

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA DO CORPO DE PROVA E DO TAMANHO DE
TRINCA NA TENACIDADE À FRATURA DO AÇO API 5DP TOOL JOINT

Jefferson Haag

Dissertação para Obtenção do Título de Mestre
em Engenharia

Porto Alegre
2015

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA DO CORPO DE PROVA E DO TAMANHO DE
TRINCA NA TENACIDADE À FRATURA DO AÇO API 5DP TOOL JOINT

JEFFERSON HAAG
Engenheiro Metalúrgico

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de Concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Porto Alegre
2015

CIP - Catalogação na Publicação

Haag, Jefferson

Influência da Geometria do Corpo de Prova e do Tamanho da Trinca na Tenacidade à Fratura do Aço API 5DP Tool Joint / Jefferson Haag. -- 2015.
103 f.

Orientador: Afonso Reguly.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Porto Alegre, BR-RS, 2015.

1. Mecânica da Fratura. 2. Tenacidade à Fratura. 3. Constricção Plástica. 4. Geometria de Corpo de Prova. 5. Tamanho de Trinca. I. Reguly, Afonso, orient. II. Título.

Elaborada pelo Sistema de Geração Automática de Ficha Catalográfica da UFRGS com os dados fornecidos pelo(a) autor(a).

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração em Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovada em sua forma final, pelo orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Afonso Reguly

Banca Examinadora:

Dr. Eduardo Hippert Junior, CENPES/Petrobras
Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker, PPGE3M/UFRGS
Dr. Toni Roger Schifelhain de Lima, FAURGS/UFRGS

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann
Coordenador do PPGE3M

Dedico esta dissertação aos meus pais, *Rogério Haag e Gislaine Haag*, que sempre me apoiaram totalmente nos momentos felizes e nos mais difíceis, e a minha namorada, *Erica Castilhos*, quem participou integralmente dessa etapa com a compreensão necessária para me ajudar a alcançar mais esse objetivo de minha vida.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Afonso Reguly pelos conselhos e ensinamentos, que foram fundamentais para o amadurecimento pessoal e profissional desde o período de aluno de graduação até término do mestrado;

Ao Professor Dr. Telmo Roberto Strohaecker por todas as oportunidades oferecidas ao longo dos mais de 6 anos no Laboratório de Metalurgia Física;

Ao Professor Dr. Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski e ao Professor Dr. Thomas Gabriel Rosauo Clarke pelos ensinamentos nas disciplinas e no dia-a-dia dentro do Laboratório de Metalurgia Física;

Aos colegas Bill Paiva dos Santos e Vagner Machado Costa pelo auxílio na realização dos ensaios e apoio nos desafios encontrados no dia-a-dia;

Aos colegas Nataly Cé, Felipe Wu Yeh, Marcio Medeiros, Marcelo Macedo, Daniel Fabricio e Mauro Losekann pela convivência diária.

A Leandro Pereira Costa, Cláudio Javier Almirón e Cinthia Zimmer pelos ensinamentos no período de bolsista no Laboratório de Metalurgia Física.

A Susi Mari, Dona Neiva, Ralf Wellis (Bigode), Márcio Macedo (Surfi) pela convivência e ensinamentos;

Aos colegas do Grupo de Ensaios Mecânicos (GEM), incluindo Diego Moisés, João Herrmann, Lucas Ranzi, Agnes Fróes, Fernando Brito e Leo Portich que sem os quais não seria possível realizar esse trabalho;

Ao Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF/UFRGS) e seus colaboradores pela realização do trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	VIII
LISTA DE TABELAS	XII
LISTA DE ABREVIATURAS.....	XIV
LISTA DE SÍMBOLOS	XVI
RESUMO	XIX
ABSTRACT	XX
1.0 INTRODUÇÃO.....	1
2.0 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1 Introdução à Mecânica da Fratura.....	3
2.2 Mecânica da Fratura Linear-Elástica	5
2.2.1 Critério de Energia.....	5
2.2.2 Abordagem de Intensidade de Tensões	6
2.3 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica.....	7
2.3.1 CTOD	8
2.3.2 Integral J	9
2.3.3 Curva de Resistência ao Crescimento de Trinca (Curva-R).....	11
2.4 Efeito da Constricção Plástica na Tenacidade à Fratura.....	12
2.5 Ensaio de Tenacidade à Fratura	15
2.5.1 Ensaio de CTOD.....	17
2.5.2 Ensaio de Integral J.....	20
2.5.3 Ensaio de Curvas-R	21
2.5.4 Corpo de Prova $SE(T)$	22
2.5.5 Coeficientes das Equações de Tenacidade à Fratura	24
3.0 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	31
3.1 Material.....	32
3.2 Usinagem dos Corpos de Prova	32
3.3 Caracterização do Material	35
3.3.1 Análise Química	35

3.3.2	Metalografia.....	35
3.3.3	Ensaio de Dureza Brinell.....	35
3.3.4	Ensaio de Tração.....	36
3.4	Projeto de Experimentos de 2 Fatores Blocados	37
3.4.1	Definições do Projeto de Experimentos	38
3.4.2	Matriz Experimental.....	40
3.4.3	Análise de Variância.....	41
3.5	Ensaio de Tenacidade à Fratura / Determinação das Curvas de Resistência	42
3.5.1	Execução do Ensaio.....	42
3.5.2	Tratamento e Filtragem dos Dados dos Ensaio de Tenacidade à Fratura	44
3.5.3	Cálculo do Valor Único de Tenacidade à Fratura – Integral J e CTOD.....	45
3.5.4	Cálculo e Construção da Curva-R	48
3.5.5	Análise da Superfície de Fratura	51
4.0	RESULTADOS E DISCUSSÃO	52
4.1	Análise Química	52
4.2	Metalografia.....	52
4.3	Ensaio de Dureza Brinell.....	55
4.4	Ensaio de Tração.....	56
4.5	Ensaio de Tenacidade à Fratura: CTOD e Integral J.....	61
4.6	Ensaio para Determinação das Curvas de Resistência (Curvas-R).....	68
4.7	Análise da Superfície de Fratura.....	72
5.0	CONCLUSÕES	75
6.0	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	77
7.0	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	78

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Comparação entre as abordagens de projeto baseada na mecânica da fratura e convencional de resistência dos materiais. (a) Abordagem convencional; (b) Abordagem da mecânica da fratura. (Adaptado de ANDERSON, 2005).	3
Figura 2.2	Relação entre as três variáveis críticas na mecânica da fratura. (Adaptado de ANDERSON, 2005).	4
Figura 2.3	Áreas da mecânica da fratura apresentadas de forma simplificada. (Adaptado de ANDERSON, 2005).	5
Figura 2.4	Tensões próximas à ponta da trinca em um material elástico. (ANDERSON, 2005).	6
Figura 2.5	Deslocamento de abertura da ponta da trinca (<i>CTOD</i>). A trinca aguda torna-se cega com a deformação plástica, resultando em um deslocamento finito (δ) na ponta da trinca. (Adaptado de ANDERSON, 2005).	8
Figura 2.6	Representação esquemática do parâmetro <i>CTOD</i> . (ANDERSON, 2005).	9
Figura 2.7	Representação esquemática do parâmetro Integral J. (ZHU; JOYCE, 2012).	10
Figura 2.8	Singularidade HRR (ZANON, 2009).	11
Figura 2.9	Representação esquemática da Curva J-R para um material dúctil. (Adaptado de ANDERSON, 2005).	12
Figura 2.10	Efeito de parâmetros geométricos na tenacidade à fratura: carregamento, espessura (<i>B</i>) e ligamento (<i>b/B</i>) (Adaptado de SCHWALBE <i>et al.</i> , 2005). ..	13
Figura 2.11	Representação esquemática da influência da constricção e geometria do corpo de prova na tenacidade à fratura. (Adaptado de CHIESA <i>et al.</i> , 2001).	14
Figura 2.12	Campo de tensões no ligamento de corpos de prova de alta constricção [<i>SE(B)</i>] e geometrias de baixa constricção [corpo de prova <i>SE(T)</i> e tubos]. (Adaptado de CHIESA <i>et al.</i> , 2001).	15
Figura 2.13	Representação esquemática das diferentes tendências da Curva-R. (a) Curva-R chata e (b) Curva-R crescente. (ZANON, 2009).	16
Figura 2.14	Diferentes tipos de registros carga versus deslocamento do <i>clip gauge</i> de acordo com a norma BS 7448-1. (GDOUTOS, 2005).	18

Figura 2.15	Modelo de eixo de rotação do deslocamento plástico em (a) (BRANCO, 1999) e (b) (TAGAWA <i>et al.</i> , 2010).....	18
Figura 2.16	(a) Disposição básica da medição do δ_5 e (b) fixação do clip gauge δ_5 do em um corpo de prova do tipo $C(T)$. (SCHWALBE <i>et. al</i> , 2002)	20
Figura 2.17	Medição do δ_5 em corpos de prova $SE(B)$. (Adaptado de SCHWALBE <i>et. al</i> , 2002)).	20
Figura 2.18	Definição da área plástica na curva P-CMOD. (Adaptado de SCHWALBE <i>et. al</i> , 2002))	21
Figura 2.19	Curva-R típica com os dados de ensaio, linhas de construção para os limites requeridos pela norma. (Adaptado de SCHWALBE <i>et. al</i> , 2002).	22
Figura 2.20.	Geometrias do corpo de prova $SE(T)$. (a) $SE(T)$ carregado por pino. (b) $SE(T)$ fixado por garras. (RUGGIERI, 2012).....	23
Figura 2.21.	Comparação entre os fatores geométricos $F(a/W)$ para calcular o fator intensidade de tensões K nos corpos de prova $SE(T)$ carregado por pinos e fixado por garras. (Adaptado de BLATT <i>et al.</i> , 1994).....	23
Figura 2.22	Comparação entre as equações do fator geométrico elástico $F(a/W)$ para a geometria $SE(T)$ encontradas na literatura.	26
Figura 2.23	Comparação entre as equações encontradas na literatura do fator geométrico plástico η_{pl} para a geometria $SE(T)$	29
Figura 3.1.	Fluxograma esquemático das atividades desenvolvidas na parte prática.....	31
Figura 3.2	Representação esquemática do tubo de perfuração (<i>Drill Pipe</i>).	32
Figura 3.3	Representação esquemática do procedimento de usinagem dos corpos de prova a partir dos tubos de perfuração.	33
Figura 3.4	Corpo de prova para os ensaios de tração. Dimensões em milímetros.	33
Figura 3.5	Corpo de prova do tipo $SE(B)$. Dimensões em milímetros.....	34
Figura 3.6	Corpo de prova do tipo $SE(T)$. Dimensões em milímetros.....	34
Figura 3.7	Orientação do plano da trinca, segundo a ASTM E1823-13 (2013).....	35
Figura 3.8	Corpo de prova instrumentado para realização de ensaio de tração.	36
Figura 3.9	(a) Máquina eletromecânica <i>Instron 5585H</i> . (b) Detalhe do corpo de prova instrumentado no equipamento.	37
Figura 3.10	Máquina servo-hidráulica MTS 810 com as duas configurações de ensaios: (a) Flexão três pontos – $SE(B)$ e (b) Tração fixada por garras $SE(T)$	42
Figura 3.11	Medição do tamanho da trinca inicial (Adaptado de ISO 12135, 2002).....	43
Figura 3.12	Curva P-CMOD com cargas e descargas obtidas no ensaio.	44

Figura 3.13	Curva P-CMOD filtrada, mostrando o cálculo de A_{pl}	45
Figura 3.14	Curva P-CMOD filtrada, mostrando a região do cálculo de A_{pl} e V_p através das retas paralelas a região linear para todos os pontos da curva.	45
Figura 3.15	Definição da região para qualificação de dados. (ASTM E1820, 2013).....	49
Figura 3.16	Definição das linhas de construção para qualificação de dados, mostrando a interseção da linha de construção deslocada de 0,2 mm com a curva de resistência de modo a obter o valor candidato do valor de tenacidade de iniciação J_Q . (ASTM E1820, 2013).	50
Figura 3.17	Ajuste da Curva-R para o dados do corpo de prova SE(T) e obtenção do J_{IC} e δ_i (Adaptado de BS 8571, 2014).	51
Figura 4.1	Microestrutura do material obtida por microscopia ótica (MO).	53
Figura 4.2	Microestrutura do material obtida por microscopia ótica (MO).	53
Figura 4.3	Microestrutura do material obtida por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e EDS mostrando inclusão de MnS.	54
Figura 4.4	Microestrutura do material obtida por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e EDS mostrando inclusão de óxido de alumínio.....	55
Figura 4.5	Curvas tensão-deformação de engenharia do aço API 5DP Tool Joint.	56
Figura 4.6	Curvas deformação-carga da conexão cônica.	58
Figura 4.7	Curvas tensão-deformação verdadeira do aço API 5DP Tool Joint.....	59
Figura 4.8	Construção do método de <i>Considère</i> para determinação da instabilidade à tração no ensaio de tração.	59
Figura 4.9	Superfície de fratura obtida no ensaio de tração seguido das imagens em MEV nas regiões de interesse. A região 1 é a zona cisalhada, a região 2 é zona fibrosa e a região 3 é a zona radial.	60
Figura 4.10	Curvas P-CMOD, ilustrando o efeito do tamanho de trinca inicial (a_0/W) na geometria $SE(B)$	61
Figura 4.11	Curvas P-CMOD, ilustrando o efeito do tamanho de trinca inicial (a_0/W) na geometria $SE(T)$	61
Figura 4.12	Efeito do ligamento normalizado ($s = b/B$) na triaxialidade (Adaptado de SCHWALBE <i>et al.</i> , 2005).....	62
Figura 4.13	Representação do resultados de tenacidade à fratura em gráfico de colunas. 63	
Figura 4.14	Efeito principal dos fatores sobre a variável resposta (CTOD).	65
Figura 4.15	Efeito principal dos fatores sobre a variável resposta (Integral J).	65
Figura 4.16	Interação de dois fatores com blocagem para tenacidade à fratura CTOD. ...	66

Figura 4.17	Interação de dois fatores com blocagem para tenacidade à fratura Integral J.	66
Figura 4.18	Comparação múltipla de médias para o CTOD.	67
Figura 4.19	Comparação múltipla de médias para a Integral J.	68
Figura 4.20	Curvas P-CMOD da geometria $SE(B)$, mostrando os descarregamentos.	69
Figura 4.21	Curvas P-CMOD da geometria $SE(T)$, mostrando os descarregamentos.	69
Figura 4.22	Determinação da curva J-R a partir dos dados experimentais.	70
Figura 4.23	Qualificação dos pontos válidos.	70
Figura 4.24	Efeito da geometria de corpo de prova na tenacidade à fratura de iniciação J_{IC} (Adaptado de ANDERSON, 2005).	71
Figura 4.25	Fraturas representativa com a descrição de cada região na superfície de fratura vista de topo. (a) $SE(B)$ e (b) $SE(T)$.	72
Figura 4.26	Fraturas representativa de cada condição de ensaio de tenacidade à fratura.	73
Figura 4.27	Mecanismo de coalescimento de microcavidades: (a) rasos e (b) profundos.	73
Figura 4.28	Micromecanismo representativo das condições nos extremos de cada fator.	74
Figura 4.29	Inclusões não metálicas associadas às microcavidades (MnS).	74

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Constantes para o ajuste do polinômio de $F(a/W)$ do corpo de prova SE(T) fixado por garras (CRAVERO, RUGGIERI, 2007).....	26
Tabela 2.2	Constantes para o ajuste do polinômio de η_{pl} do corpo de prova SE(T) fixado por garras para cálculo da Integral J com deslocamento CMOD.....	28
Tabela 2.3	Diferença percentual e variação média entre as equações do fator geométrico plástico η_{pl} de diferentes autores para a geometria SE(T).	29
Tabela 2.4	Coefficientes para o ajuste do polinômio de μ do corpo de prova SE(T) fixado por garras (2007).	30
Tabela 3.1	Variável de resposta do Projeto de Experimentos.....	38
Tabela 3.2	Parâmetros do ensaio.....	38
Tabela 3.3	Matriz de pesos.....	39
Tabela 3.4	Matriz de intensidade das relações.....	39
Tabela 3.5	Fatores controláveis.....	40
Tabela 3.6	Fatores constantes.	40
Tabela 3.7	Matriz experimental do Projeto de Experimentos.....	41
Tabela 3.8	Constantes para o ajuste do polinômio de $F(a/W)$ do corpo de prova SE(T) fixado por garras (CRAVERO, RUGGIERI, 2007).....	47
Tabela 3.9	Coefficientes para o ajuste do polinômio de η_{pl} do corpo de prova SE(T) fixado por garras.....	47
Tabela 4.1	Composição química da conexão cônica do tubo de perfuração.	52
Tabela 4.2	Resultados dos ensaios de dureza Brinell do aço API 5DP Tool Joint. Valores de dureza em HB.	56
Tabela 4.3	Resultados do ensaio de tração do aço API 5DP Tool Joint.	57
Tabela 4.4	Resultados do ensaio de tração instrumentados do aço API 5DP Tool Joint.	58
Tabela 4.5	Coefficientes da equação de <i>Ramberg-Osgood</i> do aço API 5DP Tool Joint. .	60
Tabela 4.6	Resultados das médias e incerteza de medição da tenacidade à fratura CTOD e Integral J para cada tamanho de trinca da geometria SE(B).	63

Tabela 4.7	Resultados das médias e incerteza de medição da tenacidade à fratura CTOD e Integral J para cada tamanho de trinca da geometria $SE(T)$	63
Tabela 4.8	Análise de Variância para o $CTOD$	64
Tabela 4.9	Análise de Variância para o Integral J.	64
Tabela 4.10	Resultados das médias dos ensaios para determinação da curva de resistência para cada tamanho de trinca da geometria $SE(B)$	71
Tabela 4.11	Resultados das médias dos ensaios para determinação da curva de resistência para cada tamanho de trinca da geometria $SE(T)$	71

LISTA DE ABREVIATURAS

ANOVA	Análise de Variância
API	American Petroleum Institute
ASTM	ASTM International
BSI	British Standards Institution
CMM	Comparação Múltipla de Médias
CMOD	Crack Mouth Opening Displacement
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CP	Corpo de Prova
C(T)	CP da mecânica da fratura compacto de tração com entalhe simples
CTOD	Crack Tip Opening Displacement
CV	Coefficiente de Variação
DOE	Projeto de Experimentos (Design of Experiments)
DNV	Det Norske Veritas
ECA	Análise Crítica de Engenharia (Engineering Critical Analysis)
EDS	Energy Dispersive Spectroscopy
GDL	Graus de Liberdade
GUM	Guide of Uncertainty Measurement
HRR	Hutchinson, Rice and Rosegreen
HZG	Helmholtz-Zentrum Geesthacht
ISO	International Organization for Standardization
JSME	Japan Society of Mechanical Engineers
LAMEF	Laboratório de Metalurgia Física
LE	Limite de Escoamento
LLD	Load Line Displacement
LR	Limite de Resistência à Tração
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto Plástica

MQ	Médias Quadráticas
MO	Microscopia Ótica
SE(B)	CP da mecânica da fratura de flexão com entalhe simples
SENT	CP da mecânica da fratura de tração com entalhe simples
SE(T)	CP da mecânica da fratura de tração com entalhe simples (SENT)
SQ	Soma dos Quadrados

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Alongamento
A_{el}	Área elástica abaixo da curva P-CMOD ou P-LLD
A_{pl}	Área plástica abaixo da curva P-CMOD ou P-LLD
A_{total}	Área total abaixo da curva P-CMOD ou P-LLD
a	Tamanho de trinca
a_0	Tamanho de trinca inicial
B	Espessura dos CPs de mecânica da fratura
b	Ligamento remanescente
b_0	Ligamento remanescente inicial
C	Flexibilidade (compliance)
C_1	Constante da equação da curva de resistência (Curva-R)
C_2	Constante da equação da curva de resistência (Curva-R)
ds	Incremento do comprimento ao longo do contorno
E	Módulo de elasticidade
F	Distribuição F
$F(a/W)$	Função adimensional do tamanho da trinca (a) sobre a largura (W)
G	Taxa de alívio de energia
G_c	Taxa de alívio de energia crítica
H	Distância entre os pinos de carregamento ou entre garras
J	Integral J
J_c	J crítico no início da fratura instável ou pop-in com menos de 0,2mm de crescimento estável de trinca
J_{el}	Componente elástica da Integral J
J_{IC}	Tenacidade à iniciação ao crescimento de trinca dúctil
J_{limit}	Limite máximo de J na Curva-R
J_m	J no ponto de carga máxima
J_{pl}	Componente plástica da Integral J
J_Q	Valor provisório da tenacidade à fratura JIC

J_u	J crítico no início da fratura instável ou pop-in que possui mais de 0,2mm de crescimento estável de trinca
K	Fator intensidade de tensões
K_I	Fator intensidade de tensões no carregamento do modo I
K_{Ia}	Tenacidade à fratura para o travamento da trinca
K_{IC}	Tenacidade à fratura em estado plano de deformações
$K_{máx}$	Fator intensidade de tensões máximo do ciclo de fadiga
L_0	Comprimento inicial no ensaio de tração
m	fator de constrictão
n	Coefficiente de encruamento na equação de Ramberg-Osgood
P	Carga aplicada
R	Razão de carregamento
R_m	Limite de resistência à tração
R_p	Limite de escoamento
r	Distância da ponta da trinca
r_p	Fator de rotação
S	Distância entre os apoios do CP do tipo SE(B)
S_p	Limite de Escoamento
S_m	Limite de Resistência à Tração
s	Ligamento remanescente normalizado pela espessura (b/B)
T_i	Componentes do vetor de tração
T_R	Módulo de Cisalhamento Dúctil Adimensional (Tearing Modulus)
U_i	Componentes do vetor de deslocamento
V_p	Componente plástica do CMOD
W	Largura dos CPs de mecânica da fratura
w	Densidade de energia de deformação
Y	Fator de forma
Z	Redução de área
α	Parâmetro de ajuste da equação de Ramberg-Osgood
β	Coefficientes da equação de μ
Γ	Caminho ao redor da ponta da trinca
Δa	Extensão estável de trinca (propagação)
Δa_0	Amplitude de correção do tamanho de trinca inicial
Δa_f	Amplitude de correção do tamanho de trinca final

Δa_{limit}	Limite máximo de Δa na Curva-R
ΔK	Amplitude do fator intensidade de tensões
δ	Deslocamento de abertura na ponta da trinca (CTOD)
δ_5	CTOD obtido diretamente através do extensômetro
δ_c	CTOD crítico no início da fratura instável ou pop-in com menos de 0,2mm de crescimento estável de trinca
δ_{el}	Componente elástica do CTOD
δ_{limit}	Limite máximo de CTOD na Curva-R
δ_m	CTOD no ponto de carga máxima
δ_{pl}	Componente plástica do CTOD
δ_u	CTOD crítico no início da fratura instável ou pop-in que possui mais de 0,2mm de crescimento estável de trinca
ε	Deformação verdadeira
ζ	Coefficientes da equação de $F(a/W)$
η_{pl}	Fator geométrico plástico (trabalho plástico)
θ	Ângulo na ponta da trinca
μ	Flexibilidade (compliance) normalizada
ν	Coefficiente de Poisson
ξ	Coefficientes da equação de η_{pl}
σ	Tensão aplicada
σ_o	Tensão de referência na equação de Ramberg-Osgood
σ_Y	Resistência efetiva ao escoamento (média entre LR e LE)
σ_{ys}	Limite de escoamento

RESUMO

Ensaio de mecânica da fratura utilizando corpos de prova padronizados apresentam alto nível de restrição à deformação plástica na ponta da trinca, devido a esforços de flexão e a trincas profundas. Em decorrência do emprego desses corpos de prova, há um alto conservadorismo nos resultados obtidos por esses ensaios, quando aplicados em materiais de boa tenacidade. Aplicações cujos defeitos estão submetidos a baixos níveis de constricção e a pequenas margens de segurança fazem com que sejam necessários corpos de prova mais próximos do estado de tensão submetido pela estrutura para realizar adequadamente a análise crítica de engenharia (*Engineering Critical Analysis - ECA*). Este trabalho visa analisar a influência da geometria de corpos de prova e do tamanho da trinca na tenacidade à fratura do aço API 5DP Tool Joint. Este estudo constitui-se da realização de ensaios de tenacidade à fratura com duas geometrias de corpos de prova ($SE(B)$ e $SE(T)$) e quatro tamanhos de trinca normalizados ($a_0/W = 0,40$; $0,50$; $0,60$; e $0,70$) com a técnica da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*). Foi utilizado o projeto de experimentos (*DOE*) para obter resultados referentes aos efeitos principais dos dois fatores e de suas interações. Foram calculadas, a partir de triplicatas para cada condição, curvas de resistência e valores únicos de tenacidade à fratura (Integral J e CTOD), sendo que o último foi utilizado para o cálculo da análise de variância (*ANOVA*). Com base nos resultados obtidos, conclui-se que a geometria de corpo de prova, tamanho da trinca e a interação entre os dois fatores possuem efeito significativo sobre as variáveis resposta (CTOD e Integral J) com nível de significância de 5%. Além disso, obtiveram-se os valores de J_{IC} e δ_i através das curvas de resistência, mostrando que esses valores independem da geometria e do tamanho da trinca.

