LEONARDO LUIZ SIQUEIRA MATHIAS

**Avaliação Experimental de Curvas *J-R* em Juntas Soldadas
Circunferenciais de *Risers* Rígidos de Aço API 5L X80 Utilizando Corpos
de Prova SE(T) e SE(B)**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção de título de
Mestre em Ciências de Engenharia

São Paulo

2013

LEONARDO LUIZ SIQUEIRA MATHIAS

**Avaliação Experimental de Curvas *J-R* em Juntas Soldadas
Circunferenciais de *Risers* Rígidos de Aço API 5L X80 Utilizando Corpos
de Prova SE(T) e SE(B)**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção de título de
Mestre em Ciências de Engenharia

Área de Concentração:

Engenharia Naval e Oceânica

Orientador:

Prof. Titular Claudio Ruggieri

São Paulo

2013

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 abril de 2013.

Assinatura do autor _____

Assinatura do orientador _____

FICHA CATALOGRÁFICA

Mathias, Leonardo Luiz Siqueira

Avaliação experimental de curvas J-R em juntas soldadas circunferenciais de risers rígidos de aço API 5L X80 utilizando corpos-de-prova SE(T) e SE(B) / L.L.S. Mathias. -- versão corr. -- São Paulo, 2013.

106 p.

Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.

1. Juntas soldadas 2. Aço 3. Tubulações 4. Corpos-de-prova I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II. t.

A quem torce por mim, sempre...

AGRADECIMENTOS

Ao orientador Prof. Dr. Claudio Ruggieri pela grande oportunidade concedida, pela motivação, incentivo e pelos ensinamentos ao longo dessa empreitada;

À minha esposa Andressa, pela compreensão, amor, paciência e pelo voto de confiança;

Aos meus pais, por tudo;

À Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis (ANP), à Financiadora de Estudos e Projetos - FINEP e ao Ministério da Ciência e Tecnologia – MCT, pelo apoio financeiro concedido por meio do Programa de Recursos Humanos da ANP para o Setor Petróleo e Gás - PRH-ANP/MCT, e aos coordenadores e PV do PRH-19 pela imensa ajuda na viabilização das verbas junto aos órgãos competentes;

Aos colegas no NAMEF: Alexandre Galiani, Diego Sarzosa, Luís Parise, Marcelo Paredes, Paulo Fernandes e Rafael Savioli, pelo companheirismo, pelas dicas, ajudas, e longas discussões levantadas sobre o assunto no dia-a-dia;

Às empresas TenarisConfab e Lincoln Electric, pela doação dos materiais de onde foram extraídos os corpos de prova utilizados neste trabalho, às instituições FEI – Fundação Educacional Inaciana, na pessoa do Prof. Dr. Gustavo Donato (a quem também expressei meus agradecimentos) e SENAI/Osasco, na pessoa do Prof. Dr. Paulo Fernandes, pelos ensaios adicionais realizados nas dependências das respectivas unidades.

Aos meus amigos Hugo Nicolau, Patrick Menezes, Luciano Ganino, Alberto Suzuki, Victor e Bruno Lambertucci e Rafael Rocha Lima, pelo encorajamento, incentivo, vibrações positivas, e pelos momentos de abstração também...

RESUMO

Métodos acurados de avaliação de tenacidade à fratura, incluindo curvas de resistência ao rasgamento dúctil de juntas soldadas de dutos e *risers* rígidos, tornam-se essenciais em procedimentos de avaliação de defeitos em regiões de soldas e zonas termicamente afetadas, nas quais defeitos não detectados podem se propagar devido às grandes tensões e deformações envolvidas na instalação e/ou operação dessa classe de estruturas. Este trabalho apresenta uma investigação experimental da tenacidade à fratura de uma junta soldada de um duto rígido de aço API 5L X80 (curvas J - Δa). A motivação para este trabalho decorre da demanda crescente na aplicação de dutos de alta resistência na indústria de óleo e gás, em particular dutos submarinos e *risers* rígidos em catenária. Para tal, foram empregados corpos de prova de tração SE(T) fixados por garras, e flexão três pontos SE(B) contendo entalhe no centro da solda, para determinação das curvas J - R pelo método do corpo de prova único utilizando a técnica da flexibilidade no descarregamento, além das funções de flexibilidade e fatores η referentes aos corpos de prova SE(T) e SE(B) em função do nível de dissimilaridades mecânicas, o que permite obter valores mais acurados das propriedades de tenacidade à fratura de juntas soldadas.

ABSTRACT

Accurate measurements of fracture resistance properties, including crack growth resistance curves for pipeline girth welds, become essential in defect assessment procedures of the weldment region and the heat affected zone, where undetected crack-like defects (such as lack of penetration, deep undercuts, root cracks, etc.) may exhibit further crack extension due to high tensile stresses and strains during installation and in-service operation. This work presents an investigation of the ductile tearing properties for a girth weld made of an API 5L X80 pipeline steel using experimentally measured crack growth resistance curves (J - Δa curves). Use of these materials is motivated by the increasing demand in the number of applications for manufacturing high strength pipes for the oil and gas industry including marine applications and steel catenary risers. Testing of the pipeline girth welds utilized side-grooved, clamped SE(T) specimens and 3P bend SE(B) specimens with a weld centerline notch to determine the crack growth resistance curves based upon the unloading compliance (UC) method using a single specimen technique. Recently developed compliance functions and η -factors applicable for SE(T) and SE(B) fracture specimens with homogeneous material and overmatch welds are introduced to determine crack growth resistance data from laboratory measurements of load-displacement records. This experimental characterization provides additional toughness data which serve to evaluate crack growth resistance properties of pipeline girth welds using SE(T) and SE(B) specimens with weld centerline cracks.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	ix
LISTA DE TABELAS	xv
LISTA DE SÍMBOLOS	xvii
LISTA DE ABREVIATURAS	xix
1 - INTRODUÇÃO	20
1.1 – Motivação e Objetivos	22
1.2 – Limitação do Trabalho	23
2 – FUNDAMENTOS DA MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA.....	25
2.1 – A integral J como parâmetro de fratura e suas limitações	26
2.2 – A integral J sob regime de escoamento em larga escala	28
2.3 – Efeitos de Dissimilaridades Mecânicas sobre as Forças Motrizes em Juntas Soldadas	30
3 – PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS E AVALIAÇÃO DE CURVAS $J-R$	32
3.1 – Avaliação das Curvas $J-R$	32
3.1.1 – Determinação dos limites máximos de J e Δa	33
3.1.2 – Determinação do valor de iniciação J_{Ic}	33
3.1.2 – Rasgamento dúctil e o módulo de rasgamento.....	34
3.1.3 – Outras linhas auxiliares da curva $J-R$	34
3.2 – Procedimentos experimentais para determinação de curvas $J-R$	35
3.2.1 – Método multiespécime	35
3.2.2 – Método do corpo de prova único.....	36
3.3 – Metodologia η (η)	37
3.4 – O emprego de corpos de prova não padronizados e os efeitos de dissimilaridades mecânicas em curvas $J-R$	40
4 – MATERIAIS E MÉTODOS	42
4.1 – Material utilizado e retirada dos corpos de prova	43
4.2 – Procedimentos experimentais.....	45
4.2.1 – Levantamento das curvas P-CMOD.....	45
4.2.2 – Cálculo do comprimento de trinca a por meio do método da flexibilidade elástica normalizada μ	46
4.2.3 – Cálculo do fator de intensidade de tensões K_{Ic}	47
4.2.4 – Fatores plásticos η (η).....	47
4.2.5 – Efeito das dissimilaridades mecânicas sobre os fatores plásticos η	48
4.3 – Determinação das curvas $J-R$ segundo procedimento da norma ASTM E1820.....	49

4.4 – Determinação das curvas <i>J-R</i> segundo procedimento CANMET	50
5 – Resultados e discussão	52
5.1 – Ensaio de tração longitudinal.....	52
5.2 – Resultado da pré-trinca por fadiga	54
5.3 – Resultados das curvas <i>P-CMOD</i> (Carga x Deslocamento).....	55
5.4 – Resultados das curvas <i>J-R</i>	56
5.4.1 – Curvas <i>J-R</i> sem a correção do crescimento de trinca	57
5.4.2 – Curvas <i>J-R</i> com a correção do crescimento de trinca.....	60
5.4.3 – Efeito da correção do crescimento de trinca em curvas <i>J-R</i>	64
5.5 – Influência geométrica nas curvas <i>J-R</i>	67
5.6 – Influência das dissimilaridades mecânicas sobre as curvas <i>J-R</i>	70
5.7 – Comparações entre procedimentos correntes	73
5.7.1 – O procedimento da norma ASTM E1820 para CPs SE(B)	73
5.7.2 – O procedimento CANMET para CPs SE(T)	77
6 – ANÁLISE DAS FRENTES DE TRINCA	82
6.1 – Medição das frentes de trinca e critério de validação dos pontos medidos	82
6.2 – Imagens das superfícies de trinca.....	83
6.2.1 – Superfícies de trinca dos CPs SE(T)	83
6.2.2 – Superfícies de trinca dos CPs SE(B)	87
6.3 – Resultado das medições de frente de trinca.....	91
6.4 – Avaliação do método do <i>Unloading Compliance</i>	97
7 – CONCLUSÕES E COMENTÁRIOS FINAIS.....	100
8 – SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS	102
9 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	103

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Embarcação lançadora “Skandi Navica”, da empresa Subsea7, na operação de enrolamento de dutos rígidos pelo método carretel.	20
Figura 2 – Operação de enrolamento de dutos rígidos.	21
Figura 3 – Ilustração esquemática representativa da condição de similaridade entre um componente estrutural e um corpo de prova laboratorial; (a) estrutura contendo o defeito; (b) corpo-de-prova flexão três pontos (SE(B)) utilizado em ensaios de avaliação de tenacidade à fratura; (c) campo de tensões similar nas duas configurações.	27
Figura 4 – Ilustração esquemática de dominância J em situações de crescimento de trinca; (a) condição de validade; (b) condição de plasticidade generalizada, em que J perde a dominância.....	28
Figura 5 – Influência da geometria na tenacidade, representada por trajetórias $J-Q$	30
Figura 6 – Representação de abertura assimétrica em sistemas bimateriais	31
Figura 7 – Ilustração esquemática de uma curva $J-R$	32
Figura 8 – Esquema do procedimento de determinação de curvas $J-R$ pelo método multiespécime	35
Figura 9 – (a) Descarregamentos parciais durante a evolução do carregamento com a abertura da trinca (CMOD); (b) Definição da área plástica sob a curva carga-deslocamento.	36
Figura 10 – Etapas de soldagem do tubo amostrado – (a) pré-aquecimento; (b) execução de passes de enchimento. Figura 10 – (c) Ilustração esquemática da geometria dos corpos de prova de tração SE(T) e SE(B), de dimensões $W = B = 14,8$ mm, com a razão a/W de 0,4 para corpos de prova SE(T) e 0,25 para os SE(B); (d) ilustração esquemática do posicionamento do corpo de prova ao longo do corpo do tubo para extração.....	44
Figura 11 – CPs de tração longitudinal do aço API 5L X80 e junta soldada, em escala reduzida. Detalhe para as roscas confeccionadas nas extremidades dos CPs, para acoplamento em dispositivos auxiliares para fixação na máquina.	45
Figura 12 – Ensaios de tenacidade à fratura: (a) Corpo de prova SE(B); (b) Corpo de prova SE(T)	46

Figura 13 – (a) Ensaio de tração longitudinal com extensômetro para estimativa da tensão de escoamento equivalente a 0,2% de deformação; (b) detalhe da estrição do CP.	52
Figura 14 – Curvas tensão-deformação do aço API 5L X80.....	53
Figura 15 – Curva tensão-deformação do cordão de solda circunferencial.	53
Figura 16 – Curvas carga x deslocamento da boca da trinca (P x CMOD) dos corpos de prova SE(B) e SE(T) fixados por garras.....	56
Figura 17 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ sem correção para o crescimento.....	57
Figura 18 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 6$ sem correção para o crescimento.....	58
Figura 19 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,25$ sem correção para o crescimento	58
Figura 20 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ sem correção para o crescimento	59
Figura 21 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ com correção para o crescimento em termos de LLD.....	61
Figura 22 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 6$ com correção para o crescimento em termos de LLD.....	61
Figura 23 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,25$ com correção para o crescimento em termos de LLD.....	62
Figura 24 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ com correção para o crescimento em termos de LLD.....	62
Figura 25 – Efeito da correção do crescimento de trinca, em termos de LLD, nas curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$	64
Figura 26 – Efeito da correção do crescimento de trinca, em termos de LLD, nas curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 6$	65
Figura 27 – Efeito da correção do crescimento de trinca, em termos de LLD, nas curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,25$	65

Figura 28 – Efeito da correção do crescimento de trinca, em termos de LLD, nas curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$	66
Figura 29 – Diferença entre curvas J - R sem correção e com correção do crescimento, obtidas por CPs SE(T), avaliada a partir dos valores de iniciação e módulos de rasgamento; (a) CPs SE(T) relação $H/W = 10$; (b) CPs SE(T) relação $H/W = 6$	66
Figura 30 – Diferença entre curvas J - R sem correção e com correção do crescimento, obtidas por CPs SE(B), avaliada a partir dos valores de iniciação e módulos de rasgamento; (a) CPs SE(B) relação $a/W = 0,17$; (b) CPs SE(T) relação $a/W = 0,25$	67
Figura 31 – Comparação entre curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 em corpo de prova de tração SE(T) razão $a/W = 0,40$ com razões H/W iguais a 6 e 10, flexão três pontos SE(B) razão $a/W = 0,25$ e flexão três pontos SE(B) razão $a/W = 0,17$	68
Figura 32 – Comparação entre os valores de JIc , em função da geometria empregada, das curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80; (a) sem correção do crescimento; (b) com correção do crescimento.	68
Figura 33 – Comparação entre os módulos de rasgamento de 0,5 mm, em função da geometria empregada, das curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80; (a) sem correção do crescimento; (b) com correção do crescimento.....	69
Figura 34 – Comparação entre os módulos de rasgamento de 1,0 mm, em função da geometria empregada, das curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80; (a) sem correção do crescimento; (b) com correção do crescimento.....	69
Figura 35 – Comparação entre os módulos de rasgamento de 1,5 mm, em função da geometria empregada, das curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80; (a) sem correção do crescimento; (b) com correção do crescimento.....	69
Figura 36 – Influência do nível de dissimilaridades mecânicas My em curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 em CPs SE(T) razão $H/W = 10$, sem correção do crescimento.	71
Figura 37 – Influência do nível de dissimilaridades mecânicas My em curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 em CPs SE(T) razão $H/W = 10$, com correção do crescimento.	71

Figura 38 – Influência do nível de dissimilaridades mecânicas M_y em curvas $J-R$ de junta soldada do aço API 5L X80 em CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$, sem correção do crescimento	72
Figura 39 – Influência do nível de dissimilaridades mecânicas M_y em curvas $J-R$ de junta soldada do aço API 5L X80 em CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$, com correção do crescimento	72
Figura 40 – Curvas $J-R$ de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ sem correção para o crescimento em termos de CMOD, determinada a partir do procedimento da norma ASTM E1820.....	73
Figura 41 – Curvas $J-R$ de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ com correção para o crescimento em termos de CMOD, determinada a partir do procedimento da norma ASTM E1820.....	74
Figura 42 – Comparação entre as curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ sem correção para o crescimento de trinca, procedimentos NAMEF [35] e ASTM E1820.....	76
Figura 43 – Comparação entre as curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ corrigidas para o crescimento de trinca, procedimentos NAMEF [35] e ASTM E1820.....	76
Figura 44 – Diferença entre curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(B) relação $a/W = 0,17$ pelos procedimentos NAMEF e ASTM E1820 avaliada a partir dos valores de iniciação e módulos de rasgamento; (a) sem correção; (b) com correção.....	77
Figura 45 – Curvas $J-R$ de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ sem correção para o crescimento, procedimento do CANMET	78
Figura 46 – Curvas $J-R$ de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ com correção para o crescimento, procedimento do CANMET	78
Figura 47 – Comparação entre as curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ sem correção para o crescimento de trinca procedimentos NAMEF [23] e CANMET	80
Figura 48 – Comparação entre as curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ com correção para o crescimento, procedimentos NAMEF e CANMET	80

