicado em juntas soldadas *wide gap* ($\beta = 30^\circ$). Conclusões similares ao caso anterior podem ser feitas, uma vez que a metodologia apresenta desvios significativos para o caso de extremo *undermatch*.

A tendência exibida pelo caso do extremo *undermatch* demonstra que o padrão de *slip lines* pode alterar significativamente de acordo com o nível de dissimilaridade e, dessa forma, invalidar o procedimento de simplificação geométrica do chanfro.

As Figs. 46 e 47 ilustram a distribuição da deformação plástica equivalente da região da solda para um tubo com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,5$ e diferentes níveis de dissimilaridade: $M_y = 0,5$ e $M_y = 0,8$.

Figura 44: Procedimento de simplificação geométrica para soldas com chanfro em V com $\beta = 10^\circ$ e diferentes geometrias de tubo e níveis de mismatch. (a) Tubo sem a camada de *Clad* e (b) com diferentes espessuras de camada de *Clad*.

As análises consideram uma geometria de chanfro em V e seu equivalente retangular obtido através da metodologia apresentada na seção 6.2.3.1. Considere, inicialmente, a Fig. 46(a-b) para o nível de dissimilaridade $M_y = 0,8$. Aqui, é bastante claro que o padrão de *slip lines* é similar para o chanfro em V e seu equivalente

Figura 45: Procedimento de simplificação geométrica para soldas com chanfro em V com $\beta = 30^\circ$ e diferentes geometrias de tubo e níveis de mismatch. (a) Tubo sem a camada de *Clad* e (b) com diferentes espessuras de camada de *Clad*.

retangular. A região de grandes deformações emana da ponta da trinca localizada no material de solda e penetra no material base, respeitando a hipótese da linha reta a 45° . Como o comprimento da *slip line* em cada material é similar, as cargas limites obtidas pela simplificação da geometria aderem ao da junta real com chanfro em V,

Figura 46: Distribuição da deformação plástica equivalente para um duto com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,5$, $\beta = 30^\circ$, sem a camada de *Clad* e $M_y = 0,5$ e $0,8$; (a,c) chanfro em V; (b,d) chanfro retangular equivalente.

Figura 47: Distribuição da deformação plástica equivalente para um duto com $D_e/t = 10$, $\theta/\pi = 0,04$, $a/t = 0,5$, $\beta = 30^\circ$, $t_c = 3$ mm e $M_y = 0,5$ e $0,8$; (a,c)chanfro em V; (b,d) chanfro retangular equivalente.

como demonstrado na Fig. 45(a). A conclusão anterior suporta e valida a aplicação da metodologia de simplificação geométrica. Um cenário distinto emerge quando

a análise é feita para o caso de *undermatch* extremo ($M_y = 0,5$) ilustrado na Fig. 46(c-d). Em ambos os casos a deformação plástica permanece confinada na região da solda devido ao grande nível de dissimilaridade mecânica. Apesar da *slip line* ser aproximadamente uma reta para o chanfro retangular (ainda que não seguindo o ângulo de 45°), o padrão de deformação no chanfro em V é distinto. Como resultado, as cargas limite de ambas as geometrias não são similares.

Considere, agora, a mesma configuração do duto com a camada de *Clad* com espessura $t_c = 3$ mm, conforme ilustrado na Fig. 47. Pode-se observar que a hipótese de uma *slip line* reta emanando da ponta da trinca permanece válida para o nível de dissimilaridade $M_y = 0,8$ (Fig. 47(a-b)). Note, também, que a presença da camada de *Clad* não altera significativamente a direção da *slip line* para este nível de dissimilaridade, suportando os desenvolvimentos apresentados na seção 6.2.3.1. Entretanto, a deformação plástica é confinada na solda para o *undermatch* extremo ($M_y = 0,5$), o que explica as diferenças na carga limite da estrutura com chanfro em V e com a geometria retangular. As diferenças apresentadas são menores para o chanfro com o *narrow gap*, pois o pequeno ângulo de abertura faz com que a simplificação para a junta retangular não gere grandes alterações geométricas, o que melhora a acurácia do procedimento em relação ao caso *wide gap*.

8.2.3 Validação e estudo de caso

Estimativas precisas de forças motrizes em tubos contendo trincas na junta soldada circunferencial são um fator importante em procedimentos de avaliação de integridade estrutural de tubulações submarinas submetidas a instalação por meio de *reeling*. Para validar o procedimento desenvolvido anteriormente, as próximas seções examinam a acurácia das estimativas do CTOD usando o EPRI acoplado com a metodologia ESSRM. Duas análises serão desenvolvidas nestes estudos de caso:

- Estudo exploratório comparando a evolução do CTOD com o momento fletor aplicado obtido via elementos finitos e aquele extraído através da aplicação da metodologia desenvolvida, utilizando diversas configurações de tubos e trincas;
- Determinação dos tamanhos toleráveis de trinca para um procedimento de instalação típico e posterior comparação com ferramentas numéricas (Link-Pipe) e análises de elementos finitos onde o modelo do duto é explicitamente modelado com a solda contendo um chanfro em V.

8.2.4 Evolução do CTOD com o momento fletor aplicado

O estudo paramétrico apresentado nesta seção considera uma configuração de tubo com: $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$ e espessura de parede $t = 20$ mm. Geometria de chanfro *wide gap* e *narrow gap* são empregadas nas análises (ver seção 7.2.3 para maiores detalhes). O estudo também considera duas espessuras de camada de *Clad* $t_c = 0$ e 2 mm. Um material típico de tubulações submarinas (API 5L X60) com tensão de escoamento 483 MPa e coeficiente de encruamento $n = 12$ é adotado [1]. Para avaliar o efeito da dissimilaridade entre os materiais de solda e da camada de *Clad*, dois níveis de heterogeneidade foram considerados: $M_y = 1,15$ e $M_y = 0,85$ (neste caso ambos materiais possuem o mesmo coeficiente de encruamento). O seguinte procedimento é adotado neste estudo:

- A junta soldada contendo o chanfro em V é simplificada para uma geometria retangular, de acordo com o procedimento detalhado na seção 6.2.3.1;
- A curva da tensão vs. deformação equivalente é determinada usando a Eq. (6.13) e as soluções de carga limite da seção 6.2.3.3 que foram validadas na seção 8.2.1;

- os parâmetros de Ramberg-Osgood da curva da tensão *vs.* deformação equivalente (*n* e σ_{ys}) são determinadas através de interpolação;
- A evolução do CTOD com o momento fletor aplicado é determinado através de análises de elementos finitos da estrutura real e através da metodologia definida pela Eq. (6.2) utilizando os fatores h_2 extraídos do procedimento detalhado na seção 6.2.2.

Para facilitar a manipulação dos fatores h_2 calculados para a matriz de análises descrita na Seção 7.2.1.2, uma expressão é construída a partir da interpolação dos resultados de elementos finitos. A equação é dada por

$$h_2 = \xi_0 + \xi_1(a/t) + \xi_2(a/t)^2 + \xi_3(a/t)^3. \quad (8.9)$$

As Tabelas 10 e 11 provêm os coeficientes do polinômio da Eq. (8.9) para cada D_e/t e θ/π .

Tabela 10: Coeficientes do polinômio da Eq. (8.9) para tubos com $D_e/t = 10$ e diferentes geometrias de trinca e níveis de encruamento.

n	θ/π	h_2			
		ξ_3	ξ_2	ξ_1	ξ_0
5	0,04	-2,50	1,89	3,61	-0,07
	0,12	-14,17	30,82	-2,58	0,33
	0,20	12,50	13,54	-0,47	0,19
10	0,04	0,00	1,50	8,95	-0,20
	0,12	-84,17	100,82	-11,18	1,00
	0,20	-38,33	75,14	-10,50	0,95
20	0,04	5,00	2,64	21,81	-0,46
	0,12	0,00	97,00	-0,80	0,75
	0,20	0,00	123,50	-13,85	1,35

Os resultados obtidos a partir do procedimento descrito acima serão detalhados nas figuras a seguir.