Palavras chave: $SE(B)$; $SE(T)$; Tamanho da trinca (a/W); Constricção; Tenacidade à Fratura; Curvas de Resistência.

ABSTRACT

Fracture mechanics testing using standardized specimens have a high level of restriction to plastic deformation at the crack tip, due the bending stresses and deep crack lengths. Due to the use of these specimens geometry, there is a high conservatism on the obtained results of fracture toughness testing when applied on high toughness materials. The application of specimens closely modeling to the actual stress conditions in the component under consideration are necessary to evaluate structures containing defects with low levels of constraint and small safety margins to perform appropriately the engineering critical analysis (ECA). This work aims to analyze the influence of specimen geometry and crack length on the fracture toughness of API 5DP Tool Joint steel. This study consists in the execution of fracture toughness testing on two specimen geometries ($SE(B)$ e $SE(T)$) and four normalized crack lengths ($a_0/W = 0,40; 0,50; 0,60; \text{ and } 0,70$) with the unloading compliance method. Design of experiments (DOE) was applied to obtain results regarding to the main factors effects and their interactions. From triplicates of each condition, resistance curves and unique values of fracture toughness (J integral and CTOD) were calculated, and the latter result was used to calculate the analysis of variance (ANOVA). The obtained outcomes show that the specimen geometry, crack length and the interaction between these factors have significant effect on the response variables (CTOD and J integral) on a significance level of 5%. In addition, there were obtained the values of J_{IC} e δ_i through the resistance curves, showing that these values do not depend on the geometry and crack length.

Key words: $SE(B)$; $SE(T)$; Crack length (a/W); Constraint; Fracture Toughness; Resistance Curves.

1.0 INTRODUÇÃO

Ensaio padronizados para obtenção da tenacidade à fratura (K_{IC} , Integral J e CTOD) de materiais metálicos utilizam normalmente corpos de prova pré-trincados do tipo flexão três pontos $SE(B)$ e compacto de tração $C(T)$, contendo trincas passantes e profundas ($0,45 \leq a/W \leq 0,70$). Essas condições de corpos de prova visam garantir a alta restrição plástica, limitando a deformação plástica a uma pequena região da ponta da trinca. Contudo, a maioria dos defeitos encontrados em aços estruturais são na forma de trincas superficiais nucleadas em serviço, devido à exposição a meios agressivos, fadiga e/ou oriundas do processo de fabricação de soldagem. Essas configurações de trincas desenvolvem baixos níveis de triaxialidade na ponta da trinca, contrastando fortemente com as condições apresentadas pelos corpos de prova padronizados com trincas profundas.

Recentemente, uma abordagem desenvolvida para avaliação de integridade estrutural consiste no emprego de corpos de prova com constricção corrigida, ou seja, corpos de prova que tendem a ter a constricção na ponta da trinca próxima à constricção do componente estrutural. Nesse contexto, pode-se destacar a geometria de corpos de prova de tração $SE(T)$, visto que ela apresenta grande similaridade nos campos de tensão e deformação de trincas superficiais e/ou passantes, nas quais causam a fratura de componentes/equipamentos como linhas de dutos rígidos. Dessa forma, esse procedimento permite a transferibilidade do resultado obtido no ensaio para a avaliação da geometria do defeito encontrado no componente/equipamento, trazendo diversas vantagens: facilidade de análise do equipamento, redução de custos de ensaios e operação mais segura pelo emprego de ensaios de rotina.

Ensaio aplicando o corpo de prova $SE(T)$ estão cada vez mais sendo utilizados para determinar a tenacidade à fratura de soldas circunferenciais na indústria do óleo e gás. Um exemplo é a recomendação prática DNV-RP-F108 (2006), que introduziu essa geometria de corpo de prova para o cálculo da resistência à fratura em dutos rígidos submetidos ao método do bobinamento (*reeling method*). Entretanto, somente em dezembro de 2014, foi publicada a primeira norma internacional que aborda o

procedimento de ensaio para a utilização do corpo de prova $SE(T)$ pela *British Standards (BSI Group)*, com o denominação de BS 8571 (2014). Sendo assim, ainda há poucos institutos/laboratórios com capacidade física e técnica para a realização do ensaio adotando os requisitos dessa norma, principalmente no Brasil, onde a disponibilidade de ensaios de tenacidade à fratura é restrita.

Dentre os fatores que afetam a tenacidade à fratura e a curva de resistência da trinca podemos citar o modo de carregamento, a espessura (B) e o ligamento remanescente (b). Estes fatores são utilizados na correção da constricção plástica, visto que estes mudam o estado de triaxialidade na ponta da trinca. No caso do aumento tanto da espessura quanto dos componentes de flexão no carregamento aplicado, há a redução da tenacidade à fratura. Por outro lado, com o aumento do ligamento remanescente (diminuindo o tamanho da trinca), a tenacidade à fratura aumenta, sendo saturada no valor da razão ligamento remanescente por espessura ($s = b/B$) de 3 a 4.

O principal objetivo desse trabalho é avaliar a influência da geometria de corpo de prova e do tamanho da trinca na tenacidade à fratura do aço API 5DP Tool Joint através da abordagem do projeto de experimentos (*DOE - Design of Experiments*). Dentre os objetivos específicos, busca-se viabilizar a execução de ensaios utilizando o corpo de prova $SE(T)$ em um laboratório que já possui acreditação no ensaio de CTOD, desenvolver de um procedimento de ensaios para essa geometria, comparar as metodologias de cálculo da ASTM E1820 e da BS 7448-1/ISO 12135 para geometria $SE(B)$ e, por fim, estudar a relação entre a tenacidade à fratura e o micromecanismo de fratura.

Este trabalho consistiu da realização de ensaios de tenacidade à fratura com duas geometrias ($SE(B)$ e $SE(T)$) e quatro tamanhos de trinca normalizadas ($a_0/W = 0,40; 0,50; 0,60; \text{ e } 0,70$) com a técnica da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*). Foram calculadas, a partir de triplicatas, valores únicos de tenacidade à fratura (J e $CTOD$) e curvas de resistência. Os valores de tenacidade à fratura foram utilizados para o cálculo da análise de variância (*ANOVA*), visando identificar a significância dos efeitos principais dos fatores e suas interações.

2.0 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Introdução à Mecânica da Fratura

No projeto mecânico convencional, a tensão de projeto é comparada com as propriedades de escoamento durante a seleção de materiais para uma determinada aplicação e, basicamente, busca-se evitar o colapso plástico do componente. O material é considerado como sendo adequado para a aplicação se sua resistência for maior que a tensão aplicada. Tal abordagem não contempla em seus cálculos modos alternativos de fratura, como por exemplo, a fratura frágil, sendo esta evitada apenas utilizando fatores de segurança e requisitos mínimos de alongamento percentual.

A Figura 2.1 apresenta o triângulo da mecânica da fratura, mostrando a diferença entre a abordagem baseada na mecânica da fratura e a convencional para o projeto estrutural e a seleção de materiais.

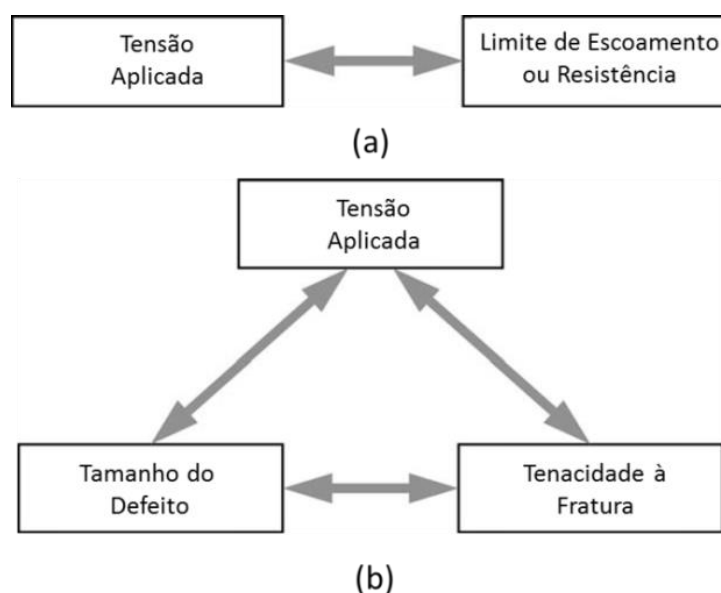


Figura 2.1 Comparação entre as abordagens de projeto baseada na mecânica da fratura e convencional de resistência dos materiais. (a) Abordagem convencional; (b) Abordagem da mecânica da fratura. (Adaptado de ANDERSON, 2005).

Por outro lado, o projeto baseado na mecânica da fratura possui três variáveis importantes, ao invés das duas utilizadas no convencional. A variável adicional é a dimensão/geometria do defeito e a tenacidade à fratura substitui o limite de escoamento ou de resistência como propriedade relevante do material. A mecânica da fratura quantifica a combinação crítica dessas três variáveis.

A Figura 2.2 mostra uma representação alternativa das três variáveis chaves da mecânica da fratura. A combinação entre a tensão aplicada e o tamanho do defeito origina a força motriz de trinca, sendo que a tenacidade à fratura é uma medida da resistência do material à propagação de trinca. A fratura ocorrerá quando a força motriz de trinca atingir ou superar que a resistência do material, ou seja, for maior que a tenacidade à fratura.

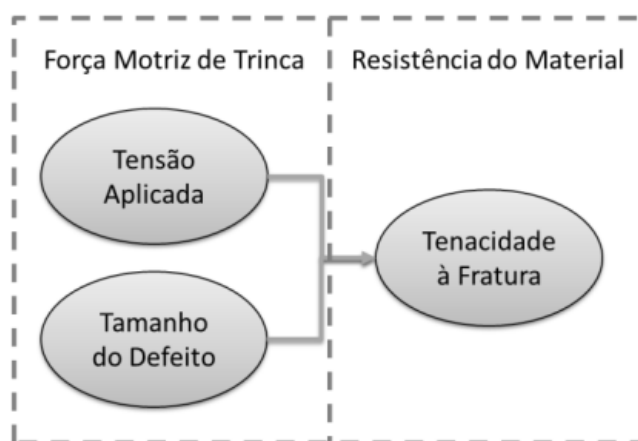


Figura 2.2 Relação entre as três variáveis críticas na mecânica da fratura. (Adaptado de ANDERSON, 2005).

A mecânica da fratura abrange sete áreas de atuação: linear-elástica, elasto-plástica, dinâmica, viscoelástica, viscoplástica, aplicada à fadiga e assistida ao meio. Os primeiros trabalhos desenvolvidos eram aplicados somente a materiais que respeitassem a Lei de Hooke, sendo chamados também de materiais linear-elásticos, e em condições estáticas, onde o aumento do carregamento é relativamente lento e gradual. Os avanços subsequentes na pesquisa da fratura possibilitaram a incorporação de outros tipos de comportamento dos materiais. Mecânica da fratura elasto-plástica considera deformação plástica em condições estáticas, enquanto que a mecânica da fratura dinâmica, viscoelástica e viscoplástica incluem o tempo como variável de análise. A Figura 2.3 apresenta esquematicamente um resumo das áreas da mecânica da fratura, classificando-as com relação ao comportamento dos materiais e sua dependência com o tempo.

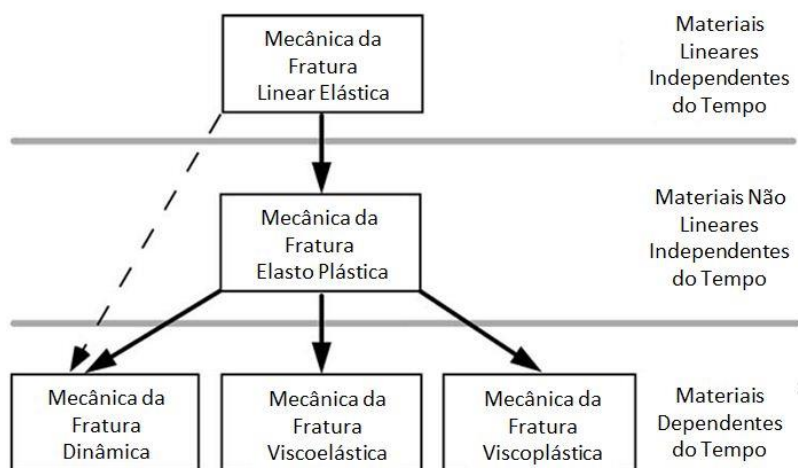


Figura 2.3 Áreas da mecânica da fratura apresentadas de forma simplificada. (Adaptado de ANDERSON, 2005).

2.2 Mecânica da Fratura Linear-Elástica

A Mecânica da Fratura Linear-Elástica (MFLE) é utilizada para analisar materiais que possuem comportamento frágil à fratura em condições linear-elásticas, apresentando limitada quantidade de deformação plástica na ponta da trinca. Esse comportamento pode ser proveniente das propriedades do material (microestrutura, resistência mecânica), de fatores geométricos (grandes espessuras, entalhes) ou de fatores ambientais (baixa temperatura para aços ferríticos).

Existem duas abordagens alternativas para prever a fratura frágil em condições predominantemente linear-elásticas. A primeira é baseada em um critério de energia, havendo um balanço para estabelecer as condições necessárias para a fratura. A segunda é baseada no fator intensidade de tensões na ponta da trinca, que precisa atingir um nível crítico para que ocorra a fratura do material. Estas duas metodologias admitem uma pequena quantidade de deformação plástica quando são aplicadas a materiais metálicos, sendo que elas são equivalentes em certas circunstâncias.

2.2.1 Critério de Energia

A abordagem de energia afirma que a propagação de trinca (isto é, a fratura na MFLE) ocorre quando a energia disponível para o crescimento de trinca é suficiente para superar a resistência do material. A resistência do material pode incluir a energia superficial (para formar duas novas superfícies de fratura), o trabalho plástico, ou outros tipos de dissipação de energia associados com a propagação de trinca. *Griffith* foi o

primeiro a propor o critério de energia para a fratura, mas *Irwin* é o principal responsável por desenvolver a atual versão dessa abordagem: a *taxa de alívio de energia* G (do inglês, *Energy Release Rate*), na qual define a taxa de mudança na energia potencial pela área da trinca formada em um material linear-elástico. No momento da fratura, $G = G_c$, a taxa de alívio de energia crítica, que é uma medida da tenacidade à fratura do material.

A taxa de alívio de energia G é a força motriz para a fratura, enquanto que G_c é a resistência do material para a fratura. Realizando uma analogia com abordagem do projeto convencional de engenharia, a tensão aplicada pode ser vista como a força motriz para a deformação plástica, enquanto o limite de escoamento é a medida da resistência do material a deformação.

2.2.2 Abordagem de Intensidade de Tensões

A Figura 2.4 apresenta, esquematicamente, um elemento na ponta da trinca em um material elástico, com as tensões no plano desse elemento. Nota-se que cada componente da tensão é proporcional a um único valor da constante K_I . Se esta constante é conhecida, toda a distribuição de tensões na ponta da trinca pode ser calculada através das equações presentes na Figura 2.4. Essa constante, chamada de *fator intensidade de tensões*, caracteriza completamente as condições na ponta da trinca em um material linear-elástico e conhecendo seu valor é possível solucionar todas as componentes de tensão, deformação e deslocamento em função de r e θ . Se for assumido que o material falhará localmente em alguma combinação de tensão e deformação, então decorre que a fratura deve ocorrer em um fator intensidade de tensões crítico K_{IC} . Assim, o K_{IC} é uma medida da tenacidade à fratura do material.

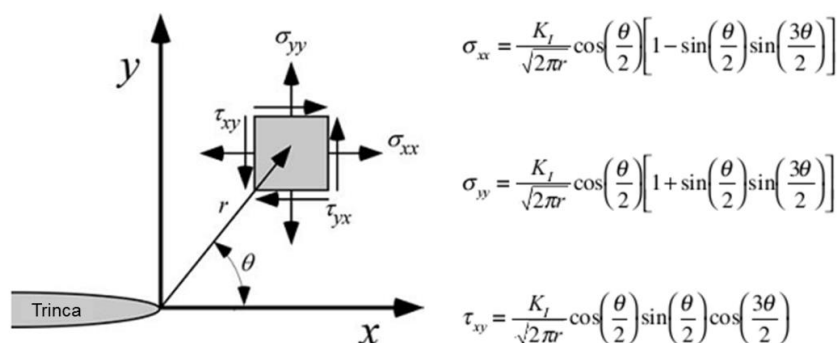


Figura 2.4 Tensões próximas à ponta da trinca em um material elástico. (ANDERSON, 2005).

Uma das formas básicas de expressar o fator intensidade de tensão (K) é através da Equação 2.1:

$$K = \frac{P F(a/W)}{B\sqrt{W}} \quad \text{Equação 2.1}$$

Onde P é a carga aplicada, $F(a/W)$ é o fator geométrico elástico, B é a espessura do corpo de prova e W é a largura do corpo de prova. Esta equação permite, por exemplo, calcular o K_{IC} através de ensaios de laboratório.

2.3 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

A mecânica da fratura linear-elástica (MFLE) é válida somente se a deformação não linear do material estiver confinada em uma pequena região ao redor da ponta da trinca. Em muitos materiais, é virtualmente impossível caracterizar o comportamento a fratura com a MFLE e, assim, um modelo alternativo da mecânica da fratura é necessário. A mecânica da fratura elasto-plástica (MFEP) é aplicada para materiais que exibem comportamento não linear e independente do tempo (por exemplo, deformação plástica precedendo a fratura em metais), sendo estes mais difíceis de serem analisados do que os materiais elásticos.

A mecânica da fratura elasto-plástica possui duas correntes distintas, que procuram resolver os problemas que envolvem a fratura de materiais com tenacidade elevada, apresentando deformação plástica na ponta da trinca. Estas duas abordagens são: *Crack Tip Opening Displacement (CTOD)* e Integral J. O método *CTOD* foi desenvolvido por *Wells*, proveniente da escola europeia, e é baseado em um conceito físico, enquanto que o método da Integral J utiliza o conceito de balanço de energia e foi desenvolvida por *Rice* nos Estados Unidos.

Ambos os métodos fornecem parâmetros que podem ser utilizados como critério para fratura. A validação dos valores críticos de *CTOD* e Integral J exige critérios menos rigorosos que os da mecânica da fratura linear elástica (K_{IC}), acarretando em uma maior facilidade na obtenção de ensaios válidos.

2.3.1 CTOD

O *CTOD* (*Crack Tip Opening Displacement*) é um parâmetro amplamente aplicado para avaliar a integridade de estruturas e componentes, principalmente em juntas soldadas de estruturas offshore. *Wells* desenvolveu essa abordagem quando tentava quantificar o K_{IC} de diversos aços estruturais, concluindo que estes materiais eram muito tenazes para aplicar os conceitos da MFLE. Examinando a fratura de suas amostras, *Wells* observou que: as faces da trinca se afastavam antes da fratura; a deformação plástica “cegava” a trinca inicialmente aguda (veja a Figura 2.5). O grau de cegamento aumentava em proporção com a tenacidade do material. Estas observações levaram *Wells* a propor a abertura na ponta da trinca como uma medida de tenacidade à fratura. Assim, o parâmetro *CTOD* (δ) nada mais é do que uma medida do afastamento das faces da trinca (ANDERSON, 2005).

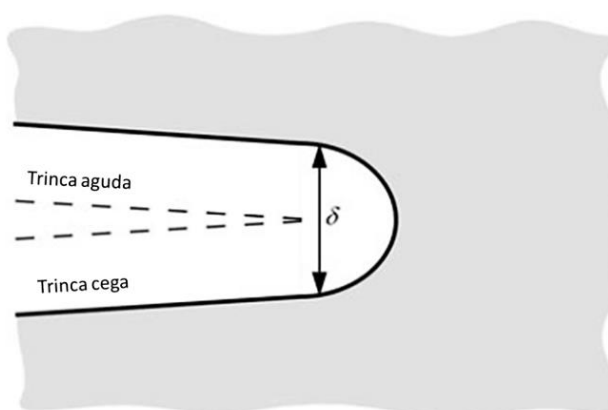


Figura 2.5 Deslocamento de abertura da ponta da trinca (*CTOD*). A trinca aguda torna-se cega com a deformação plástica, resultando em um deslocamento finito (δ) na ponta da trinca. (Adaptado de ANDERSON, 2005).

Existem diversas definições para avaliar o *CTOD*, sendo as duas mais conhecidas: o deslocamento da ponta da trinca original [Figura 2.6 (a)] e o intercepto 90° [Figura 2.6 (b)], sendo que estas duas definições são equivalentes no caso da trinca cegar na forma de um semicírculo. A segunda definição foi proposta por *Rice* e é comumente aplicada para medir o *CTOD* em modelos de elementos finitos. É importante destacar que apesar de apresentar um significado de simples compreensão, este parâmetro contempla efeitos que a estrutura do material possa ter sido submetida, como tensões residuais, tipo de defeito (trinca lateral, central, etc.), tamanho de grão, entre outros.

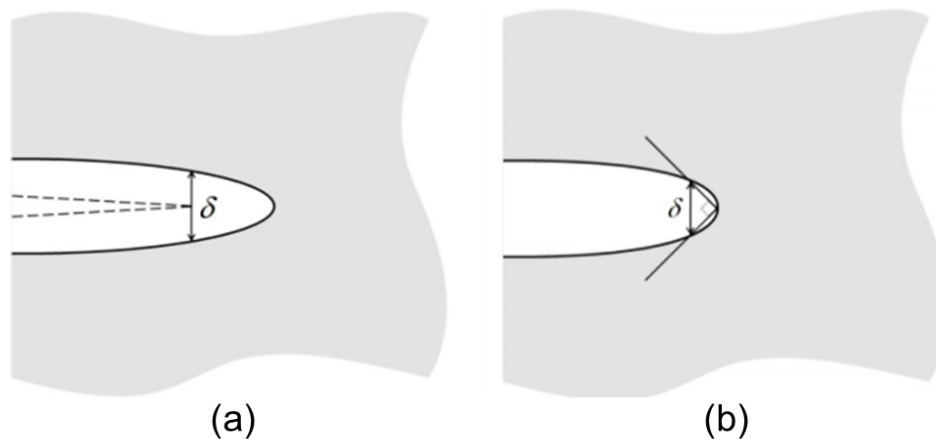


Figura 2.6 Representação esquemática do parâmetro *CTOD*. (ANDERSON, 2005).

2.3.2 Integral J

A Integral J tem sido utilizada com grande sucesso como parâmetro para caracterização da fratura de materiais não lineares. Idealizando a deformação elasto-plástica como elástica não linear, *Rice* forneceu a base para estender a metodologia da mecânica da fratura para bem além dos limites de validade da MFLE.