Figura 49 – Diferença entre curvas J - R obtidas por CPs SE(T) relação $H/W = 10$ pelos procedimentos NAMEF e CANMET, avaliada a partir dos valores de iniciação e módulos de rasgamento; (a) sem correção; (b) com correção.	81
Figura 50 – (a) Critério de medição das frentes de trinca inicial, a_o , e final, a_p , de acordo com a norma ASTM E1820; (b) Modelo de medição das frentes de trinca realizados por meio do software AutoCAD.	82
Figura 51 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP1 SE(T) com razão $H/W = 10$	84
Figura 52 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP2 SE(T) com razão $H/W = 10$	84
Figura 53 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP3 SE(T) com razão $H/W = 10$	85
Figura 54 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP4 SE(T) com razão $H/W = 10$	85
Figura 55 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP1 SE(T) com razão $H/W = 6$	86
Figura 56 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP2 SE(T) com razão $H/W = 6$	86
Figura 57 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP3 SE(T) com razão $H/W = 6$	87
Figura 58 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP1 SE(B) com razão $a/W = 0,25$	88
Figura 59 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP2 SE(B) com razão $a/W = 0,25$	88
Figura 60 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP3 SE(B) com razão $a/W = 0,25$	89
Figura 61 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP1 SE(B) com razão $a/W = 0,17$	89
Figura 62 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP2 SE(B) com razão $a/W = 0,17$	90
Figura 63 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP3 SE(B) com razão $a/W = 0,17$	90
Figura 64 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP4 SE(B) com razão $a/W = 0,17$	91

Figura 65 – Distribuição dos pontos de frente de trinca de CPs SE(T) medidos de acordo com o critério dos nove pontos estabelecidos pela norma ASTM E1820; (a) relação $H/W = 10$; (b) relação $H/W = 6$	93
Figura 66 – Distribuição dos pontos de frente de trinca de CPs SE(B) medidos de acordo com o critério dos nove pontos estabelecidos pela norma ASTM E1820; (a) relação $a/W = 0,17$; (b) relação $a/W = 0,25$	94
Figura 67 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP1 SE(T) razão $H/W = 10$	94
Figura 68 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP2 SE(T) razão $H/W = 10$	95
Figura 69 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP3 SE(T) razão $H/W = 10$	95
Figura 70 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP4 SE(T) razão $H/W = 10$	95
Figura 71 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP1 SE(T) razão $H/W = 6$	96
Figura 72 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP1 SE(T) razão $H/W = 10$	96
Figura 73 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP1 SE(T) razão $H/W = 10$	96

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Matriz de análise experimental objetivada	42
Tabela 2 – Resultados dos ensaios de tração longitudinal do aço API 5L X80 e junta soldada circunferencial, realizado por meio de CPs <i>subsize</i> d	54
Tabela 3 – Dados referentes à abertura de pré-trinca nos CPs SE(T), razão $a/W = 0,40$	54
Tabela 4 – Dados referentes à abertura de pré-trinca nos CPs SE(B)	55
Tabela 5 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(T), sem correção do crescimento de trinca	60
Tabela 6 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(B), sem correção do crescimento de trinca	60
Tabela 7 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(T), com correção do crescimento de trinca	63
Tabela 8 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(B), com correção do crescimento de trinca	63
Tabela 9 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(B), razão $a/W = 0,17$ sem correção do crescimento de trinca	74
Tabela 10 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(B), razão $a/W = 0,17$ com correção do crescimento de trinca	75
Tabela 11 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(T), sem correção do crescimento de trinca, pelo procedimento CANMET	79
Tabela 12 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(T), com correção do crescimento de trinca, pelo procedimento CANMET	79
Tabela 13 – Valores físicos medidos das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(T) com relação $H/W = 10$	91
Tabela 14 – Valores físicos medidos das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(T) com relação $H/W = 6$ utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80	92
Tabela 15 – Valores físicos medidos das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(B) com relação $a/W = 0,17$ utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80	92

Tabela 16 – Valores físicos medidos das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(B) com relação $a/W = 0,25$ utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80.....	93
Tabela 17 – Diferença entre os valores de trinca físicos medidos e previstos pelo método de flexibilidade no descarregamento (<i>Unloading Compliance</i>) das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(T) e SE(B) utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80	98
Tabela 18 – Diferença entre os valores físicos medidos e previstos pelo método de flexibilidade no descarregamento (<i>Unloading Compliance</i>) das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(T) e SE(B) utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80	98

LISTA DE SÍMBOLOS

a : comprimento de trinca.

a_0 : comprimento inicial de trinca.

A : área sob a curva carga vs. deslocamento.

A_e : área elástica sob a curva carga vs. deslocamento.

A_p : área plástica sob a curva carga vs. deslocamento.

b : ligamento remanescente ($b = W - a$).

b_0 : ligamento remanescente inicial.

B : largura do corpo de prova.

B_N : largura do corpo-de-prova considerando a redução causada pelos entalhes laterais.

B_{ef} : largura efetiva do corpo-de-prova ($B_{ef} = B - \left(\frac{B-B_N}{B}\right)^2$).

C : Flexibilidade elástica

dS : elemento diferencial do contorno Γ .

E : Módulo de elasticidade.

E' : Módulo de elasticidade no estado plano de deformações

$f(a/W)$: fator adimensional de intensidade de tensões.

H : distância entre fixação das garras no corpo-de-prova.

I_n : constante de integração na solução do campo HRR .

J : integral J .

J_e : componente elástica da Integral J .

J_p : componente plástica da Integral J .

J_{Ic} : valor de integral J correspondente à iniciação de crescimento de trinca.

K_I : fator de intensidade de tensões

K_{Ic} : valor de K_I que produz a iniciação de crescimento de trinca.

M_y : Nível de dissimilaridade mecânica (weld strength mismatch) de uma junta soldada

n : coeficiente de encruamento.

P : força aplicada.

P_m : força medida.

Q : parâmetro para quantificar o nível de restrição plástica.

r : distância à ponta da trinca (coordenadas polares).

U : energia de deformação.

U_p : componente plástica da energia de deformação.

V : deslocamento da boca da trinca (CMOD).

V_m : deslocamento da boca da trinca medido.

V_c : deslocamento da boca da trinca corrigido por rotação.

V_p : componente plástica do deslocamento da boca da trinca (CMOD_p).

W : espessura do corpo-de-prova.

α : constante da equação de Ramberg–Osgood

γ : fator adimensional para corrigir a integral J devido aos efeitos de crescimento de trinca.

Γ : caminho de integração usado para a obtenção de J .

δ : abertura da ponta da trinca (do inglês: Crack Tip Opening Displacement).

Δ : deslocamento da linha de carga (LLD).

ε : deformação uniaxial.

ε_f : deformação máxima à ruptura.

ε_o : deformação de referência

η : fator adimensional utilizado para cálculo da contribuição plástica de J

μ : flexibilidade adimensional normalizada.

σ : tensão uniaxial.

σ_o : tensão de referência (geralmente igual à tensão de escoamento).

σ_u : limite de resistência.

σ_{ys} : tensão de escoamento.

σ_y : *flow stress*, média aritmética entre σ_{ys} e σ_u

σ_{ij} : tensão de fluxo do campo *HRR*.

ν : coeficiente de Poisson

LISTA DE ABREVIATURAS

API: *American Petroleum Institute*, instituição americana de normalização.

ASTM: *American Society of Testing and Materials*, instituição americana de normalização.

BS: *British Standard*, instituição britânica de normalização

C(T): *Compact Tension*, corpo de prova compacto para ensaio de tenacidade.

CANMET: *Canadian Materials and Technology*, Instituto de pesquisa canadense.

CMOD: *Crack Mouth Opening Displacement*, deslocamento de abertura da boca da trinca.

CP: Corpo de prova.

CTOD: *Crack Tip Opening Displacement*, deslocamento de abertura da ponta da trinca.

DNV: *Det Norske Veritas*, instituição norueguesa de certificação e normalização.

ECA: *Engineering Critical Assessment*, método de análise de criticidade de defeitos.

FAD: *Failure Analysis Diagram*, diagram de análise de criticidade de defeitos.

HRR: *Hutchinson, Rice e Rosengren*, campo descritor de tensões à frente de trincas.

LLD: *Load Line Displacement*, deslocamento de linha de carga.

LSY: *Large Scale Yielding*, escoamento em grande monta.

NAMEF: Núcleo Avançado em Mecânica da Fratura.

SE(B): *Single Edge Notch Bending*, corpo de prova flexão três pontos.

SE(T): *Single Edge Notch Tension*, corpo de prova de tração.

SSY: *Small Scale Yielding*, escoamento em pequena monta.

USP: Universidade de São Paulo.

1 - INTRODUÇÃO

A instalação de sistemas de dutos submarinos (mais precisamente sistemas de *risers* rígidos utilizados em águas profundas para exploração e produção de óleo e gás) pelo chamado método de *reeling*, ou carretel, consiste em enrolar os dutos soldados em volta de um carretel de grandes dimensões para posterior desenrolamento, endireitamento e instalação final em leito marinho, assim que a embarcação chega ao ponto de lançamento. Tal método apresenta grandes vantagens se comparado a outros meios de lançamento, em virtude da maior rapidez, eficiência operacional, e principalmente pela possibilidade da união dos tubos ser realizada em terra, garantindo melhor desempenho do processo de soldagem e inspeção. As Figuras 1 e 2 a seguir ilustram dutos sofrendo o processo de enrolamento por uma embarcação marítima.

Figura 1 – Embarcação lançadora “Skandi Navica”, da empresa Subsea7, na operação de enrolamento de dutos rígidos pelo método carretel.

Figura 2 – Operação de enrolamento de dutos rígidos.

Apesar disso, os esforços excessivos para o enrolamento submetem os dutos a valores de deformações plásticas da ordem de 2–3% por ciclo, podendo chegar a um nível de deformação plástica cíclica acumulada da ordem de 10%. Consequentemente, defeitos existentes na região da solda não detectados durante inspeção, como trincas, falta de penetração, entre outros, podem se propagar ou, até mesmo, levar a estrutura ao colapso diante de tais esforços. Assim sendo, a avaliação da integridade estrutural de juntas soldadas desempenha um papel fundamental na garantia da segurança operacional de sistemas de tubulações e dutos.

As aproximações baseadas em mecânica da fratura utilizadas para descrever o comportamento dúctil de estruturas, incluindo juntas soldadas, fiam-se nas curvas $J-\Delta a$, ou curvas $J-R$, para caracterizar a propagação estável da trinca, ou rasgamento dúctil, que ocorre anteriormente à fratura instável do material [1,2]. Essa previsão permite estabelecer o

tamanho de defeito máximo permitido na estrutura, sem que haja comprometimento da mesma em condições de serviço.

Diversos trabalhos [3-5] têm apontado o corpo de prova (CP) *Single Edge Notched Specimen*, ou SE(T), como o mais adequado para se obter experimentalmente as curvas *J-R* aplicáveis a sistemas de tubulações e dutos com alta pressão interna, incluindo juntas soldadas de dutos marinhos. A principal motivação é a grande similaridade, entre ambas as configurações, dos campos de tensões e deformações à frente da trinca que governam o processo de fratura [6-9]. As recentes aplicações do CP SE(T) na caracterização do comportamento dúctil de dutos se mostraram eficazes uma vez que esta configuração permite maiores tamanhos toleráveis de defeitos, reduzindo o conservadorismo excessivo promovido pelo uso dos CPs convencionais, tais como o de flexão três pontos *Single Edge Notched Bending* (SE(B)) ou *Compact Tension* (C(T)) com trinca profunda (*i.e.*, relação $a/W \geq 0.5$).

No processo de enrolamento de dutos pelo método carretel, devido à grande diferença entre as geometrias envolvidas (duto vs. carretel), e à elevada relação D/t (diâmetro vs. espessura de parede do duto), a seção transversal dos dutos está submetida à tensão de tração uniforme (tensão de membrana), mesmo que o processo sugira que os dutos sejam flexionados. Além disso, os defeitos comumente decorrentes do processo de soldagem são relativamente pequenos quando comparados ao diâmetro ou mesmo à espessura de parede do duto (da ordem de 2 a 6 mm). Estes fatores resultam em baixos níveis de triaxialidade na parede do duto (ou como será discutido mais adiante, baixos níveis de restrição plástica ou *constraint*). É aceitável, pela condição de similaridade, que CPs SE(T) sejam mais aplicáveis à avaliação da integridade estrutural de dutos rígidos nas atividades de lançamento e instalação.

1.1 – Motivação e Objetivos

Na seção anterior, foi comentada a vantagem da utilização dos CPs SE(T) na avaliação de tenacidade à fratura de dutos e *risers* rígidos. No entanto, algumas dificuldades operacionais envolvendo ensaios em CPs SE(T), tais como dimensões do CP, condições de fixação (pinos ou garras), falta de compêndio de fatores adimensionais, entre outras, geram dúvidas e questionamentos quanto à validade dos resultados obtidos. Tais incertezas podem afetar os tamanhos toleráveis de defeitos determinados por meio de procedimentos de análise crítica de defeitos (tradução do termo inglês *Engineering Critical Assessment*, ECA). Além disso, os

corpos de provas SE(T) apresentam plastificação muito pronunciada que podem invalidar as condições de dominância da integral J .

Embora considerados mais conservativos, testes envolvendo CPs SE(B) contendo trinca rasa tornam-se mais atrativos devido às condições experimentais mais favoráveis (menores dimensões do CP, menores cargas envolvidas, etc.), podendo assim caracterizar uma alternativa mais vantajosa de ensaio.

Motivado pelas observações anteriores, este trabalho apresenta uma investigação experimental da tenacidade à fratura de uma junta soldada circunferencial realizada em um duto rígido API 5L X80, fazendo uso de CPs SE(T) fixados por garras e SE(B) contendo trinca rasa posicionada no centro do cordão de solda para obtenção das curvas J - Δa . O objetivo central é comparar experimentalmente a influência do efeito geométrico sobre os resultados obtidos envolvendo os diferentes CPs, bem como os procedimentos operacionais utilizados, sob a hipótese de que testes empregando CPs SE(B) trinca rasa sejam de realização relativamente simples, economizando materiais, tempo, e levando a valores de tenacidade equivalentes aos testes envolvendo CPs SE(T) [10].

1.2 – Limitação do Trabalho

A escolha de efetuar o estudo em juntas soldadas se deu pelo fato de as práticas vigentes para lançamento de dutos recomendarem que análises ECA sejam efetivamente realizadas nessas regiões, consideradas mais críticas [3]; apesar de toda a tecnologia disponível atualmente em inspeção, os defeitos em sistemas de dutos submarinos são mais comumente encontrados em regiões de solda. Dessa forma, entende-se que tais regiões apresentam um nível de criticidade de defeitos maior, conseqüentemente tolerando defeitos menores, mantendo a margem de segurança em projetos de instalação e operação de sistemas de dutos submarinos o que, portanto, fortalece as argumentações para se efetuar os ensaios nessas regiões.

Embora a influência do nível de dissimilaridades mecânicas da junta soldada em curvas J - R ter sido avaliada, é necessário esclarecer que não é escopo deste trabalho a avaliação das propriedades da junta soldada em si, conseqüentemente, um estudo mais detalhado sobre a metalurgia de soldagem não foi realizado (um estudo mais detalhado sobre o processo de soldagem pode ser encontrado no trabalho de Fernandes [11]). A realização de ensaios experimentais em uma junta soldada teve como principal objetivo servir de pano de

fundo para a comparação das geometrias empregadas, sob a contextualização das práticas recomendadas vigentes para as atividades de lançamento de dutos [3].

2 – FUNDAMENTOS DA MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA

O estudo sobre a interação entre descontinuidades estruturais e os campos de tensões atuantes em sua vizinhança é relativamente recente. Estudos mais relevantes, que constituem o arcabouço da Mecânica da Fratura Elástica Linear, foram desenvolvidos no início do século XX, quando Griffith [12], tomando por base estudos realizados por outros experimentalistas em anos anteriores, demonstrou a relação entre tamanhos críticos de defeitos e a ocorrência de fratura frágil. Décadas depois, Irwin [13], partindo das ideias fundamentais de Griffith, estabeleceu um parâmetro descritor único dos campos de tensões e deformações atuantes na ponta da trinca, também conhecido como *fator elástico de intensidade de tensões*, K .

Os conceitos acima citados eram satisfatoriamente adequados para descrever a resistência à fratura de diversos materiais, como os cerâmicos e os aços de elevada resistência e dureza. No entanto, para aços estruturais deformáveis, o fator de intensidade de tensões K não se apresentava como modelo descritor perfeitamente aplicável, mesmo com as propostas de Irwin para correções para casos de plasticidade em pequena escala. Impulsionados pelas indústrias nuclear, naval e aeronáutica, que utilizavam aços de comportamento dúctil, em que o processo de fratura instável é precedido de grandes deformações plásticas e crescimento estável da trinca, novos esforços foram concentrados com o intuito de se desenvolver uma melhor aproximação da mecânica da fratura a essa gama de materiais.

Em 1968, Rice [14] idealizou o conceito da deformação plástica como um fenômeno não linear, e propôs uma integral de linha, denominada integral J , independente do contorno de integração, como a forma de quantificação da taxa de liberação de energia na fratura de tais materiais cujo comportamento mecânico é descrito pela equação de Ramberg-Osgood [15]

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (1)$$

onde σ_0 é a tensão de referência (usualmente o limite de escoamento real do material), ε_0 é sua deformação elástica associada, E é o módulo de elasticidade do material, e α e n são parâmetros de ajuste.

De posse desse novo conceito, trabalhos posteriores de Hutchinson [16] e Rice Rosengren [17] estabeleceram as correlações de J com campos de tensões e deformações atuantes na ponta da trinca, de forma similar à correlação de K com os mesmos campos sob condições elásticas lineares, obtendo assim o conceito de J como fator elastoplástico de intensidade de tensões.