Tabela 11: Coeficientes do polinômio da Eq. (8.9) para tubos com $D_e/t = 20$ e diferentes geometrias de trinca e níveis de encruamento.

n	θ/π	h_2			
		ξ_3	ξ_2	ξ_1	ξ_0
5	0,04	-15,83	27,61	-1,98	0,24
	0,12	27,50	29,89	-4,49	0,46
	0,20	63,33	-2,71	1,60	0,09
10	0,04	-63,33	83,21	-7,25	0,66
	0,12	-185,00	251,57	-45,09	3,01
	0,20	-54,17	149,89	-29,37	2,11
20	0,04	-205,83	238,46	-16,40	1,36
	0,12	0,00	338,50	-51,15	3,62
	0,20	0,00	354,00	-69,80	4,78

A Fig. 48(a-b) ilustra a evolução do CTOD com o momento fletor aplicado para um tubo contendo uma solda com a configuração *narrow gap*, sem a camada de *Clad* e com $M_y = 1,15$ e $M_y = 0,85$.

Apesar de pequenos desvios entre as estimativas de CTOD para pequenos níveis de plasticidade, há uma boa acurácia entre a evolução das forças motrizes para ambos os níveis de dissimilaridade na condição onde há grandes níveis de plasticidade ($CTOD > 0,5$ mm).

A Fig. 49(a-b) mostra os valores de CTOD para a configuração de tubo analisada contendo uma junta *narrow gap* e espessura da camada de *Clad* $t_c = 2$ mm. Apesar das estimativas de CTOD para o caso *overmatch* ($M_y = 1,15$) serem bastante próximas dos valores obtidos via elementos finitos, os valores para o caso de *undermatch* diferem ligeiramente dos valores obtidos via ferramentas numéricas. As Figs. 50 e 51 mostram as estimativas de CTOD para tubos contendo uma solda *wide gap*, $t_c = 0$ e 2 mm e $M_y = 1,15$ e $M_y = 0,85$. Os resultados são similares com o caso da junta soldada *narrow gap*. As estimativas de CTOD são bastante precisas na condição de grandes níveis de plasticidade para todas as situações.

Figura 48: Comparação entre os valores de CTOD obtidos através da metodologia EPRI/ESSRM e análises de elementos finitos para um tubo com $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$, $\beta = 10^\circ$, $t_c = 0$ mm para (a) $M_y = 0,85$ e (b) $M_y = 1,15$.

Figura 49: Comparação entre os valores de CTOD obtidos através da metodologia EPRI/ESSRM e análises de elementos finitos para um tubo com $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$, $\beta = 10^\circ$, $t_c = 2$ mm para (a) $M_y = 0,85$ e (b) $M_y = 1,15$.

Figura 50: Comparação entre os valores de CTOD obtidos através da metodologia EPRI/ESSRM e análises de elementos finitos para um tubo com $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$, $\beta = 30^\circ$, $t_c = 0$ mm para (a) $M_y = 0,85$ e (b) $M_y = 1,15$.

Figura 51: Comparação entre os valores de CTOD obtidos através da metodologia EPRI/ESSRM e análises de elementos finitos para um tubo com $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$, $\beta = 30^\circ$, $t_c = 2$ mm para (a) $M_y = 0,85$ e (b) $M_y = 1,15$.

8.2.5 Estimativa dos tamanhos toleráveis de trinca

Esta seção apresenta a avaliação dos tamanhos toleráveis de trinca durante o procedimento de *reeling* obtidos através da metodologia EPRI, acoplada com a ESSRM. Este estudo considera o caso de instalação descrito por Permana [12] onde um tubo de aço carbono contendo uma camada interna de *Clad* (UNS S31603) é empregado. O duto considerado neste trabalho possui diâmetro externo, $D_e = 273,1$ mm com espessura de parede de aço carbono, $t_{steel} = 15$ mm e espessura do *Clad*, $t_{CRA} = 3$ mm. O material do tubo de aço carbono é um API 5L Grau X60 com os seguintes parâmetros de Ramberg-Osgood: $\sigma_{ys} = 500$ MPa e $n = 19,6$. O material do *Clad* possui tensão de escoamento $\sigma_{ys} = 415$ MPa e coeficiente de encruamento $n = 6,3$. Usualmente, o material de enchimento da solda possui as mesmas propriedades do material de *Clad*. Entretanto, as propriedades mecânicas da solda são distintas devido os ciclos térmicos atuantes durante o processo de fabricação.

Neste estudo de caso, as propriedades do material de solda são: $\sigma_{ys} = 310$ MPa com $n = 4,3$. Ressalta-se que a dissimilaridade mecânica no ponto de escoamento entre o material base e de solda é $M_y = 0,62$, o que está fora do espectro de aplicação das soluções de carga limite, conforme explanado na seção 8.2.1. Entretanto, a aplicação das propriedades anteriores ainda é plausível uma vez que o principal objetivo desta análise reside em uma verificação da robustez do procedimento e sua capacidade em produzir avaliações de integridade estrutural conservadoras.

A Fig. 52 apresenta a curva de tensão *vs.* deformação para os materiais analisados. Note a grande heterogeneidade mecânica entre os materiais. Apesar dos materiais de solda e do *Clad* possuírem menor resistência a pequenos níveis de deformação (*undermatch*), o alto grau de encruamento faz com que esses materiais apresentem a condição *overmatch* para maiores níveis de deformação.

Figura 52: Curva experimental de tensão vs. deformação para um tubo composto de um aço API 5L Grau X60 com uma camada de *Clad* de UNS S36103.

A geometria da solda é representativa de um procedimento automatizado de soldagem, o que pode ser modelado por um chanfro *narrow gap* com $h_r = 5$ mm e ângulo de bisel $\beta = 10^\circ$. Seguindo os trabalhos de Pepin et al. [2], a presente análise adota um valor crítico para a tenacidade do material, $CTOD_c = 0,3$ mm .

A análise de integridade é realizada seguindo os seguintes procedimentos:

- Metodologia da tensão vs. deformação equivalente, descrita pela Eq. (6.13) acoplada com as modificações descritas na seção 6.2.3.1 e a metodologia EPRI, descrita pela Eq. 6.2;
- Ferramenta numérica específica para análise de integridade estrutural de dutos LinkPipe (LINKftr AS);
- Análises de elementos finitos que modelam explicitamente a configuração real do duto.

A avaliação do momento fletor aplicado para estrutura é realizada através da

construção da relação ente momento fletor e deformação global aplicada para uma configuração não trincada [1, 83]. A deformação global aplicada no duto é definida por:

$$\epsilon_z = \frac{D_e/2}{R_b + D_e/2} \quad (8.10)$$

onde R_b denota o raio do tambor de enrolamento. A deformação de 1,5% será aplicada no tubo. O cálculo dos tamanhos toleráveis de trinca é baseado na definição de tamanhos crescentes de comprimento de trinca ($2c$) e a análise do valor crítico do CTOD para valores crescentes de profundidade de trinca a . Para um valor fixo de $2c$ e a , o seguinte procedimento é realizado:

- Determine o momento fletor, M , correspondente a uma deformação longitudinal aplicada de 1,5% (Eq. (8.10));
- Calcule o valor da dissimilaridade equivalente pela Eq. (6.15), $M_{eq}^{clad}(\epsilon_p)$, para toda a curva tensão *vs.* deformação plástica considerando ambos os materiais de solda e de *Clad*;
- Determine a largura equivalente do chanfro da solda, h_{eq}^{clad} , baseado no procedimento detalhado na seção 6.2.3.1;
- Calcule a curva de tensão *vs.* deformação plástica equivalente utilizando a metodologia ESSRM, definida pela Eq. (6.13) utilizando as soluções de carga limite definidas na seção 8.2.1;
- Interpole uma curva de Ramberg-Osgood utilizando a curva de tensão *vs.* deformação plástica equivalente obtida na etapa anterior, determine os valores do coeficiente de encruamento equivalente e da tensão de escoamento equivalente e calcule o valor do CTOD usando o procedimento EPRI da Eq. (6.2);
- Compare o valor do CTOD obtido com o valor crítico da tenacidade do material

$(CTOD_c)$;

- Repita o procedimento aumentando a profundidade da trinca até que $CTOD > CTOD_c$ seja satisfeito e determine o valor da profundidade crítica para um dado comprimento.