Baseado no conceito de energia, *Rice* apresentou uma integral de contorno com caminho independente para a análise de trincas. Ele mostrou que o valor dessa integral, na qual ele chamou de *J*, é igual à taxa de alívio de energia em um corpo elástico não linear que contenha uma trinca. Além disso, *Hutchinson*, *Rice* e *Rosengren* também mostraram que o *J* caracteriza unicamente as tensões e as deformações na ponta da trinca em materiais não lineares. Assim, a Integral J pode ser vista tanto como um parâmetro energético, comparável com o *G* (*Griffith*), quanto com um parâmetro de intensidade de tensões, comparável com o *K*.

Na Figura 2.7, o caminho arbitrário ao redor da ponta da trinca utilizado para definir a Integral J é apresentado. Foi através da integração da densidade de energia de deformação na ponta da trinca que *Rice* (RICE, 1968) desenvolveu os cálculos para mostrar que a Integral J independe do caminho ao redor da ponta da trinca Γ , baseando-se inicialmente na Equação 2.2:

$$J = \oint_{\Gamma} \left(w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad \text{Equação 2.2}$$

Onde:

- w = densidade de energia de deformação,
- T_i = componentes do vetor de tração,
- u_i = componentes do vetor de deslocamento,
- ds = incremento do comprimento ao longo do contorno,
- x e y são as coordenadas retangulares com a direção y tomada normal à linha da trinca.

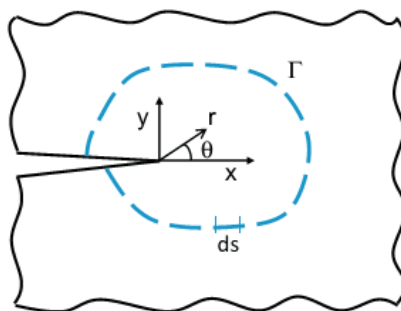


Figura 2.7 Representação esquemática do parâmetro Integral J. (ZHU; JOYCE, 2012).

A partir dos trabalhos realizados independentemente por *Hutchinson* (1968) e por *Rice e Rosengren* (1968), as tensões e as deformações na ponta da trinca podem ser expressas em termos de J de acordo com a, assim chamada, solução HRR (Equação 2.3):

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_{Hr}} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad \text{Equação 2.3a}$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_{Hr}} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad \text{Equação 2.3b}$$

Eles assumiram um material com encruamento segundo a lei de potência, ou seja, a relação entre a tensão uniaxial σ e a deformação ε é dada por $y = A.x^B$ e conhecida como relação de *Ramberg-Osgood* (Equação 2.4).

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

Onde α é uma constante adimensional, $\varepsilon_o = \sigma_o/E$ com σ_o usualmente é igual ao limite de escoamento e n é o coeficiente de encruamento.

As Equações 2.3a e 2.3b implicam que o campo tensão/deformação na proximidade da ponta da trinca é completamente caracterizado pelo parâmetro único J (Figura 2.8). Para geometrias diferentes, mas com idêntico valor de J , esperam-se os mesmos valores de tensão e deformação na ponta da trinca e, assim, uma resposta idêntica.

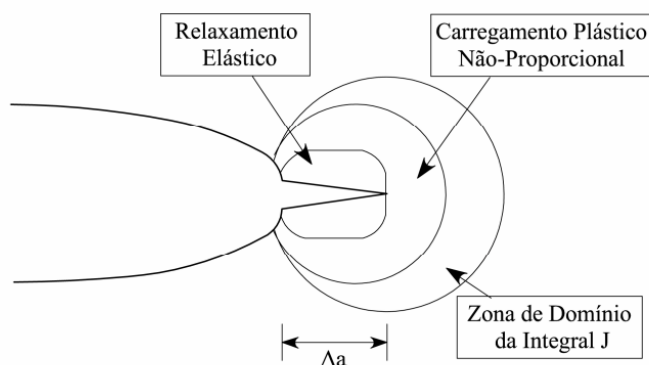


Figura 2.8 Singularidade HRR (ZANON, 2009).

A Integral J define a amplitude da singularidade HRR, assim como o fator intensidade de tensões K caracteriza a amplitude da singularidade linear elástica. Dessa maneira, o J pode ser considerado como sendo um parâmetro único da mecânica da fratura para um regime elasto-plástico, análogo ao K para o regime linear elástico.

2.3.3 Curva de Resistência ao Crescimento de Trinca (Curva-R)

Muitos materiais com alta tenacidade não falham catastróficamente em um valor particular de J ou $CTOD$. Em vez disso, esses materiais exibem uma Curva-R crescente, onde o J e $CTOD$ aumentam com o crescimento de trinca. Em metais, uma Curva-R crescente é normalmente associada com o crescimento e coalescimento de microcavidades.

A Figura 2.9 ilustra esquematicamente uma Curva J-R típica para um material dúctil. Nos estágios iniciais da deformação, a Curva-R é praticamente vertical; há uma pequena quantidade de crescimento de trinca devido ao cegamento da ponta da trinca. Conforme J aumenta, o material na ponta da trinca falha localmente e a trinca avança ainda mais. Como a Curva-R é ascendente, o crescimento de trinca inicial é normalmente estável, mas uma instabilidade pode ser encontrada posteriormente.

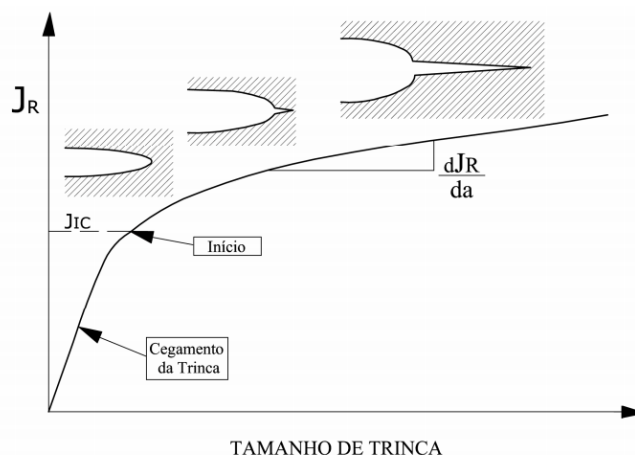


Figura 2.9 Representação esquemática da Curva J-R para um material dúctil. (Adaptado de ANDERSON, 2005).

Uma das medidas da tenacidade à fratura, J_{IC} é definida como sendo perto da iniciação do crescimento estável de trinca. O ponto preciso em que o crescimento de trinca inicia é normalmente de difícil definição. Consequentemente, a definição de J_{IC} é arbitrária, sendo necessário um valor convencionado de Δa , muito parecido com o limite de escoamento com 0,2% de *offset* (limite n para metais). O correspondente *CTOD* próximo à iniciação do crescimento de trinca é denotado δ_i pelas normas de ensaio americanas e britânicas.

Enquanto a tenacidade de iniciação fornece alguma informação sobre o comportamento à fratura de um material dúctil, a Curva-R inteira fornece uma descrição mais completa. A inclinação da Curva-R em uma dada quantidade de extensão de trinca é um indicativo da instabilidade relativa do crescimento de trinca; um material com uma Curva-R íngreme é menos propenso a experimentar propagação de trinca instável. Para Curvas J-R, a inclinação é normalmente quantificada pelo ‘Módulo de Cisalhamento Dúctil Adimensional’ (*Tearing Modulus - T_R*), que é expresso através da Equação 2.5:

$$T_R = \frac{E}{\sigma_0^2} \frac{dJ_R}{da} \quad \text{Equação 2.5}$$

2.4 Efeito da Constricção Plástica na Tenacidade à Fratura

Ensaio padronizados para a obtenção da tenacidade à fratura de materiais estruturais empregam normalmente corpos de prova pré-trincados do tipo flexão três pontos $SE(B)$ e compacto de tração $C(T)$, contendo trincas passantes e profundas ($0,45 \leq$

$a/W \leq 0,70$) (ASTM 1820, 2013). O principal motivo do uso de corpos de prova com trincas profundas é o de garantir condições para avaliar o comportamento de uma descontinuidade frente à alta restrição plástica, limitando a extensão da região de deformação plástica ao seu redor. Essa alta triaxialidade empregada no ensaio foi importante no desenvolvimento dos ensaios de K_{IC} , cujos critérios geométricos da mecânica da fratura linear elástica (MFLE) são bastante rigorosos. Contudo, a maioria dos defeitos encontrados do tipo trinca em aços estruturais possuem baixos níveis de triaxialidade na ponta da trinca, como é o caso de trincas superficiais nucleadas em serviço, devido à exposição a meios agressivos, fadiga e/ou oriundas do processo de fabricação por soldagem. Essas condições observadas na prática contrastam fortemente com a utilizada em corpos de prova padronizados para a obtenção da tenacidade à fratura. (RUGGIERI, 2012).

Há alguns fatores que influenciam significativamente na tenacidade à fratura do material, conforme pode ser observado na Figura 2.10. Dentre eles, há o modo de carregamento e as dimensões dos corpos de prova, espessura (B) e ligamento remanescente normalizado ($s = b/B$). Aumentando tanto a espessura quanto componentes de flexão no carregamento aplicado, há a redução da tenacidade à fratura. Por outro lado, com o crescimento do ligamento remanescente normalizado, a tenacidade à fratura aumenta até a saturação de $s \approx 3$ a 4. (SCHWALBE *et al.*, 2005).

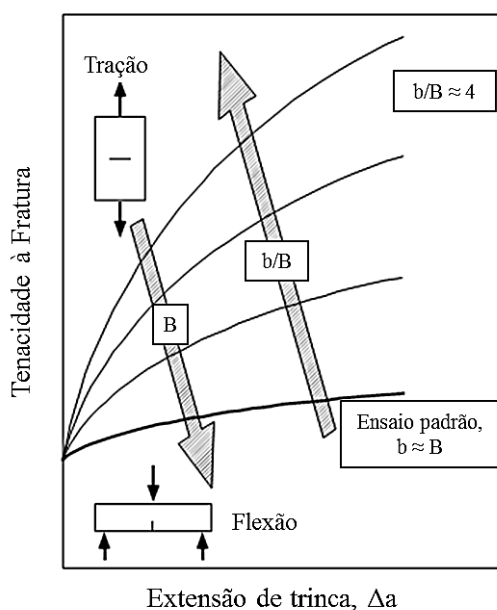


Figura 2.10 Efeito de parâmetros geométricos na tenacidade à fratura: carregamento, espessura (B) e ligamento (b/B) (Adaptado de SCHWALBE *et al.*, 2005).

Uma abordagem recentemente utilizada para avaliação de integridade estrutural consiste no emprego de corpos de prova com constricção corrigida. Para o método do bobinamento de dutos rígidos, o procedimento DNV-RP-F108 (2006) é adotado com a aplicação de corpos de prova do tipo $SE(T)$, que possuem nível de constricção semelhante aos desenvolvidos por dutos/tubos com trincas superficiais ou passantes (Figura 2.11). A constricção dos corpos de prova do tipo $SE(T)$ é ajustada através da variação da profundidade de trinca ou da distância entre as garras. (CHIESA *et al.*, 2001).

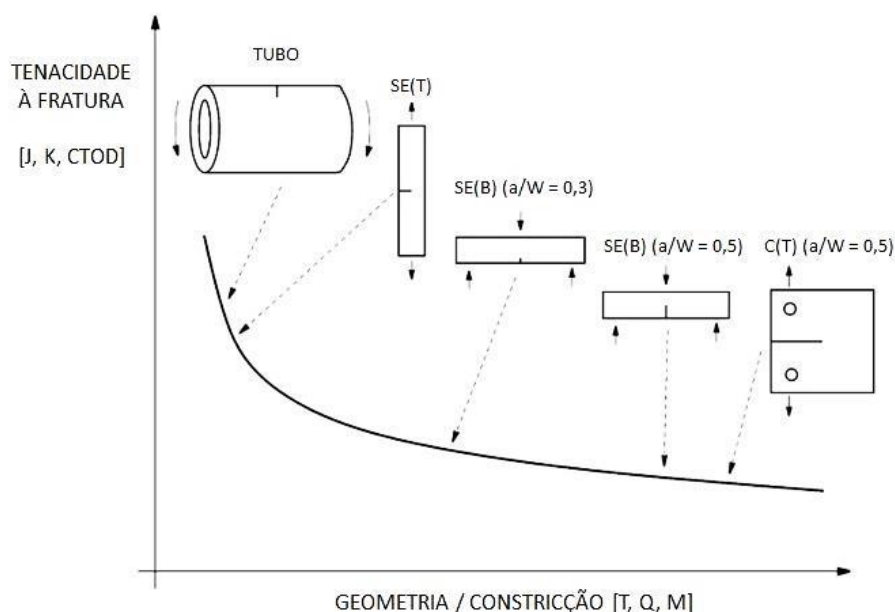


Figura 2.11 Representação esquemática da influência da constricção e geometria do corpo de prova na tenacidade à fratura. (Adaptado de CHIESA *et al.*, 2001).

Os campos de tensão entre geometrias de baixa constricção, como o $SE(T)$ e tubos, e geometrias de alta constricção, como o $SE(B)$, são diferentes, conforme a Figura 2.12. Assim, é esperado que as geometrias que apresentem o mesmo nível de constricção também apresentem os mesmos mecanismos de fratura. Por exemplo, se um corpo de prova do tipo $SE(T)$ apresentar crescimento de trinca dúctil seguido de fratura frágil, espera-se que o tubo sofra o mesmo processo quando ocorrer sua falha (CHIESA *et al.*, 2001). Desta forma, o emprego de corpos de prova ao invés de ensaios em escala real traz diversas vantagens: facilidade na análise do equipamento, diminuição dos custos de ensaios e a operação mais segura pelo uso de ensaios de rotina.

Condições Relevantes de Teste

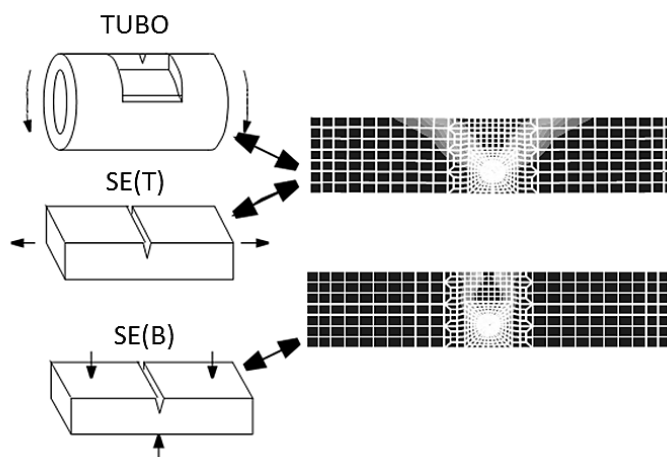


Figura 2.12 Campo de tensões no ligamento de corpos de prova de alta constrictão [SE(B)] e geometrias de baixa constrictão [corpo de prova SE(T) e tubos]. (Adaptado de CHIESA *et al.*, 2001).

2.5 Ensaio de Tenacidade à Fratura

Os ensaios de tenacidade à fratura são utilizados para determinar a resistência de um material para a propagação de trinca. A partir dos ensaios, podem-se produzir tanto valores únicos de tenacidade à fratura quanto curvas de resistência, onde um parâmetro de tenacidade à fratura (por exemplo, K , J ou $CTOD$) é plotado em relação à extensão da trinca (Δa). Um valor único de tenacidade à fratura é normalmente suficiente para descrever um material que falhe por clivagem, já que este mecanismo de fratura é tipicamente instável. Na verdade, a fratura por clivagem tem uma Curva-R decrescente (Figura 2.13a). Por outro lado, o crescimento de trinca por coalescimento de microcavidades gera normalmente uma Curva-R crescente, tal qual a mostrada na Figura 2.13b. O crescimento dúctil de trinca pode ser estável, pelo menos inicialmente, e quando se inicia em um corpo de prova, ele dificilmente falha imediatamente. Portanto, pode-se quantificar a resistência à fratura dúctil tanto pelo valor de iniciação quanto pela Curva-R inteira.

Diversas organizações por todo o mundo publicaram procedimentos normalizados para medição da tenacidade à fratura, incluindo a *ASTM International*, a *British Standards Institution* (BSI), a *International Institute of Standards* (ISO), e a *Japan Society of Mechanical Engineers* (JSME). As primeiras normas para ensaio de K e J foram

desenvolvidas pela ASTM em 1970 e 1981, respectivamente, enquanto a BSI publicou o primeiro método/esboço (*draft*) de ensaio *CTOD* em 1972.

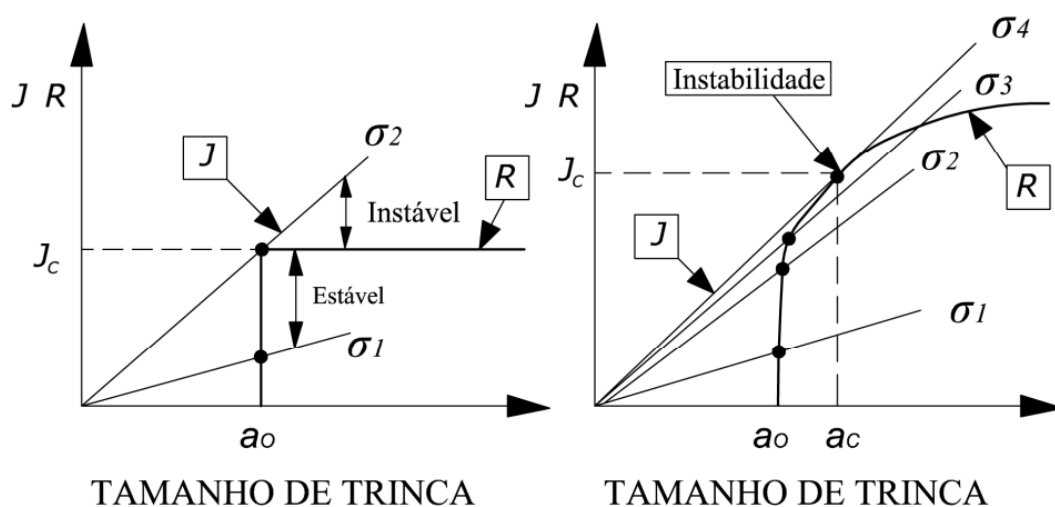


Figura 2.13 Representação esquemática das diferentes tendências da Curva-R. (a) Curva-R chata e (b) Curva-R crescente. (ZANON, 2009).

As normas existentes de tenacidade à fratura incluem procedimentos para ensaio de K_{IC} , Curva K-R, J_{IC} , Curva J-R, *CTOD* e K_{Ia} . É obrigatório ler a norma referente ao ensaio realizado para maior confiabilidade dos resultados obtidos, além de conhecer os conceitos de K , *CTOD* e J para entender melhor os fundamentos desses parâmetros e suas limitações em determinadas aplicações.

Informações a respeito de configurações dos corpos de prova, orientação do plano da trinca, terminologia, entre outras podem ser encontradas em cada norma específica, sendo que a norma ASTM E1823 (2013) reúne todos esses itens em um único documento para a designação americana. As normas ASTM E1820 (2013), BS 7448-1 (1991) e ISO 12135 (2002) fundem as informações necessárias para todos os ensaios de tenacidade à fratura, desde a obtenção da pré-trinca até o cálculo dos resultados dos ensaios respectivos.

Os ensaios de tenacidade à fratura são realizados, basicamente, utilizando corpos de prova pré-trincados e submetendo-os a carregamento estático com controle de força ou deslocamento. O resultado do ensaio é uma curva carga aplicada versus deslocamento (CMOD – *Crack Mouth Opening Displacement* ou LLD – *Load Line Displacement*), em que são obtidas informações para o cálculo com as fórmulas do parâmetro de fratura desejado. Dentre os ensaios para obtenção de parâmetros elasto-plásticos, citam-se os ensaios de *CTOD*, ensaio de J , curvas J-R e *CTOD*-R.

2.5.1 Ensaio de CTOD

Existem algumas formas de calcular o valor de *CTOD* a partir de ensaios experimentais e podemos citar os procedimentos desenvolvidos através do: (a) Modelo Britânico [BS 7448-1 (1991); ISO 12135(2002)]; (b) Modelo Americano [ASTM E1820 (2013)]; e (c) Método Schwalbe [δ_5 – (SCHWALBE *et. al*, 2002)].

Modelo Britânico:

O modelo britânico é baseado originalmente no documento reportado por *Wells*, no BS DD(19), que originou a norma BS 5762 (1979), sendo esta substituída posteriormente pela norma unificada BS 7448-1 (1991). Este método utiliza as informações desenvolvidas para o ensaio de K_{IC} (aquisição da carga e do deslocamento na boca do entalhe) para relacionar os dados obtidos no ensaio com o *CTOD*. Essa abordagem foi proposta por muito investigadores e justificada através de uma grande quantidade de experimentos, análise de elementos finitos e considerações teóricas (DAWES, 1979). O modelo separa o *CTOD* em componentes elástica e plástica, conforme a Equação 2.6.

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} \quad \text{Equação 2.6a}$$

Onde,

$$\delta_{el} = \frac{K^2 (1-\nu^2)}{2\sigma_y E}, \quad \delta_{pl} = \frac{r_p(W-a_0)V_p}{r_p(W-a_0)+a_0+z} \quad \text{Equação 2.6b}$$

Nessa última equação, V_p é a componente plástica do deslocamento V (Figura 2.14) e r_p , b , a e z são mostradas na Figura 2.15.

Para o cálculo da componente plástica do *CTOD*, assume-se que o corpo de prova deforma ao redor de um eixo aparente de rotação presente como o centro de rotação presente no ligamento ($b=W-a$), conforme apresentado na Figura 2.15. Dessa forma, o valor da componente plástica do *CMOD* (V_p) relaciona-se com o *CTOD* plástico através de uma semelhança de triângulos. Experimentos mostraram que o valor do fator de rotação r_p situa-se entre 0,33 e 0,48, sendo que o valor nominal é 0,4 para a norma britânica no corpo de prova do tipo *SE(B)*.

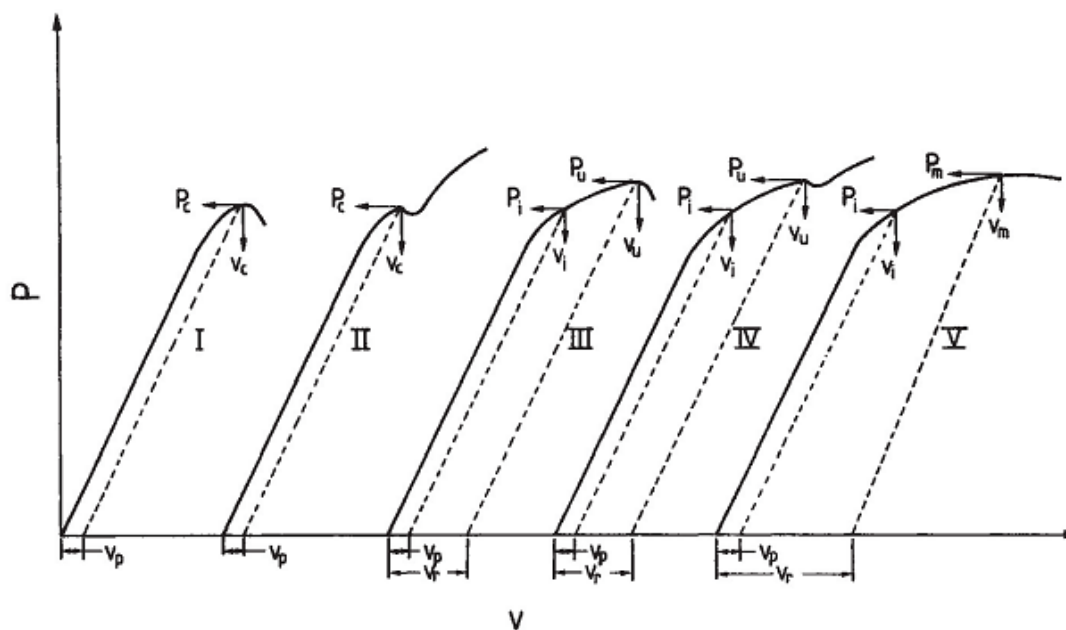


Figura 2.14 Diferentes tipos de registros carga versus deslocamento do *clip gauge* de acordo com a norma BS 7448-1. (GDOUTOS, 2005).