Os trabalhos subsequentes de Landes e Bergley [18], seguidos por Shih [19] e Hutchinson e Paris [20] estabeleceram o arcabouço que certifica a mecânica da fratura elastoplástica como ferramenta robusta de análise de integridade estrutural. A partir daí, grande progresso tem sido atingido no que se refere à utilização de J como parâmetro descritor da tenacidade à fratura em estruturas e materiais de uma forma geral.

2.1 – A integral J como parâmetro de fratura e suas limitações

Métodos convencionais para análise de integridade estrutural baseados em mecânica da fratura focalizam primariamente o comportamento à fratura de sólidos (ou estruturas) sob regime de escoamento limitado (*small scale yielding conditions* - *SSY*) onde as dimensões da zona plástica nas vizinhanças da trinca são muito pequenas quando comparadas com outras dimensões relevantes do sólido, tais como comprimento da trinca (a), espessura (B) ou o ligamento remanescente da trinca ($b = W - a$). Como comentado anteriormente, para materiais elastoplásticos sob tais condições, existe uma relação unívoca entre a integral J e os campos de tensão na ponta da trinca expressa pela conhecida formulação *HRR* [15,16]:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{J}{\kappa \varepsilon_0 \sigma_0 I_n r} \right]^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(r, \theta) \quad (2)$$

onde σ_0 é a tensão de referência (0,2% *offset*), $\varepsilon_0 = \sigma_0/E$ é a deformação de referência, κ é uma constante do material, I_n é uma constante de integração e (r, θ) correspondem à coordenadas polares centradas na ponta da trinca.

A relação entre J e os campos de tensões na ponta da trinca expressa pela Eq. (2) representa a condição de *similaridade* fundamental para o estabelecimento da metodologia clássica da mecânica da fratura elastoplástica (conhecida como metodologia *monoparamétrica*); tal condição permite assumir que um parâmetro único (como a Integral J e seus equivalentes: parâmetro de abertura da ponta da trinca – CTOD – cujo conceito não será

abordado nesta dissertação) caracterize univocamente os campos de tensões e as condições de fratura nas vizinhanças da trinca para sólidos fraturados com diversas configurações geométricas. Em termos práticos, é esta importante condição de *similaridade* que permite prever o comportamento à fratura de estruturas genéricas (como, por exemplo, um vaso de pressão ou um duto para transporte de gás ou petróleo) a partir de valores experimentais de tenacidade (J_c) utilizando-se corpos de prova de pequenas dimensões como ilustrado na Fig.3.

Figura 3 – Ilustração esquemática representativa da condição de similaridade entre um componente estrutural e um corpo de prova laboratorial; (a) estrutura contendo o defeito; (b) corpo-de-prova flexão três pontos (SE(B)) utilizado em ensaios de avaliação de tenacidade à fratura; (c) campo de tensões similar nas duas configurações [21].

Como já mencionado anteriormente, a teoria das pequenas deformações, tomada como base para provar a independência da integral J bem como as correlações da mesma com energia potencial e com os campos de tensões e deformações à frente de trincas, prevê uma área de escoamento finita e relativamente pequena. Tal condição discrimina a região de dominância de J , tanto para trincas estacionárias quanto para pequenas propagações, desde

que as zonas de descarregamento elástico e de carregamento proporcional não extrapolem a região delimitada pela validade da integral, como ilustrado na Fig.4.

Figura 4 – Ilustração esquemática de dominância J em situações de crescimento de trinca; (a) condição de validade; (b) condição de plasticidade generalizada, em que J perde a dominância [22].

Em materiais dúcteis, em que deformações plásticas podem ocorrer além de 10%, tal teoria não se adéqua. Em outras palavras, a teoria *HRR* deixa de representar os campos de tensões à medida que o material apresenta plasticidade mais pronunciada, não sendo mais possível o emprego da metodologia monoparamétrica.

2.2 – A integral J sob regime de escoamento em larga escala

Em regimes de escoamento em larga escala (tradução do inglês *large scale yielding*, *LSY*), os campos de tensão na ponta da trinca e os campos de tensão remotos, ou superfícies livres da estrutura, interagem entre si, passando então a tenacidade à fratura do material a depender do tamanho, da configuração geométrica e do carregamento aplicado. Essa interação estabelece um novo campo de tensões atuante na estrutura que logicamente não é descrito pela solução *HRR*, e proporciona ao corpo finito certo grau de restrição plástica na ponta da trinca (termo adaptado do inglês *crack tip constraint*) no volume de material remanescente à frente do defeito.

O nível de *constraint* pode ser quantificado por meio da teoria desenvolvida por O'Dowd e Shih [23,24], chamada de metodologia *biparamétrica* ou teoria *J-Q*, que consiste basicamente na diferença entre o campo de tensões real e a solução de referência *HRR*, escrita na fomulação

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{HRR} + Q\sigma_0\delta_{ij} \quad (3)$$

onde *Q* é a medida da amplitude do campo de diferença, representando a medida direta da triaxialidade de tensões na ponta da trinca.

Ao se analisar trajetórias *J-Q* para dada estrutura, pode-se perceber que se o campo de tensões na região próxima ao defeito na geometria de teste é similar ou supera o campo de tensões da solução referência (solução em *SSY*), o valor de *Q* é positivo. Assim sendo, o nível de restrição plástica na geometria em questão é elevado (alta triaxialidade de tensões). Por outro lado, quando o campo de tensões na ponta da trinca está abaixo da solução em *SSY*, o valor de *Q* é negativo, indicando baixa triaxialidade de tensões. Uma observação importante é que *Q* não é um valor constante para uma determinada geometria, mas que varia em função do carregamento aplicado porque os campos de tensões aplicados na ponta da trinca variam em função da carga [25].

Considerando os corpos de prova utilizados nos ensaios laboratoriais, as dimensões diminutas e os carregamentos envolvidos podem apresentar certos níveis restrição plástica nas vizinhanças da trinca que podem invalidar a similaridade com as estruturas avaliadas, levando a desvios consideráveis em termos de tenacidade. Entretanto, estudos de Cravero, Ruggieri e Silva [7,8] revelaram que trajetórias *J-Q* semelhantes entre dutos contendo defeitos e CPs utilizados em escala laboratorial apresentam níveis de *constraint* compatíveis entre as configurações envolvidas, fazendo do uso do método um meio de análise interessante para avaliação do nível de conservadorismo envolvido entre os CPs e a estrutura analisada, como ilustra esquematicamente a Fig.5.

Figura 5 – Influência da geometria na tenacidade, representada por trajetórias J - Q [7,8,25]

2.3 – Efeitos de Dissimilaridades Mecânicas sobre as Forças Motrizes em Juntas Soldadas

Para o caso particular de uma junta soldada, a dissimilaridade mecânica (*strength mismatch*) entre o metal base e o metal de solda influencia significativamente o nível de *constraint*. A diferença entre as propriedades mecânicas do material base e do metal de solda (denominado genericamente na literatura como *weld strength mismatch*) adiciona ainda mais complexidade à correta avaliação da integridade estrutural de componentes soldados, uma vez que tal diferença produz campos de tensões e deformações de natureza diversa dos correspondentes campos para uma trinca em meio homogêneo.

A Figura 6 ilustra um sistema bimaterial onde a resistência mecânica (limite de escoamento) do material 2 é maior do que a resistência mecânica do material 1. Sob a ação de carregamento remoto, a evolução das zonas plásticas na ponta da trinca ocorre de forma *assimétrica* e, portanto, as forças motrizes (J e CTOD) são significativamente alteradas, como indicado na figura. Assim sendo, a condição de *similaridade* apresentada anteriormente deve necessariamente incorporar este efeito para utilização de um parâmetro elastoplástico descritor das condições de fratura de um componente estrutural contendo um defeito localizado na junta soldada.

Figura 6 – Representação de abertura assimétrica em sistemas bimateriais

O nível de dissimilaridade mecânica, representado por M_y , pode ser determinado pela razão

$$M_y = \frac{\sigma_{YS}^{MS}}{\sigma_{YS}^{MB}} \quad (4)$$

onde σ_{YS}^{MS} e σ_{YS}^{MB} representam os limites de escoamento do metal de solda e metal base, respectivamente. Em casos onde M_y tem valores superiores a 1,0 a junta “protege” o metal base (em inglês, *overmatch*). Caso contrário, a junta soldada apresenta condição de *undermatch*, de certa forma, indesejável. A norma DNV OS-F101 [26], seção B703, recomenda que juntas soldadas sejam efetuadas de forma que a diferença entre os limites de escoamento entre metal de solda e metal base seja da ordem de 120 a 150 MPa. No caso de dutos API 5L X80, o nível de *overmatch* se limita a cerca de 25%.

Para melhor representação do efeito do *mismatch* na avaliação da tenacidade à fratura de sistemas dessa natureza, é importante a utilização de corpo de provas que incorporem tais dissimilaridades; por esta razão, é usual a extração de corpos-de-prova (CPs) a partir de juntas soldadas, que preferencialmente sejam fabricadas de processo similar ao do componente estrutural em avaliação.

3 – PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS E AVALIAÇÃO DE CURVAS J - R

A curva J - R , ou também denominada curva J - Δa , representa a energia absorvida, por unidade de área, por um corpo ao avançar uma trinca em um determinado comprimento Δa . Tal representação gráfica, ilustrada esquematicamente na Fig.7, descreve a resistência à propagação de defeitos em um dado material, representando assim a sua tenacidade à fratura.

Figura 7 – Ilustração esquemática de uma curva J - R [2]

3.1 – Avaliação das Curvas J - R

Para a correta interpretação e utilização dos pares de dados J e Δa em procedimentos de avaliação de criticidade de defeitos, é necessário respeitar alguns critérios, ou mesmo fazer uso de linhas auxiliares e/ou medições especiais para obtenção de informações importantes. As subseções a seguir abordam alguns pontos de atenção no que se refere a limites de validade de dados, melhor ajuste dos pontos válidos, dentre outras informações.

3.1.1 – Determinação dos limites máximos de J e Δa

A norma ASTM E1820 [27] determina limites de capacidade para os corpos de prova, além nos quais J e Δa não mais descrevem o comportamento do material em teste. Consequentemente, são estipulados limites de validação para os resultados obtidos em laboratório. Dessa forma, Δa e J atingem seus valores máximos quando o teste atinge, respectivamente,

$$\Delta a_{max} = 0,25b_o \quad (5)$$

$$J_{max} = \frac{b_o \sigma_Y}{M} \quad (6)$$

onde b_o é o ligamento remanescente inicial do corpo de prova, e σ_Y é a média entre o limite de escoamento e o limite de resistência do material. É importante salientar que, em casos de ensaios de juntas soldadas, as propriedades mecânicas definidas para base de cálculo são relativas ao material em que a trinca se encontra.

O denominador da Eq.(6) se refere ao *limite de deformação*, representado na literatura como M [2,27,28], que varia com a geometria e o carregamento. A Eq.(6), na realidade, determina o valor máximo a partir do qual J deixa de controlar o crescimento de trinca, ou seja, a integral J deixa de descrever univocamente os campos de tensões e deformações na ponta da trinca. Os valores de M divergem de acordo com a norma adotada para ensaio empregando CPs SE(B) [27,28], e também variam com a geometria, não representando dessa forma valores equivalentes para CPs SE(B) e SE(T), por exemplo. No entanto, discussões aprofundadas sobre M estão fora do escopo deste trabalho.

3.1.2 – Determinação do valor de iniciação J_{Ic}

A determinação do valor de J_{Ic} , ou J de iniciação de crescimento, é realizada por meio de uma estimativa, pois, mesmo que seja utilizada instrumentação especial para medição dos deslocamentos da boca da trinca ou linha de carga, o momento exato em que a trinca de fato inicia sua propagação é de difícil determinação. De forma análoga à determinação do limite de escoamento em ensaios de tração, J_{Ic} é estimado pela interseção da curva J - R com a reta de construção, posicionada a 0,2 mm da origem, do tipo $J = \beta \sigma_Y \Delta a$, onde β é uma constante geralmente igual a 2 [2].

3.1.2 – Rasgamento dúctil e o módulo de rasgamento

Embora J_{Ic} seja um ponto de referência no que diz respeito ao comportamento à fratura do material, este valor isolado não caracteriza a fratura no estágio de crescimento estável, também chamado de rasgamento dúctil. A curva R completa fornece uma descrição mais completa do comportamento do material. A inclinação da curva a partir do valor de iniciação indica a tendência à propagação estável do defeito, sendo que curvas com maior inclinação sinalizam maior estabilidade de propagação [2].

A inclinação de uma curva J - R é quantificada por meio do fator adimensional T_R , ou *módulo de rasgamento*:

$$T_R = \frac{E}{\sigma_Y^2} \frac{dJ_R}{da} \quad (7)$$

3.1.3 – Outras linhas auxiliares da curva J - R

Outras linhas importantes geralmente presentes nas curvas J - R são a *linha de exclusão* ou de Δa mínimo, e a linha de regressão dos pontos válidos. A primeira representa o limite mínimo de pares de dados J - Δa válidos, e é construída de forma similar à linha auxiliar para estimativa de J_{Ic} , porém posicionada a 0,15 mm da origem. Os pontos no gráfico localizados à esquerda da linha de exclusão são considerados inválidos, por estarem correlacionados à formação do *blunting*, ou arredondamento da ponta da trinca anterior à propagação, não representando dessa maneira um avanço da trinca. Os pontos remanescentes, ou seja, localizados entre a linha de exclusão e os limites máximos de J e Δa , podem ser ajustados por meio de regressão que obedecem à lei de potência

$$J = C_1(\Delta a)^{C_2} \quad (8)$$

Este ajuste é geralmente adotado para se utilizar dados das curvas J - R em procedimentos ECA.

3.2 – Procedimentos experimentais para determinação de curvas J - R

Existem, basicamente, dois métodos recomendados pelas normas ASTM E1820 [27] e BS 7448: parte 4 [28] para determinação de curvas J - R , explicados mais detalhadamente a seguir.

3.2.1 – Método multiespécime

O método multiespécime foi o primeiro procedimento desenvolvido para se determinar a curva J - R de um material. Tal procedimento consiste em submeter múltiplos corpos de prova, de geometria semelhante e tamanhos iniciais de trinca a_o diversos, a carregamento monotônico até a fratura ou a um determinado deslocamento. A área sob a curva do gráfico carga (P) $\times$ deslocamento (Δ), representa a energia absorvida (U_p) por cada corpo de prova.

Reagrupando os resultados da energia U_p em função do tamanho de trinca a para diferentes deslocamentos Δ , podem-se determinar as curvas J - R , como ilustra a Fig.8 a seguir.

Figura 8 – Esquema do procedimento de determinação de curvas J - R pelo método multiespécime [18]

Este método, apesar de relativamente simples, traz desvantagens no que diz respeito ao grande dispêndio de tempo no planejamento dos experimentos e execução dos testes em laboratório, além de maior demanda de materiais.

3.2.2 – Método do corpo de prova único

A mais utilizada e vantajosa metodologia para ensaios de tenacidade à fratura prevê o emprego de um único corpo de prova, submetido a carregamentos e descarregamentos elásticos periódicos sucessivos. O crescimento de trinca provoca modificações na rigidez do material, tornando-o mais “flexível”. Esta técnica, denominada método de flexibilidade no descarregamento (*Unloading Compliance*), forma a base da norma ASTM E1820 como modelo de descrição, ou mesmo de predição, do crescimento de trinca a cada etapa de descarregamento elástico, uma vez que é possível correlacionar a flexibilidade C com o comprimento da trinca do corpo de prova por meio da *flexibilidade elástica normalizada* μ , como ilustra a Fig.9(a).

Figura 9 – (a) Descarregamentos parciais durante a evolução do carregamento com a abertura da trinca (CMOD); (b) Definição da área plástica sob a curva carga-deslocamento [22].

Para corpos de prova SE(T), tem-se que [29]:

$$\mu_{CMOD}^{SE(T)} = \frac{1}{1 + \sqrt{EB_e C}} \quad (9)$$

E, para corpos de prova SE(B):

$$\mu_{CMOD}^{SE(B)} = \left[\frac{\sqrt{WEB_e C}}{S/4} + 1 \right]^{-1} \quad (10)$$

onde B_e é denominada *largura normalizada*, e é estimada por

$$B_e = B - \frac{(B - B_N)^2}{B} \quad (11)$$

Os coeficientes de flexibilidade do corpo de prova (μ) são determinados por meio de cálculos computacionais, e estão dispostos em compêndios e *Handbooks* utilizados para auxiliarem os cálculos envolvidos no pós-processamento dos dados experimentais. A relação desse coeficiente com o comprimento de trinca expresso na forma a/W pode ser obtido por meio de ajustes polinomiais escritos na forma

$$a/W = \sum_{i=0}^5 \beta_i \mu^i \quad (12)$$

o que sugere que um ajuste polinomial de quinta ordem descreva adequadamente a dependência entre as variáveis.