Os tamanhos toleráveis de trinca são apresentados em termos da profundidade do defeito, a , para tamanhos variáveis de comprimento $2c = 50, 75$ e 100 mm. A Fig. 53 ilustra os tamanhos toleráveis obtidos por meio dos procedimentos apresentados anteriormente. A análise de integridade baseada na metodologia ESSRM acoplada com o procedimento EPRI prevê valores mais conservadores de tamanhos de trinca quando comparado com as análises de elementos finitos tridimensionais.

Figura 53: Tamanhos toleráveis de trinca para o estudo de caso apresentado.

A aplicação da nova metodologia foi capaz de prever os tamanhos críticos que são, aproximadamente, 12% menores do que aqueles obtidos por outras técnicas. Além disso, verifica-se que a utilização do software LinkPipe para este caso

específico foi bastante acurada, uma vez que os resultados por ele obtidos são bastante próximos das análises 3D. Deve-se notar, entretanto, que as propriedades dos materiais adotados neste estudo de caso possuem níveis de dissimilaridade além dos limites de validade da metodologia. Como resultado, o grande nível de heterogeneidade pode ser uma das explicações para o pequeno desvio apresentado na Fig. 53.

9 CONCLUSÕES

Este trabalho apresenta metodologias para a estimativa de forças motrizes em juntas soldadas dissimilares circunferenciais de dutos submetidos a flexão e, consequentemente, grandes deformações decorrentes do processo de *reeling*. O primeiro procedimento apresentado se baseia em uma modificação da expressão tradicional da metodologia EPRI para tubos homogêneos, visando incorporar os efeitos da heterogeneidade mecânica da solda. A solução é baseada na extração dos parâmetros elasto-plásticos h_1 que relacionam o carregamento global aplicado na estrutura e a força motriz na ponta da trinca. Análises de elementos finitos não-lineares foram conduzidas, incorporando as principais características geométricas e as propriedades dissimilares da junta. Para verificar a eficiência do novo método desenvolvido, foi proposto um estudo de caso onde avaliou-se o tamanho tolerável de trincas e defeitos em tubulações contendo juntas soldadas circunferenciais fabricadas com a liga UNS N06625 625 [72], para diversos métodos, incluindo procedimentos adotados atualmente pela indústria. Esta análise demonstrou que:

- O procedimento desenvolvido, baseado na metodologia EPRI modificada produz tamanhos toleráveis de trinca bastante precisos, quando o comparamos com análises tridimensionais do modelo com a junta explicitamente modelada;
- As análises baseadas em procedimentos na tensão de referência e dependentes do material resultam em tamanhos toleráveis de trinca que podem ser não conservadores e, por isso, não adequados para a análise de integridade do procedimento de *reeling*;
- Os fatores h_1 são pouco dependentes da geometria e configuração do duto para trincas curtas. Entretanto, há uma grande variação para trincas profundas, o que traz a necessidade de uma correta caracterização do defeito durante o processo de fabricação.

O segundo modelo desenvolvido neste trabalho aborda o mesmo problema, utilizando a metodologia da tensão vs. deformação equivalente, acoplada com a metodologia EPRI padrão e um procedimento de simplificação da geometria do chanfro soldado. Análises numéricas de carga limite suportam a escolha de soluções de carga de colapso adequadas para descrever as condições geométricas analisadas neste trabalho e validam o procedimento de simplificação geométrica. A aplicação deste modelo permite simplificar o problema contendo três materiais em um único material, de característica homogênea, possibilitando a aplicação de métodos tradicionais de avaliação de integridade estrutural. Análises de validação e acurácia são realizados utilizando a metodologia EPRI baseados em fatores h_2 extraídos para a geometria estudada. Estudos paramétricos com diversas geometrias, configurações de trincas e níveis de dissimilaridade demonstram que:

- O novo método é capaz de prever as forças motrizes, em termos do CTOD, de maneira precisa. Um estudo de caso abordando uma situação de instalação real é realizado e os tamanhos toleráveis de trinca são determinados e comparados com programas de elementos finitos específicos para lançamento de tubulações. Essas análises mostram que as estimativas de defeitos críticos é conservadora e bastante precisa se compararmos com as análises tridimensionais que modelam explicitamente o tubo e sua junta soldada;
- A simplificação da geometria da junta soldada pode ser aplicada para análise de chanfros complexos, desde que o nível de dissimilaridade mecânica esteja dentro da faixa $M_y = 0,8$ e $M_y = 1,2$. Nesses limites a utilização de uma geometria retangular reproduz a carga limite da estrutura contendo a junta soldada real;
- A utilização da carga limite de tubos contendo trinca interna circunferencial na região da solda sujeitos a tração provêm com boa aproximação para a geometria estudada, dentro dos limites de aplicação detalhados na Seção 8.2.1

9.1 Sugestões para trabalhos futuros

A principal sugestão para trabalhos futuros reside na abordagem do problema através de metodologias *strain based design*, que buscam descrever o carregamento através da deformação. Durante o procedimento de *reeling*, o tubo é submetido a uma deformação global que pode ser facilmente determinada por meio das geometrias do tambor no navio e do diâmetro do tubo. Desta forma, uma metodologia baseada em deformação não exigiria a determinação das tensões para a realização do procedimento de integridade estrutural. Estudos preliminares, desenvolvidos pelo autor, mostram que a metodologia da tensão vs. deformação equivalente pode ser acoplada com o procedimento EPRI baseado em deformação, conforme citado na seção 5.3.2 [80]. Desta forma, seria possível simplificar a junta soldada complexa trimaterial para apenas uma estrutura homogênea e, a partir disso, utilizar a deformação de instalação para se determinar as forças motrizes. A expressão da metodologia EPRI baseada em deformação é descrita por:

$$J_p = \alpha \varepsilon_{ys} \sigma_{ys} b [g_1(a/W, \ell, n)] \left(\frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_{ys}} \right)^{\frac{n+1}{n}} \quad (9.1)$$

onde ε_p denota o nível de deformação plástica aplicado na estrutura e ε_{ys} representa a deformação no limite de escoamento.

A principal vantagem desse método é a possibilidade de utilizar a deformação de instalação do *reeling* diretamente no cálculo da força motriz.

Outro tópico de interesse é o estudo de trincas na zona afetada pelo calor, uma vez que essa região é suscetível a presença de defeitos por conta do aporte de calor oferecido durante o processo de soldagem e as consequentes alterações microestruturais. A metodologia da tensão vs. deformação equivalente pode ser aplicada de maneira satisfatória para prever os valores das forças motrizes em placas contendo trincas assimétricas passantes na junta soldada [107], conforme

Fig. 54. Levando em consideração que o padrão de deformações dessa configuração geométrica se assemelha ao corpo de prova SE(T) e, conseqüentemente, ao tubo, é esperado que a extensão para a geometria estudada nesse trabalho possa ser feita de maneira acurada. Ressalta-se que a obtenção da curva de tensão vs. deformação equivalente necessita da solução de carga limite para a estrutura. Dessa maneira, o estudo dessa metodologia para trincas assimétricas recai sobre o estudo das soluções de colapso plástico que melhor descrevem a estrutura em questão.