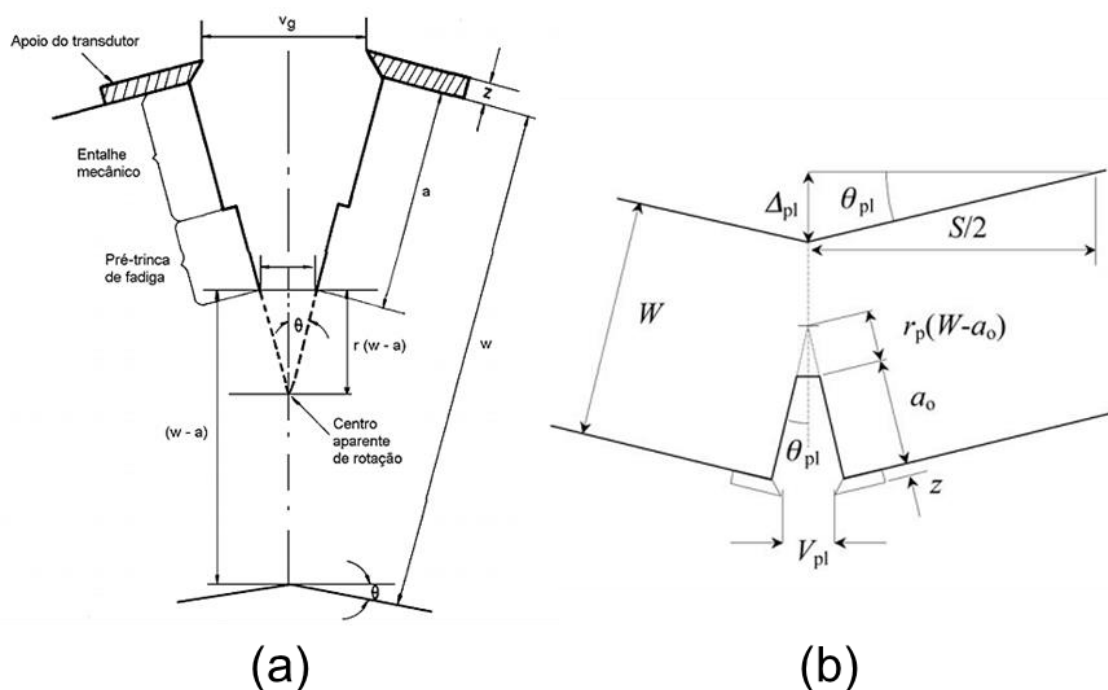


Figura 2.15 Modelo de eixo de rotação do deslocamento plástico em (a) (BRANCO, 1999) e (b) (TAGAWA *et al.*, 2010).

Modelo Americano

A ASTM baseou-se inicialmente no modelo britânico para gerar a sua versão do procedimento normalizado para *CTOD* através da norma ASTM E1290 (1989). Entretanto,

a ASTM revisou a E1290 em 2002 e propôs a conversão da Integral J em *CTOD*. Por sua vez, o *J* é obtido utilizando a área plástica A_{pl} presente na curva carga-deslocamento. Então, a fórmula utilizada no modelo americano é descrita na Equação 2.7. A norma ASTM E1290 (2008) foi retirada recentemente e, assim, ASTM E1820 (2013) é a versão corrente do modelo.

$$\delta = \frac{1}{m\sigma_Y} (J_{el} + J_{pl}) \quad \text{Equação 2.7}$$

Tagawa *et al.* (2010) realizaram a comparação entre os dois modelos e demonstraram que o modelo da ASTM é mais conservador, indicando menores valores de *CTOD* em relação ao modelo da BS. Eles atribuíram esse comportamento a incompatibilidade entre os termos $2\sigma_{ys}$ e $m\sigma_Y$, onde σ_{ys} é o limite de escoamento, m é o fator de constricção da E1290 / E1820 e σ_Y é a resistência efetiva ao escoamento (média entre o limite de escoamento e o limite de resistência).

Método Schwalbe (δ_5).

Este método foi desenvolvido por *Karl-Heinz Schwalbe* (SCHWALBE *et al.*, 2002) e o valor de δ_5 é obtido diretamente no corpo de prova, possuindo boa correlação experimental com o valor de *CTOD*. Basicamente, o corpo de prova é preparado através da realização de indentações de dureza Vickers e na distância de 2,5 mm para cada lado da ponta da trinca para formar uma base de medida de 5 mm. Um extensômetro (clip gauge) δ_5 com pontas de agulhas é posicionado nas indentações de dureza e fixado no corpo de prova, conforme a Figura 2.16. Depois da etapa de preparação, o ensaio é realizado submetendo o corpo de prova a um carregamento lento e gradual.

Por medir o *CTOD* apenas na superfície, este método pode gerar erros em decorrência do formato da pré-trinca. O próprio procedimento desenvolvido por *Schwalbe* na GKSS (atualmente HZG) apresenta a correlação entre o valor de δ_5 medido na superfície e medido no centro da amostra (região de maior triaxialidade). Além disso, podem-se utilizar dois extensômetros, um em cada face do corpo de prova, para maior acurácia dos resultados (Figura 2.17).

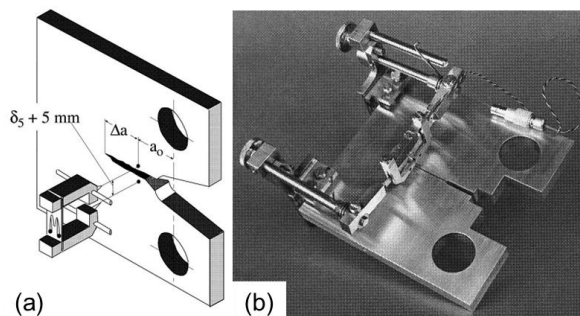


Figura 2.16 (a) Disposição básica da medição do δ_5 e (b) fixação do clip gauge δ_5 do em um corpo de prova do tipo $C(T)$. (SCHWALBE *et. al*, 2002)

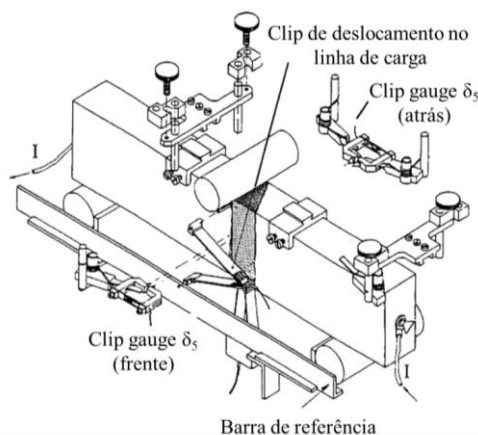


Figura 2.17 Medição do δ_5 em corpos de prova $SE(B)$. (Adaptado de SCHWALBE *et. al*, 2002)).

2.5.2 Ensaio de Integral J

O procedimento básico de ensaio da Integral J divide o valor de J em duas componentes, elástica e plástica, bem como no ensaio de $CTOD$. O J elástico é calculado através do fator intensidade de tensões K , enquanto a aquisição do J plástica é baseada na área plástica A_{pl} sob a curva carga-deslocamento (P-CMOD), que está direta ou indiretamente relacionado com o trabalho realizado pelo material para fratura. Assim, podemos sintetizar a fórmula para o cálculo da Integral J na Equação 2.8.

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad \text{Equação 2.8a}$$

Onde,

$$J_{el} = \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{E}, \quad J_{pl} = \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{B(W - a_0)} \quad \text{Equação 2.8b}$$

η_{pl} é uma constante adimensional que representa o fator geométrico plástico (trabalho plástico) e A_{pl} é a área plástica sob a curva, conforme mostrado na Figura 2.18.

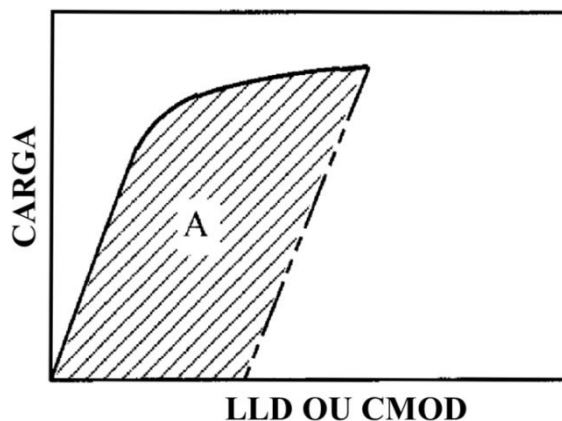


Figura 2.18 Definição da área plástica na curva P-CMOD. (Adaptado de SCHWALBE *et. al*, 2002))

2.5.3 Ensaio de Curvas-R

Basicamente, curvas de resistências podem ser obtidas através de dois métodos de ensaio. O primeiro método consiste no uso de múltiplos corpos de prova e, em cada corpo de prova, promover diferentes extensões de trinca (Δa) no ensaio. Dessa forma, após a realização do ensaio pode-se aferir os valores de Δa com o auxílio de instrumentos de medição, como, por exemplo, um projetor de perfil. O segundo método utiliza apenas um corpo de prova para obtenção da Curva-R e monitora-se o crescimento da trinca com o auxílio de alguma técnica complementar. Dentre estas técnicas, podem-se citar as técnicas da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*) e o da queda de potencial. Como resultado dos dois procedimentos, obtém-se uma curva semelhante à mostrada na Figura 2.19.

Por fim, há alguns limites na curva que devem ser seguidos segundo a norma: limite 0,1 mm, limite Δa_{limit} e limite δ_{limit} ou J_{limit} . Os pontos que estão fora desses intervalos são desconsiderados para o ajuste da curva, que possui uma lei de potência de acordo com a Equação 2.9:

$$\delta \text{ ou } J = A + C(\Delta a)^D \quad \text{Equação 2.9}$$

Sendo que A e $C \geq 0$ e $0 \geq D \geq 1$. Alguns autores consideram o valor de A igual a zero e, então, a curva se resume a relação exponencial entre o parâmetro de fratura e a extensão de trinca.

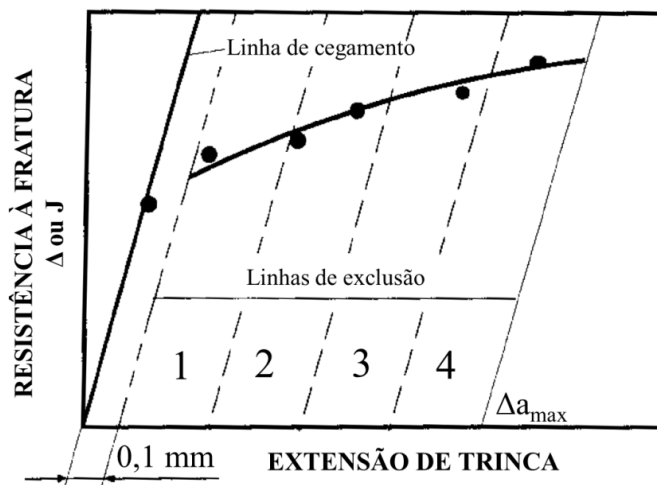


Figura 2.19 Curva-R típica com os dados de ensaio, linhas de construção para os limites requeridos pela norma. (Adaptado de SCHWALBE *et. al*, 2002).

2.5.4 Corpo de Prova $SE(T)$

O corpo de prova do tipo *Single Edge Notched Tension* [$SE(T)$ ou $SENT$] é uma geometria, que foi padronizada recentemente da mecânica da fratura, no qual o nível de restrição à deformação plástica na ponta da trinca é menor se comparado aos corpos de prova padronizados do tipo $SE(B)$ e $C(T)$. Embora a geometria $SE(T)$ possua maior constrictão que defeitos presentes em estruturas (trincas passantes, superficiais, embutidas, etc.), a utilização dela fornece uma redução significativa no conservadorismo se comparado com ensaios experimentais em corpos de prova normalizados e, assim, torna-se atraente seu emprego para avaliação da integridade estrutural. Como exemplo disso, a DNV-RP-F108 (2006) incorporou o corpo de prova do tipo $SE(T)$ para o cálculo da resistência à fratura em dutos rígidos submetidos ao método do bobinamento (*reeling method*), sendo que esta configuração apresenta forte similaridade com os campos de tensão e deformação para esta aplicação. Além disso, o procedimento de ensaio foi padronizado pela *British Standards (BSI Group)* e foi publicado em dezembro de 2014 como BS 8571 (2014).

A Figura 2.20 mostra a geometria e as dimensões do corpo de prova do tipo $SE(T)$, apresentando as diferenças entre o corpo de prova carregado por pinos e do fixado por garras, sendo que eles são denotados como $SE(T)_p$ e $SE(T)_c$, respectivamente. Nesta figura, a é o tamanho de trinca, W é a largura do corpo de prova e H é a distância entre os pinos de carregamento ou entre garras. A distância entre os pinos de carregamento não possui influência na Integral J aplicada ou na constrictão para a geometria $SE(T)_p$, enquanto que

para o $SE(T)_c$, a distância entre as garras apresenta uma influência significativa na componente elástica da Integral J. Esse comportamento é mostrado na Figura 2.21, que compara os fatores geométricos $F(a/w)$ da equação do fator intensidade de tensões K entre as duas geometrias. Nota-se que longas distâncias de fixação das garras e trincas curtas reduzem a diferença entre a parte elástica da Integral J do $SE(T)$ fixado por garras em comparação ao carregado por pinos (BLATT *et al.*, 1994).

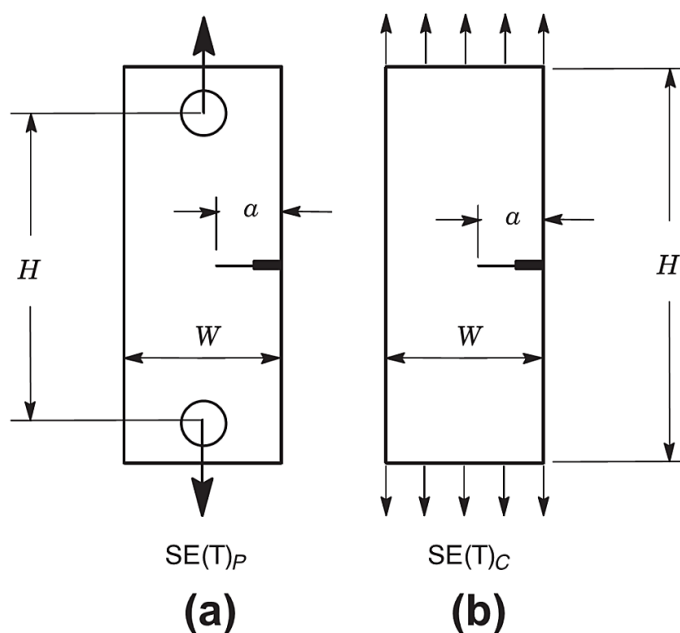


Figura 2.20. Geometrias do corpo de prova $SE(T)$. (a) $SE(T)$ carregado por pino. (b) $SE(T)$ fixado por garras. (RUGGIERI, 2012).

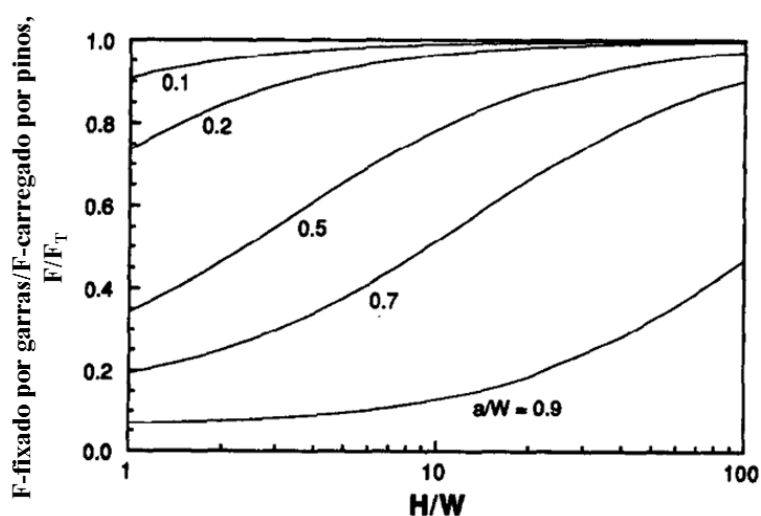


Figura 2.21. Comparação entre os fatores geométricos $F(a/W)$ para calcular o fator intensidade de tensões K nos corpos de prova $SE(T)$ carregado por pinos e fixado por garras. (Adaptado de BLATT *et al.*, 1994).

2.5.5 Coefficientes das Equações de Tenacidade à Fratura

As equações que descrevem o *CTOD* e a Integral J foram descritas nas seções 2.5.1 e 2.5.2 nas equações 2.10 e 2.12, respectivamente. Na parte elástica de ambos os parâmetros de fratura, é necessário calcular o fator intensidade de tensões K e, para isso, o coeficiente do fator geométrico elástico $F(a/W)$ precisa ser conhecido para a geometria de corpo de prova ensaiado. O coeficiente do fator geométrico plástico η_{pl} deve ser determinado para o cálculo da parte plástica da Integral J a partir da área plástica A_{pl} . Além disso, quando realiza-se a pré-trinca de fadiga e/ou o ensaio de Curva-R através do método da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*) é necessário conhecer a equação que relaciona o tamanho da trinca normalizado (a/W) com a flexibilidade normalizada (μ), que é uma função da flexibilidade (*compliance*) obtida durante o carregamento e descarregamento no ensaio pela inclinação (ciclo de fadiga na pré-trinca, carga e descarga no ensaio de Curva-R).

Fator Geométrico Elástico $F(a/W)$

Para o corpo de prova de flexão $SE(B)$, os coeficientes das equações que descrevem o comportamento à fratura são amplamente conhecidos. Essas equações estão descritas em diversas normas internacionais: ASTM E399 (2013), ASTM E1820 (2013), ISO 12135 (2002), BS 7448-1 (1991), etc. O fator intensidade de tensões e o fator geométrico elástico para o $SE(B)$ são descritos nas Equações 2.10a e 2.10b, respectivamente. O fator geométrico elástico $F(a/W)$ é deduzido a partir do método da função peso (*Weight Function*), que tem a função de reexaminar a solução do fator intensidade de tensões. A versão atual do $F(a/W)$ para o corpo de prova $SE(B)$ foi desenvolvida por *Srawley* (1976). Esta equação possui precisão de 0,5% e é aplicável para todos os valores de a/W .

$$K = \frac{PSF(a/W)}{BW^{1,5}} \quad \text{Equação 2.10a}$$

Onde,

$$F\left(\frac{a}{W}\right) = 3 \sqrt{\frac{a}{W}} \cdot \frac{1,99 - \left(\frac{a}{W}\right) \left(1 - \frac{a}{W}\right) \left[2,15 - 3,93 \cdot \frac{a}{W} + 2,7(a/W)^2\right]}{2 \left(1 + 2 \cdot \frac{a}{W}\right) \left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \quad \text{Equação 2.10b}$$

Para o corpo de prova de tração $SE(T)$, a solução do fator intensidade de tensões (descrito na Equação 2.1) foi inicialmente desenvolvida por *Tada* (1973). Essa solução para o corpo de prova $SE(T)$ fixado por garras é apresentada na Equação 2.11. A precisão da equação desenvolvida por *Tada* (1973) é de 0,5% e pode ser utilizada para qualquer valor de a/W .

$$F\left(\frac{a}{W}\right) = \sqrt{2 \tan\left(\frac{\pi a}{2W}\right)} \cdot \frac{0,752 + 2,02 \cdot \frac{a}{W} + 0,37 \cdot \left[1 - \sin\left(\frac{\pi a}{2W}\right)\right]^3}{\cos\left(\frac{\pi a}{2W}\right)} \quad \text{Equação 2.11}$$

Como a geometria $SE(T)$ foi padronizada recentemente pela BSI em dezembro de 2014, houve uma grande discussão a respeito da equação adotada para o cálculo desse tipo de corpo de prova. A Equação 2.12 mostra a equação básica adotada pela maioria dos autores encontrados na literatura. As constantes desta equação dependem do modelo adotado pelos autores.

$$F(a/W) = \zeta_0 + \zeta_1(a/W) + \zeta_2(a/W)^2 + \zeta_3(a/W)^3 + \zeta_4(a/W)^4 + \zeta_5(a/W)^5 \quad \text{Equação 2.12}$$

Na literatura, foram encontradas quatro equações para o fator geométrico elástico $F(a/W)$: *Tada et al.* (1973), *Ahmad et al.* (1991), *Cravero & Ruggieri* (2007) e *Shen & Tyson* (2009). Na comparação entre eles, apresentada na Figura 2.22 para o intervalo de 0,05 a 0,95 de a/W , observa-se que as quatro equações convergem para valores de a/W menores de 0,20, onde a diferença percentual menor é que 5% entre todas as equações par a par. Acima desse valor de a/W , começam a serem encontradas grandes diferenças entre a equação de *Tada et al.* e as outras três equações, apresentando diferenças percentuais maiores que 25% em a/W de 0,50, chegando a diferenças maiores que 95% em a/W de 0,70 e maiores que 200% em a/W de 0,80. Na comparação entre a equação de *Ahmad et al.* (recomendado pela DNV–RP-F108) e as equações dos trabalhos de *Cravero & Ruggieri* (2007) e *Shen & Tyson* (2009), a diferença percentual entre as três equações é menor que 2% dos valores de a/W de 0,10 a 0,60. Acima desse valor, a equação da *Ahmad et al.* aumenta a diferença gradualmente chegando na diferença máximo de quase 30% em a/W igual a 0,80. As outras duas equações apresentam pequena variação ente elas no intervalo de trabalho. Por fim, a equação de *Cravero & Ruggieri* (2007) foi recomendada pelo

trabalho de Moore & Pisarski realizado na TWI (*The Welding Institute*) da Inglaterra (MOORE; PISARSKI, 2012).

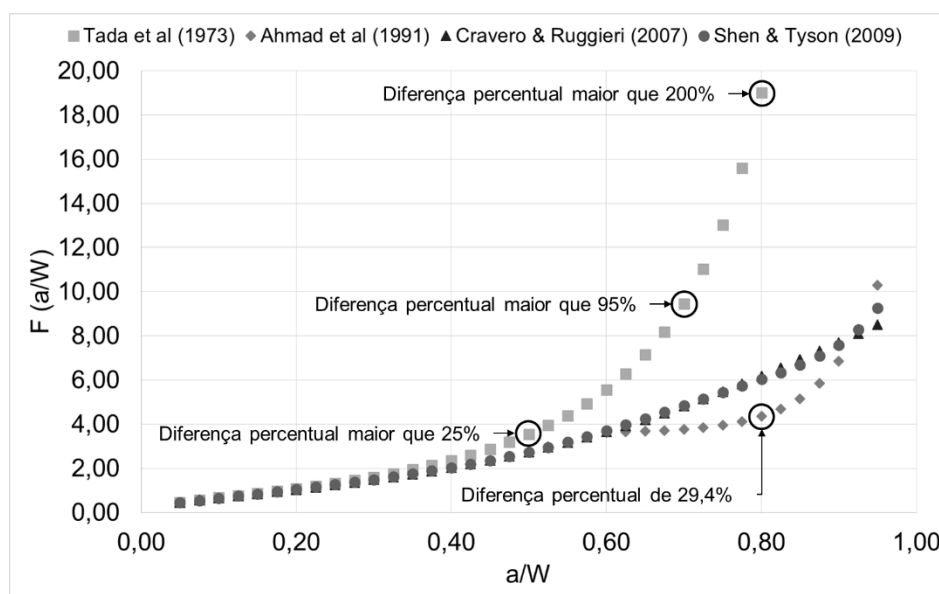


Figura 2.22 Comparação entre as equações do fator geométrico elástico $F(a/W)$ para a geometria $SE(T)$ encontradas na literatura.

A Tabela 2.1 apresenta os coeficientes do trabalho de Cravero e Ruggieri (2007) para a Equação 2.16, sendo que dependendo da abertura das garras (H/W) os coeficientes são modificados. A equação desenvolvida é aplicada para o razão de a/W de 0,1 a 0,7.