3.3 – Metodologia eta (η)

O procedimento para determinação da curva de resistência ao rasgamento dúctil, ou curva J - R , leva em consideração as contribuições plástica e elástica da energia necessária para propagar uma trinca contida em um corpo sob Modo I de abertura [2], tal que a integral J pode ser conceituada como taxa de liberação de energia, tendo contribuições em termos de sua componente elástica, J_e , e sua componente plástica, J_p , interpretada como

$$J = J_e + J_p = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{\eta A_p}{B_N B_o} \quad (13)$$

onde η é um fator adimensional, proposto por Sumpter e Turner [30], e Paris e colaboradores [31], que correlaciona a contribuição do trabalho plástico por unidade de área à taxa de liberação de energia. A metodologia η pode ser utilizada tanto em métodos multiespécime,

como espécime único. O módulo de elasticidade E , devido à condição de estado plano de deformações, é corrigido para

$$E' = \frac{E}{(1 - \nu^2)} \quad (14)$$

A delimitação da área plástica A_p está ilustrada na Fig.9(b).

Entretanto, a Eq.(13) denota o cálculo de J para trincas estacionárias. O método proposto por Ernst e colaboradores [32] permite que a equação seja corrigida de forma que os valores de J sejam atualizados à medida que a trinca avança. Tem-se então que, para cada etapa de descarregamento, o incremento em J pode ser estimado por:

$$J_k = J_e^k + J_p^k \quad (15)$$

onde a contribuição elástica é proporcional ao k -ésimo fator de intensidade de tensões, K_I^k ,

$$J_e^k = \frac{(K_I^k)^2}{E'} \quad (16)$$

e fator de intensidade de tensões é expresso por

$$K_I^k = \frac{P_k}{B_N \sqrt{W}} f\left(\frac{a_k}{W}\right) \quad (17)$$

em que $f(a_k/W)$ é denominado *fator adimensional de intensidade de tensões*, função de geometria, comprimento de trinca e condições de carregamento, descrita na forma

$$f(a_k/W) = \sum_{r=0}^5 \xi_r (a_k/W)^r \quad (18)$$

A determinação da contribuição plástica da integral J merece uma discussão mais aprofundada. O método proposto por Ernst e colaboradores [32] para estimativa do incremento da integral J a cada etapa de descarregamento baseia-se inteiramente em medições

de LLD (abreviação do termo em inglês “*Load Line Displacement*”, deslocamento de linha de carga). Além do já comentado fator η , tal aproximação introduz um fator geométrico γ para correção do trabalho plástico incremental no crescimento da trinca.

$$J_p^k = \left[J_p^{k-1} + \frac{\eta_{k-1}^{LLD}}{B_{k-1}B_N} (A_p^k - A_p^{k-1}) \right] \left[1 - \frac{\gamma_{k-1}^{LLD}}{b_{k-1}} (a_k - a_{k-1}) \right] \quad (19)$$

onde o fator γ é dado pela seguinte expressão

$$\gamma_{k-1}^{LLD} = \left[\eta_{k-1}^{LLD} - 1 - \left(\frac{b_{k-1}}{W} \frac{\eta'_{k-1}^{LLD}}{\eta_{k-1}^{LLD}} \right) \right] \quad (20)$$

sendo que

$$\eta'_{k-1}^{LLD} = W \frac{d\eta_{k-1}^{LLD}}{da_{k-1}} \quad (21)$$

Dadas as condições de domínio de J sobre o crescimento de trinca, a metodologia apresentada permite estimativas acuradas de J_p para pequenos incrementos de a e LLD.

No entanto, para experimentos com medições de CMOD (abreviação do termo em inglês “*Crack Mouth Opening Displacement*”, deslocamento por abertura da boca da trinca), a aplicação direta da formulação proposta por Ernst não é perfeitamente aplicável. Em face dessa limitação, Cravero e Ruggieri [5] e Zhu e colaboradores [33] propuseram a formulação incremental que permite uma determinação mais adequada de J_p a partir de curvas P -CMOD, de forma a reescrever a Eq.(19) na forma

$$J_p^k = \left[J_p^{k-1} + \frac{\eta_{k-1}^{CMOD}}{B_{k-1}B_N} (A_p^k - A_p^{k-1}) \right] \left[1 - \frac{\gamma_{k-1}^{LLD}}{b_{k-1}} (a_k - a_{k-1}) \right] \quad (22)$$

Assim sendo, a Eq.(22) possui duas contribuições distintas: uma proveniente do trabalho plástico, em termos de CMOD (o termo η_k^{CMOD}), e a segunda devida à correção do crescimento, em termos de LLD (por meio de γ_k^{LLD} , que por sua vez deriva de η_k^{LLD}). Essa formulação proporciona maior facilidade no cálculo de J bem como maior simplicidade nos

ensaios experimentais, uma vez que medições de CMOD são relativamente mais simples de se realizar do que variações em LLD.

3.4 – O emprego de corpos de prova não padronizados e os efeitos de dissimilaridades mecânicas em curvas J - R

Como já compreendido pela Figura 5, os valores de J são fortemente influenciados pela geometria, por isso o emprego de corpos de prova SE(B) e C(T) com trinca profunda ($a/W \geq 0,5$) resultam em valores de tenacidade geralmente mais conservadores quando comparados a um duto ou mesmo a um corpo de prova SE(T). É possível, contudo, diminuir o nível de conservadorismo dos corpos de prova SE(B), alterando-se a relação a/W para razões menores, com o intuito de aproximar os níveis de *constraint* entre o corpo de prova e o duto. As práticas recomendadas da DNV-RP F108 [3] e permitem o uso de corpos de prova SE(B) trinca rasa como alternativa aos SE(T), mesmo que as normas correntes [27,28] não abranjam tais geometrias.

A aplicação do procedimento apresentado no Capítulo 3, seção 3.2, requer o conhecimento dos fatores η_J e γ assim como dos valores de flexibilidade da geometria considerada. As normas atuais fornecem dados de η_J , γ e flexibilidade normalizada μ para corpos de prova SE(B) e C(T) com trinca profunda ($a/W \geq 0,45$). Entretanto, para adequação da metodologia aos corpos de prova envolvidos nesta dissertação, foi necessária a determinação dos referidos fatores levando-se em consideração a geometria envolvida (SE(B) trinca rasa e SE(T) fixado por garras), bem como a incorporação do efeito das dissimilaridades mecânicas M_y , uma vez que os referidos coeficientes estão correlacionados com a energia de deformação envolvida no processo de avanço da trinca.

O compêndio dos fatores citados utilizado foi tomado de contribuições anteriores de outros autores participantes do Núcleo Avançado de Mecânica da Fratura (NAMEF) da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

Os fatores η em função do nível de *mismatch* M_y relativos aos corpos de prova SE(T) foram determinados por Paredes e Ruggieri [34], os referentes aos corpos de prova SE(B) por Donato e Ruggieri [35]. Os coeficientes para determinação da flexibilidade elástica normalizada μ , que se relaciona com a de acordo com a Eq.(8), para ambos os corpos de prova, foram extraídos de Ruggieri [22]. Primeiramente, as curvas J - R foram determinadas

por meio dos fatores plásticos η relativos a materiais homogêneos, utilizando os trabalhos de Cravero e Ruggieri [5] para CPs SE(T), e Donato e Ruggieri [35] para CPs SE(B) trinca rasa. A relação de todos os coeficientes empregados neste trabalho está disposta no Capítulo 4.

É importante salientar que, apesar das considerações dos parágrafos anteriores, os trabalhos anteriormente citados [34,35], aliados ao trabalho de Savioli [37], evidenciam que juntas soldadas apresentando níveis de *overmatch* da ordem de até 20% não exercem efeitos significativos sobre os fatores η . A limitação do *overmatch* recomendada pela DNV-OS-F101 [26], comentada no Capítulo 2, seção 2.3, fornece então argumentos necessários para que o efeito das dissimilaridades mecânicas não represente uma variável a mais na investigação da tenacidade à fratura. É possível utilizar, para tais casos, os fatores η referentes a materiais homogêneos sem que haja grandes desvios nos valores de integral J , contudo essa aproximação pode reduzir o conservadorismo, o que nem sempre pode ser desejável. Tal hipótese também é objeto de estudo e está contemplada no escopo deste trabalho.

4 – MATERIAIS E MÉTODOS

O Capítulo a seguir descreve a sequência de planejamento e execução das atividades experimentais desenvolvidas neste trabalho.

Os ensaios foram conduzidos de acordo com os requisitos da norma ASTM E1820 [27], em temperatura ambiente, utilizando a técnica do corpo de prova único (*single specimen technique*), por meio do método da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*). As técnicas foram abordadas anteriormente no Capítulo 3, seções 3.2.2 e 3.3. A Tabela 1 a seguir sintetiza a matriz de análise objetivada para realização dos ensaios.

Tabela 1 – Matriz de análise experimental objetivada

CP	Quantidade	Finalidade	Dimensões			a/W
			B (mm)	W (mm)	H (ou S)*	
SE(T)	4	Curva $J-\Delta a$	14,8	14,8	$10W$	0,40
SE(T)	4	Curva $J-\Delta a$	14,8	14,8	$6W$	0,40
SE(B)	4	Curva $J-\Delta a$	14,8	14,8	$4W(*)$	0,17
SE(B)	4	Curva $J-\Delta a$	14,8	14,8	$4W(*)$	0,25
Tração	3	Propriedades mecânicas metal base	$\varnothing$ 6,5 mm			N/A
Tração	3	Propriedades mecânicas metal solda	$\varnothing$ 6,5 mm			N/A

(*) S é uma sigla do inglês “*Spam*”, que representa a distância entre os rolos de apoio dos CPs SE(B), sendo considerado apenas em ensaios envolvendo flexão.

As curvas $J-R$ obtidas por meio dos ensaios nos CPs mencionados na Tabela 1 foram analisadas em termos de seus valores de iniciação, J_{IC} , e do rasgamento dúctil, T_R , referentes às extensões de trinca de 0,5, 1,0 e 1,5 mm. De posse desses resultados, foram realizadas as seguintes comparações:

- Comparação entre curvas J - R referentes aos CPs SE(T) e SE(B);
- Avaliação do efeito da correção do crescimento de trinca nas curvas J - R ;
- Avaliação da influência das dissimilaridades mecânicas nas curvas J - R de CPs SE(T) com relação H/W igual a 10 [34] e SE(B) com relação a/W igual a 0,17 [35];
- Comparação entre os procedimentos do NAMEF/USP [35] e ASTM E1820 para obtenção de curvas J - R referentes aos CPs SE(B) com relação a/W iguais a 0,17;
- Comparação entre os procedimentos do NAMEF/USP [5] e CANMET [4] para obtenção de curvas J - R referentes aos CPs SE(T) com relação H/W iguais a 10;

As seções a seguir descrevem as atividades de laboratório e os ensaios conduzidos para a determinação das curvas de resistência J - Δa (curvas J - R) do material.

4.1 – Material utilizado e retirada dos corpos de prova

Os corpos-de-prova (também denominados aqui como CPs) foram retirados a partir de um tubo API 5L X80 de 508,0 mm de diâmetro externo, com espessura de parede de 19,1 mm e comprimento de aproximadamente 600 mm, contendo uma solda circunferencial realizada em um chanfro em V de 45°, em posição horizontal, como mostra a Fig.9 (a,b). O tubo foi cortado em tiras longitudinais para posterior retirada das amostras. Decidiu-se por extrair os CPs diretamente da parede do tubo, sem necessidade de aplainamento prévio das tiras. Objetivou-se a retirada de 16 CPs de seção quadrada, $B \times B$ – escolha esta motivada por estudos anteriores em CPs de configuração similar em colaboração com o instituto de pesquisa canadense CANMET [4] – sendo 8 de flexão três pontos, SE(B), e 8 de tração, SE(T), com o cordão de solda posicionado no centro do corpo, como ilustrado na Fig.10 (c,d).

Após esquadreamento das tiras extraídas, foi constatado que houve desalinhamento dos tubos no momento da soldagem. Dessa forma, foi necessário reduzir as dimensões dos corpos-de-prova, até que todas as faces usinadas apresentassem superfície uniformemente planas. Foram então produzidos CPs com a espessura de 14,8 mm, como mostra a Figura 10.

Os entalhes e parte da trinca foram usinados por meio de eletroerosão, utilizando fio de diâmetro 0,25 mm. O restante da trinca foi propagado por fadiga, segundo recomendações da norma ASTM E1820 [27], até que a relação a/W objetivada para cada tipo de CP fosse estabelecida. Entalhes laterais em V (*side-grooves*) foram usinados, reduzindo em 15% a largura do plano de propagação da trinca em cada CP.

(a)

(b)

(c)

(d)

Figura 10 – Etapas de soldagem do tubo amostrado – (a) pré-aquecimento; (b) execução de passes de enchimento. Figura 10 – (c) Ilustração esquemática da geometria dos corpos de prova de tração SE(T) e SE(B), de dimensões $W = B = 14,8$ mm, com a razão a/W de 0,4 para corpos de prova SE(T) e 0,25 para os SE(B); (d) ilustração esquemática do posicionamento do corpo de prova ao longo do corpo do tubo para extração.

Adicionalmente, como mostra a Figura 11, CPs para testes de tração longitudinal de dimensões reduzidas (também conhecidos como “*subsize specimens*”, dimensionados segundo especificações da norma ASTM A370 [39]) foram também retirados do cordão de solda e do corpo do tubo, para avaliação das propriedades mecânicas e determinação mais precisa do *weld strength mismatch*.

Figura 11 – CPs de tração longitudinal do aço API 5L X80 e junta soldada, em escala reduzida. Detalhe para as roscas confeccionadas nas extremidades dos CPs, para acoplamento em dispositivos auxiliares para fixação na máquina.

4.2 – Procedimentos experimentais

A variação da flexibilidade do CP, medida a partir dos dados *carga x deslocamento da boca da trinca*, possibilita a atualização da relação a/W (Eq.(8)) a cada etapa de descarregamento. Essa atualização, por sua vez, permite determinar incrementalmente o fator de intensidade de tensões K_I (Eq.(13)) e o fator plástico η para atualização das áreas elástica e plástica de J , respectivamente, bem como o incremento do avanço da trinca Δa . O processamento dos dados das curvas P -CMOD para cálculo dos valores de J e Δa foram realizados pelo software Fractus2D [36].

4.2.1 – Levantamento das curvas P-CMOD

Os CPs foram ensaiados na máquina servo hidráulica MTS 647 de 25 toneladas de capacidade, controlada por uma interface MTS FlexTest 40. A taxa de carregamento foi de 0,5 kN/s, com etapas de descarregamento ocorrendo a cada 0,035 mm de deslocamento. O controle do deslocamento foi feito a partir da medição da abertura da boca da trinca (CMOD), monitorada por meio de extensômetro específico (*clip gauge*) apoiado em “facas” (*knife edges*) parafusadas nos CPs, como ilustra a Figura 12.

Figura 12 – Ensaio de tenacidade à fratura: (a) Corpo de prova SE(B); (b) Corpo de prova SE(T)

Os resultados de carga aplicada (P) vs. abertura da boca da trinca (CMOD) foram plotados em gráficos, e a partir desses dados, para cada etapa de descarregamento, calculou-se o valor da integral J em função do avanço da frente da trinca (Δa), por meio do equacionamento descrito na seção 3.3.

4.2.2 – Cálculo do comprimento de trinca a por meio do método da flexibilidade elástica normalizada μ

A flexibilidade elástica normalizada μ é calculada por meio das Eqs. 9 e 10, para CPs SE(T) e SE(B), respectivamente. De posse desses valores, é possível estabelecer a predição do crescimento de trinca a por meio de polinômios que relacionam a relação a/W do CP com a flexibilidade.

Assim sendo, os polinômios válidos para corpo de provas SE(T) fixado por garras com razão H/W igual a 6 e 10 estão dispostos, respectivamente, nas Eqs. 23 e 24 a seguir, que são válidas no intervalo compreendido entre $0,1 \leq a/W \leq 0,7$ [36]:

$$\left(\frac{a}{W}\right)_{SET}^{\frac{H}{W}=6} = 2,1509 - 13,2405\mu + 48,8649\mu^2 - 110,8908\mu^3 + 131,1808\mu^4 - 61,2957\mu^5 \quad (23)$$

$$\left(\frac{a}{W}\right)_{SET}^{\frac{H}{W}=10} = 1,9215 - 13,2195\mu + 58,708\mu^2 - 155,2823\mu^3 + 207,3987\mu^4 - 107,917\mu^5 \quad (24)$$

Para os CPs SE(B), o polinômio utilizado, válido no intervalo $0,1 \leq a/W \leq 0,8$, foi [36]:

$$\left(\frac{a}{W}\right)_{SEB}^{\frac{S}{W}=4} = 0,9997 - 3,9504\mu + 2,9821\mu^2 - 3,2141\mu^3 + 51,5164\mu^4 - 113,0310\mu^5 \quad (25)$$

4.2.3 – Cálculo do fator de intensidade de tensões K_I^k

O fator de intensidade de tensões, K_I , é calculado de acordo com a Eq.(17). O denominador *fator adimensional de intensidade de tensões*, $f(\frac{a}{W})$, escrito na forma da Eq.(18), tem para os CPs SE(T) fixado por garras, com relação H/W igual a 10 [22]

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 0,2832 + 3,8497\left(\frac{a}{W}\right) - 1,4885\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 4,1716\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 9,9094\left(\frac{a}{W}\right)^4 - 7,4188\left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (26)$$

O fator adimensional de intensidade de tensões para o CP SE(B) é dado pela expressão [2,39]:

$$f(a/W) = \frac{3\frac{S}{W}\sqrt{\frac{a}{W}}}{2\left(1+2\frac{a}{W}\right)\left(1-\frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left[1,99 - \frac{a}{W} \left(1 - \frac{a}{W} \right) \left\{ 2,15 - 3,93 \left(\frac{a}{W} \right) + 2,7 \left(\frac{a}{W} \right)^2 \right\} \right] \quad (27)$$

onde S , do inglês “*Spam*”, representa a distância entre os rolos de apoio do CP.