Figura 54: Padrão de deformações para trincas assimétricas em placas.

9.2 Trabalhos publicados

SOUZA, RODOLFO F.; RUGGIERI, CLAUDIO.; ZHANG, ZHILIANG. A framework for fracture assessment of dissimilar girth welds in offshore pipelines under bending. Engineering Fracture Mechanics. Submitted. 2016.

SOUZA, RODOLFO F.; RUGGIERI, CLAUDIO. Fracture assessments of Clad pipe girth welds incorporating improved crack driving force solutions. Engineering Fracture Mechanics, v. 148, p. 383-405, 2015.

SARZOSA, DIEGO F.B. ; SOUZA, RODOLFO F. ; RUGGIERI, CLAUDIO. *J-CTOD* relations in clamped SE(T) fracture specimens including 3-D stationary and growth analysis. Engineering Fracture Mechanics, v. 147, p. 331-354, 2015.

SOUZA, RODOLFO F.; RUGGIERI, CLAUDIO. J-dominance and size requirements in strength-mismatched fracture specimens with weld centerline cracks. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering (Impresso), v. 1, p. 1-14, 2014.

SOUZA, RODOLFO F.; RUGGIERI, CLAUDIO. Revised η -Factors and *J-CTOD* Relationships for SE(B) Fracture Specimens Including 3D Effects and Implications for Fracture Toughness Measurements. Materials Performance and Characterization, v. 1, p. 20140030, 2014.

SARZOSA, D. F. ; SOUZA, R. F. ; RUGGIERI, CLAUDIO. Understanding the *J-CTOD* Relationship in SE(T) Specimens and Implications for Crack Growth Resistance Curves in Pipeline Girth Welds. In: The Twenty-fifth (2015) International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE 2015), 2015, Kona, Hawaii. Proceedings of the Twenty-fifth (2015) International Ocean and Polar Engineering Conference (ISOPE 2015), 2015. p. 1-9.

SOUZA, R. F.; RUGGIERI, CLAUDIO. Defect Assessments of Clad Pipe Girth

Welds Incorporating Effects of Weld Strength Mismatch. In: Rio Pipeline Conference and Exposition 2015, 2015, Rio de Janeiro. Proceedings of Rio Pipeline Conference and Exposition 2015, 2015. p. 1-10.

SOUZA, RODOLFO F.; RUGGIERI, CLAUDIO. Fitness-for-Service Fracture Assessments of Dissimilar Pipe Girth Welds Incorporating New Crack Driving Force Solutions. In: ASME 2014 Pressure Vessels and Piping Conference, 2014, Anaheim. Volume 5: High-Pressure Technology; ASME NDE Division; 22nd Scavuzzo Student Paper Symposium and Competition. p. V005T11A027.

SOUZA, R. F.; RUGGIERI, C.. An Evaluation Procedure for Crack Driving Forces in Mismatched Welds and its Applicability to ECA Analysis of Undermatched Clad Pipe Girth Welds. In: 2014 10th International Pipeline Conference (IPC2014), 2014, Calgary. 2014 Proceedings of the 10th International Pipeline, 2014.

SOUZA, R. F.; RUGGIERI, CLAUDIO. Revised Eta-Factors for 3P SE(B) Fracture Specimens Incorporating 3-D Effects. In: ASME 2014 Pressure Vessels and Piping Conference (PVP 2014), 2014, Anaheim. Proceedings of the ASME 2014 Pressure Vessels and Piping Conference (PVP 2014), 2014. p. 1-10.

SOUZA, R. F.; RUGGIERI, C.. Structural integrity assessment of dissimilar girth welds in lined and clad offshore pipelines installed by the reeling method. In: 25º CONGRESSO NACIONAL DE TRANSPORTE AQUAVIÁRIO, CONSTRUÇÃO NAVAL E OFFSHORE, 2014, Rio de Janeiro. 25º Congresso Nacional de Transporte Aquaviário, Construção Naval e Offshore, 2014.

SOUZA, R. F.; RUGGIERI, C.. Evaluation Procedure of Crack Driving Forces for Circumferential Surface Cracks in Pipeliene Girth Welds. In: Rio Pipeline 2013 Conference and Exposition, 2013, Rio de Janeiro. Proceedings of Rio Pipeline 2013 Conference and Exposition, 2013.

REFERÊNCIAS

- [1] M. S. G. Chiodo and C. Ruggieri. J and CTOD estimation procedure for circumferential surface cracks in pipes under bending. *Engineering Fracture Mechanics*, 77:415–436, 2010.
- [2] A. Pepin, T. Tkaczyk, N O'Dowd, and Nikbin K. M. Methodology for assessment of surface defects in undermatched pipeline girth weld. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 137, 2015.
- [3] S. Wästberg, H. Pisarski, and B. Nyhus. Guidelines for engineering critical assessments for pipeline installation methods introducing cyclic plastic strain. In *23rd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE)* , Vancouver, Canada, 2004.
- [4] S. Manouchehri, B. Howard, and S. Denniel. A discussion of the effect of the reeled installation process on pipeline limit states. In *18th International Offshore and Polar Engineering Conference (ISOPE)* , Vancouver, Canada, 2008.
- [5] A. Cosham and K. A. Macdonald. Fracture control in pipelines under high plastic strain - A critique of DNV-RP-F108. In *7th International Pipeline Conference (IPC 2008)* , Calgary, Canada, 2008.
- [6] S. Kyriakides and E. Corona. *Mechanics of Offshore Pipelines*, volume vol 1: Buckling and Collapse. Elsevier, 2007.
- [7] A. Hilberink. *Mechanical behaviour of lined pipe*. PhD thesis, Technical University Delft, 2011.
- [8] T. Tkaczyk, N O'Dowd, and K. Nikbin. Fracture assessment procedures for steel pipelines using a modified reference stress solution. *Pressure Vessel Technology*, page 11, 2009.
- [9] Det Norske Veritas. Fracture control for pipeline installation methods introducing cyclic plastic strain, DNV-RP-F108, 2006.
- [10] T. Srisukandarajah, A. L. H. Jones, and A. N. Bedrossian. Extending the strain limits for reeling small diameter flowlines. In *Proceedings of the Thirteenth (2003) International Offshore and Polar Engineering Conference. Honolulu, Hawaii, USA.*, 2003.
- [11] E. Olso, E. Berg, B. Nyhus, C. Thaulow, and E. Ostby. A new assessment approach for ECA of clad and lined pipes based on shell and line-spring finite elements. In *Proceedings of the Twenty-first (2011) International Offshore and Polar Engineering Conference*, 2011.