Tabela 2.1 Constantes para o ajuste do polinômio de $F(a/W)$ do corpo de prova $SE(T)$ fixado por garras (CRAVERO, RUGGIERI, 2007)

H/W	ζ_0	ζ_1	ζ_2	ζ_3	ζ_4	ζ_5
2	0,239	4,7685	-10,839	22,8483	-25,1329	13,8204
4	0,2565	4,4604	-7,0538	18,6928	-19,4703	9,2523
6	0,2681	4,1916	-4,5098	12,5442	-6,4726	0,7304
8	0,2852	3,8168	-1,4522	3,5078	9,4071	-7,8491
10	0,2832	3,8497	-1,4885	4,1716	9,9094	-7,4188
20	0,2682	4,1767	-3,8639	14,9622	-7,9416	9,4143
50	0,0746	8,2866	-34,2306	117,6196	-165,697	104,8546

Fator Geométrico Plástico η_{pl}

Da mesma forma que o fator geométrico elástico é conhecido para o corpo de prova de flexão $SE(B)$, o fator geométrico plástico (também chamado de *fator de trabalho*

plástico) tem sua solução conhecida para esta geometria padronizada. Entretanto, seu valor ainda é discutível dependendo da norma adotada no ensaio. Na ASTM E1820 (2013), o valor de η_{pl} é dado pela Equação 2.13a e 2.13b para o deslocamento LLD e CMOD, respectivamente.

$$\eta_{pl}=1,9 \quad (\text{deslocamento LLD}) \quad \text{Equação 2.13a}$$

$$\eta_{pl}=3,677-2,199\left(\frac{a}{W}\right)+0,437\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad (\text{deslocamento CMOD}) \quad \text{Equação 2.13b}$$

Por outro lado, nas normas ISO 12135 e BS 7448-1, o valor de η_{pl} é igual a 2 e é válido somente para o caso de aquisição do deslocamento na linha de carga. Sendo assim, essas duas normas possuem limitação com respeito ao tipo de deslocamento necessário para o ensaio de Integral J.

Para os corpos de prova de tração fixado por garras $SE(T)_c$, o documento desenvolvido pela *Det Norske Veritas* (DNV-RP-F108, 2006) apresenta a solução fator geométrico plástico. A Equação 2.14 mostra a solução para o η_{pl} da DNV-RP-F108 (2006). Essa equação se limita para valores de a/W ($0,2 \leq a/W \leq 0,5$), de B/W ($1 \leq B/W \leq 5$) e de H/W (10). O fator 0,85 foi incluído para levar em conta a influência do encruamento e da dissimilaridade mecânica da junta soldada (*mismatching*).

$$\eta_{pl}=0,85 \left\{ \begin{array}{l} \left(196,719e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} - 64,642 \right) \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^5 \\ + \left(-493,511e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} + 138,837 \right) \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^4 \\ + \left(463,503e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} - 106,207 \right) \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^3 \\ + \left(-201,862e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} + 34,532 \right) \cdot \left(\frac{a}{W}\right)^2 \\ + \left(39,413e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} - 4,525 \right) \cdot \left(\frac{a}{W}\right) \\ + \left(-2,064e^{-\left(\frac{B}{W}\right)} + 1,039 \right) \end{array} \right\} \quad \text{Equação 2.14}$$

A equação da DNV-RP-F108 (2006) apresenta algumas limitações em relação ao corpo de prova e, sendo assim, há diversos trabalhos que desenvolveram equações para o fator geométrico plástico, buscando ampliar o espectro de requisitos dimensionais. Todos

os trabalhos usam o mesmo princípio de equação polinomial, conforme a Equação 2.15. Em geral, a amplitude da validade de a/W aumenta, B/W não é limitante e há opções de utilização de diferentes valores de H/W e diferentes deslocamentos (CMOD e LLD). Ainda, há um dos autores que considera o efeito do encruamento através do coeficiente de encruamento da equação de *Ramberg-Osgood* (n). As constantes dos autores encontrados na literatura estão presentes na Tabela 2.2 para o cálculo de Integral J com deslocamento CMOD e H/W de 10.

$$\eta_{pl} = \sum_{i=0}^j \xi_i (a/W)^{i=\xi_0+\xi_1(a/W)+\dots+\xi_j(a/W)^j} \quad \text{Equação 2.15}$$

Tabela 2.2 Constantes para o ajuste do polinômio de η_{pl} do corpo de prova $SE(T)$ fixado por garras para cálculo da Integral J com deslocamento CMOD.

Constantes	Autor(es) da Literatura				
	Cravero & Ruggieri (2007)	Shen & Tyson (2009)	Moreira & Donato (2010)	Ruggieri (2012)	Mathias & Ruggieri (2013)
ξ_0	1,04	1,00	0,92	0,40	1,07
ξ_1	-0,69	-1,09	0,67	7,71	-1,77
ξ_2	-	9,52	-3,52	-43,28	7,81
ξ_3	-	-48,57	3,05	108,43	-18,27
ξ_4	-	109,23	-	-131,99	15,30
ξ_5	-	-73,12	-	61,28	-3,08
ξ_6	-	-77,98	-	-	-
ξ_7	-	38,49	-	-	-
ξ_8	-	101,40	-	-	-
ξ_9	-	43,31	-	-	-
ξ_{10}	-	-110,77	-	-	-

Para a seleção das constantes que seria utilizadas no trabalho, foi realizada uma comparação entre esses diferentes autores: DNV-RP-F108 (2006), Cravero & Ruggieri (2007), Shen & Tyson (2009), Moreira & Donato (2010), Ruggieri (2012), Mathias & Ruggieri (2013). Uma representação gráfica da comparação entre as constantes é apresentada na Figura 2.23. Essa comparação foi baseada na diferença percentual da equação média e na variação média entre cada par de autores. A Tabela 2.3 mostra os resultados dessa análise de constantes. Nessa avaliação constata-se que as equações de Cravero & Ruggieri, Shen & Tyson (2009) e Mathias & Ruggieri (2013) apresentam comportamento mais uniforme no valor de η_{pl} com diferença percentual menor que 4%.

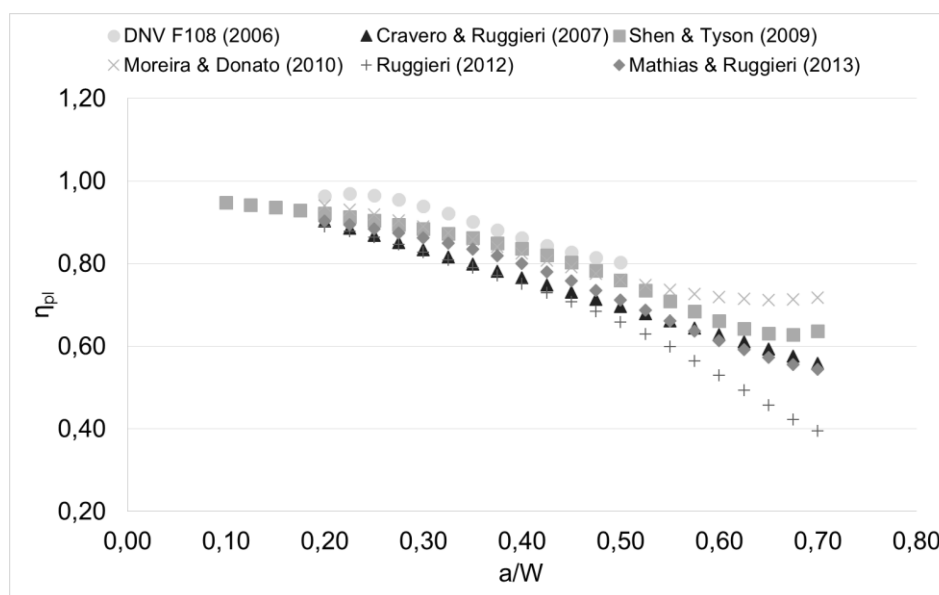


Figura 2.23 Comparação entre as equações encontradas na literatura do fator geométrico plástico η_{pl} para a geometria $SE(T)$.

Tabela 2.3 Diferença percentual e variação média entre as equações do fator geométrico plástico η_{pl} de diferentes autores para a geometria $SE(T)$.

Equação	Autor(es) da Equação	Diferença percentual da Equação Média (%)	Variação Média
1	DNV F108 (2006)	7,27	0,072
2	Cravero & Ruggieri (2007)	3,12	0,059
3	Shen & Tyson (2009)	3,94	0,053
4	Moreira & Donato (2010)	7,61	0,066
5	Ruggieri (2012)	10,95	0,089
6	Mathias & Ruggieri (2013)	1,98	0,051

Flexibilidade (*Compliance*)

O tamanho da trinca pode ser medido pelo método da flexibilidade (*compliance*), que utiliza uma equação calibrada relacionando o tamanho de trinca com um coeficiente μ , que também chamado de flexibilidade (*compliance*) normalizado. A partir da aquisição da flexibilidade (inverso da rigidez – $\Delta V/\Delta P$) e das dimensões do corpo de prova, é possível obter o tamanho da trinca em tempo real através de *softwares* corretamente calibrados. Entre as aplicações dessa técnica, destaca-se a abertura de pré-trincas de fadiga para ensaios de tenacidade à fratura, ensaio de taxa de propagação de trincas (da/dN) e ensaio de Curva-R. Para o corpo de prova $SE(B)$, a Equação 2.16a mostra a definição do μ para essa geometria e a Equação 2.16b expressa a relação entre o tamanho de trinca normalizado (a/W) e o μ .

$$\mu = \frac{1}{1 + \sqrt{EBC \left(\frac{4W}{S} \right)}} \quad \text{Equação 2.16a}$$

Onde,

$$a/W = \beta_0 + \beta_1 \mu + \beta_2 \mu^2 + \beta_3 \mu^3 + \beta_4 \mu^4 + \beta_5 \mu^5 \quad \text{Equação 2.16b}$$

Onde,

$$\beta_0 = 0,999748; \beta_1 = -3,9594; \beta_2 = 2,9821; \beta_3 = -3,21408; \\ \beta_4 = 51,51564; \beta_5 = 113,03$$

Por sua vez, o corpo de prova de tração $SE(T)$ não possui os coeficientes conhecidos para a determinação do tamanho de trinca pela técnica da Compliance. O estudo realizado por Cravero e Ruggieri (2007) visou obter os coeficientes da equação para as relações de H/W de 4, 6 e 10 através de elementos finitos. Eles utilizam a mesma relação do μ para o corpo de prova compacto de tração $C(T)$, descrito na Equação 2.17. Com base nesse estudo, foram levantados os coeficientes para a futura padronização do corpo de prova $SE(T)$ por normas internacionais e esses coeficientes estão mostrados na Tabela 2.4.

$$\mu = \frac{1}{1 + \sqrt{EBC}} \quad \text{Equação 2.17a}$$

Onde,

$$a/W = \beta_0 + \beta_1 \mu + \beta_2 \mu^2 + \beta_3 \mu^3 + \beta_4 \mu^4 + \beta_5 \mu^5 \quad \text{Equação 2.17b}$$

Tabela 2.4 Coeficientes para o ajuste do polinômio de μ do corpo de prova $SE(T)$ fixado por garras (2007).

H/W	β_0	β_1	β_2	β_3	β_4	β_5
4	2,3928	-14,074	47,881	-104,58	124,20	-59,423
6	2,1263	-13,461	51,299	-120,47	147,83	-71,812
10	1,6485	-9,1005	33,025	-78,467	97,344	-47,227

Por fim, nos trabalhos de Cravero e Ruggieri (2007) e Ruggieri (2012), há todos os coeficientes para o cálculo do fator geométrico elástico, fator de trabalho plástico e da flexibilidade (*compliance*) para o corpo de prova $SE(T)$ carregado por pinos. O documento DNV-RP-F108 (2006), por sua vez, apresenta a solução para o $F(a/W)$ e o η_{pl} dessa geometria carregada por pinos com as mesmas limitações geométricas da fixada por garras.

3.0 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Este trabalho foi desenvolvido através da realização de ensaios experimentais de duas geometrias de corpos de prova de tenacidade à fratura com diferentes tamanhos de trinças. A escolha das geometrias e dos tamanhos de trinça foi decorrente de estudo da literatura recente, partindo assim para níveis que se adequassem à melhor avaliação do comportamento à fratura dos materiais. A Figura 3.1 apresenta um fluxograma esquemático das atividades de estudo.

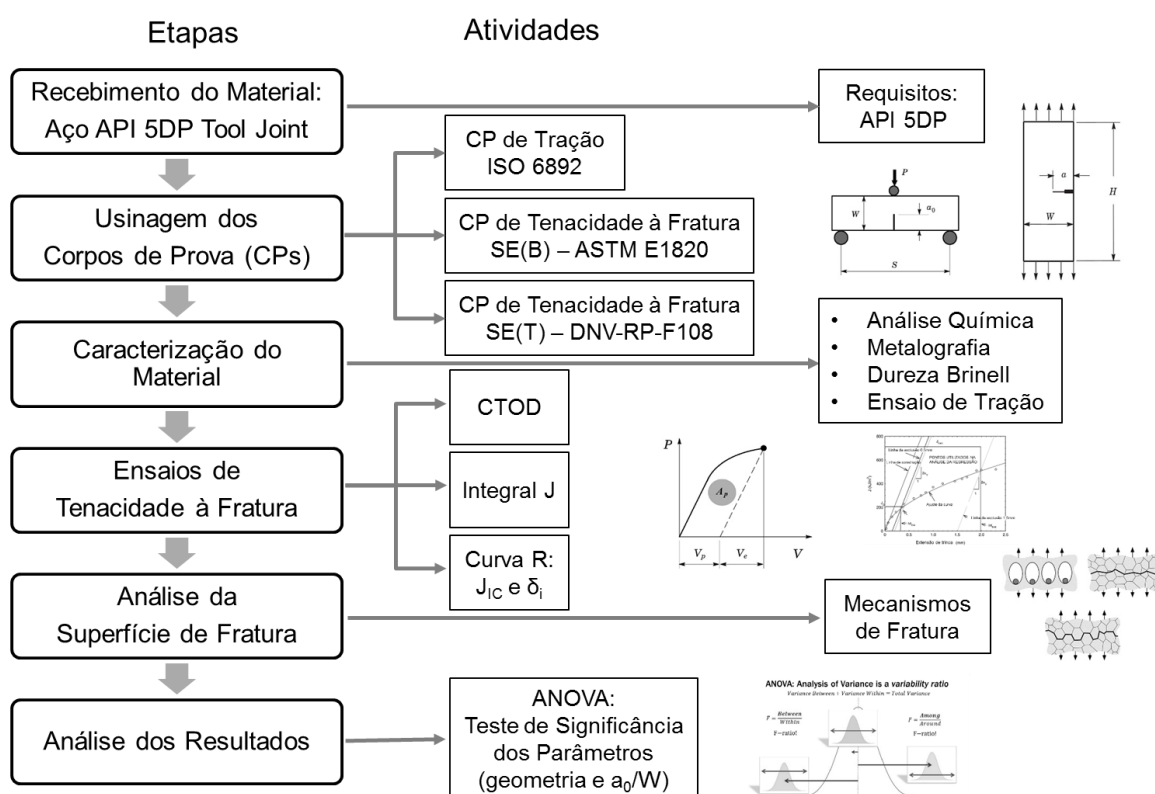


Figura 3.1. Fluxograma esquemático das atividades desenvolvidas na parte prática.

Inicialmente, foi recebido o material na forma de um tubo sem costura utilizado para perfuração de poços de petróleo. Em seguida, os corpos de prova foram usinados e foi realizada uma caracterização do material recebido. Dentre os ensaios podemos citar: análise química, ensaio de dureza, ensaio de tração, metalografia por microscopia ótica

(MO) e por microscopia eletrônica de varredura (MEV). Além disso, foi realizado um projeto de experimentos para a realização de ensaios de tenacidade à fratura no método da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*). Depois dos ensaios, foi realizada a análise da superfície de fratura das amostras de tenacidade à fratura. Por fim, a análise dos resultados foi executada e a análise de variância (ANOVA) foi utilizada para avaliar a influência dos dois fatores na variável de resposta (tenacidade à fratura Integral J e CTOD).

3.1 Material

A Figura 3.2 mostra uma representação esquemática do material utilizado nas análises desse trabalho, que consiste de um tubo de perfuração que é utilizado no sistema *Early Production Riser* (EPR ou *Riser* de Produção Antecipada). O corpo do tubo sem costura é confeccionado em aço API 5DP grau S e a sua conexão cônica no aço API 5DP Tool Joint, apresentando os requisitos segundo a especificação API Spec 5DP (2009). Este material foi escolhido em virtude da homogeneidade (processo de fabricação) e baixo nível de impurezas (requisito da API).

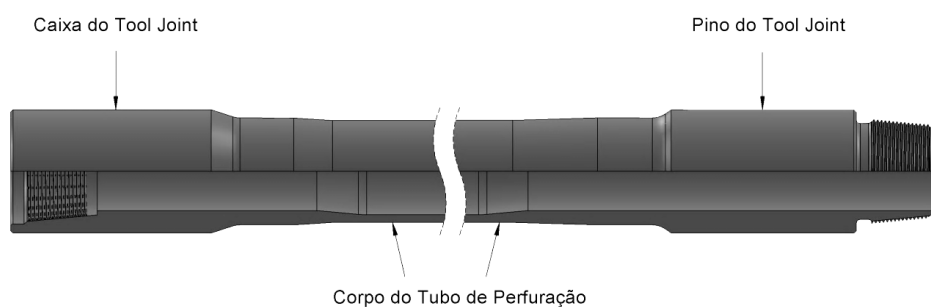


Figura 3.2 Representação esquemática do tubo de perfuração (*Drill Pipe*).

3.2 Usinagem dos Corpos de Prova

A Figura 3.3 apresenta o procedimento para extração dos corpos de prova a partir do tubo recebido. Primeiramente, o tubo foi seccionado para retirar as partes sobressalentes do corpo do tubo de perfuração. Após isso, foram cortadas as regiões do corpo do tubo por completo e duas partes das conexões cônicas foram divididas (pino e caixa). A partir da caixa e do pino, foram usinados os corpos de prova dos ensaios de tração, dos ensaios de tenacidade à fratura com a geometria de flexão $SE(B)$ e com a geometria de tração $SE(T)$.

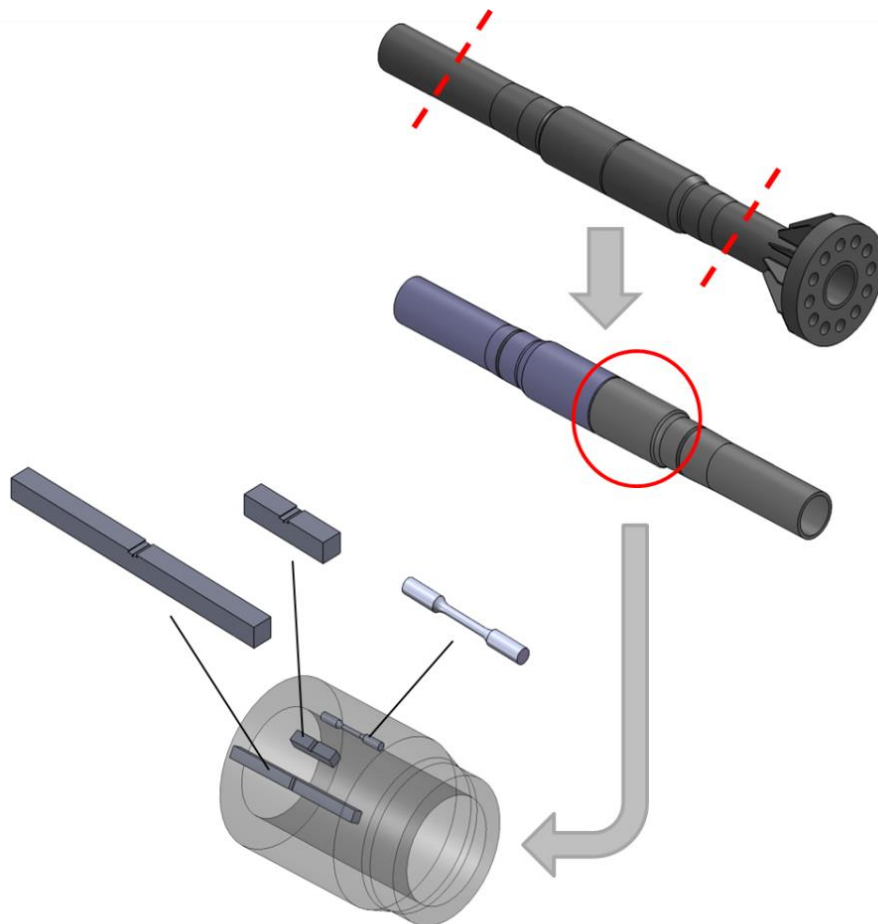


Figura 3.3 Representação esquemática do procedimento de usinagem dos corpos de prova a partir dos tubos de perfuração.

Os corpos de prova de tração foram confeccionados conforme a norma ISO 6892-1 (2009), cujas dimensões sugeridas estão no Anexo D da norma. O desenho e as dimensões do corpo de prova são apresentados na Figura 3.4. Primeiramente, cilindros foram extraídos da conexão cônica por eletroerosão a fio em uma máquina marca *Fanuc* modelo *Robocut Alpha OiD* e, em seguida, os corpos de prova foram usinados em um Torno CNC *Romi GL 240*.

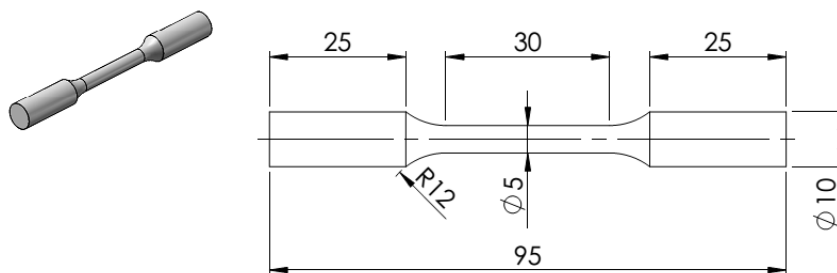


Figura 3.4 Corpo de prova para os ensaios de tração. Dimensões em milímetros.

A confecção dos corpos de prova de tenacidade à fratura foi baseada nas normas ASTM E1820-13 (2013) e ISO 12135(2002). Utilizou-se a seção quadrada nos corpos de prova devido à recomendação da DNV-F-108 (2006) para os corpos de prova do tipo $SE(T)$ serem válidas para a relação de B/W de 1 a 5. Os desenhos e as dimensões dos corpos de prova do tipo $SE(B)$ e do tipo $SE(T)$ fixado por garras são apresentados na Figura 3.5 e na Figura 3.6, respectivamente, cujo plano da trinca está na orientação L-R da terminologia da ASTM E1823-13 (2013) (mostrado na Figura 3.7). Inicialmente, os prismas foram produzidos externamente ao laboratório através de corte e fresamento. A segunda etapa constituiu na confecção dos entalhes e dos rabos de andorinha por eletroerosão a fio na máquina marca *Fanuc* modelo *Robocut Alpha OiD*. Por fim, as superfícies laterais foram lixadas a partir da granulação de 80 até a 1200, possibilitando a visualização da trinca no pré-trincamento por fadiga.

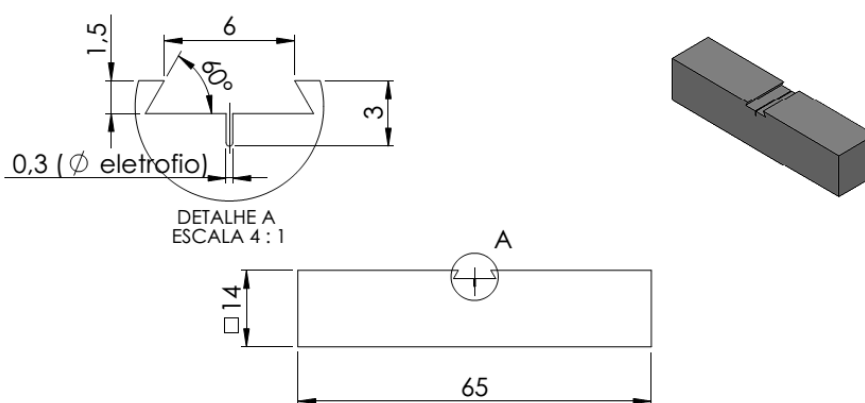


Figura 3.5 Corpo de prova do tipo $SE(B)$. Dimensões em milímetros.