4.2.4 – Fatores plásticos η

Os polinômios utilizados para cálculo do fator plástico η , extraídos de Cravero e Ruggieri [22] para os CPs SE(T) fixado por garras, em termos de CMOD e LLD, com relação H/W igual a 6 e 10, são dados pelas expressões:

$$\eta_{SET(\frac{H}{W})=6}^{CMOD} = 1,081 - 2,219\left(\frac{a}{W}\right) + 11,897\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 35,689\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 46,633\left(\frac{a}{W}\right)^4 - 21,792\left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (28)$$

$$\eta_{SET(\frac{H}{W})=6}^{LLD} = -1,027 + 19,906\left(\frac{a}{W}\right) - 72,889\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 126,378\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 107,534\left(\frac{a}{W}\right)^4 + 35,801\left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (29)$$

$$\eta_{SET(\frac{H}{W})=10}^{CMOD} = 1,067 - 1,767\left(\frac{a}{W}\right) + 7,808\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 18,269\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 15,295\left(\frac{a}{W}\right)^4 - 3,083\left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (30)$$

$$\eta_{SET(\frac{H}{W})=10}^{LLD} = -0,623 + 9,336\left(\frac{a}{W}\right) - 4,584\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 47,963\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 87,697\left(\frac{a}{W}\right)^4 - 44,875\left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (31)$$

O fator η para CPs SE(B), em termos de CMOD e LLD, de acordo com Donato e Ruggieri [35], é dado pelas expressões:

$$\eta_{SEB}^{CMOD} = 3,650 - 2,111\left(\frac{a}{W}\right) + 0,341\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad (32)$$

$$\eta_{SEB}^{LLD} = 0,020 + 18,086\left(\frac{a}{W}\right) - 73,246\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 152,225\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 159,769\left(\frac{a}{W}\right)^4 + 66,879\left(\frac{a}{W}\right)^5 \quad (33)$$

válidas no intervalo $0,1 \leq a/W \leq 0,7$. As Eqs.(32,33) acima possuem correlações muito próximas às formulações propostas por Zhu e Joyce [33] que formam a base da norma ASTM E1820 [27] utilizando medições em CMOD.

4.2.5 – Efeito das dissimilaridades mecânicas sobre os fatores plásticos η

As expressões citadas anteriormente, bem como as formulações dispostas nas normas e práticas correntes [3,27,28], são aplicáveis a ensaios experimentais utilizando CPs de materiais homogêneos. No caso de juntas soldadas, as diferenças de propriedade entre metal base e solda podem afetar o comportamento mecânico do CP, o que consequentemente afeta a relação entre J e os campos de tensões e deformações na vizinhança da trinca.

Diante disso, formulações específicas para determinação da contribuição plástica de J em função do nível de dissimilaridades mecânicas, M_y , representam um papel importante nos procedimentos de avaliação de tenacidade à fratura. As expressões para os fatores plásticos η ,

de acordo com Paredes e Ruggieri [34] para os CPs SE(T), e Donato e Ruggieri [35] para os CPs SE(B), escritos na forma $\eta_k = f(a/W, M_y)$, utilizadas neste trabalho foram

$$\eta_{SET}^{CMOD} = -0,356 + 11,686 \left(\frac{a}{W}\right) - 23,589 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 13,899 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 0,276 M_y - 0,034 M_y^2 \quad (34)$$

$$\eta_{SEB}^{CMOD} = 3,882 + 0,222 \left(\frac{a}{W}\right) - 5,012 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 4,021 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 0,407 M_y - 0,050 M_y^2 \quad (35)$$

válidos no intervalo entre $0,1 \leq a/W \leq 0,7$ e $1,0 \leq M_y \leq 1,5$.

Uma vez determinadas as curvas J - R a partir dos fatores η dispostos nas Eqs.(34,35), pode-se quantificar o efeito das dissimilaridades mecânicas na tenacidade à fratura da estrutura, por meio da comparação entre estas curvas e as determinadas por meio dos fatores η homogêneos.

4.3 – Determinação das curvas J - R segundo procedimento da norma ASTM E1820

O procedimento para determinação de curvas J - R da norma ASTM E1820-2011 [27] para CPs SE(B) a partir de dados P-CMOD possui, para cálculo de a por meio da flexibilidade normalizada μ , e para os fatores plásticos η , as seguintes formulações:

$$\left(\frac{a}{W}\right)_{SEB}^{\frac{S}{W}=4} = 0,9997 - 3,9504\mu + 2,9821\mu^2 - 3,2141\mu^3 + 51,5164\mu^4 - 113,0310\mu^5 \quad (36)$$

$$\eta_{SEB}^{CMOD} = 3,667 - 2,199 \left(\frac{a_{i-1}}{W}\right) + 0,437 \left(\frac{a_{i-1}}{W}\right)^2 \quad (37)$$

A atualização da norma ainda incluiu uma formulação para correção do crescimento de trinca em função de CMOD, por meio do fator γ escrito na forma:

$$\gamma_{SEB}^{CMOD} = 0,131 + 2,131 \left(\frac{a_{i-1}}{W}\right) - 1,465 \left(\frac{a_{i-1}}{W}\right)^2 \quad (38)$$

4.4 – Determinação das curvas J - R segundo procedimento CANMET

Com o intuito de se estabelecerem procedimentos acurados para avaliação de curvas J - R empregando CPs SE(T), diversas entidades e institutos de pesquisa tem colocado práticas desenvolvidas [3,4,5] em discussão. Dentro desse contexto, o procedimento desenvolvido pelo instituto de pesquisa CANMET [4] tem tido boa aceitação entre as instituições especialistas no assunto, e foi adotada neste trabalho como base para comparação dos resultados experimentais obtidos.

O fator de intensidade de tensões K_I é dado por

$$K_I = \left[\frac{P_i \sqrt{\pi a_i}}{(BB_N)^{1/2} W} \right] G \left(\frac{a_i}{W} \right) \quad (39)$$

onde $G(a_i/W)$ é dado pela expressão

$$\begin{aligned} G \left(\frac{a}{W} \right) = & 1,197 - 2,133 \left(\frac{a}{W} \right) + 23,886 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 69,051 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 100,462 \left(\frac{a}{W} \right)^4 - 41,397 \left(\frac{a}{W} \right)^5 \\ & - 36,137 \left(\frac{a}{W} \right)^6 + 51,215 \left(\frac{a}{W} \right)^7 - 6,607 \left(\frac{a}{W} \right)^8 - 52,322 \left(\frac{a}{W} \right)^9 + 18,574 \left(\frac{a}{W} \right)^{10} \\ & + 19,465 \left(\frac{a}{W} \right)^{11} \end{aligned} \quad (40)$$

Basicamente, o procedimento CANMET segue a metodologia η comentada no Capítulo 3, seção 3.3, com a correção do crescimento de trinca sendo efetuados em termos de LLD. Os cálculos de tamanho de trinca por meio da flexibilidade normalizada μ , bem como os fatores plásticos η_{CMOD} e η_{LLD} seguem, respectivamente

$$\begin{aligned} \left(\frac{a}{W} \right)_{SET}^{\frac{H}{W}=10} = & 2,072 - 16,411\mu + 79,600\mu^2 - 211,670\mu^3 + 236,857\mu^4 + 27,371\mu^5 - 179,740\mu^6 \\ & - 86,280\mu^7 + 171,764\mu^8 \end{aligned} \quad (41)$$

$$\begin{aligned} \eta_{SET}^{CMOD} = & 1,000 - 1,089 \left(\frac{a}{W} \right) + 9,519 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 48,572 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 109,225 \left(\frac{a}{W} \right)^4 - 73,116 \left(\frac{a}{W} \right)^5 \\ & - 77,984 \left(\frac{a}{W} \right)^6 + 38,487 \left(\frac{a}{W} \right)^7 + 101,401 \left(\frac{a}{W} \right)^8 + 43,306 \left(\frac{a}{W} \right)^9 \\ & - 110,770 \left(\frac{a}{W} \right)^{10} \end{aligned} \quad (42)$$

$$\begin{aligned}
\eta_{SET}^{LLD} = & -0,880 + 15,190 \left(\frac{a}{W}\right) - 35,440 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 18,644 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 18,399 \left(\frac{a}{W}\right)^4 - 1,273 \left(\frac{a}{W}\right)^5 \\
& - 12,756 \left(\frac{a}{W}\right)^6 - 12,202 \left(\frac{a}{W}\right)^7 - 4,447 \left(\frac{a}{W}\right)^8 + 5,397 \left(\frac{a}{W}\right)^9 + 14,187 \left(\frac{a}{W}\right)^{10}
\end{aligned} \tag{43}$$

O fator γ , utilizado na correção do crescimento de trinca, é calculado pela Eq.(20).

5 – RESULTADOS E DISCUSSÃO

A seguir serão discutidos os resultados referentes aos ensaios experimentais. De forma geral, os ensaios foram conduzidos de forma adequada e não foram observadas anormalidades e/ou complexidades operacionais em nenhuma etapa dos testes (com exceção da abertura de pré-trinca em CPs SE(B) de trinca rasa, comentado mais adiante), o que leva a entender que, em termos laboratoriais, não são necessários procedimentos alternativos e/ou adaptados para se ensaiar CPs de juntas soldadas.

5.1 – Ensaios de tração longitudinal

Os CPs de tração de dimensões reduzidas foram ensaiados a 20°C na máquina servo-hidráulica MTS de 25 toneladas de capacidade. Devido às dimensões dos CPs, foi necessária a utilização de dispositivos auxiliares para fixação das peças nas garras da máquina, como pode ser observado na Fig.13.

Figura 13 – (a) Ensaio de tração longitudinal com extensômetro para estimativa da tensão de escoamento equivalente a 0,2% de deformação plástica; (b) detalhe da estricção do CP.

As curvas tensão-deformação relativas aos ensaios de tração em metal base e metal solda estão dispostas nas Figuras 14 e 15, respectivamente.

Figura 14 – Curvas tensão-deformação do aço API 5L X80

Figura 15 – Curva tensão-deformação do cordão de solda circunferencial.

Os resultados dos testes estão sintetizados na Tabela 2 que, de acordo com os dados dispostos, revela que o nível de dissimilaridades mecânicas da junta soldada em análise é em torno de 18%, *i.e.*, $M_y = 1,18$.

Tabela 2 – Resultados dos ensaios de tração longitudinal do aço API 5L X80 e junta soldada circunferencial, realizado por meio de CPs *subsize*d

CP	Metal Base			Metal Solda		
	σ_{YS} (MPa)	σ_U (MPa)	e^* (%)	σ_{YS} (MPa)	σ_U (MPa)	e^* (%)
1	618,31	683,66	27,32	732,48	765,53	11,06
2	607,02	677,42	29,07	719,06	751,46	12,42
3	600,16	675,32	27,33	695,03	731,41	10,23
Média	608,50	678,80	27,90	715,52	749,46	11,24

*Os valores de e são referentes ao ponto de estricção.

5.2 – Resultado da pré-trinca por fadiga

As Tabelas 3 e 4 dispõem os dados relativos à abertura de pré-trinca nos CPs testados. Um CP SE(B) razão $a/W = 0,25$ foi perdido no processo de abertura de pré-trinca. No momento do apoio do CP nos rolos de aplicação da carga, a máquina aplicou um carregamento excessivo, causando leve deformação plástica. Decidiu-se então por excluir o CP da bateria de testes. O desvio entre as razões a/W real e objetivada foi calculado por

$$\Phi = \frac{(a/W)_{real} - (a/W)_{obj}}{(a/W)_{obj}} \quad (44)$$

Tabela 3 – Dados referentes à abertura de pré-trinca nos CPs SE(T), razão $a/W = 0,40$

H/W	CP #	B (mm)	W (mm)	Número de ciclos	Tamanho de trinca (mm)	a/W real	Φ (%)
6	1	14,65	14,80	N/D	6,896	0,47	18,6
	2	14,58	14,84	N/D	6,642	0,45	10,2
	3	14,87	14,88	N/D	6,256	0,42	4,8
10	1	14,87	14,38	N/D	5,659	0,39	-1,6
	2	14,65	14,59	N/D	6,114	0,42	4,8
	3	14,70	14,34	N/D	6,285	0,44	9,6
	4	14,89	13,98	N/D	6,698	0,48	19,8

Tabela 4 – Dados referentes à abertura de pré-trinca nos CPs SE(B)

a/W objetivado	CP #	B (mm)	W (mm)	Número de ciclos	Tamanho de trinca (mm)	a/W real	Φ (%)
0,25	1	15,04	15,10	40658	4,425	0,29	17,2
	2	15,12	14,73	10834	5,080	0,34	37,9
	3	14,91	14,9	19369	4,336	0,29	16,4
0,17	1	14,78	14,76	22547	3,855	0,26	53,6
	2	14,76	14,76	45212	4,154	0,28	65,5
	3	14,76	14,78	33514	3,652	0,24	45,3
	4	14,77	14,75	28975	3,717	0,25	48,2

De forma geral, pode-se observar que a razão a/W para os CPs SE(B) apresentam desvios consideráveis de acordo com as razões objetivadas, sendo que os CPs com razão objetivada de 0,17 apresentaram desvios em torno de 50%, entretanto, as nomenclaturas foram mantidas como as planejadas para que não haja confusão por parte do leitor. De fato, a abertura de pré-trinca desses CPs se deu de forma um pouco complexa, pois a interface controladora da máquina MTS encontrou certas dificuldades de aplicar cargas muito baixas, disparando alertas de erro. Os parâmetros de carga e de intensidade de tensões, K , foram ligeiramente alterados para valores mais altos, a fim de que se pudesse realizar o procedimento.

5.3 – Resultados das curvas P -CMOD (Carga x Deslocamento)

A Figura 16 ilustra o resultado das curvas P -CMOD para os corpos de prova SE(T) e SE(B). Durante os experimentos não foram observadas falhas de nenhuma natureza, como ocorrência de delaminações ou *splittings* (vide trabalhos de Silva [40] e Hippert [25]), nem descarregamentos abruptos, também conhecidos como *pop-ins*, ou falhas da máquina e suas interfaces.

Para uma melhor ilustração da imagem, o conteúdo da Figura 16 engloba apenas uma curva caracterizando cada geometria, todavia é importante mencionar que, comparando cada CP, as curvas apresentaram boa correlação. Pode-se notar que a carga máxima requerida no ensaio dos CPs SE(B) foi em torno de 25% da carga máxima requerida no ensaio dos CPs

SE(T). Outro fato característico dos corpos de prova SE(T) é a sucessão de incrementos na carga à medida que a boca da trinca cresce. Nos ensaios envolvendo os CPs SE(B), uma carga próxima da carga máxima requerida no ensaio é atingida já nos primeiros estágios de descarregamento, mantendo-se constante por um bom período e decrescendo em estágios posteriores.

Figura 16 – Curvas carga x deslocamento da boca da trinca ($P \times \text{CMOD}$) dos corpos de prova SE(B) e SE(T) fixados por garras.

5.4 – Resultados das curvas $J-R$

As Figuras a seguir mostram as curvas $J-R$ referentes à junta soldada do tubo de aço API 5L X80 obtidas por meio de corpo de provas SE(T) fixado por garras e flexão três pontos SE(B) com trinca rasa. De forma geral, as curvas aparentaram boa correlação entre si, considerando o corpo de prova empregado.

Para todas as curvas foram determinados os valores de iniciação J_{Ic} , e os pontos a partir da linha de exclusão de 0,15% foram ajustados de acordo com a lei de potência descrita na Eq.(8). A partir das equações obtidas, foram calculados os módulos de rasgamento, conforme Eq.(7), para os valores de Δa iguais a 0,5, 1,0 e 1,5 mm, considerando o módulo de elasticidade E igual a 207 GPa, e a tensão de referência σ_Y igual a 732,49 MPa.

Nas Figuras 19 e 20 mais adiante, a região compreendida entre os valores limites de Δa_{max} e J_{max} , discutidos no Capítulo 3, seção 3.4.1, foi delimitada para os CPs SE(B), apenas para fins indicativos. O objetivo deste trabalho é avaliar e descrever o comportamento mecânico do material durante o rasgamento dúctil, por essa razão toda a extensão de propagação estável de trinca foi considerada, e não apenas o trecho de curva dentro dos limites de validade da norma ASTM. Além disso, os limites de validação não se aplicam ao CP SE(T), uma vez que as normas correntes não englobam os referidos CPs.