- [12] I. Permana. A study on engineering critical assessment (ECA) of subsea pipeline girth welds for reeling installation. Master's thesis, University of Stavanger, 2013.
- [13] L. F. S. Parise. *Fully plastic J and CTOD estimation procedure for circumferential surface cracks in biaxially loaded pipes*. Tese (doutorado), Universidade de São Paulo, 2014. 155p.
- [14] R. F. Souza and C. Ruggieri. Fracture assessments of clad pipe girth welds incorporating improved crack driving force solutions. *Engineering Fracture Mechanics*, 148:383–405, 2015.
- [15] British Energy Generation. R6: assessment of the integrity of structures containing defects, 2009.
- [16] British Institution. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, BS 7910, 2013.
- [17] SINTAP. Structural integrity assessment procedure, 1999.
- [18] American Petroleum Institute. Fitness-for-service, API RP-579-1 / ASME FFS-1, 2007.
- [19] U. Zerbst, R. A. Ainsworth, and K.-H. Schwalbe. Basic principles of analytical flaw assessment methods. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 77:855–867, 2000.
- [20] Y. Lei and R. A. Ainsworth. The estimation of J in three-point-bend specimens with a crack in a mismatch weld. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, pages 247–257, 1996.
- [21] Y. Lei and R. A. Ainsworth. A J integral estimation method for cracks in welds with mismatched mechanical properties. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, pages 237–245, 1996.
- [22] Y. J.. Kim, M. Kocak, R. A. Ainsworth, and U. Zerbst. *SINTAP defect assessment procedure for strength mis-matched structures*. Eng. Fract Mech, 2000.
- [23] M. Paredes and C. Ruggieri. Further results in J and CTOD estimation procedures for SE(T) fracture specimens - Part II: weld centerline cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, 89:24–39, 2012.
- [24] T. Tkaczyk, N. P. O'Dowd, and K. M. Nikbin. Fracture assessment procedures for steel pipelines using a modified reference stress solution. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 131:1–11, 2009.
- [25] Det Norske Veritas. Submarine pipeline systems, Offshore Standard OS-F101, 2010.
- [26] American Welding Society. Structural welding code - steel, AWS D1.1/D1.1M:2004, 2004.

- [27] V. Kumar, M. D. German, and C. F. Shih. An engineering approach to elastic-plastic fracture analysis. Technical Report EPRI NP-1931, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, 1981.
- [28] T. L. Anderson. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications - 3rd Edition*. CRC Press, Boca Raton, FL, 2005.
- [29] H. M. Westergaard. Bearing pressures and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 6:49–53, 1939.
- [30] G. R. Irwin. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics*, 24:361–364, 1957.
- [31] M. L. Williams. On the stress distribution at the base of a stationary crack. *Journal of Applied Mechanics*, 24:109–114, 1957.
- [32] D. F. B. Sarzosa and C. Ruggieri. A numerical investigation of constraint effects in circumferentially cracked pipes and fracture specimens including ductile tearing. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 120-121:1–18, 2014.
- [33] J. R. Rice. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 35:379–386, 1968.
- [34] G. R. Irwin. Onset of fast crack propagation in high strength steel and aluminum alloys. Technical Report NRL Report 4763, Naval Research Laboratory, 1956.
- [35] J. W. Hutchinson. Singular behavior at the end of a tensile crack in a hardening material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 16:13–31, 1968.
- [36] J. R. Rice and G. F. Rosengren. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 16:1–12, 1968.
- [37] N. E. Dowling. *Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue*. Prentice Hall, New Jersey, 2nd edition, 1999.
- [38] J. W. Hutchinson. Fundamentals of the phenomenological theory of nonlinear fracture mechanics. *Journal of Applied Mechanics*, 50:1042–1051, 1983.
- [39] R. M. McMeeking and D. M. Parks. On criteria for J -dominance of crack-tip fields in large-scale yielding. In J. D. Landes, J. A. Begley, and G. A. Clarke, editors, *Elastic-Plastic Fracture*, ASTM STP 668, pages 175–194, Philadelphia, 1979. American Society for Testing and Materials.
- [40] C. F. Shih and M. D. German. Requirements for a one-parameter characterization of crack tip fields by the HRR singularity. *International Journal of Fracture*, 17:27–43, 1981.

- [41] A. A. Wells. Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture. In *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, Cranfield, UK, 1961.
- [42] C. F. Shih. Relationship between the J -integral and the crack opening displacement for stationary and extending cracks. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 29:305–326, 1981.
- [43] H. Tada, P. C. Paris, and G. R. Irwin. *The Stress Analysis of Cracks Handbook*. American Society of Mechanical Engineers, 3rd edition, 2000.
- [44] C. F. Shih and J. W. Hutchinson. Fully plastic solutions and large scale yielding estimates for plane stress crack problems. *Transactions of ASME Journal of Engineering Materials and Technology - Series H*, 98:289–295, 1976.
- [45] R. A. Ainsworth. The assessment of defects in structures of strain hardening material. *Eng. Fract. Mech.*, page 19, 1984.
- [46] A. A. Ilyushin. The Theory of Small Elastic Plastic Deformations. *Prikladnaia Matematicheskai Mekhanika (PMM)*, 10:347 – 356, 1946. em russo.
- [47] U. Zerbst, K.-H. Schwalbe, and R. A. Ainsworth. *Comprehensive Structural Integrity: An Overview of Failure Assessment Methods in Codes and Standards*. Elsevier, 2003.
- [48] A. Zahoor. Ductile fracture handbook. Technical Report EPRI NP-6301-D, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, 1989.
- [49] A. G. Miller and R. A. Ainsworth. Consistency of numerical results for power-law hardening materials and the accuracy of the reference stress approximation for J . *Eng. Fract. Mech.*, pages 233–247, 1989.
- [50] British Institution. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, BS 7910, 2005.
- [51] A. R. Dowling and C. H. A. Townley. The effects of defects on structural failure: A two-criteria approach. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 3:77–107, 1975.
- [52] R. P. Harrinson, K. Loosemore, and I. Milne. Assessment of the integrity of structures containing defects. Technical Report CEGB R-H-R6, Central Electricity Generating Board, UK, 1976.
- [53] I. Milne, R. A. Ainsworth, A. R. Dowling, and A. T. Stewart. Background to and validation of CEGB Report R/H/R6 Revision 3. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 32:105–196, 1988.
- [54] J. Chakrabarty. *Theory of Plasticity*. Elsevier Butterworth-Heinemann, Oxford, UK, 3rd edition, 2006.
- [55] R. Denys and A. Lefevre. Failure characterisation of a girth weld with surface-breaking flaw under tensile loading. In *Proceedings of the 5th International Conference on Pipeline Technology, Ostend, Belgium.*, 2009.

- [56] S. Hertelé. *Coupled Experimental-Numerical Framework for the Assessment of Strain Capacity of Flawed Girth Welds in Pipelines*. PhD thesis, Faculteit Ingenieurswetenschappen en Architectuur, 2011-2012.
- [57] A. G. Miller. Review of limit loads of structures containing defects. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 32:197–327, 1988.
- [58] Y. Lei. Use of local and global limit load solutions for plates with surface cracks under tension. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 88:256–261, 2011.
- [59] S. Hao, A. Cornec, and K.-H. Schwalbe. Plastic stress-strain fields and limit loads of a plane strain cracked tensile panel with a mismatched welded joint. *International Journal of Solids and Structures*, 34:297–326, 1997.
- [60] J. Joch, R. A. Ainsworth, and T. H. Hyde. Limit load and J estimates for idealised problems of deep cracked welded joints in plane-strain bending and tension. *Fatigue and Fract Eng Mater Structures*, 16:1061–79, 1993.
- [61] L. M. Kachanov. *Foundation of the theory of plasticity*. 1971.
- [62] Y Kim. Estimation of fully plastic crack tip stresses from equilibrium of least upper bound circular arcs. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44:881–897, 2002.
- [63] P. Harnet and C. Eripret. Horner1995. *Experimental J evaluation from a load-displacement curve for homogeneous and overmatched SENB or CCT specimens*, 18:679–692, 1995.
- [64] Y. J. Kim and K.-H. Schwalbe. Mismatch effect on plastic yield loads in idealised weldments: I. weld centre cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, 68:163–182, 2001.
- [65] A. Kotousov and M. F. M. Jaffar. Collapse load for a crack in a plate with mismatch welded joint. *Engineering Failure Analyses*, 13:1065–1075, 2006.
- [66] J.-S. Kim, T.-K Song, Y. J. Kim, and T.-E Jin. Strength mismatch effect on limit load for circumferential surface cracked pipes. *Engineering Fracture Mechanics*, page 12, 2009.
- [67] S. H. Kim, J. J Han, and Y. J. Kim. Limit load solutions of V-groove welded pipes with a circumferential crack at the centre of the weld. In *20th European Conference on Fracture (ECF20)*, pages 706–713, 2014.
- [68] M.-S. Myeong, Y. J. Kim, and P. J. Budden. Plastic limit loads for cracked large bore branch junction. *Engineering Fracture Mechanics*, 78:2298–2309, 2011.
- [69] Z. X. Wang, Zhang R. F., Y. J. Chao, and P. S. Lam. Effect of mechanical property mismatch on failure assessment curve for welded joint with a semi-elliptical crack. *International Journal of Applied Mechanics*, 5:18, 2013.