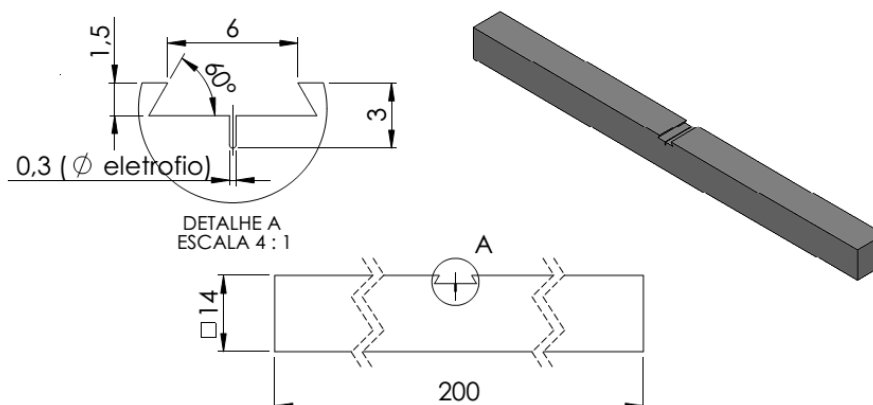


Figura 3.6 Corpo de prova do tipo $SE(T)$. Dimensões em milímetros.

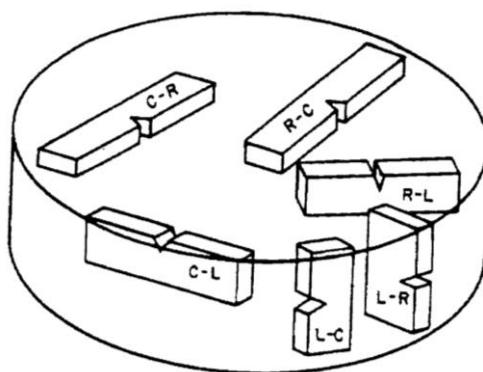


Figura 3.7 Orientação do plano da trinca, segundo a ASTM E1823-13 (2013).

3.3 Caracterização do Material

3.3.1 Análise Química

Para a análise da composição química, a amostra foi preparada mediante lixamento para retirada de possíveis contaminantes. Em seguida a amostra foi submetida à análise através de Espectrometria de Emissão Ótica por Centelha, utilizando-se um espectrômetro marca *Spectro* modelo *Spectrolab*.

3.3.2 Metalografia

A análise metalográfica foi efetuada na secção longitudinal e transversal das conexões cônicas, cujas amostras foram retiradas do material através de eletroerosão a fio. As amostras foram preparadas para observação metalográfica mediante embutimento em resina termofixa, lixamento e polimento. Para revelar a microestrutura foi efetuado o ataque com reativo de Nital 2%. As amostras foram observadas através de Microscopia Ótica (MO), utilizando-se um microscópio marca *Olympus* modelo *BX 51M* com as micrografias obtidas através de uma câmera digital marca *Olympus* modelo *DP 12* acoplada ao microscópio. Por fim, foram obtidas imagens das microestruturas através da Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) em um MEV marca *Shimadzu* modelo *SSX-550 Superscan* após ataque com Nital 2%, visando à identificação das fases presentes no aço através de sua morfologia.

3.3.3 Ensaio de Dureza Brinell

No ensaio de dureza, uma pequena região da conexão cônica foi seccionada para a realização de dureza Brinell. O ensaio foi realizado em um Durômetro Universal *Wolpert*

modelo *Diatestor* e a esfera para indentação foi de 2,5 mm com uma carga de 187,5 kgf, contando com o fator de carga igual a 30. Foram realizadas 5 (cinco) medidas em duas amostras nas quais foram avaliadas tanto a média quanto a incerteza.

3.3.4 Ensaio de Tração

Os ensaios de tração foram realizados em uma máquina eletromecânica marca *Instron* modelo *5585H* com capacidade de 250 kN, seguindo a norma ASTM E8 / E8M (2013) e a ISO 6892-1 (2009). A taxa de deslocamento da máquina foi de 0,45 mm/min e a base de medida (L_0) para determinação do alongamento foi de 25 mm.

Para obtenção com maior precisão da deformação ao longo do ensaio de tração, foram colados na superfície de quatro amostras extensômetros de resistência elétrica do tipo roseta biaxial modelo L2A-06-062LT-120 da Vishay, com compensação de temperatura para aço, resistência elétrica de 120 Ohm, e comprimento de grade de 1,6mm. Cada extensômetro foi ligado em um circuito do tipo Ponte de Wheatstone numa configuração 1/4 de ponte. Foi utilizada ligação a três fios a fim de minimizar os efeitos de resistência elétrica dos cabos e de variação de temperatura. Os dados foram adquiridos através de um sistema de aquisição de dados modelo *Spider 8* da empresa HBM e o software *Catman*. Um dos corpos de prova instrumentados é mostrado na Figura 3.8.

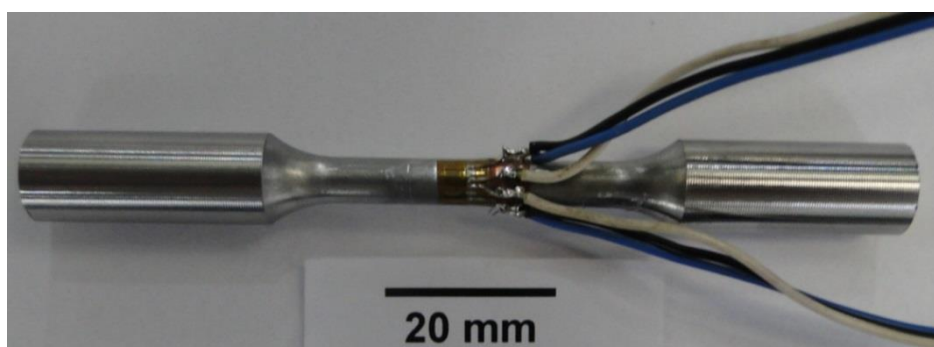


Figura 3.8 Corpo de prova instrumentado para realização de ensaio de tração.

A Figura 3.9 mostra a máquina de ensaios utilizada nesse trabalho e um detalhe de uma das amostras posicionada na máquina com toda a instrumentação utilizada (*strain gages* e extensômetro de medição). Foram obtidas a partir dos dados adquiridos do ensaio as seguintes propriedades: limite de resistência à tração (LR ou R_m), limite de escoamento (LE ou R_p), alongamento (A), redução de área (Z), módulo de elasticidade (E) e coeficiente

de Poisson (ν). Para os cálculos do módulo de elasticidade e do coeficiente de Poisson, foram empregadas as normas ASTM E111 (2010) e ASTM E132 (2010), respectivamente. Foi realizada a regressão da curva verdadeira para obter os coeficientes da equação de *Ramberg-Osgood* (coeficiente de encruamento n e coeficiente α), sendo os limites do intervalo de regressão da deformação definidos pelo limite de escoamento e o método de *Considère*.

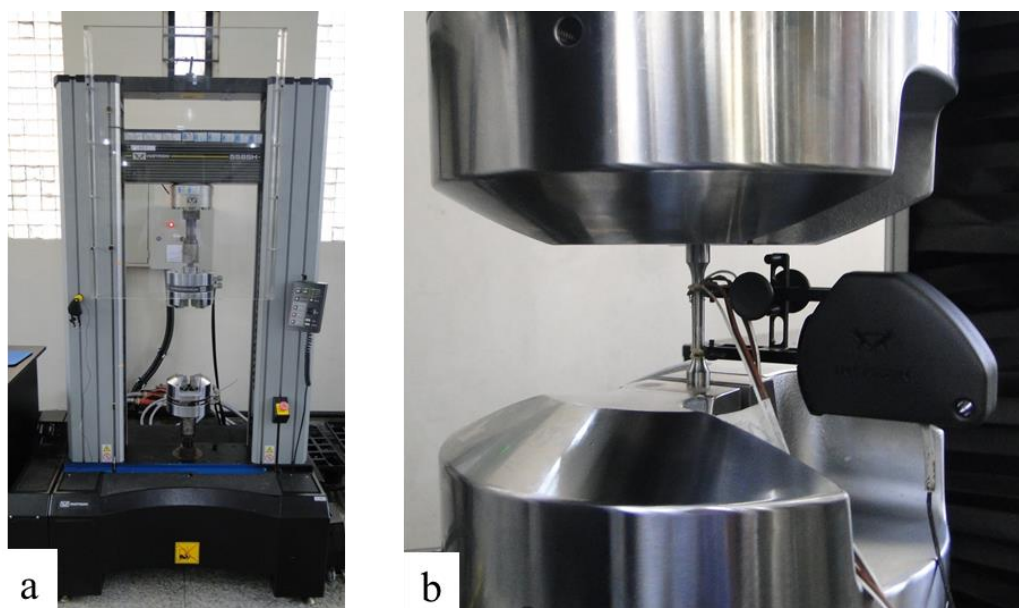


Figura 3.9 (a) Máquina eletromecânica *Instron 5585H*. (b) Detalhe do corpo de prova instrumentado no equipamento.

Após os ensaios de tração, as superfícies de fraturas das amostras foram analisadas com Estereomicroscópio marca *Olympus* modelo *SZ4045 TR CTV*, contando com um equipamento de aquisição de imagens. Ainda foram avaliados os micromecanismos de fratura através da análise via microscópio eletrônico de varredura (MEV) marca *Shimadzu* modelo *SSX-550 Superscan*.

3.4 Projeto de Experimentos de 2 Fatores Blocados

Foi utilizado um projeto fatorial cruzado para investigar os efeitos da geometria de corpo de prova e do tamanho da trinca na tenacidade à fratura. As variáveis de resposta escolhidas foram a tenacidade à fratura Integral J e a tenacidade à fratura CTOD, sendo que essa escolha é decorrente do comportamento elasto-plástico do material.

3.4.1 Definições do Projeto de Experimentos

A característica de qualidade em estudo é a tenacidade à fratura dos materiais. A tenacidade à fratura pode ser quantificada através dos parâmetros de fratura Integral J e CTOD. A estratificação da variável de resposta e a sua especificação com base na aplicação desse estudo constam na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 Variável de resposta do Projeto de Experimentos.

Designação	Tipo	Especificação Mínima
Integral J (kJ/m ²)	Maior-é-melhor	200
CTOD (mm)	Maior-é-melhor	0,15

Os parâmetros de ensaio de tenacidade à fratura são a geometria, a largura (W) e a espessura (B) do corpo de prova, o tamanho da trinca normalizado (a/W), a distância entre os apoios normalizada (S/W) para a geometria $SE(B)$, a distância entre garras normalizada (H/W) para a geometria $SE(T)$ e a temperatura de ensaio. Os níveis dos fatores controláveis foram definidos com base na literatura, gerando valores de baixa e alta tenacidade à fratura. A Tabela 3.2 sintetiza o projeto do experimento aplicado nesse trabalho, apresentando as variáveis de resposta, parâmetros de ensaio e os fatores controláveis.

Tabela 3.2 Parâmetros do ensaio

Designação	Intervalo da Variável	Unidade
Geometria do CP	SE(B); SE(T); C(T); etc.	-
Tamanho da trinca (a/W)	0 a 1	-
Espessura (B)	1 a 28	mm
Largura (W)	1 a 28	mm
Distância ($S/W - H/W$)	2 a 10	-
Temperatura de ensaio	-196 a ambiente	°C
Velocidade de ensaio	0,001 a 100	mm/min
Meio de ensaio	Ar, água do mar, H ₂ S, etc.	-

Para definir quais os parâmetros do processo mais influenciam na variável de resposta, exigindo um estudo mais detalhado, foi construída a matriz de intensidade das relações. Os pesos adotados para a intensidade das relações constam na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 Matriz de pesos.

Intensidade das relações	Valor numérico
Inexistente	0
Fraca	1
Moderada	6
Forte	9

A Tabela 3.4 apresenta a análise da intensidade das relações entre as variáveis de resposta e os parâmetros do ensaio. Para o cálculo do PR, foi utilizada a Equação 3.1, onde R_{ij} representa a relação entre a variável de resposta i e o parâmetro do processo j e IE_i representa o índice de importância relativa para a variável de resposta i .

$$PR(x_j) = \left(\sum_i R_{ij} \times IE_i \right) / \left(\sum_i IE_i \right) \quad \text{Equação 3.1}$$

Tabela 3.4 Matriz de intensidade das relações.

R _{ij} = Relações X _i Y _j									
	IE _i	Geometria do CP	Tamanho da trinca (a ₀ /W)	Espessura (B)	Largura (W)	Distância (S/W - H/W)	Temperatura de ensaio	Velocidade de ensaio	Meio de ensaio
Integral J	5	9	9	6	1	1	6	1	6
CTOD	5	9	9	6	1	1	6	1	6
PR (x _j)	9	9	9	6	1	1	6	1	6

Após a análise das relações através da matriz de intensidade de relações, conclui-se que é relevante estudar como fatores controláveis a geometria e o tamanho da trinca, pois esses possuem PR = 9. A Tabela 3.5 apresenta esses fatores com seus respectivos níveis.

Tabela 3.5 Fatores controláveis.

Fator	Número de Níveis	Níveis
Geometria	2	SE(B); SE(T)
Tamanho de trinca (a_0/W)	4	0,40; 0,50; 0,60; 0,70

Conforme a matriz de intensidade de relações, os fatores apresentados na Tabela 3.6 não se mostraram relevantes ao estudo e, portanto, devem ser mantidos a um nível constante para não inflacionar o resíduo. Na mesma Tabela 3.6, são mostrados os níveis escolhidos com base na literatura.

Tabela 3.6 Fatores constantes.

Designação	Nível Escolhido	Unidade
Espessura (B)	14,00	mm
Largura (W)	14,00	mm
Distância ($S/W - H/W$)	4,00 – 10,00	-
Velocidade de ensaio	0,50	mm/min
Meio de ensaio	Ar	-
Equipamento de ensaio	EQ. 1 – Máquina de ensaios MTS 810	-

A temperatura de ensaio e a umidade relativa do ar serão considerados como fatores não controlados (ruído), ainda que sejam monitorados no local de ensaio.

3.4.2 Matriz Experimental

As amostras foram identificadas conforme o sistema da qualidade do LAMEF, baseando-se na ABNT NBR ISO/IEC 17025, com a seguinte estrutura: XXX_Y_ZZ, onde:

- XXX é o tipo de geometria de corpo de prova (SE(B) ou SE(T));
- Y é uma letra representando o tamanho da trinca (A, B, C ou D);
- ZZ é o número sequencial da realização do ensaio.

Nesse trabalho, optou-se por fazer três repetições para cada condição, visando aumentar os graus de liberdade do termo do erro, sendo assim, executados 24 ensaios. Considerou-se uma limitação de no máximo 4 amostras por turno, fazendo-se necessária a blocagem do turno. Para a definição da ordem de execução dos ensaios, seguiu-se o

conceito dos quadrados latinos (RIBEIRO, CATEN, 2011), modificando-o para utilização nesse trabalho, visto que, como os fatores não possuem o mesmo número de níveis, esse tipo de abordagem não é aplicável. Basicamente, variou-se as condições de geometria [SE(B) e SE(T)] usando a ordem sequencial e depois girando-as, isto é, SE(B)/SE(T), depois SE(T)/SE(B), e, assim, por diante. O tamanho de trinca (A, B, C e D) foi utilizado na sequência inicial, posteriormente foi pulando um tamanho de trinca na repetição seguinte e, por fim, utilizado a sequência novamente, ou seja, A/B/C/D e depois B/C/D/A, e, assim, por diante. A Tabela 3.7 apresenta a matriz experimental completa.

Tabela 3.7 Matriz experimental do Projeto de Experimentos

Ordem	Identificação	Geometria	Tamanho da Trinca (a_0/W)	Bloco (Turno)	Repetição
1	SE(B)_A_1	SE(B)	0,40	1	1
2	SE(T)_A_1	SE(T)	0,40		
3	SE(T)_B_1	SE(T)	0,50		
4	SE(B)_B_1	SE(B)	0,50		
5	SE(B)_C_1	SE(B)	0,60	2	
6	SE(T)_C_1	SE(T)	0,60		
7	SE(T)_D_1	SE(T)	0,70		
8	SE(B)_D_1	SE(B)	0,70		
9	SE(B)_B_2	SE(B)	0,50	1	2
10	SE(T)_B_2	SE(T)	0,50		
11	SE(T)_C_2	SE(T)	0,60		
12	SE(B)_C_2	SE(B)	0,60		
13	SE(B)_D_2	SE(B)	0,70	2	
14	SE(T)_D_2	SE(T)	0,70		
15	SE(T)_A_2	SE(T)	0,40		
16	SE(B)_A_2	SE(B)	0,40		
17	SE(B)_C_3	SE(B)	0,60	1	3
18	SE(T)_C_3	SE(T)	0,60		
19	SE(T)_D_3	SE(T)	0,70		
20	SE(B)_D_3	SE(B)	0,70		
21	SE(B)_A_3	SE(B)	0,40	2	
22	SE(T)_A_3	SE(T)	0,40		
23	SE(T)_B_3	SE(T)	0,50		
24	SE(B)_B_3	SE(B)	0,50		

3.4.3 Análise de Variância

Foi utilizada a metodologia estatística de análise de variância (ANOVA) para avaliar a significância dos fatores estudados e suas interações. Esta análise foi realizada através do

software *Minitab*[®], utilizando um nível de confiança de 95%. Os fatores controláveis, que são a ordem de realização dos ensaios, a geometria e o tamanho de trinca normalizado, foram nomeados como A, B e C, respectivamente. Além do efeito dos fatores principais, foram estudadas as interações entre os fatores, isto é, AB, AC, BC e ABC. O valor-p e o teste F foram empregados para avaliar a significância de cada fator e interação frente ao resíduo e rejeitar ou aceitar a hipótese nula, de que não há diferença significativa entre os grupos provocada pelo fator controlável.

Caso algum fator e/ou interação apresentar significância na variável de resposta pelo método da *ANOVA*, será utilizado a comparação múltipla de médias (CMM) a fim de identificar quais dos níveis diferem entre si.

3.5 Ensaio de Tenacidade à Fratura / Determinação das Curvas de Resistência

3.5.1 Execução do Ensaio

Os ensaios foram realizados em uma máquina servo-hidráulica *MTS 810* com capacidade de 100 kN na temperatura ambiente (23°C). A carga e o deslocamento na boca do entalhe foram monitorados com uma célula de carga e um *clip-gauge* (extensômetro de fratura), respectivamente. A Figura 3.10 mostra a máquina de ensaios montada nas duas configurações de ensaio: flexão três pontos para a geometria *SE(B)* e tração fixada por garras hidráulicas para a geometria *SE(T)*

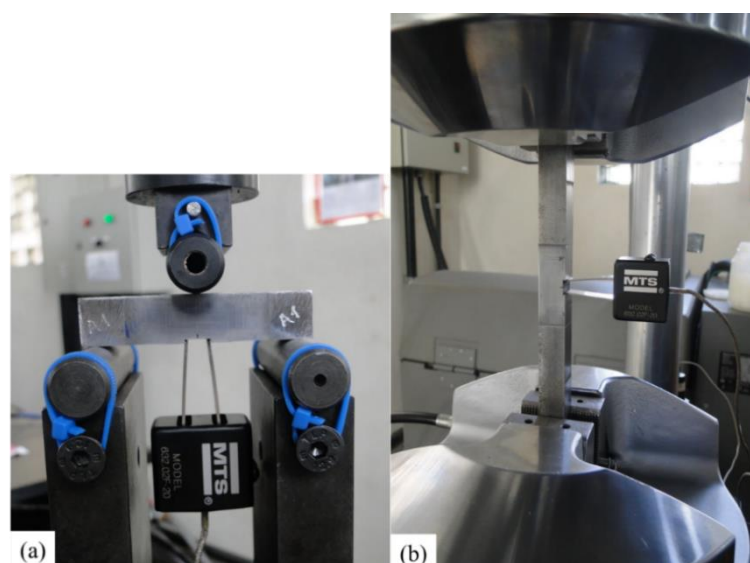


Figura 3.10 Máquina servo-hidráulica MTS 810 com as duas configurações de ensaios: (a) Flexão três pontos – *SE(B)* e (b) Tração fixada por garras *SE(T)*.

Os corpos de prova foram pré-trincados por fadiga com carregamento cíclico e controle de ΔK decrescente, onde a razão de carregamento utilizada foi 0,1; a frequência foi 20 Hz e o $K_{máx}$ nos últimos ciclos foi 20 MPa.m^{1/2}. Todas as amostras foram pré-trincadas em flexão três pontos, mesmo os corpos de provas que seriam submetidos ao carregamento de tração. Recorreu-se a esse método para garantir uma frente de propagação plana de trinca mais homogênea possível e um tamanho de trinca o mais preciso possível.

Os ensaios foram realizados com taxa de carregamento foi de 0,50 mm/min com controle de deslocamento do atuador, utilizando a técnica de flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*). Nessa técnica de ensaio, foi utilizado o incremento de 0,10 mm e percentagem de descarregamento de 0,05 mm com três amostras por condição de ensaios (combinação geometria e tamanho de trinca). O critério de parada do ensaio foi de fratura para as amostras $SE(T)$ e CMOD máximo de 2 mm para as amostras $SE(B)$, visto que elas não fraturaram. Após o término do ensaio, os corpos de prova que não fraturaram foram pós-fadigados para que a frente de propagação estável ficasse em evidência e mais facilmente mensurável.

Ao final dos ensaios, as amostras foram fraturadas e o tamanho da trinca foi medido fisicamente através de um projetor de perfil marca *INSIZE* modelo *ISP-Z3015*. Foram realizadas nove medidas ao longo da espessura da amostra fraturada e o tamanho da trinca foi determinado a partir da equação descrita na norma ISO 12135 (2002). A Figura 3.11 mostra uma representação esquemática da medição do tamanho da trinca e sua respectiva equação. A trinca é considerada adequada se os a diferença entre qualquer dois pontos medidos no projeto de perfil for menor que 10% do valor médio obtido pela equação presente na Figura 3.11.

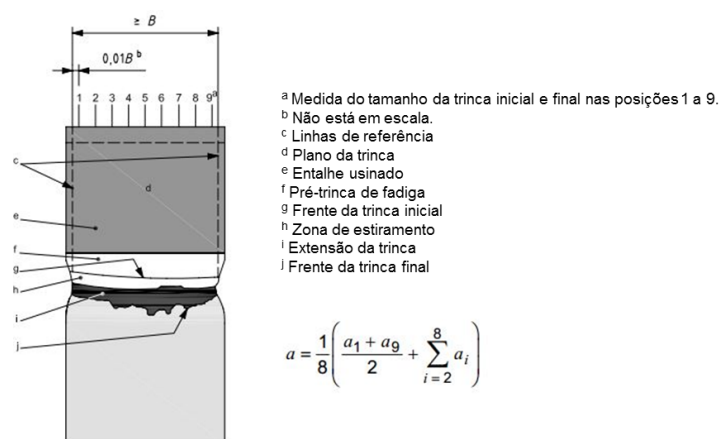


Figura 3.11 Medição do tamanho da trinca inicial (Adaptado de ISO 12135, 2002).

3.5.2 Tratamento e Filtragem dos Dados dos Ensaios de Tenacidade à Fratura

As curvas carga versus deslocamento na boca do entalhe (*P-CMOD*) obtidas nos ensaios de tenacidade apresentam o comportamento conforme a Figura 3.12. Foram obtidos os seguintes dados de todos os ensaios para cada um dos pontos de carga e descarga: deslocamento na boca do entalhe (*CMOD*), carga aplicada (*P*), rigidez no intervalo de carregamento e descarregamento ($\Delta P/\Delta CMOD$), área plástica (A_{pl}) e deslocamento plástico na boca do entalhe (V_p).