5.4.1 – Curvas J - R sem a correção do crescimento de trinca

As Figuras 17 a 20 ilustram as curvas J - R obtidas sem o efeito da correção do crescimento, ou seja, sem levar em consideração os termos compreendidos entre o segundo colchete da Eq.(19). Assim sendo, as curvas ilustradas a seguir não sofrem o efeito do fator γ comentado no Capítulo 3, seção 3.3.

Figura 17 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ sem correção para o crescimento

Figura 18 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 6$ sem correção para o crescimento

Figura 19 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,25$ sem correção para o crescimento

Figura 20 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ sem correção para o crescimento

É possível perceber que, de forma geral, as curvas J - R não partem da origem, podendo assim levar a erros nas estimativas de J_{Ic} , caso a leitura desse valor seja direta. Dessa forma, os valores de J_{Ic} foram estimados a uma distância 0,2 mm tomando como base a origem de cada curva. No entanto, tal procedimento não está ilustrado nos gráficos deste trabalho, em que as linhas de construção se encontram de acordo com o estipulado. A diferença entre o ponto inicial do gráfico e sua origem está associada ao método do *Unloading Compliance* e ao método de determinação do tamanho de trinca a_{oq} [41], que não serão discutidos neste trabalho.

A análise dos gráficos também permite constatar que há uma tendência mais forte dos CPs SE(B) a convergirem para valores de J_{Ic} mais próximos. Tal proximidade não é percebida nas curvas referentes aos CPs SE(T), que apresentaram dispersão nos resultados, de certa forma, consideráveis.

As informações pertinentes às curvas ilustradas nas Figs. 17 a 20 estão dispostas nas Tabelas 5 e 6 a seguir.

Tabela 5 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas J - R obtidas por CPs SE(T), sem correção do crescimento de trinca

Geometria	CP	J_{Ic} (kJ/m ²)	Ajuste $J = c_1(\Delta a)^{c_2}$	R^2	T_R		
					0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm
SE(T) $H/W = 10$	1	446,75	$J = 632,08. \Delta a^{0,432}$	0,9869	156,17	105,35	83,68
	2	415,32	$J = 642,03. \Delta a^{0,569}$	0,9958	190,01	140,94	118,34
	3	268,41	$J = 467,88. \Delta a^{0,598}$	0,9801	142,63	107,95	91,71
	4	336,86	$J = 573,94. \Delta a^{0,530}$	0,9913	162,55	117,36	96,99
SE(T) $H/W = 6$	1	350,04	$J = 499,47. \Delta a^{0,622}$	0,9996	155,76	119,86	102,83
	2	390,56	$J = 555,98. \Delta a^{0,663}$	0,9976	179,63	142,21	124,05
	3	271,93	$J = 419,67. \Delta a^{0,646}$	0,9961	133,68	104,59	90,61

Tabela 6 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas J - R obtidas por CPs SE(B), sem correção do crescimento de trinca

Geometria	CP	J_{Ic} (kJ/m ²)	Ajuste $J = c_1(\Delta a)^{c_2}$	R^2	T_R		
					0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm
SE(B) $a/W = 0,17$	1	515,89	$J = 713,43. \Delta a^{0,559}$	0,9911	208,87	153,86	128,67
	2	517,36	$J = 630,05. \Delta a^{0,750}$	0,9772	216,80	182,31	164,73
	3	509,82	$J = 630,45. \Delta a^{0,782}$	0,9904	221,23	190,21	174,12
	4	565,97	$J = 748,76. \Delta a^{0,573}$	0,9971	222,54	165,53	139,21
SE(B) $a/W = 0,25$	1	320,45	$J = 556,12. \Delta a^{0,589}$	0,9989	168,03	126,37	106,97
	2	308,15	$J = 521,20. \Delta a^{0,779}$	0,9582	182,57	156,64	143,22
	3	320,50	$J = 486,24. \Delta a^{0,639}$	0,9820	153,95	119,87	103,55

5.4.2 – Curvas J - R com a correção do crescimento de trinca

As Figuras 21 a 24 a seguir ilustram as curvas J - R obtidas com o efeito da correção do crescimento, ou seja, levando em consideração os termos compreendidos entre o segundo colchete da Eq.19. As curvas ilustradas a seguir sofrem o efeito do fator γ em termos de LLD, de acordo com o critério de correção proposto por Cravero e Ruggieri [22].

Figura 21 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ com correção para o crescimento em termos de LLD

Figura 22 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 6$ com correção para o crescimento em termos de LLD

Figura 23 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,25$ com correção para o crescimento em termos de LLD

Figura 24 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ com correção para o crescimento em termos de LLD

As informações pertinentes às curvas ilustradas nas Figuras 21, 22, 23 e 24 estão dispostas nas Tabelas 7 e 8 a seguir.

Tabela 7 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas J - R obtidas por CPs SE(T), com correção do crescimento de trinca

Geometria	CP	J_{Ic} (kJ/m ²)	Ajuste $J = c_1(\Delta a)^{c_2}$	R ²	T_R		
					0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm
SE(T) $H/W = 10$	1	435,39	$J = 606,53. \Delta a^{0,363}$	0,9783	132,09	84,94	65,61
	2	406,33	$J = 613,39. \Delta a^{0,515}$	0,9935	170,57	121,87	100,12
	3	264,90	$J = 437,37. \Delta a^{0,577}$	0,9925	130,54	97,36	82,02
	4	329,67	$J = 548,57. \Delta a^{0,469}$	0,9845	143,42	99,26	80,03
SE(T) $H/W = 6$	1	345,66	$J = 487,42. \Delta a^{0,604}$	0,9992	149,46	113,58	96,73
	2	376,84	$J = 539,48. \Delta a^{0,645}$	0,9972	171,70	134,25	116,25
	3	268,82	$J = 408,74. \Delta a^{0,622}$	0,9948	127,47	98,09	84,15

Tabela 8 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas J - R obtidas por CPs SE(B), com correção do crescimento de trinca

Geometria	CP	J_{Ic} (kJ/m ²)	Ajuste $J = c_1(\Delta a)^{c_2}$	R ²	T_R		
					0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm
SE(B) $a/W = 0,17$	1	535,23	$J = 715,27. \Delta a^{0,392}$	0,9824	164,87	108,17	84,54
	2	526,83	$J = 596,23. \Delta a^{0,636}$	0,9581	188,28	146,30	126,22
	3	479,25	$J = 590,99. \Delta a^{0,689}$	0,9827	194,89	157,10	138,48
	4	628,18	$J = 767,57. \Delta a^{0,374}$	0,9821	170,92	110,75	85,93
SE(B) $a/W = 0,25$	1	324,83	$J = 518,93. \Delta a^{0,514}$	0,9970	144,13	102,91	84,50
	2	259,21	$J = 443,52. \Delta a^{0,764}$	0,9591	153,96	130,73	118,80
	3	313,82	$J = 456,33. \Delta a^{0,538}$	0,9808	130,47	94,72	78,54

A discussão mais detalhada sobre o efeito da correção do crescimento da trinca se encontra na subseção a seguir.

5.4.3 – Efeito da correção do crescimento de trinca em curvas J - R

O efeito da correção do crescimento de trinca pode ser observado graficamente pelas Figuras 25, 26, 27 e 28 a seguir, em que as curvas J - R foram sobrepostas levando em consideração cada configuração geométrica.

Pode-se observar que, de forma geral, a correção do crescimento tem o efeito de diminuir os valores de J para um mesmo valor de Δa . Qualitativamente, nota-se que a correção exerce um efeito maior à medida que o crescimento de trinca é mais pronunciado. De acordo com essa observação, a correção não deve exercer diferenças significativas nos valores de J de iniciação (o que é coerente, pois o crescimento da trinca ocorre a partir deste valor). Além disso, as curvas relativas aos CPs SE(B) parecem ser mais sensíveis à correção, pois apresentam ‘descolamentos’ mais pronunciados entre as curvas.

Figura 25 – Efeito da correção do crescimento de trinca, em termos de LLD, nas curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$

Figura 26 – Efeito da correção do crescimento de trinca, em termos de LLD, nas curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 6$

Figura 27 – Efeito da correção do crescimento de trinca, em termos de LLD, nas curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,25$

Figura 28 – Efeito da correção do crescimento de trinca, em termos de LLD, nas curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$

As Figuras 29 e 30 ilustram quantitativamente o efeito da correção, de acordo com a configuração geométrica.

Figura 29 – Diferença entre curvas J - R sem correção e com correção do crescimento, obtidas por CPs SE(T), avaliada a partir dos valores de iniciação e módulos de rasgamento; (a) CPs SE(T) relação $H/W = 10$; (b) CPs SE(T) relação $H/W = 6$.

Figura 30 – Diferença entre curvas $J-R$ sem correção e com correção do crescimento, obtidas por CPs SE(B), avaliada a partir dos valores de iniciação e módulos de rasgamento; (a) CPs SE(B) relação $a/W = 0,17$; (b) CPs SE(T) relação $a/W = 0,25$.

Como foi comentado anteriormente nota-se, para todos os casos, diferença pouco significativa e pequena dispersão nos resultados dos desvios nos valores de J_{Ic} . Além disso, nota-se mais claramente a sensibilidade dos CPs SE(B) à correção do crescimento de trinca. De acordo com a Figura 30, além de os CPs SE(B) apresentarem desvios médios (representados pelos pontos vermelhos em cada gráfico) maiores se comparados aos CPs SE(T), os dados apresentam maior dispersão de resultados.

5.5 – Influência geométrica nas curvas $J-R$

A Figura 31 ilustra a influência da geometria na tenacidade à fratura do material, sem o efeito da correção do crescimento de trinca. Para efeitos de comparação, a fim de se obter uma melhor visualização, o gráfico contém apenas uma curva envolvendo cada configuração geométrica.

As Figuras 32, 33, 34 e 35 ilustram a comparação, em valores absolutos, entre os valores de J_{Ic} e módulos de rasgamento equivalentes a 0,5, 1,0 e 1,5 mm de propagação, com o intuito de se ter uma ideia mais clara da influência geométrica na tenacidade à fratura do material. Adicionalmente, as figuras ilustram a comparação considerando também os efeitos da correção do crescimento de trinca.

Figura 31 – Comparação entre curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 em corpo de prova de tração SE(T) razão $a/W = 0,40$ com razões H/W iguais a 6 e 10, flexão três pontos SE(B) razão $a/W = 0,25$ e flexão três pontos SE(B) razão $a/W = 0,17$.

Figura 32 – Comparação entre os valores de J_{IC} , em função da geometria empregada, das curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80; (a) sem correção do crescimento; (b) com correção do crescimento.

Figura 33 – Comparação entre os módulos de rasgamento de 0,5 mm, em função da geometria empregada, das curvas *J-R* de junta soldada do aço API 5L X80; (a) sem correção do crescimento; (b) com correção do crescimento.

Figura 34 – Comparação entre os módulos de rasgamento de 1,0 mm, em função da geometria empregada, das curvas *J-R* de junta soldada do aço API 5L X80; (a) sem correção do crescimento; (b) com correção do crescimento.

Figura 35 – Comparação entre os módulos de rasgamento de 1,5 mm, em função da geometria empregada, das curvas *J-R* de junta soldada do aço API 5L X80; (a) sem correção do crescimento; (b) com correção do crescimento.

Os gráficos evidenciam que, de forma geral, os CPs SE(B) com razão a/W igual a 0,17 apresentam valores muito maiores que todas as outras geometrias empregadas. Em contrapartida, esta configuração foi a que mais apresentou sensibilidade à correção do crescimento, tanto na diferença entre os valores médios analisados quanto na dispersão dos valores de cada curva. Tal aumento de dispersão acarretou inclusive no aumento do valor médio de J_{Ic} após a correção, o que não foi observado em nenhuma outra configuração.

Os resultados das demais configurações geométricas não apresentaram variações muito significativas. Em termos de J_{Ic} , a diferença entre CPs SE(T) com relação H/W igual a 10 e SE(B) com razão a/W igual a 0,25 foi de 15%. Após a correção, essa diferença aumentou para 20%, justificada pela maior sensibilidade dos CPs SE(B) à correção do crescimento.

Considerando apenas CPs SE(T), os valores de J_{Ic} e os módulos de rasgamento dúctil não evidenciaram diferenças significativas para as curvas sem correção (cerca de 8%), no entanto a correção do crescimento de trinca exerce efeitos mais significativos para o módulo de rasgamento de 1,5 mm, em que a diferença chega a 18%.

5.6 – Influência das dissimilaridades mecânicas sobre as curvas $J-R$

Esta seção mostra o efeito do nível de 18% de dissimilaridades mecânicas, determinado pelos ensaios de tração comentados na seção 5.1, nas curvas $J-R$ obtidas e ilustradas anteriormente nas subseções 5.4.1 e 5.4.2.

As comparações estão ilustradas nas Figuras 36 e 37 para CPs SE(T) e 38 e 39 para CPs SE(B). Percebem-se, para ambas as geometrias e ambas as situações (sem e com correção do crescimento de trinca), que a diferença entre as curvas é muito pouco significativa, sendo assim possível a avaliação de tenacidade à fratura da junta soldada em questão empregando o compêndio de fatores homogêneos. Tal comportamento vai ao encontro do que foi observado anteriormente por Paredes e Ruggieri [34], Donato e Ruggieri [35] e Savioli [36], como comentado no Capítulo 3, seção 3.4, para avaliação de tenacidade em juntas soldadas contendo níveis de dissimilaridades mecânicas da ordem de 20%. Por conta dessa ínfima diferença, não foi realizada a análise quantitativa da diferença entre os valores de iniciação e rasgamento dúctil.

Figura 36 – Influência do nível de dissimilaridades mecânicas M_y em curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 em CPs SE(T) razão $H/W = 10$, sem correção do crescimento.

Figura 37 – Influência do nível de dissimilaridades mecânicas M_y em curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 em CPs SE(T) razão $H/W = 10$, com correção do crescimento.

Figura 38 – Influência do nível de dissimilaridades mecânicas M_y em curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 em CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$, sem correção do crescimento

Figura 39 – Influência do nível de dissimilaridades mecânicas M_y em curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 em CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$, com correção do crescimento

5.7 – Comparações entre procedimentos correntes

Esta seção mostra a comparação entre o procedimento proposto pelo Núcleo Avançado em Mecânica da Fratura (NAMEF-USP) e as normas e práticas correntes utilizadas. Para tanto, as curvas obtidas por CPs SE(B) razão a/W igual a 0,17 foram comparadas com curvas J - R determinadas a partir do procedimento proposto pela norma ASTM E1820 [27], partindo dos mesmos resultados experimentais. Com relação aos CPs SE(T), a comparação foi realizada com o procedimento desenvolvido pelo instituto de pesquisa canadense CANMET [4], pelo fato de as normas ASTM E1820 e BS7448 [28] não contemplarem tais CPs.

5.7.1 – O procedimento da norma ASTM E1820 para CPs SE(B)

As curvas J - R obtidas a partir da norma ASTM E1820 estão dispostas nas Figuras 40 e 41, sem e com correção para o crescimento, respectivamente. O modelo proposto para correção do crescimento segundo a norma parte do trabalho de Zhu e colaboradores [33] e corrige os valores de J a partir das expressões desenvolvidas para CMOD.

Figura 40 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ sem correção para o crescimento em termos de CMOD, determinada a partir do procedimento da norma ASTM E1820

Figura 41 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ com correção para o crescimento em termos de CMOD, determinada a partir do procedimento da norma ASTM E1820

As informações pertinentes às curvas ilustradas nas Figs.(40,41) estão dispostas nas Tabelas 9 e 10 a seguir.

Tabela 9 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas J - R obtidas por CPs SE(B), razão $a/W = 0,17$ sem correção do crescimento de trinca

Geometria	CP	J_{Ic} (kJ/m ²)	Ajuste $J = c_1(\Delta a)^{c_2}$	R^2	T_R		
					0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm
SE(B) $a/W = 0,17$	1	585,04	$J = 713,43 \cdot \Delta a^{0,548}$	0,9897	206,33	150,83	125,58
	2	557,90	$J = 616,64 \cdot \Delta a^{0,766}$	0,9775	214,32	182,23	165,74
	3	505,38	$J = 625,04 \cdot \Delta a^{0,782}$	0,9905	219,33	188,57	172,62
	4	594,75	$J = 787,09 \cdot \Delta a^{0,531}$	0,9978	223,19	161,24	133,32

Tabela 10 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas J - R obtidas por CPs SE(B), razão $a/W = 0,17$ com correção do crescimento de trinca

Geometria	CP	J_{Ic} (kJ/m ²)	Ajuste $J = c_1(\Delta a)^{c_2}$	R ²	T_R		
					0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm
SE(B) $a/W = 0,17$	1	531,59	$J = 709,58 \cdot \Delta a^{0,399}$	0,9832	165,68	109,23	85,61
	2	541,96	$J = 590,71 \cdot \Delta a^{0,647}$	0,9573	188,33	147,45	127,79
	3	506,30	$J = 586,20 \cdot \Delta a^{0,699}$	0,9810	194,76	158,08	139,92
	4	609,77	$J = 761,83 \cdot \Delta a^{0,383}$	0,9839	172,65	112,57	87,65

Pode-se verificar que a correção para o crescimento de trinca reduz a correlação do ajuste dos dados à lei de potência, como pode ser visto pelo decréscimo nos valores de R² dispostos nas Tabelas. O ajuste da curva do CP3 possui coeficiente de correlação após a correção menor que 0,96, o que poderia levantar questionamentos com relação à validação dos dados dessa curva [27].