- [70] M. C. Burstow, I. C. Howard, and R. A. Ainsworth. The effects of material strength mismatching on constraint at the limit load of welded three-point bend specimens. *International Journal of Fracture*, 89:117–142, 1998.
- [71] U. Zerbst, R. A. Ainsworth, H. T. Beier, H. Pisarski, Z. L. Zhang, Nikbin K. M., T. Nitschke-Pagel, S. Munstermann, P. Kucharczyk, and D. Klingbeil. Review on fracture and crack propagation in weldments - a fracture mechanics perspective. *Engineering Fracture Mechanics*, 132:200–276, 2014.
- [72] American Society for Testing and Materials. Standard specification for nickel-chromium-molybdenum-columbium alloy (UNS N06625) and nickel-chromium-molybdenum-silicon alloy (UNS N06219) plate, sheet, and strip, ASTM B443-00, 2009.
- [73] SINTEF. Fracture control of offshore pipelines JIP, phase ii, task 1.1.1: The effect of materials mismatch and weld geometry on the crack driving force - axisymmetrical fe modelling. Technical report, SINTEF, 2012.
- [74] J. Q. Fu and Y. W. Shi. Effect of cracked weld joint and yield strength dissimilarity on crack tip stress triaxiality. *Theor. Appl. Fract. Mech.*, 25:51–57, 1996.
- [75] D. P. Boothman, M. M. Lee, and A. R. Luxmoore. The effects of weld mismatch on j-integrals and q-values for semi-elliptical surface flaws. *Engineering Fracture Mechanics*, 64:433–458, 1999.
- [76] U. Zerbst, M. Schudel, S. Webster, and R. A. Ainsworth. *Fitness-for-Service Fracture Assessment of Structures Containing Cracks*. Elsevier, 2007.
- [77] I. S. Raju and J. C. Newman. Stress intensity factors for a wide range of semi-elliptical surface cracks in finite thickness plates. *Eng. Fract. Mech.*, page 11, 1979.
- [78] W. Kastner, E. Röhrich, W. Schmitt, and R. Steinbuch. Critical crack sizes in ductile piping. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 9:197–219, 1981.
- [79] N. Nourpanah and Tah. Development of a reference strain approach for assessment of fracture response of reeled pipelines. *Eng. Fract. Mech.*, 77:2337–2353, 2010.
- [80] L. F. S. Parise, C. Ruggieri, and N O'Dowd. Fully plastic strain-based J estimation scheme for circumferential surface cracks in pipes subjected to reeling. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 137:100–108, 2015.
- [81] Y. Lei and R. A. Ainsworth. The estimation of J in three-point-bend specimens with a crack in a mismatched weld. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 70:247–257, 1997.
- [82] Y. Lei and R. A. Ainsworth. A J integral estimation method for cracks in welds with mismatched mechanical properties. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 70:237–245, 1997.

- [83] E. Ostby. Fracture control offshore pipelines jip new strain based fracture mechanics equations including the effects of biaxial loading, mismatch and misalignment. In *OMAE2005*, 2005.
- [84] Y. M. Zhang, Z. M. Xiao, and W. G. Zhang. On 3-D crack problems in offshore pipeline with large plastic deformation. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 67-68:22–28, 2013.
- [85] C. Thaulow, B. Skallerud, K. R. Jayadevan, and E. Berg. Fracture control offshore pipelines: Advantages of using direct calculations in fracture assessments of pipelines. In *Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, volume Vol 3, 2005.
- [86] B. Skallerud, K. Holthe, and B. Haugen. Thin shell and surface crack finite elements for simulation of combined failure modes. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, pages 194:2619–2640, 2005.
- [87] J. R. Rice and N. Levy. The part-through surface crack in a elastic plate. *Journal of Applied Mechanics*, 19:185–194, 1972.
- [88] M. D. German, V. Kumar, and H. G. Lorenzi. Analysis of surface cracks in plates and shells using the line - spring model and adina. *Computers & Structures*, 17:881–898, 1982.
- [89] S. Hertelé, W. D. Waele, M. Verstrate, R. Denys, and N O’Dowd. J -integral analysis of heterogeneous mismatched girth welds in clamped single-edge notched tension specimens. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 119:95–107, 2014.
- [90] Y. Lei, J. Tao, and P. N. Li. Limit load and J estimates of a centre cracked plate with an asymmetric crack in a mismatched weld. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 76:747–757, 1999.
- [91] T.-K. Song, Y.-J. Kim, J.-S. Kim, and T.-E. Jin. Mismatch limit loads and approximate J estimates for tensile plates with constant-depth surface cracks in the center of welds. *International Journal of Fracture*, 148:343–360, 2007.
- [92] K.-H. Schwalbe, Y.-J. Kim, S. Hao, A. Cornec, and M. Koçak. *EFAM ETM-MM 96 - the ETM Method for assessing the significance of crack-like defects in joints with mechanical heterogeneity (strength mismatch)*. GKSS 97/E/9, 1997.
- [93] E. Junghans. *Anwendung des Engineering Treatment Model fur Mismatch (ETM-MM) auf Schweißverbindungen mit Berücksichtigung von Schweißnahtgeometrie und Werkstoffverfestigung*. PhD thesis, TU Hamburg, 1998.
- [94] J. Xu, Z. L. Zhang, E. Østby, B. Nyhus, and D. B. Sun. Effects of crack depth and specimen size on ductile crack growth of sent and senb specimens for fracture mechanics evaluation of pipeline steels. *Engineering Fracture Mechanics*, 86:787–797, 2009.