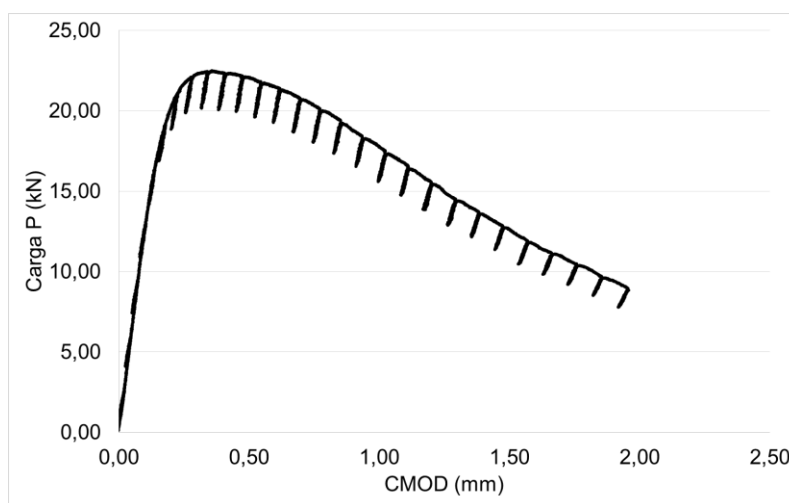


Figura 3.12 Curva P-CMOD com cargas e descargas obtidas no ensaio.

Os valores de *CMOD* e *P* são obtidos diretamente das planilhas de dados obtidas do ensaio. A rigidez $\Delta P/\Delta CMOD$ é obtida utilizando a função ‘INCLINAÇÃO’ no *Excel*[®] no intervalo da carga e descarga, maximizando o valor do R^2 para valores mais próximos de 1,00. Para o cálculo da área plástica A_{pl} , primeiramente, a curva foi filtrada retirando os intervalos de carga e descarga e depois foi realizado o cálculo da área total através da integral pelo método dos trapézios para cada ponto. Após isso, foi descontado o valor da área elástica da área total ($A_{total} = A_{el} + A_{pl}$), traçando uma reta paralela a região elástica no ponto de interesse e calculando a área do triângulo. A Figura 3.13 apresenta o cálculo de A_{pl} para um dos pontos da curva, definindo a região de elástica e plástica. A intercepção do eixo do *CMOD* com a reta paralela de cada ponto é o valor de V_p . A Figura 3.14 mostra a curva filtrada com as retas paralelas a região linear. A partir dessas curvas foram calculados os valores de A_{pl} e V_p para cada ponto de carga e descarga da curva P-CMOD.

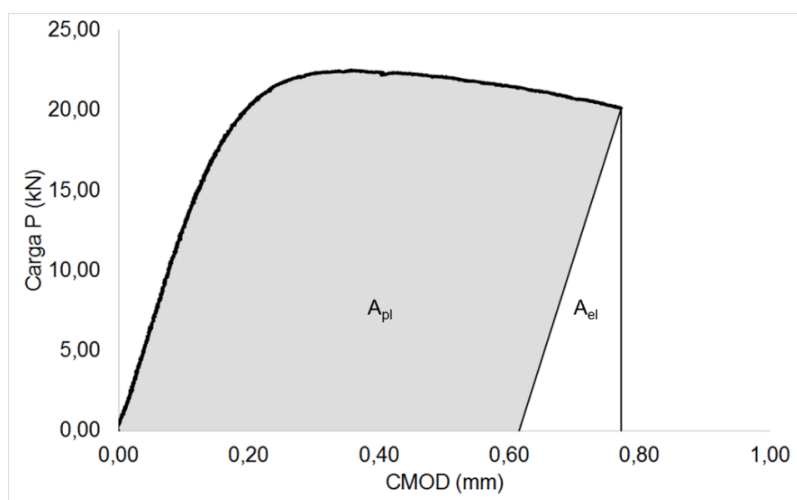


Figura 3.13 Curva P-CMOD filtrada, mostrando o cálculo de A_{pl} .

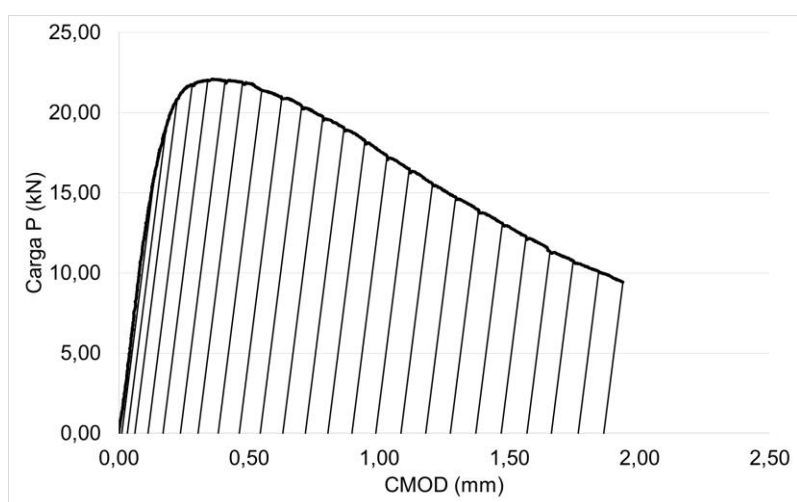


Figura 3.14 Curva P-CMOD filtrada, mostrando a região do cálculo de A_{pl} e V_p através das retas paralelas a região linear para todos os pontos da curva.

Não só esse tratamento auxilia nos cálculos dos valores únicos de tenacidade à fratura J e $CTOD$, mas principalmente no cálculo e construção das curvas de resistência, que precisam dos dados ponto a ponto para obtenção acurada de J ou δ e Δa .

3.5.3 Cálculo do Valor Único de Tenacidade à Fratura – Integral J e CTOD

Integral J

O valor da tenacidade à fratura Integral J foi calculado conforme o procedimento do método básico de ensaio da norma ASTM E1820 para a geometria $SE(B)$, utilizando o valor de carga máxima. Para a geometria $SE(T)$, foi necessário realizar uma pesquisa

aprofundada da literatura para buscar o melhor procedimento, visto que ainda não há uma norma nacional ou internacional padronizada, sendo que foi escolhido o valor de fratura do corpo de prova. Para o cálculo da Integral J, foi utilizada a Equação 2.8, que é novamente mostrada abaixo:

$$J=J_{el}+J_{pl} \quad \text{Equação 2.8a}$$

Onde,

$$J_{el}=\frac{K^2(1-\nu^2)}{E}, \quad J_{pl}=\frac{\eta_{pl}A_{pl}}{B(W-a_0)} \quad \text{Equação 2.8b}$$

As equações do fator intensidade de tensões K , fator geométrico elástico $F(a/W)$ e do fator geométrico plástico η_{pl} para a geometria $SE(B)$, segundo a ASTM E1820, também foram apresentados e estão presentes nas equações 2.10a, 2.10b e 2.13b, que estão mostradas novamente abaixo:

$$K=\frac{PSF(a/W)}{BW^{1,5}} \quad \text{Equação 2.10a}$$

Onde,

$$F\left(\frac{a}{W}\right)=3\sqrt{\frac{a}{W}} \cdot \frac{1,99-\left(\frac{a}{W}\right)\left(1-\frac{a}{W}\right)\left[2,15-3,93\cdot\frac{a}{W}+2,7(a/W)^2\right]}{2\left(1+2\cdot\frac{a}{W}\right)\left(1-\frac{a}{W}\right)^{3/2}} \quad \text{Equação 2.10b}$$

$$\eta_{pl}=3,677-2,199\left(\frac{a}{W}\right)+0,437\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad (\text{deslocamento CMOD}) \quad \text{Equação 2.13b}$$

Para o cálculo da Integral J para geometria $SE(T)$, foram utilizados a Equação 2.1, a Equação 2.12 e a Tabela 3.8 para o fator intensidade de tensões K , fator geométrico elástico $F(a/W)$ e a as constantes da equação de $F(a/W)$, respectivamente. A escolha dessas equações foi baseada na avaliação realizada na revisão bibliográfica (Figura 2.22), visto que norma BS 8571 não estava disponível para utilização. Essas equações e constantes são recapituladas abaixo:

$$K=\frac{PF(a/W)}{B\sqrt{W}} \quad \text{Equação 2.1}$$

$$F(a/W)=\zeta_0+\zeta_1(a/W)+\zeta_2(a/W)^2+\zeta_3(a/W)^3+\zeta_4(a/W)^4+\zeta_5(a/W)^5 \quad \text{Equação 2.12}$$

Tabela 3.8 Constantes para o ajuste do polinômio de $F(a/W)$ do corpo de prova SE(T) fixado por garras (CRAVERO, RUGGIERI, 2007).

Constante	ζ_0	ζ_1	ζ_2	ζ_3	ζ_4	ζ_5
Valor	0,2832	3,8497	-1,4885	4,1716	9,9094	-7,4188

A equação do o fator geométrico plástico η_{pl} e suas constantes foram baseadas no trabalho de Mathias e Ruggieri (2013), que na avaliação realizada na revisão bibliográfica (Figura 2.23) apresentou menor diferença percentual e menor variação, sendo a equação rerepresentada abaixo (Equação 2.15). Suas constantes estão presentes na Tabela 3.10.

$$\eta_{pl} = \sum_{i=0}^j \xi_i (a/W)^i = \xi_0 + \xi_1 (a/W) + \dots + \xi_j (a/W)^j \quad \text{Equação 2.15}$$

Tabela 3.9 Coeficientes para o ajuste do polinômio de η_{pl} do corpo de prova SE(T) fixado por garras.

Constante	ξ_0	ξ_1	ξ_2	ξ_3	ξ_4	ξ_5
Valor	1,07	-1,77	7,81	-18,27	15,30	-3,08

CTOD

Para a geometria $SE(B)$, foram calculados dois valores de CTOD de carga máxima (comportamento apresentado pelo material nessa geometria), sendo um deles seguindo o método da norma ASTM E1820 (2013) e o outro seguindo o método das normas BS 7448-1 (1991) e ISO 12135 (2002). O método da ASTM E1820 (2013) consiste em converter o valor de Integral J, conforme a Equação 2.7, mostrada novamente abaixo, e o coeficiente m é mostrado na Equação 3.2:

$$\delta = \frac{1}{m\sigma_Y} (J_{el} + J_{pl}) \quad \text{Equação 2.7}$$

$$m = A_0 - A_1 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \right) + A_2 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \right)^2 - A_3 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \right)^3 \quad \text{Equação 3.2}$$

Onde,

$$A_0 = 3,18 - 0,22(a/W)$$

$$A_1 = 4,32 - 2,23(a/W)$$

$$A_2 = 4,44 - 2,29(a/W)$$

$$A_3 = 2,05 - 1,06(a/W)$$

O cálculo do CTOD segundo a BS 7448-1 (1991) e a ISO 12135 (2002) foi explicado no item 2.5.1 e segue a equação 2.6, rerepresentada abaixo:

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} \quad \text{Equação 2.6a}$$

Onde,

$$\delta_{el} = \frac{K^2 (1-\nu^2)}{2\sigma_y E}, \quad \delta_{pl} = \frac{r_p(W-a_0)V_p}{r_p(W-a_0)+a_0+z} \quad \text{Equação 2.6b}$$

Para a geometria $SE(T)$, o CTOD foi calculado através da conversão da Integral J e, para isso, foi utilizada a mesma Equação 2.7. O coeficiente m é calculado segundo a Equação 3.3, que foi desenvolvida por Moreira & Donato (2010). Esse modelo de cálculo (americano) foi adotado em virtude de ser o único disponível para ser utilizado com apenas um *clip gauge* (extensômetro de fratura). Para o modelo do eixo de rotação (britânico), não foi encontrada uma equação do fator rotacional (r_p) disponível para essa geometria de corpo de prova.

$$m = 1,4724 - 0,2093(a/W) + 0,6589(a/W)^2 - 0,911(a/W)^3 \quad \text{Equação 3.3}$$

3.5.4 Cálculo e Construção da Curva-R

As curvas de resistência (Curvas-R) para as geometrias $SE(B)$ e $SE(T)$ foram construídas a partir dos dados adquiridos do tratamento e filtragem dos dados. Foi construída uma planilha para calcular os valores de J e Δa , ponto-a-ponto, utilizando o procedimento presente na ASTM E1820 (2013) para a geometria $SE(B)$ e procedimento presente na BS 8571 para a geometria $SE(T)$.

Procedimento da ASTM E1820 (2013)

O procedimento para construção da curva de resistência ($J-R$) adaptado a partir da norma ASTM E1820 (2013), segue os seguintes passos:

- Calcular J usando as equações adequadas para a geometria ensaiada;
- Calcular o valor do tamanho da trinca através da técnica da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*) no intervalo de carga e descarga ($\Delta P/\Delta CMOD$) para cada ponto;

- Corrigir o tamanho da trinca inicial, utilizando o tamanho da trinca inicial medida no projetor de perfil. Os valores do tamanho da trinca são deslocados conforme a amplitude da correção Δa_0 ;
- Corrigir o tamanho da trinca final, utilizando o tamanho de trinca final medido no projetor de perfil. Os valores do tamanho da trinca são expandidos conforme a amplitude da correção Δa_f , mantendo a diferença entre os valores de rigidez medidos em cada ponto;
- Plotagem dos pares “ $J_i-\Delta a_i$ ” calculados a partir das equações citadas anteriormente.
- Plotagem da linha de construção de acordo com a seguinte equação:

$$J = 2\sigma_Y \Delta a \quad \text{Equação 3.4}$$

- Estabelecer duas linhas de exclusão paralelas à linha de construção interceptando o eixo das abscissas em 0,15 mm e a outra em 1,5 mm.
- Estabelecer outra de exclusão horizontal definida na equação abaixo:

$$J_{\text{limit}} = b_0 \sigma_Y / 7,5 \quad \text{Equação 3.5}$$

- Plotagem de uma linha paralela à linha de construção deslocada por um valor de 0,5 mm.
- Observar que ao menos um ponto deve estar localizado entre a linha de exclusão 0,15 e a uma linha de 0,5 mm. E também ao menos um ponto deve estar posicionado entre a linha de 0,5 e a linha de exclusão de 1,5 mm. Assim como ilustrado na Figura 3.15.

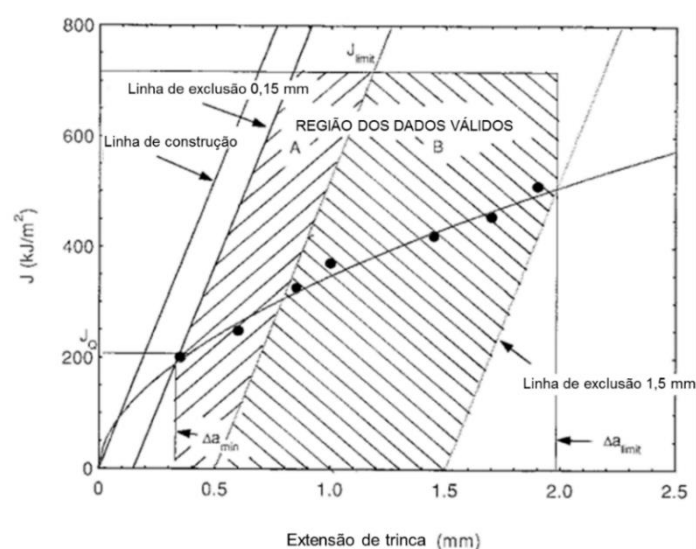


Figura 3.15 Definição da região para qualificação de dados. (ASTM E1820, 2013).

- Realizar um ajuste de curva segundo a Equação 3.6, usando apenas os dados que estejam compreendidos entre as linhas de exclusão e a linha J_{limit} . Ao menos 5 pontos devem ser usados para a determinação da curva.

$$J = C_1 \Delta a^{C_2} \quad \text{Equação 3.6}$$

- Definir o valor candidato da tenacidade de iniciação J_Q pela a intersecção desta curva com uma reta paralela à linha de construção deslocada de 0,2 mm, conforme a Figura 3.16.
- O valor de J_Q será considerado um valor de tenacidade à fratura J_{IC} se:
Espessura, $B > 10J_Q/\sigma_Y$
Ligamento inicial, $b_0 > 10J_Q/\sigma_Y$

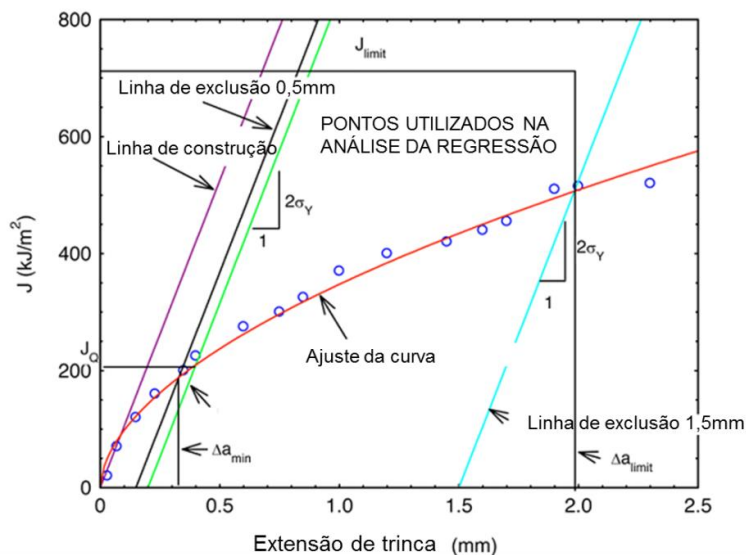


Figura 3.16 Definição das linhas de construção para qualificação de dados, mostrando a intersecção da linha de construção deslocada de 0,2 mm com a curva de resistência de modo I para obter o valor candidato do valor de tenacidade de iniciação J_Q . (ASTM E1820, 2013).

Procedimento da BS 8571 (2014)

O procedimento para construção da curva de resistência (J - R) utilizando foi baseado na norma BS 8571 (2014) e consiste em plotar a curva a partir dos dados de J e Δa , realizando a regressão dos pontos válidos no intervalo de Δa igual a 0,2 mm e de Δa igual a 20%($W-a_0$). O valor de J_{IC} é igual ao valor corresponde a Δa de 0,2 mm. A Figura

3.17 mostra uma representação esquemática do procedimento para obtenção da Curva-R e dos valores de tenacidade à fratura de iniciação.

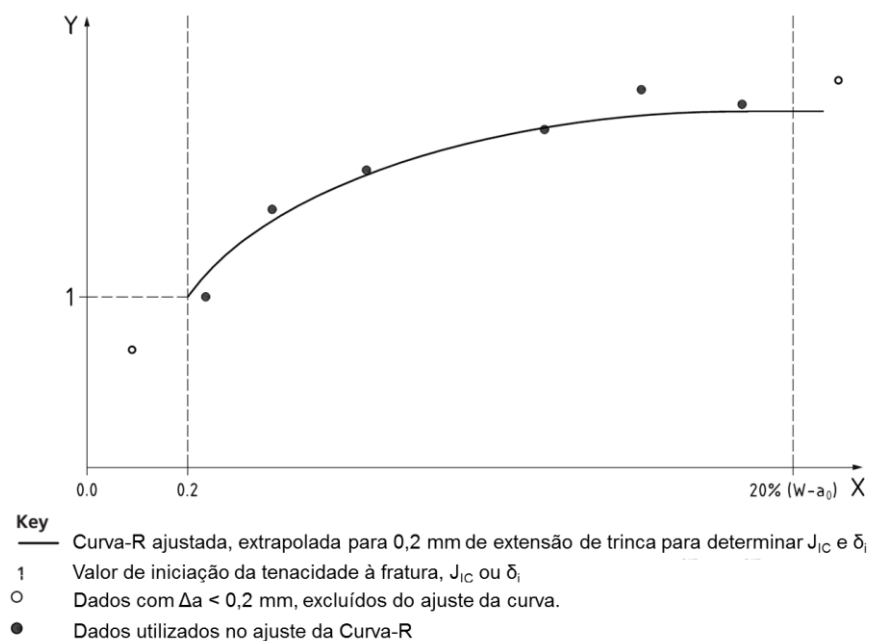


Figura 3.17 Ajuste da Curva-R para o dados do corpo de prova SE(T) e obtenção do J_{IC} e δ_i (Adaptado de BS 8571, 2014).

3.5.5 Análise da Superfície de Fratura

Por fim, as superfícies de fratura foram analisadas em um Estereomicroscópio marca *Olympus* modelo *SZ4045 TR CTV*, contando com um equipamento de aquisição de imagens. Adicionalmente foram avaliados os micromecanismos de fratura através da análise via microscópio eletrônico de varredura (MEV) modelo *SSX-550 Superscan* da marca *Shimadzu*.

4.0 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Análise Química

A composição química do aço que constitui a conexão cônica (*Tool Joint*) estudada nesse trabalho está mostrada na Tabela 4.1. Em relação à composição química, a especificação 5DP da API (2009) apenas limita os teores de enxofre e fósforo no material, que devem possuir máximo teor de 0,015% e 0,020% em massa, respectivamente. Dessa forma, a composição química do material empregado no trabalho está de acordo com os requisitos da norma do material.

Tabela 4.1 Composição química da conexão cônica do tubo de perfuração.

Composição química (% em massa)								
Elemento	C	Si	Mn	P*	S**	Cr	Mo	Ni
Amostra	0,365	0,254	0,952	0,0091	0,0101	1,09	0,322	0,114
Elemento	Al	Co	Cu	Nb	Ti	V	B	Fe
Amostra	0,0347	<0,0100	0,229	0,0034	0,0023	0,0031	0,0003	Balanco

* máx. 0,020.

** máx. 0,015.

4.2 Metalografia

A Figura 4.1 apresenta uma micrografia do aço API 5DP Tool Joint obtida por microscopia ótica (MO). Observa-se a matriz composta de martensita revenida e bainita com a presença de inclusões. A Figura 4.2 mostra outra micrografia obtida por microscopia ótica (MO), enfatizando a inclusão alongada de sulfeto de manganês (MnS). Essa microestrutura é esperada para este aço, devido à combinação de composição química e dos tratamentos térmicos de têmpera e revenido, aos quais o material é submetido no término do processo de fabricação.

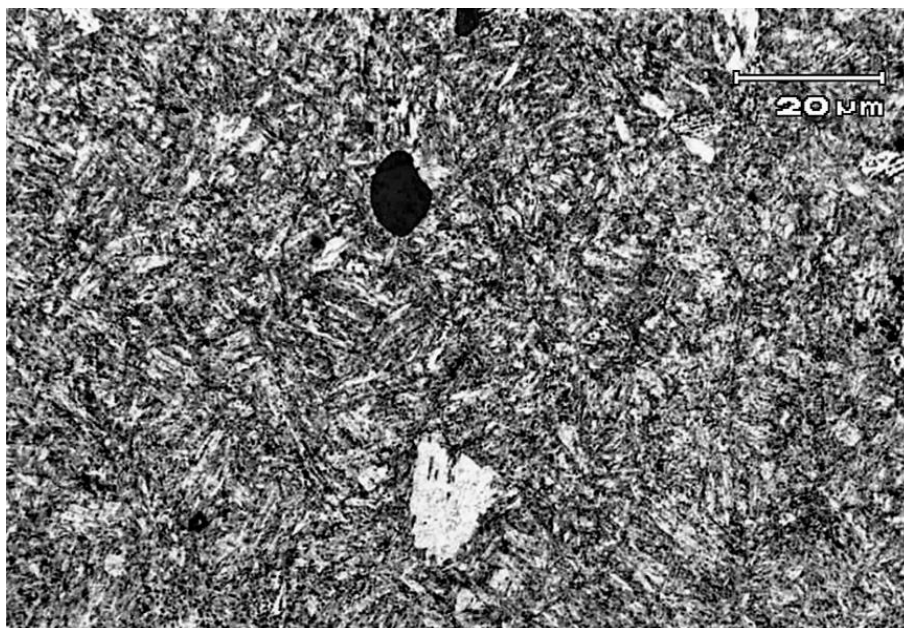


Figura 4.1 Microestrutura do material obtida por microscopia ótica (MO).