As Figuras 42 e 43 ilustram a comparação qualitativa entre as curvas J - R analisadas nesta seção. Na figura 42, com exceção do CP4, em que as curvas possuem certo ‘descolamento’, é possível perceber a boa correlação entre ambos os procedimentos.

A Figura 43 permite observar o efeito da correção do crescimento de trinca envolvido nos dois procedimentos. É possível perceber que praticamente não há diferença entre os dois procedimentos após correção que, inclusive, eliminou o ‘descolamento’ comentado entre as curvas do CP4 na figura anterior.

Figura 42 – Comparação entre as curvas J - R obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ sem correção para o crescimento de trinca, procedimentos NAMEF [35] e ASTM E1820 [27].

Figura 43 – Comparação entre as curvas J - R obtidas por CPs SE(B) razão $a/W = 0,17$ corrigidas para o crescimento de trinca, procedimentos NAMEF [35] e ASTM E1820 [27].

A avaliação quantitativa da diferença entre os procedimentos, em termos de J_{Ic} e módulo de rasgamento, está disposta na Figura 44.

Figura 44 – Diferença entre curvas $J-R$ obtidas por CPs SE(B) relação $a/W = 0,17$ pelos procedimentos NAMEF e ASTM E1820 avaliada a partir dos valores de iniciação e módulos de rasgamento; (a) sem correção; (b) com correção.

A Figura 44 permite concluir que as expressões de η propostas por Donato e Ruggieri [35] possuem boa correlação com a norma ASTM E1820 [27], e que praticamente não há diferença entre as correções propostas por Cravero e Ruggieri [22] e a norma ASTM E1820 [27]. Em outras palavras, a correção do crescimento da trinca realizada a partir de expressões em termos de CMOD ou LLD não leva a resultados diferentes, desde que as expressões utilizadas sejam corretas. De fato, a determinação de J_p a partir de dados CMOD apresentada por Zhu e colaboradores [33] consegue demonstrar, por meio da relação entre LLD e CMOD, que os fatores γ para os dois modos de deslocamento são equivalentes.

5.7.2 – O procedimento CANMET para CPs SE(T)

As curvas $J-R$ obtidas por meio do procedimento do CANMET [4] para CPs SE(T) estão dispostas nas Figs.45 (sem correção do crescimento) e 46 (com correção).

Figura 45 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ sem correção para o crescimento, procedimento do CANMET [4]

Figura 46 – Curvas J - R de junta soldada do aço API 5L X80 obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ com correção para o crescimento, procedimento do CANMET [4]

As informações pertinentes às curvas ilustradas nas Figs. (45,46) estão dispostas nas Tabelas 11 e 12.

Tabela 11 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas J - R obtidas por CPs SE(T), sem correção do crescimento de trinca, pelo procedimento CANMET

Geometria	CP	J_{Ic} (kJ/m ²)	Ajuste $J = c_1(\Delta a)^{c_2}$	R ²	T_R		
					0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm
SE(T) $H/W = 10$	1	505,51	$J = 725,58. \Delta a^{0,450}$	0,9898	184.43	125.97	100.79
	2	499,78	$J = 739,02. \Delta a^{0,587}$	0,9961	222.84	167.36	141.56
	3	299,72	$J = 531,94. \Delta a^{0,636}$	0,9782	167.98	130.52	112.61
	4	380,11	$J = 657,99. \Delta a^{0,567}$	0,9946	194.32	143.94	120.76

Tabela 12 – Valores de iniciação J_{Ic} e rasgamento dúctil referentes às curvas J - R obtidas por CPs SE(T), com correção do crescimento de trinca, pelo procedimento CANMET

Geometria	CP	J_{Ic} (kJ/m ²)	Ajuste $J = c_1(\Delta a)^{c_2}$	R ²	T_R		
					0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm
SE(T) $H/W = 10$	1	496,36	$J = 704,52. \Delta a^{0,404}$	0,9855	165.98	109.81	86.24
	2	491,09	$J = 716,02. \Delta a^{0,549}$	0,9946	207.31	151.66	126.31
	3	296,88	$J = 518,53. \Delta a^{0,596}$	0,9739	157.76	119.23	101.22
	4	374,31	$J = 632,02. \Delta a^{0,538}$	0,9946	180.70	131.18	108.77

As Figuras 47 e 48 ilustram qualitativamente a diferença entre as curvas J - R , sem e com correção do crescimento de trinca, respectivamente. A avaliação quantitativa da diferença está ilustrada na Fig.49(a,b). Para ambas as situações, o procedimento CANMET se mostrou menos conservador de forma geral, apresentando diferenças significativas tanto nos valores de J_{Ic} quanto nos módulos de rasgamento, variando, em média, entre 15 a 20% para valores sem correção, e de 15 a 30% com a correção do crescimento de trinca.

Figura 47 – Comparação entre as curvas J - R obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ sem correção para o crescimento de trinca procedimentos NAMEF [23] e CANMET [4]

Figura 48 – Comparação entre as curvas J - R obtidas por CPs SE(T) razão $H/W = 10$ com correção para o crescimento, procedimentos NAMEF e CANMET

Figura 49 – Diferença entre curvas J - R obtidas por CPs SE(T) relação $H/W = 10$ pelos procedimentos NAMEF e CANMET, avaliada a partir dos valores de iniciação e módulos de rasgamento; (a) sem correção; (b) com correção.

Embora os motivos da diferença não tenham sido investigados, uma possível causa é o efeito da geometria do CP nas análises numéricas para determinação das expressões dos fatores K e η , uma vez que o CANMET parte de CPs de seção transversal quadrada e a geometria empregada nos procedimentos do NAMEF [5,22,34,35] utilizaram CPs padrão 1-T, com W equivalente a $2B$.

6 – ANÁLISE DAS FRENTES DE TRINCA

Após os ensaios, os CPs sofreram um tratamento térmico a 300°C por 30 minutos (também conhecido como *heat tinting*), a fim de se revelar as superfícies de pré-trinca e de crescimento estável. Em seguida, os CPs foram resfriados com nitrogênio e tiveram seus ligamentos remanescentes rompidos, para a análise das frentes de trinca.

6.1 – Medição das frentes de trinca e critério de validação dos pontos medidos

O critério para medição das frentes de trinca inicial a_o e final a_p , segundo os requisitos da norma ASTM E1820 [27], segue o ilustrado pela Figura 50(a).

(a)

(b)

Figura 50 – (a) Critério de medição das frentes de trinca inicial, a_o , e final, a_p , de acordo com a norma ASTM E1820; (b) Modelo de medição das frentes de trinca realizados por meio do software AutoCAD.

São tomados nove pontos igualmente espaçados ao longo da largura, a partir do centro geométrico do CP. Os pontos extremos são distanciados das bordas por 0,005W. O comprimento de trinca é determinado a partir da média aritmética entre o valor médio dos dois pontos extremos e os sete pontos remanescentes.

$$a_{o,p} = \frac{\left(\frac{a_{o,p-1} + a_{o,p-9}}{2}\right) + \sum_{i=2}^8 a_{o,p-i}}{n-1} \quad (45)$$

Para validação dos valores de a_p segundo a norma ASTM E1820 [27], todos os nove pontos medidos para cálculo da média devem estar contidos no intervalo compreendido entre $a_p \pm 0,05W$. O critério não se aplica aos comprimentos de trinca iniciais a_o , todavia é interessante realizar a avaliação a fim de se verificar se a abertura de pré-trinca se deu de forma satisfatória. O valor do crescimento de trinca físico, Δa_p , é obtido por:

$$\Delta a_p = a_p - a_o \quad (46)$$

A medição dos pontos foi realizada por meio do software AutoCAD, como mostra a Fig. 50(b), com a imagem sendo formatada de acordo com os valores nominais da largura B dos CPs. Os valores físicos de a_o , a_p e Δa_p são comparados com os respectivos valores previstos pelo método do *unloading compliance*, a fim de se verificar a acurácia do método à previsão de crescimento de trinca no ensaio experimental.

6.2 – Imagens das superfícies de trinca

As Figuras 51 a 64 ilustram as superfícies de trinca dos CPs após o *heat tinting treatment*. Em todas as imagens podem-se notar superfícies de tonalidades diferentes, que representam estágios diferentes de abertura da trinca, de forma análoga ao que está ilustrado na Fig.50(a).

6.2.1 – Superfícies de trinca dos CPs SE(T)

As Figuras 51 a 57 ilustram as superfícies de trinca referentes aos CPs SE(T). De forma geral, as imagens revelam um crescimento de pré-trinca uniforme. Percebe-se uma região de rasgamento considerável, com tunelamento nas regiões próximas às bordas e ligeiro encurtamento da largura do CP, devido à deformação plástica.

Os CPs com relação H/W igual a 10 parecem apresentar maiores níveis de deformação plástica na região onde ocorreu o rasgamento, no entanto o tunelamento se mostrou mais pronunciado em CPs com relação H/W igual a 6.

Figura 51 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP1 SE(T) com razão $H/W = 10$

Figura 52 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP2 SE(T) com razão $H/W = 10$

Figura 53 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP3 SE(T) com razão $H/W = 10$

Figura 54 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP4 SE(T) com razão $H/W = 10$

Figura 55 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP1 SE(T) com razão $H/W = 6$

Figura 56 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP2 SE(T) com razão $H/W = 6$

Figura 57 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP3 SE(T) com razão $H/W = 6$

6.2.2 – Superfícies de trinca dos CPs SE(B)

As Figuras 58 a 64 ilustram as superfícies de trinca referentes aos CPs SE(B). Ao contrário das figuras anteriores referentes aos CPs SE(T), pode-se perceber que as pré-trincas por fadiga apresentam a frente de trinca um pouco irregular, sendo que as figuras 58, 60 e 61 apresentam frentes de pré-trinca mais desiguais, considerando todos os CPs envolvidos nos ensaios.

Foi constatado, após o procedimento de abertura de pré-trinca, que houve desalinhamento entre os CPs e o rolo de apoio, evidenciado por uma marca de compressão impressa, em posição não perpendicular à largura do CP. Tal desalinhamento provavelmente causou a abertura não uniforme da pré-trinca.

Contudo, o rasgamento dúctil ocorreu de forma mais uniforme. Também não se observam deformações plásticas nas regiões do ligamento remanescente, como nos CPs SE(T).

Figura 58 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP1 SE(B) com razão $a/W = 0,25$

Figura 59 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP2 SE(B) com razão $a/W = 0,25$

Figura 60 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP3 SE(B) com razão $a/W = 0,25$

Figura 61 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP1 SE(B) com razão $a/W = 0,17$

Figura 62 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP2 SE(B) com razão $a/W = 0,17$

Figura 63 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP3 SE(B) com razão $a/W = 0,17$

Figura 64 – Superfície de trinca de junta soldada do aço API 5L X80, CP4 SE(B) com razão $a/W = 0,17$

6.3 – Resultados das medições de frente de trinca

As frentes de trinca médias determinadas por meio do critério apresentado na seção 6.1 estão dispostas nas Tabelas 13 a 16, a seguir.

Tabela 13 – Valores físicos medidos das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(T) com relação $H/W = 10$

Posição	CP1		CP2		CP3		CP4	
	a_o	a_p	a_o	a_p	a_o	a_p	a_o	a_p
1	4,987	8,726	5,726	9,420	5,848	10,354	6,654	11,355
2	5,123	8,432	5,985	8,781	6,147	9,757	6,755	10,610
3	5,333	8,516	6,131	8,466	6,243	9,278	6,793	10,383
4	5,641	8,446	6,154	8,331	6,379	9,079	6,806	10,319
5	5,851	8,544	6,187	8,342	6,447	8,971	6,768	10,307
6	5,921	8,726	6,210	8,410	6,529	9,202	6,692	10,344
7	6,005	9,076	6,199	8,477	6,420	8,999	6,642	10,610
8	6,019	9,418	6,199	8,646	6,270	9,004	6,616	10,565
9	5,767	9,589	5,974	10,254	5,848	10,114	6,364	11,748
Média	5,659	8,789	6,114	8,661	6,285	9,316	6,698	10,586

Tabela 14 – Valores físicos medidos das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(T) com relação $H/W = 6$ utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80

Posição	CP1		CP2		CP3	
	a_o	a_p	a_o	a_p	a_o	a_p
1	6,868	11,586	6,31	11,846	5,894	12,222
2	7,064	10,341	6,583	10,437	6,121	10,704
3	7,064	10,013	6,741	9,856	6,249	10,071
4	7,041	9,773	6,827	9,672	6,324	9,742
5	6,976	9,817	6,797	9,611	6,375	9,539
6	6,889	9,926	6,797	9,703	6,4	9,539
7	6,779	10,297	6,644	9,978	6,375	9,7428
8	6,692	10,975	6,46	10,376	6,223	10,147
9	6,452	12,394	6,276	11,447	6,071	10,881
Média	6,896	10,392	6,643	10,160	6,256	10,130

Tabela 15 – Valores físicos medidos das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(B) com relação $a/W = 0,17$ utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80

Posição	CP1		CP2		CP3		CP4	
	a_o	a_p	a_o	a_p	a_o	a_p	a_o	a_p
1	3,664	7,717	3,777	8,502	3,204	6,834	4,072	7,773
2	3,242	7,615	4,016	8,403	3,354	7,944	4,022	8,494
3	3,366	7,591	4,135	8,244	3,654	7,644	3,874	8,196
4	3,267	7,541	4,175	8,026	3,714	7,613	3,774	7,699
5	3,466	7,789	4,294	8,185	3,743	7,434	3,7	7,761
6	3,689	7,889	4,353	8,185	3,803	7,313	3,6	7,624
7	4,182	7,938	4,294	8,224	3,774	7,433	3,576	7,599
8	4,981	8,361	4,155	8,165	3,773	7,733	3,501	7,699
9	5,627	8,46	3,837	8,086	3,594	7,854	3,302	7,177
Média	3,855	7,852	4,154	8,216	3,652	7,557	3,717	7,818

Tabela 16 – Valores físicos medidos das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(B) com relação $a/W = 0,25$ utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80

Posição	CP1		CP2		CP3	
	a_o	a_p	a_o	a_p	a_o	a_p
1	4,573	5,965	4,827	6,217	3,387	6,010
2	4,807	6,557	5,099	7,193	3,502	6,680
3	4,888	6,204	5,173	7,342	3,712	6,650
4	4,800	6,618	5,140	7,024	4,008	6,589
5	4,615	6,361	5,124	7,224	4,266	6,559
6	4,429	6,371	5,099	7,121	4,696	6,700
7	4,162	6,430	5,082	7,152	5,049	6,630
8	3,747	6,322	5,091	6,906	5,231	7,114
9	3,758	5,965	4,843	6,284	5,068	6,953
Média	4,452	6,354	5,080	7,027	4,336	6,675

De posse dos valores dispostos nas tabelas, pode-se aplicar o critério de validação dos comprimentos médios de trinca de acordo com a norma ASTM E1820, comentados no início deste capítulo. As Figuras 65 e 66 ilustram o resultado dessa verificação.

Figura 65 – Distribuição dos pontos de frente de trinca de CPs SE(T) medidos de acordo com o critério dos nove pontos estabelecidos pela norma ASTM E1820; (a) relação $H/W = 10$; (b) relação $H/W = 6$

A figura 65 revela que praticamente todos os pontos relativos à frente de rasgamento dúctil falharam de acordo com o critério da norma ASTM E1820.

Figura 66 – Distribuição dos pontos de frente de trinca de CPs SE(B) medidos de acordo com o critério dos nove pontos estabelecidos pela norma ASTM E1820; (a) relação $a/W = 0,17$; (b) relação $a/W = 0,25$

Como pôde ser visto nas imagens de superfície das frentes de trinca, os diferentes modos de carregamento fazem com que as propagações ocorram de formas distintas. A ocorrência de tunelamento nos CPs SE(T) fez com que os pontos mais próximos às extremidades dos CPs se situassem fora do intervalo permitido, invalidando os testes. As Figuras 67 a 73 ilustram os pontos tomados para medição conforme critério da norma e a sua localização ao longo do intervalo estabelecido.