- [95] B. Nyhus, M Polanco, and O. Ørjasæter. SENT specimens as an alternative to SENB specimens for fracture mechanics testing of pipelines. In *22nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE)* , Vancouver, Canada, 2003.
- [96] D. P. Fairchild, S. Y. Shafrova, H. Tang, and W. Cheng. SENT test database for pipeline girth welds. In *6th International Pipeline Technology Conference (PTC 2013)* , Ostend, Belgium, 2013.
- [97] M. Chiesa, B. Nyhus, B. Skallerud, and C. Thaulow. Efficient fracture assessment of pipelines: A constraint-corrected sent specimen approach. *Engineering Fracture Mechanics*, 68:527–547, 2001.
- [98] D. F. B. Sarzosa and C. Souza, R. F. and Ruggieri. J -CTOD relations in clamped SE(T) fracture specimens including 3-D stationary and growth analysis. *Engineering Fracture Mechanics*, 2015. (Submitted for Publication).
- [99] D. F. B. Sarzosa and C. Ruggieri. Relationship between J and CTOD in SE(T) and SE(B) specimens for stationary and growing cracks. In *10th International Pipeline Conference (IPC 2014)* , Calgary, Canada, 2014.
- [100] A. Gullerud, K. Koppenhoefer, A. Roy, S. RoyChowdhury, M. Walters, B. Bichon, K. Cochran, and R. H. Dodds. WARP3D: Dynamic nonlinear fracture analysis of solids using a parallel computers and workstations. Structural Research Series (SRS 607) UILU-ENG-95-2012, University of Illinois at Urbana-Champaign, 2004.
- [101] C. Ruggieri. FRACTUS2D: Numerical computation of fracture mechanics parameters for 2-D cracked solids. Technical report, University of Sao Paulo, 2011.
- [102] Dassault Systemes Simulia Corp. *Abaqus ver. 6.14 users and theory manual*, 2014.
- [103] M. Verstraete, W. D. Waele, R. Denys, K. V. Minnebruggen, and S. Hertelé. Constraint analysis of defects in strength mismatched girth welds of (pressurized) pipe and curved wide plates tensile test specimens. *Engineering Fracture Mechanics*, 131:128–141, 2014.
- [104] S. Wolfran. *The Mathematica Book*. Wolfran Media, 5th edition edition, 2003.
- [105] E. Hippert. Private communication. Technical report, 2013.
- [106] ASME boiler and pressure vessel code, Ssec. III, div. 2, rules for construction of pressure vessels, 2007.
- [107] Y. Lei, J. Tao, and P. N. Li. Limit load and J estimates of a centre cracked plate with an asymmetric crack in a mismatched weld. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 76:747–757, 1999.

APÊNDICE A – O EFEITO DA CAMADA DE CLAD

Conforme apresentado neste trabalho, a presença da junta soldada altera o padrão de deformações na ponta da trinca e possui grande influência na avaliação das forças motrizes e na relação entre o carregamento global aplicado e o campo de tensões próximo ao defeito. Além disso, este trabalho possibilita a inclusão dos efeitos da camada de material resistente a corrosão. No entanto, a camada de *Clad* usualmente possui pequena espessura quando comparada à do tubo de aço carbono. Desse modo, pode-se suspeitar que a inclusão de seus efeitos na avaliação das forças motrizes seja irrelevante.

Para avaliar a importância da camada de material resistente a corrosão nos procedimentos de estimativa de forças motrizes, será desenvolvido um estudo paramétrico para configurações geométricas e propriedades de materiais relevantes no contexto deste trabalho. O estudo considera um tubo com $D_e/t = 15$, $\theta/\pi = 0,12$, $a/t = 0,2$ e espessura de parede $t = 20$ mm. Duas larguras de cordão de solda são avaliadas: $h_w = 5$ mm e $h_w = 10$ mm. Para verificar o efeito do *Clad*, duas espessuras são consideradas: $t_c = 0$ mm e $t_c = 3$ mm. As análises consideram a condição *evenmatch* e dois níveis de dissimilaridade mecânica: $M_y = 0,75$ e $0,5$. O material base possui as seguintes propriedades mecânicas: $\sigma_{ys} = 400$ MPa e $n = 10$. O material considerado para o *Clad* possui as mesmas propriedades do material da junta soldada.

A Fig. 55 traz a evolução do CTOD com o momento fletor aplicado para as configurações de tubo estudadas e $h_w = 10$ mm. Pode-se verificar, claramente, o efeito da condição *undermatch* no aumento dos valores de forças motrizes. Além disso, é possível notar que a presença da camada de *Clad* não altera significati-

CTOD

Figura 55: Evolução do CTOD com o momento fletor aplicado para o caso onde $h_w = 10$ mm

vamente os valores de forças motrizes. Deste modo, desconsiderar essa camada para o caso estudado não influencia o restante da análise. No entanto, um cenário diferente emerge para o caso onde tem-se $h_w = 5$ mm, conforme ilustrado na Fig. 56. Nesse caso, o *Clad* tem um efeito claro nos valores de forças motrizes, aumentando o CTOD para o mesmo nível de dissimilaridade mecânica. Como consequência, desconsiderar essa camada pode levar a estimativas não conservadoras de forças motrizes.

Conclui-se, portanto, que a necessidade da inclusão da camada de material resistente à corrosão depende da espessura da junta soldada. Verifica-se, também, que o efeito é mais relevante para cordões de solda de pequenas dimensões ($h_w = 5$ mm). Levando em consideração que o lançamento de tubulações ao mar pelo processo de *reeling* utiliza métodos automáticos de soldagem, que produzem

CTOD

Figura 56: Evolução do CTOD com o momento fletor aplicado para o caso onde $h_w = 5 \text{ mm}$

cordões de largura reduzida, pode-se concluir que a inclusão da camada de *Clad* nos procedimentos detalhados neste trabalho é relevante.

APÊNDICE B – METODOLOGIA ESSRM

A carga limite por unidade de espessura de uma estrutura homogênea contendo uma trinca, pode ser expressa como

$$P_0 = L \left(\frac{a}{w} \right) l \sigma_y \quad (\text{B.1})$$

onde σ_y denota a tensão de escoamento do material, l representa o comprimento do ligamento remanescente, a é a profundidade da trinca, w é o comprimento da estrutura na seção contendo a trinca e $L \left(\frac{a}{w} \right)$ é uma função que depende da geometria da estrutura trincada. Considere uma configuração contendo uma junta soldada e uma trinca na região central, conforme representado na Fig. 57.

Figura 57: Ilustração esquemática de uma trinca em uma estrutura contendo uma junta soldada [21].

A carga limite para essa configuração, P_0^{mism} , pode ser escrita como

$$P_0^{mism} = L \left(\frac{a}{w} \right) l \left[f_1 \left(\frac{h}{l}, M_y \right) \sigma_{yw} + f_2 \left(\frac{h}{l}, M_y \right) \sigma_{yb} \right] \quad (B.2)$$

em que h representa a metade da largura da solda, $M_y = \sigma_{yw}/\sigma_{yb}$ é o nível de dissimilaridade mecânica e, por fim, σ_{yb} e σ_{yw} denotam a tensão de escoamento do material de base e solda, respectivamente. As funções $f_1(h/l, M_y)$ e $f_2(h/l, M_y)$ são determinadas através de análises de carga limite para a estrutura contendo a solda.

A partir das Eqs. (B.1) e (B.2), a carga limite da estrutura contendo a solda, P_0^{mism} , pode ser expressa por

$$P_0^{mism} = L \left(\frac{a}{w} \right) l \sigma_{ye} \quad (B.3)$$

onde σ_{ye} é definido como a tensão de escoamento equivalente da estrutura soldada contendo a trinca que, sob o ponto de vista das Eqs. (B.1) e (B.3), é dada por

$$\sigma_{ye} = \frac{P_0^{mism}}{P_0^{bm}} \sigma_{yb} = \frac{P_0^{mism}}{P_0^{wm}} \sigma_{yw} \quad (B.4)$$

onde P_0^{bm} e P_0^{wm} representam a carga limite da estrutura composta unicamente pelo material base e de solda, respectivamente. Quando P_0^{mism} é escrito na forma da Eq. (B.2), σ_{ye} pode ser representado por

$$\sigma_{ye} = f_1 \left(\frac{h}{l}, M_y \right) \sigma_{yw} + f_2 \left(\frac{h}{l}, M_y \right) \sigma_{yb}. \quad (B.5)$$

As expressões acima são válidas para materiais com comportamento rígido-plástico. Na presença de encruamento, é possível obter uma curva de tensão vs. deformação equivalente, simplesmente considerando um corpo composto por dois materiais sob deslocamento controlado, conforme Fig. 58. A área da seção transversal é denotada por S_w e S_b para o material de solda e de base, respectivamente. Elas serão relacionadas com os respectivos comprimentos das *slip lines* em cada material, com o objetivo de estender a Eq. (B.5) para além do limite de escoamento.