Figura 67 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP1 SE(T) razão $H/W = 10$

Figura 68 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP2 SE(T) razão $H/W = 10$

Figura 69 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP3 SE(T) razão $H/W = 10$

Figura 70 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP4 SE(T) razão $H/W = 10$

Figura 71 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP1 SE(T) razão $H/W = 6$

Figura 72 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP1 SE(T) razão $H/W = 10$

Figura 73 – Distribuição dos pontos ao longo da frente de trinca, CP1 SE(T) razão $H/W = 10$

Embora tal critério invalide as frentes de trinca ilustradas nas figuras 67 a 73, é importante ressaltar que o critério estabelecido pela norma ASTM E1820 é preferencialmente aplicável a CPs SE(B) e C(T), uma vez que a norma não contempla procedimentos nem tampouco prevê o uso de CPs SE(T).

A usinagem de *side-grooves* nas laterais dos CPs tem como principal objetivo inibir a ocorrência de tunelamento das frentes de trinca, no entanto, CPs SE(T) parecem ser mais susceptíveis a tal fenômeno. A ocorrência desse tipo de tunelamento, também denominado *tunelamento reverso*, já foi reportado em outros trabalhos, como o de Park e colaboradores [10], que atribuem o fenômeno à profundidade do entalhe e ao raio da ferramenta utilizada na usinagem. De fato, as superfícies de trinca para CPs SE(T) dispostas neste trabalho apresentam semelhança com imagens da mesma configuração geométrica ensaiada por Park [10] para *side-grooves* usinados com raio de 0,50 mm, que foi o mesmo raio de ferramenta utilizado nos CPs deste trabalho. O trabalho de Park ainda relata sucesso com frentes de trinca em CPs contendo *side-grooves* contendo raios menores e comprimentos diferentes, no entanto não foi possível neste trabalho reproduzir tais experimentos.

6.4 – Avaliação do método do *Unloading Compliance*

As Tabelas 17 e 18 sintetizam os resultados das frentes de trinca físicos medidos e os valores previstos pelo método da flexibilidade no descarregamento, também denominado *unloading compliance*. A diferença entre os valores reais e objetivados foram determinados pela fórmula

$$\Phi = \frac{(\Delta a)_{real} - (\Delta a)_{obj}}{(\Delta a)_{obj}} \quad (47)$$

O método do *unloading compliance* mostrou-se adequado para descrever a propagação das trincas envolvendo CPs SE(T), porém, considerando os CPs SE(B), nota-se que a diferença entre os valores de propagação estável medida e prevista pelo método é significativa, mostrando certa falta de aderência do método aos experimentos em questão. Em todos os CPs SE(B) ensaiados, percebe-se que o método subestimou o rasgamento que realmente ocorreu. Esse comportamento também foi observado por Džugan [42], que propôs um método para correção do crescimento baseado na razão entre os crescimentos real e previsto. O método, apesar de pertinente, não foi incorporado no escopo deste trabalho.

Tabela 17 – Diferença entre os valores de trinca físicos medidos e previstos pelo método de flexibilidade no descarregamento (*Unloading Compliance*) das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(T) e SE(B) utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80

SE(T) H/W	CP #	Previsto (mm)			Medido (mm)			$\Phi \Delta a_p$ (%)
		a_o	a_p	Δa_p	a_o	a_p	Δa_p	
10	1	7,364	10,506	3,142	5,627	8,830	3,203	1,9%
	2	7,287	9,747	2,460	6,085	8,792	2,707	9,1%
	3	7,267	10,181	2,914	6,236	9,300	3,064	4,9%
	4	7,441	11,347	3,906	6,698	10,586	3,888	-0,5%
6	1	7,866	11,518	3,652	6,896	10,392	3,496	-4,5%
	2	7,376	10,912	3,536	6,643	10,160	3,517	-0,5%
	3	7,261	11,053	3,792	6,256	10,130	3,874	2,1%

Tabela 18 – Diferença entre os valores físicos medidos e previstos pelo método de flexibilidade no descarregamento (*Unloading Compliance*) das frentes de trincas iniciais, a_o , e finais, a_p , dos CPs SE(T) e SE(B) utilizados nos ensaios de tenacidade da junta soldada do aço API 5L X80

SE(B) a/W	CP #	Previsto (mm)			Medido (mm)			$\Phi \Delta a_p$ (%)
		a_o	a_p	Δa_p	a_o	a_p	Δa_p	
0,17	1	5,518	8,458	2,940	3,855	7,852	3,997	26,4%
	2	5,393	8,352	2,959	4,154	8,216	4,062	27,2%
	3	5,394	7,992	2,598	3,652	7,557	3,905	33,5%
	4	5,752	8,720	2,968	3,717	7,818	4,101	27,6%
0,25	1	6,793	8,201	1,408	4,452	6,353	1,901	25,9%
	2	6,688	8,033	1,345	5,080	7,027	1,947	30,9%
	3	6,760	8,559	1,799	4,336	6,675	2,339	23,1%

Outro fato possível é o de que as equações de flexibilidade envolvidas para o cálculo da integral J podem não ser adequadas para descrever a extensão do rasgamento do material. As expressões para a flexibilidade foram desenvolvidas considerando estado plano de

deformações, e tal condição pode não ter sido predominante durante a execução dos ensaios. O fator que pode ter contribuído para que o estado plano de deformações não fosse garantido é a configuração do CP, que possui dimensões reduzidas quando comparadas ao recomendado pelas normas correntes [27,28].

7 – CONCLUSÕES E COMENTÁRIOS FINAIS

Um dos principais objetivos deste trabalho é verificar a aplicabilidade dos corpos de prova SE(T) fixados por garras e SE(B) trinca rasa na avaliação de tenacidade à fratura de juntas soldadas de aços de alta ductilidade. Os resultados obtidos neste trabalho permitem estabelecer as seguintes conclusões:

- Os CPs SE(B) requerem menores carregamentos em teste quando comparados aos CPs SE(T). Esse fator pode ser levado em conta em casos onde é necessário realizar ensaios de tenacidade, porém a infraestrutura local não disponha de maquinário com capacidade suficiente para realizar testes em CPs SE(T);
- A distância entre garras exerce fraca influência nas curvas J - R de CPs SE(T). A diferença média entre as curvas envolvendo esta configuração com relações H/W iguais a 10 e 6, sem considerar a correção, foi de 8%. Tal observação representa uma importante vantagem no que diz respeito à redução das dimensões dos CPs SE(T);
- A abertura de pré-trinca em CPs SE(B) de trinca rasa se mostrou um tanto complexa, o que acarretou em desvio considerável no que se refere à razão a/W objetivada. Os testes envolvendo CPs SE(B) com razões a/W iguais a 0,17 e 0,25 foram na realidade, respectivamente, 0,26 e 0,30 em média. Pode-se perceber por meio desses ensaios o efeito do *constraint* nos CPs SE(B) quando trincas rasas são consideradas, no entanto a diferença entre as relações a/W empregadas é muito pequena para a significativa diferença evidenciada entre as curvas;
- As curvas J - R obtidas evidenciam que os CPs SE(B) são mais sensíveis à correção do crescimento de trinca do que os CPs SE(T); a correção tem efeitos em ambas as geometrias, porém nota-se que os CPs SE(B) apresentaram piora nos coeficientes de ajuste das curvas e aumento de dispersão nos resultados;
- Devido à grande variabilidade nos resultados das curvas J - R obtidas pelos CPs SE(B) comentadas no parágrafo anterior, não se pode chegar a uma conclusão contundente

sobre a aplicabilidade dos CPs SE(B) trinca rasa como alternativa aos CPs SE(T). Entretanto, as investigações experimentais realizadas e as lições aprendidas neste trabalho representam um grande passo nessa direção;

- O método do *Unloading Compliance* subestima a propagação de trinca dos CPs SE(B). Embora as causas não tenham sido investigadas, é relatado por outros autores [42] que o modo de carregamento influencia no desvio, e que práticas alternativas para avaliação da propagação sejam mais adequadas;
- Por meio da análise das imagens das frentes de trinca, pode-se perceber que, mesmo com a abertura de entalhes laterais (*side-grooves*), as trincas dos CPs SE(T) avançaram de forma irregular e mais pronunciada nas bordas. As configurações geométricas do *side-groove* (raio e profundidade) podem ter levado à ocorrência desse tipo de tunelamento, já comentado por outros autores [10].

8 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para uma investigação mais completa e esclarecedora dos tópicos abordados neste trabalho, as atividades a seguir são sugeridas como complementares:

- Aplicação da metodologia FAD levando em consideração os resultados obtidos, a fim de se avaliar, em termos de tamanho crítico de defeito, a diferença entre as geometrias empregadas;
- Realizar nova bateria de ensaios empregando CPs de materiais homogêneos; apesar das considerações expostas neste trabalho sobre a utilização de juntas soldadas, a variação nos resultados obtidos pode gerar questionamentos sobre a integridade das juntas soldadas;
- Avaliar o efeito 3D na flexibilidade normalizada, com o intuito de verificar se há diminuição no desvio entre as propagações reais e previstas pelo método de flexibilidade no descarregamento;
- Desenvolver métodos alternativos para avaliação da propagação de trinca em CPs SE(B);
- Desenvolver um novo compêndio de fatores η para CPs SE(T) e SE(B) levando-se em consideração CPs de seção transversal quadrada para comparação de resultados;
- Investigar da influência do raio do *side-groove* na uniformidade do crescimento de trinca em CPs SE(T).

9 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Hutchinson, J. W., “Fundamentals of the Phenomenological Theory of Nonlinear Fracture Mechanics,” *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 50, pp. 1042-1051, 1983.
2. Anderson, T. L. *Fracture Mechanics: Fundaments and Applications* - 3rd Edition, CRC Press, New York, 2005.
3. Det Norske Veritas. “Fracture Control for Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain”, *Recommended Practice DNV-RP-F108*, 2006.
4. Shen, G. and W.R. Tyson, “Crack Size Evaluation Using Unloading Compliance in Single-Specimen Single-Edge- Notched Tension Fracture Toughness Testing”, *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 37 (4), paper ID JTE102368, 2009.
5. Cravero, S. and Ruggieri, C., “Estimation Procedure of J Resistance Curves for SE(T) Fracture Specimens Using Unloading Compliance”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 74, pp. 2735-2757, 2007.
6. Nyhus, B., Polanco, M and Ørjasæter, O., “SENT Specimens as an Alternative to SENB Specimens for Fracture Mechanics Testing of Pipelines.” in *ASME International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE 2003)*, American Society of Mechanical Engineers, Cancun, Mexico, 2003.
7. Cravero, S. and Ruggieri, C., “Correlation of Fracture Behavior in High Pressure Pipelines with Axial Flaws Using Constraint Designed Test Specimens - Part I: Plane-Strain Analyses,” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 72, pp. 1344-1360, 2005.
8. Silva, L. A. L., Cravero, S. and Ruggieri, C., “Correlation of Fracture Behavior in High Pressure Pipelines with Axial Flaws Using Constraint Designed Test Specimens - Part II: 3-D Effects on Constraint,” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 73, pp. 2123-2138, 2006.
9. Shen, G., R. Bouchard, J. A. Gianetto and W. R. Tyson, ”Fracture Toughness Evaluation of High-Strength Steel Pipe”, in *ASME PVP 2008 Pressure Vessel and Piping Division Conference (PVP 2008)*, American Society of Mechanical Engineers, Chicago, IL, 2008.
10. Park, D. Y., Tyson, W. R., Gianetto, J. A., Shen, G and Eagleson, R. S., “Evaluation of Fracture Toughness of X100 Pipe Steel Using SE(B) and Clamped SE(T) Single Specimens,”

in ASME International Pipeline Conference (IPC 2010), American Society of Mechanical Engineers, Calgary, Canada, 2010.

11. Fernandes, P.E.A., “Avaliação da Tenacidade à Fratura da Zona Afetada pelo Calor (ZAC) do Aço API 5L X80 Soldado pelos Processos SMAW e FCAW”, Tese de Doutorado, Escola Politécnica da USP, 2012, 109p.

12. Griffith, A.A., “The Phenomena of Rupture of Cracks and Sharp Corners”, Transactions of the Institute of Naval Architects, Vol. 55, 1913, pp.219-241.

13. Irwin, G.R., “Analyses of Stresses and Strains Near the End of a Crack Transversing a Plate”, Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, 1957, pp. 361-364.

14. Rice, J.R., “A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks”, Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, 1968, pp. 379-386.

15. Dowling, N.E. Mechanical Behavior of Materials – 4th Ed., Pearson, New Jersey, 2012.

16. Hutchinson, J. W., “Singular Behavior at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material”, Journal of the Mechanics of Physics of Solids, Vol. 16, pp. 13–31, 1968.

17. Rice, J. R. and Rosengren, G. F., “Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power Law Hardening Material”, Journal of the Mechanics of Physics of Solids, Vol. 16, pp. 1–12, 1968.

18. Landes, J.D. and Begley, J.A., “J-Integral as a Fracture Criterion”, Fracture Toughness, ASTM STP 514, American Society of Testing Materials, 1972, pp. 1-23.

19. Shih, C.F., “Relationship Between Crack Tip Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks”, Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 29, 1981, pp. 305-326.

20. Hutchinson, J.W., and Paris, P.C., “Stability Analysis of J-Controlled Crack Growth”, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, American Society of Testing Materials, 1979, pp. 37-64.

21. Ruggieri, C., “Modelagem Micromecânica da Fratura Dúctil e Aplicações à Integridade Estrutural”, Tese de Livre-Docência, Escola Politécnica da USP, 2010, 128p.

22. Cravero, S., Ruggieri, C., “Further Developments in J Evaluation Procedure for Growing Cracks Based on LLD and CMOD Data”, *International Journal of Fracture* 148, 347-400, 2007.
23. O’Dowd, N.P., and Shih, C.F., “Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter: Part I - Structure of Fields,” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 39, pp. 989-1015, 1991.
24. O’Dowd, N.P., and Shih, C.F., “Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter: Part II - Fracture Applications,” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 40, pp. 939-963, 1992.
25. Hippert, E., “Investigação Experimental do Comportamento Dúctil de Aços API-X70 e Aplicação de Curvas de Resistência J - Δa para Previsão de Colapso em Dutos”, Tese de Doutorado, Escola Politécnica da USP, 2004, 167p.
26. Det Norske Veritas, “Submarine Pipeline Systems”, DNV-OS-F101, 2007.
27. American Society for Testing and Materials (ASTM), “Standard Method for Measurement of Fracture Toughness”, ASTM E1820-08a, Philadelphia, 2008.
28. British Standard Institute, “Fracture Mechanics Toughness Tests Part 2: Method for Determination of K_{Ic} , Critical CTOD and Critical J Values of Welds in Metallic Materials”, BS7448, London, 1997.
29. Saxena, A. “Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers”, CRC Press, New York, 1998.
30. Sumpter, J.D.G., and Turner, C.E., “Method for Laboratory Determination of J_c ”, ASTM STP 601 Cracks and Fracture, American Society for Testing and Materials, 1976, pp.3-18.
31. Paris, P.C., Ernst, H., Turner, C.E., “A J-Integral Approach to Development of η -Factors”, ASTM STP 700 Fracture Mechanics: 12th Conference, American Society for Testing and Materials, 1980, pp. 338-351.
32. Ernst, H., Paris, C.P., and Landes, J.D., “Estimation of J-Integral and tearing Modulus T from a Single Specimen Test Record”, Fracture Mechanics 13th Conference, ASTM STP 743, American Society for Testing and Materials, 1981, pp. 476-582.

33. Zhu, X.K., Leis, B.N., Joyce, J.A., “Experimental Estimation of J-R Curves form Load-CMOD Records for SE(B) Specimens”, *Journal of ASTM International* 5, 2008.
34. Paredes, M. and Ruggieri, C., “Further Results in J and CTOD Estimation Procedures for SE(T) Fracture Specimens - Part II: Center Cracked Welds”, *Engineering Fracture Mechanics*, 2012.
35. Donato, G.H.B., “Estimation Procedure for J and CTOD Fracture Parameters Using Three-Point Bend Specimens”, in: 6th International Pipeline Conference (IPC2006), Calgary, CN, 2006.
36. Ruggieri, C., “FRACTUS2D: Numerical Computation of Fracture Mechanics Parameters for 2-D Cracked Solids,” *Escola Politécnica da USP*, 2011.
37. Savioli, R.G., “J and CTOD Estimation Formulas for C(T) Fracture Specimens Including Effects of Weld Strength Mismatch”, *International Journal of Fracture*, Vol. 177, 2012.
38. American Society for Testing and Materials (ASTM), “Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products”, ASTM A370-07a, Philadelphia, 2007.
39. Tada, H., Paris, P.C., and Irwin, G.R., “The Stress Analysis Handbook”, 3rd Edition, American Society of Mechanical Engineers, NY, 2000.
40. Silva, M.C., “Caracterização das Propriedades Mecânicas e Metalúrgicas do Aço API 5L X80 e Determinação Experimental de Curvas J-R para Avaliação da Tenacidade à Fratura”, *Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da USP*, 2004, 117p.
41. Joyce, J.A., “Manual on Elastic-Plastic Fracture: Laboratory Test Procedure”, ASTM MNL 27, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, 1996.
42. Džugan, J., “Crack Lengths Calculation by the Unloading Compliance Technique for Charpy Size Specimens”, *Wissenschaftlich-Technische Berichte, Forschungszentrum Rossendorf; FZR-385*, 2003.