Figura 58: Modelo de uma estrutura composta por dois materiais sob deslocamento controlado [21].

A tensão equivalente para a estrutura representada pela Fig. 58 é dada por:

$$\sigma_e(\epsilon_p) = \left[\frac{S_w}{S_w + S_b} \right] \sigma_{wm}(\epsilon_p) + \left[\frac{S_b}{S_w + S_b} \right] \sigma_{bm}(\epsilon_p) \quad (\text{B.6})$$

em que $\sigma_{wm}(\epsilon_p)$ e $\sigma_{bm}(\epsilon_p)$ representam a curva tensão vs. deformação para o material da solda e da base. Quando a estrutura atinge o ponto de escoamento, $\sigma_{wm}(\epsilon_p)$ e $\sigma_{bm}(\epsilon_p)$ tomam os valores respectivos a cada limite de escoamento, conforme as seguintes expressões:

$$\sigma_{wm}(\epsilon_p) = \sigma_{yw}; \sigma_{bm}(\epsilon_p) = \sigma_{yb}. \quad (\text{B.7})$$

Dessa maneira, a Eq. (B.6) pode ser reescrita como:

$$\sigma_{ye} = \left[\frac{S_w}{S_w + S_b} \right] \sigma_{yw} + \left[\frac{S_b}{S_w + S_b} \right] \sigma_{yb}. \quad (\text{B.8})$$

Assumindo que os coeficientes $S_w/(S_w + S_b)$ e $S_b/(S_w + S_b)$ são constantes durante o escoamento e para toda a faixa de encruamento, pode-se combinar as Eqs. (B.5), (B.6) e (B.8) para derivar a equação da tensão vs. deformação equivalente da junta

soldada:

$$\sigma_{eq}(\varepsilon_p) = \left[f_1 \left(\frac{h}{l}, M_y \right) \sigma_{wm}(\varepsilon_p) + f_2 \left(\frac{h}{l}, M_y \right) \sigma_{bm}(\varepsilon_p) \right]. \quad (B.9)$$

Verifica-se que, quando a carga limite da estrutura contendo a junta soldada, P_0^{mism} , é igual a carga limite do material composto unicamente pelo material de base, a curva de tensão vs. deformação equivalente se reduz a curva que descreve o comportamento do material base. Além disso, observa-se que a razão P_0^{mism} / P_0^{bm} fornece o ponderamento necessário para o cálculo da curva equivalente.

Conforme citado anteriormente, as funções f_1 e f_2 podem ser obtidas por meio da análise de carga limite da estrutura. Tais análises utilizam os teoremas do limite inferior e superior [54] de plasticidade e nem sempre estão disponíveis para estruturas como, por exemplo, tubos. Para facilitar a aplicação da metodologia da tensão vs. deformação equivalente para uma gama maior de configurações geométricas, Lei e Ainsworth [21] propuseram uma alteração na Eq. (B.9) para fazer com que o cálculo de f_1 e f_2 pudesse ser feito de maneira numérica. Por se tratar de uma ponderação de duas curvas distintas, a metodologia da tensão vs. deformação equivalente requer que

$$f_1 + f_2 = 1. \quad (B.10)$$

Isolando f_1 ou f_2 na Eq. (B.10) e substituindo o valor encontrado na Eq. (B.5), pode-se convenientemente utilizar as relações descritas pela Eq. (B.4) para escrever a seguinte expressão para a curva de tensão vs. deformação equivalente:

$$\sigma_{eq}(\varepsilon_p) = \left[\frac{P_0^{mism} - P_0^{bm}}{P_0^{wm} - P_0^{bm}} \right] \sigma_{wm}(\varepsilon_p) + \left[\frac{P_0^{wm} - P_0^{mism}}{P_0^{wm} - P_0^{bm}} \right] \sigma_{bm}(\varepsilon_p). \quad (B.11)$$

A estimativa da curva equivalente pode ser realizada conhecendo apenas o valor de P_0^{mism} obtido numericamente (elementos finitos) e não requer a solução detalhada das *slip-lines*.

Considere, por exemplo, o caso de um corpo de provas CCT (*Centre-cracked*

panel), conforme ilustrado na Fig. 59. A carga limite de um corpo de prova CCP

Figura 59: Características geométricas de um corpo de prova CCP em condições de estado plano de deformações [21].

composto por um material homogêneo com tensão de escoamento σ_{yb} é dada pela seguinte expressão [21]:

$$P_O^{CCP} = \frac{4}{\sqrt{3}} l \sigma_{yb}. \quad (\text{B.12})$$

Utilizando o teorema do limite superior (do inglês *Upper Bound Theorem*) e assumindo um mecanismo de deformação onde as *slip-lines* emanam da ponta da trinca e seguem uma trajetória retilínea com ângulo β , Joch et al. [60] deduziram a seguinte expressão para a carga limite de um corpo de prova CCP contendo uma trinca na região central da junta soldada:

$$P_O^{mism} = \frac{4}{\sqrt{3}} l \left[\frac{h/l}{2\sin^2\beta} \sigma_{yw} + \left(\frac{1}{\sin(2\beta)} - \frac{h/l}{2\sin^2\beta} \right) \sigma_{yb} \right] \quad (\text{B.13})$$

onde o ângulo β é definido como [60]

$$\frac{tg^2\beta}{tg(2\beta)} = \frac{h}{l}(1 - M_y). \quad (B.14)$$

Comparando a Eq. (B.13) com a expressão que representa a carga limite para o corpo de prova CCP homogêneo (Eq. (B.12)) tem-se:

$$\sigma_{ye} = \frac{h/l}{2\sin^2\beta} \sigma_{yw} + \left(\frac{1}{\sin(2\beta)} - \frac{h/l}{2\sin^2\beta} \right) \sigma_{yb}. \quad (B.15)$$

Comparando as Eqs. (B.9) e (B.15), pode-se concluir que a expressão da curva de tensão vs. deformação equivalente é igual a:

$$\sigma_{eq}(\epsilon_p) = \frac{h/l}{2\sin^2\beta} \sigma_{wm}(\epsilon_p) + \left(\frac{1}{\sin(2\beta)} - \frac{h/l}{2\sin^2\beta} \right) \sigma_{bm}(\epsilon_p). \quad (B.16)$$

Para demonstrar que o argumento da simplificação geométrica é válido, conforme apresentado na Seção 6.2.3.1, assume-se que a *slip-line* emana da ponta da trinca e segue uma trajetória retilínea com um ângulo $\beta = 45^\circ$, conforme detalhado nos trabalhos de Hertelé et al. [89] e Olso et al. [11]. A Fig. 59 traz a representação de tal configuração para o corpo de prova CCP e a Fig. 18 para o tubo contendo a solda na junta circunferencial. Substituindo $\beta = 45^\circ$ na Eq. (B.16), tem-se:

$$\sigma_{eq}(\epsilon_p) = \left(\frac{h}{l} \right) \sigma_{wm}(\epsilon_p) + \left(1 - \frac{h}{l} \right) \sigma_{bm}(\epsilon_p). \quad (B.17)$$

É possível verificar, claramente, que os fatores que ponderam as curvas de tensão vs. deformação de ambos materiais (h/l e $(1 - h/l)$) representam o comprimento da *slip-line* dentro de cada material, conforme notação apresentada na Fig. 59. Dessa maneira, verifica-se que a geometria complexa de uma junta soldada pode ser simplificada, caso seja utilizado um perfil retangular equivalente, correspondente à intersecção entre a linha de fusão e a *slip-line*, de forma a preservar os comprimentos utilizados para ponderar as curvas de tensão vs. deformação de cada material.