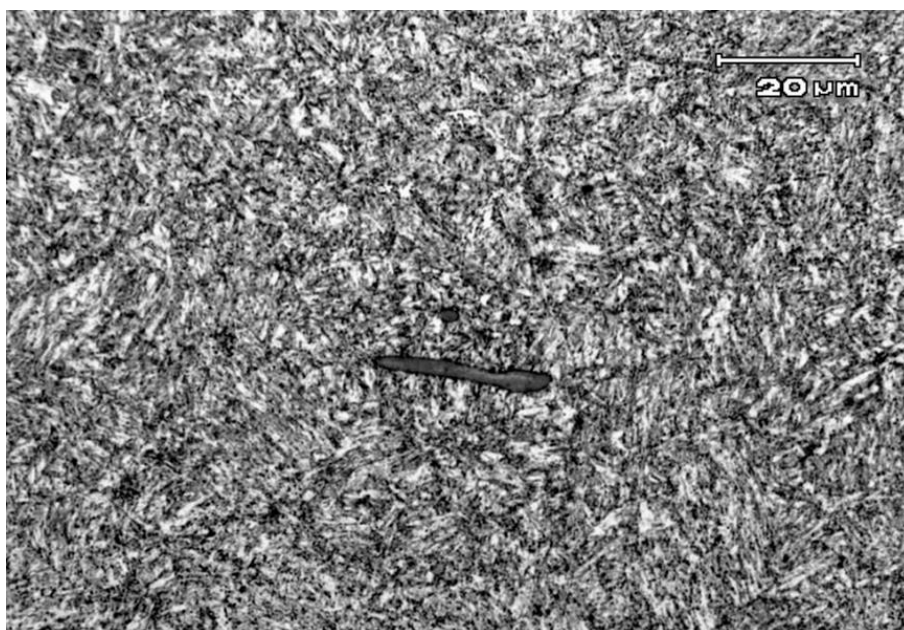


Figura 4.2 Microestrutura do material obtida por microscopia ótica (MO).

A Figura 4.3 apresenta a micrografia do aço API 5DP Tool Joint obtida por microscopia eletrônica de varredura (MEV). Destaca-se a inclusão de sulfeto de manganês (MnS), cujos elementos foram analisados qualitativamente por espectroscopia de raios-X energia dispersiva (EDS).

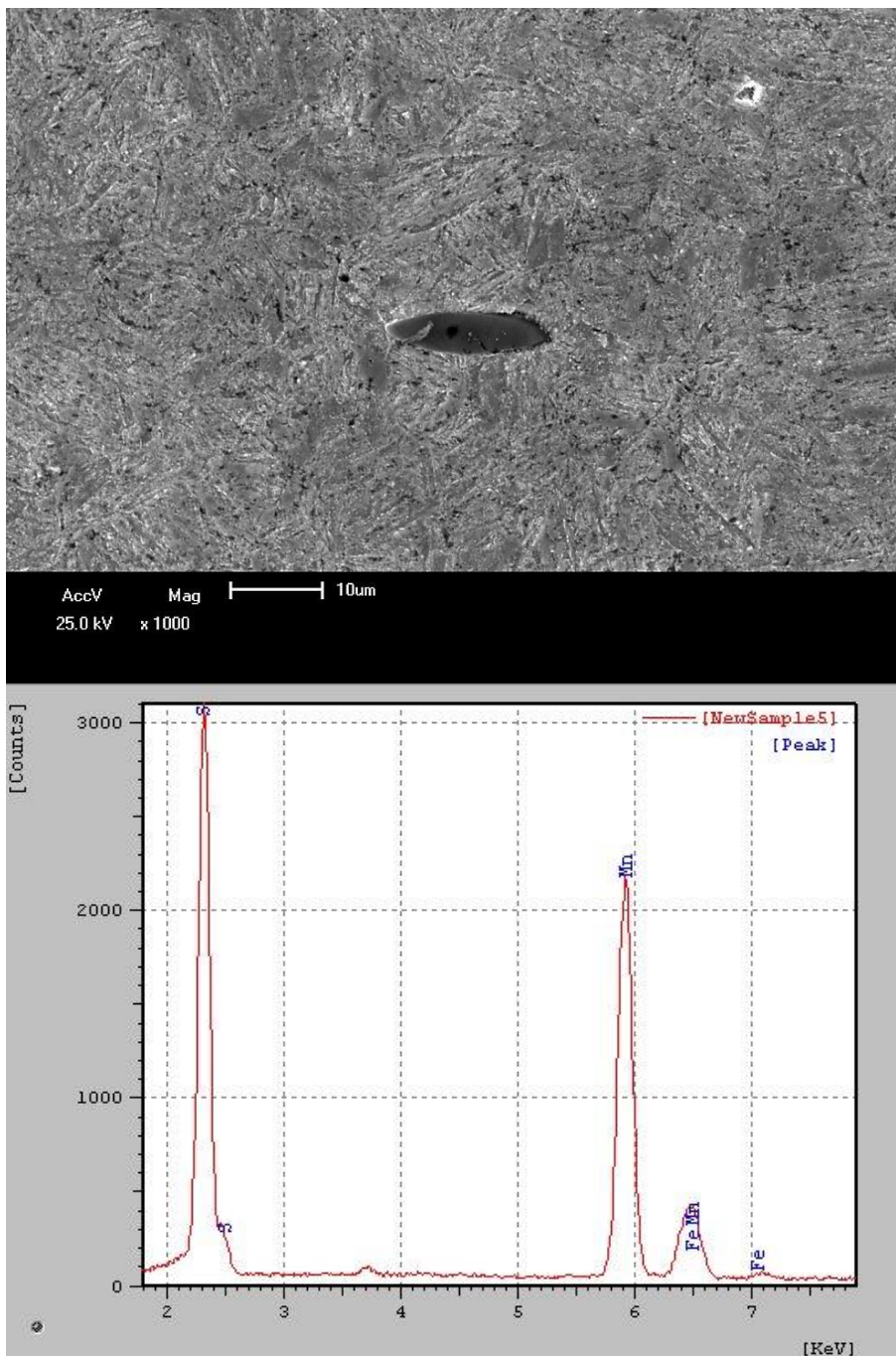


Figura 4.3 Microestrutura do material obtida por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e EDS mostrando inclusão de MnS.

A Figura 4.4 apresenta uma micrografia do aço API 5DP Tool Joint obtida por microscopia eletrônica de varredura (MEV). Nota-se a presença de inclusão de óxido de alumínio que foi analisada qualitativamente por espectroscopia de raios-X energia dispersiva (EDS).

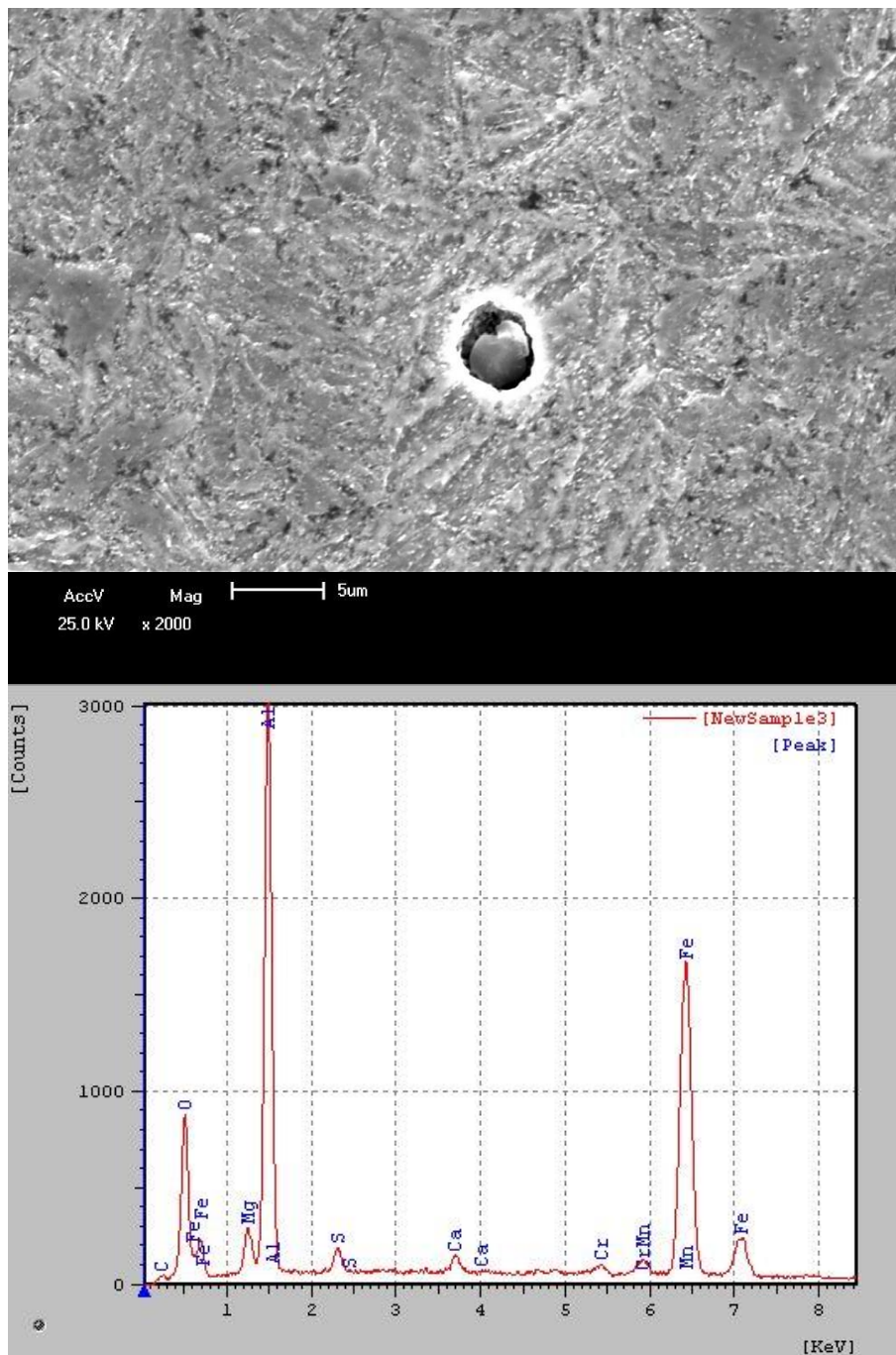


Figura 4.4 Microestrutura do material obtida por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e EDS mostrando inclusão de óxido de alumínio.

4.3 Ensaio de Dureza Brinell

Os resultados dos ensaios de dureza Brinell estão apresentados na Tabela 4.2, tendo sido realizados em duas amostras e cinco medidas entre amostras. O valor de dureza Brinell deve estar contido na faixa de 285 a 341 HB para o aço API 5DP Tool Joint,

segundo a especificação 5D / 5DP da API. Dessa forma, o material está de acordo com os requisitos de dureza do material.

Tabela 4.2 Resultados dos ensaios de dureza Brinell do aço API 5DP Tool Joint. Valores de dureza em HB.

Amostra	Medida 1	Medida 2	Medida 3	Medida 4	Medida 5	Média	Incerteza de medição (U)
1	321,0	321,0	329,0	313,0	321,0	321,0	8,1
2	321,0	321,0	313,0	321,0	329,0	321,0	8,1

4.4 Ensaio de Tração

A Figura 4.5 mostra as curvas tensão-deformação de engenharia dos 5 (cinco) ensaios de tração realizados em corpos de prova do aço API 5DP Tool Joint. A amostra T-01 fraturou em uma região fora do extensômetro e das marcações para medição do alongamento; sendo assim, a curva apresentou comportamento atípico após a carga máxima e o resultado de alongamento foi descartado.

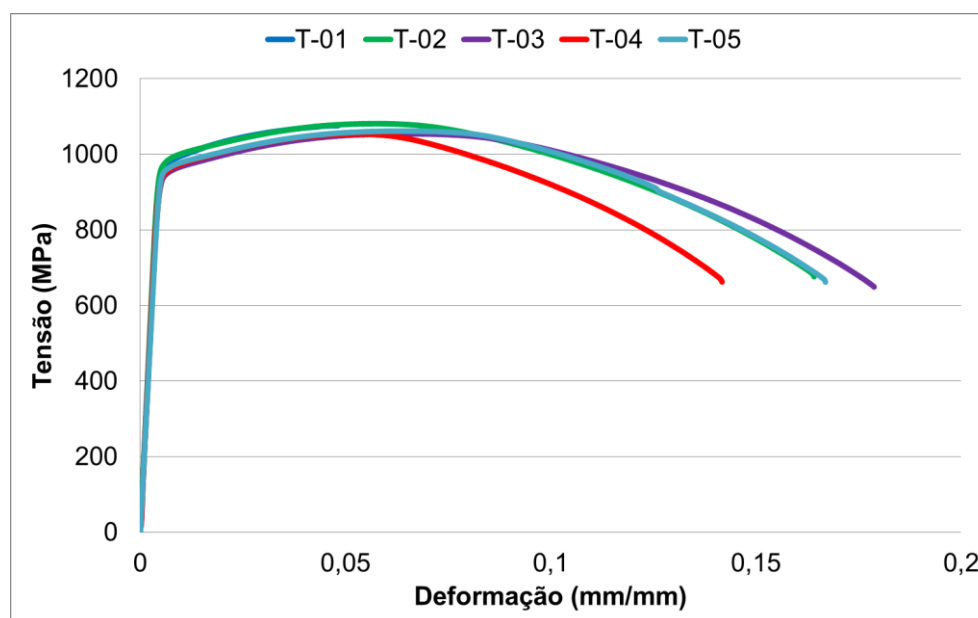


Figura 4.5 Curvas tensão-deformação de engenharia do aço API 5DP Tool Joint.

Os resultados do ensaio de tração do aço API 5DP Tool Joint são apresentados na Tabela 4.3 para o limite de escoamento, o limite de resistência, o alongamento e a redução de área. Os valores obtidos estão de acordo com a especificação 5D/ 5DP da API (2009), a

qual define os requisitos para o limite de escoamento (827 a 1138 MPa), o limite de resistência (mínimo de 965 MPa), e o alongamento (mínimo de 13%) da conexão cônica.

Tabela 4.3 Resultados do ensaio de tração do aço API 5DP Tool Joint.

Amostra	Limite de Escoamento, LE (MPa)	Limite de Resistência, LR (MPa)	Alongamento, A ($L_0 = 25\text{mm}$) (%)	Redução de Área, Z (%)
T-01	975,6	1076,2	*	60,3
T-02	980,6	1081,5	16,1	61,1
T-03	949,1	1054,8	17,6	62,5
T-04	965,4	1066,4	13,9	61,1
T-05	961,9	1061,9	17,3	63,2
Média	966,5	1068,2	16,2	61,6
Incerteza	15,4	13,4	2,8	1,5

* Fratura ocorreu fora das marcações.

Os resultados dos ensaios de tração seguindo a nomenclatura da ISO 6892-1 (2009) e a metodologia do GUM (JCGM 100, 2008) com probabilidade de abrangência de 95,45% são apresentados a seguir:

- $S_p = (966,5 \pm 15,4)$ MPa
- $S_m = (1068,2 \pm 13,4)$ MPa
- $A = (16,2 \pm 2,8)$ %
- $Z = (61,6 \pm 1,5)$ %

A Figura 4.6 apresenta uma das curvas deformação-carga utilizadas para o cálculo do módulo de elasticidade e do coeficiente de Poisson do material, utilizando a aquisição da deformação por *strain-gages* colados nas amostras no sentido transversal e longitudinal.

Os resultados do ensaio de tração instrumentados do aço API 5DP Tool Joint são apresentados na Tabela 4.4 para o módulo de elasticidade (E) e o coeficiente de Poisson (ν). Os valores de E e ν são estimativas experimentais e alguns fatores afetam o resultado nas amostras ensaiadas, como, por exemplo, a curvatura decorrente do diâmetro reduzido da seção útil (5 mm), dificultando a colagem do *strain-gage*. Dessa forma, espera-se que o valor obtida ainda apresente alguma diferença para as propriedades apresentadas pelo aço analisado. De qualquer maneira, os resultados foram bastante homogêneos e possibilitaram

a obtenção de dados representativos para o material. Os valores obtidos nos ensaios de tração instrumentados serão utilizados para o cálculo do CTOD, Integral J e nas equações da flexibilidade (*compliance*).

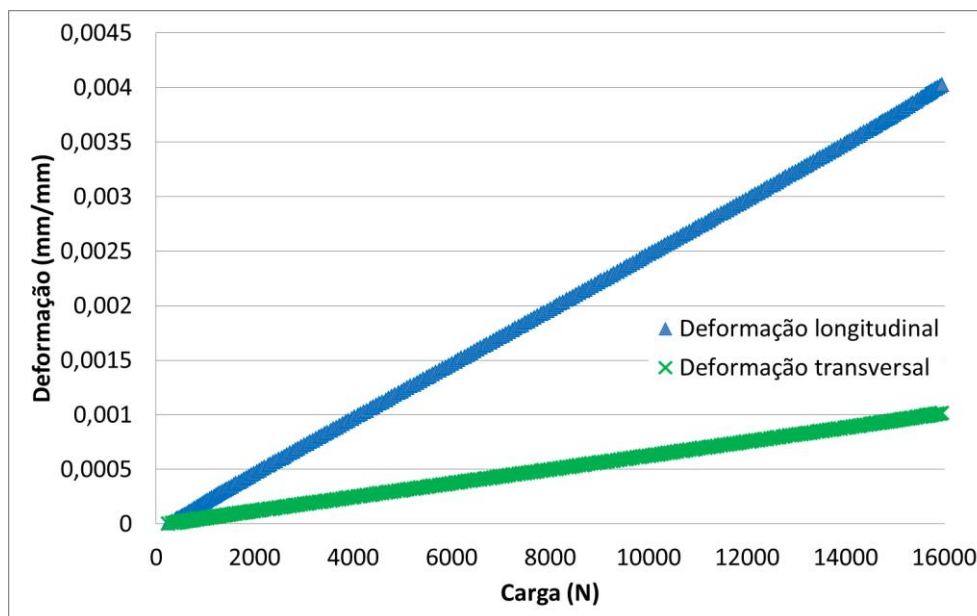


Figura 4.6 Curvas deformação-carga da conexão cônica.

Tabela 4.4 Resultados do ensaio de tração instrumentados do aço API 5DP Tool Joint.

Amostra	Módulo de Elasticidade, E (GPa)	Coefficiente de Poisson, ν (-)
T-01	203,94	0,252
T-02	225,05	0,263
T-03	236,77	0,251
T-04	219,77	0,250
Média	221,38	0,254
Desvio Padrão	13,63	0,006

A Figura 4.7 apresenta as curvas tensão-deformação verdadeira até a carga máxima do aço API 5DP Tool Joint. Utilizou-se o método de *Considere* para definir o valor de deformação uniforme, sendo este o limite para o cálculo da tensão e deformação verdadeira a partir da tensão e deformação de engenharia, cuja construção do método é mostrada na Figura 4.8.

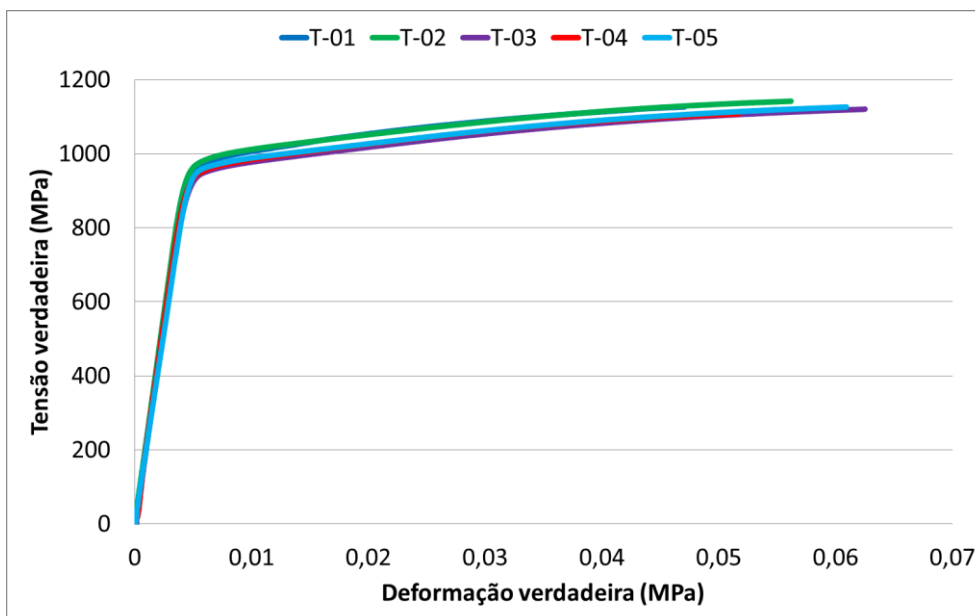


Figura 4.7 Curvas tensão-deformação verdadeira do aço API 5DP Tool Joint.

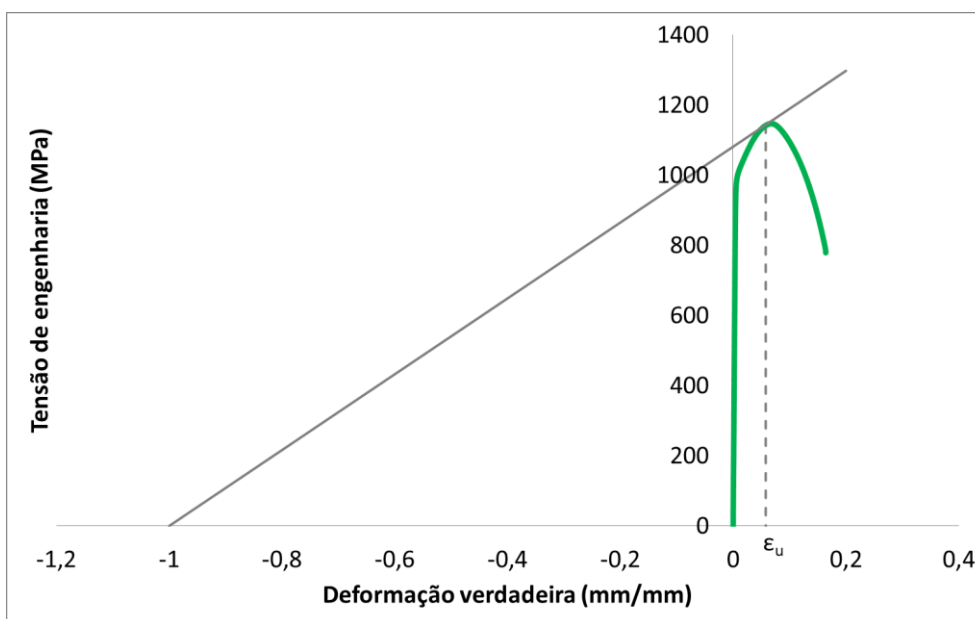


Figura 4.8 Construção do método de *Considère* para determinação da instabilidade à tração no ensaio de tração.

Os coeficientes da equação de *Ramberg-Osgood* (α e n) são apresentados na Tabela 4.5. Então, a equação de *Ramberg-Osgood* média calculada a partir da regressão é apresentada na Equação 4.1.

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + 0,887 \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^{17,796} \quad \text{Equação 4.1}$$

Tabela 4.5 Coeficientes da equação de *Ramberg-Osgood* do aço API 5DP Tool Joint.

Amostra	Coeficiente α (-)	Coeficiente de encruamento, n (-)
T-01	0,774	18,448
T-02	0,919	18,152
T-03	0,936	16,906
T-04	0,863	18,101
T-05	0,942	17,372
Média	0,887	17,796
Desvio Padrão	0,070	0,636

A Figura 4.9 mostra a superfície de fratura representativa do ensaio de tração. É possível observar três zonas distintas: zona fibrosa, zona radial e zona cisalhada. Na zona fibrosa, ocorre o início da fratura através da nucleação e do crescimento das microcavidades a partir de partículas de segunda fase, que nesse caso são as inclusões (MnS, Al₂O₃, entre outras). Na segunda região (zona radial), ocorre a propagação rápida de trinca apresentando comportamento frágil. E por fim, há a zona cisalhada (45°) que envolve toda a seção e há deformação plástica devido à ausência de triaxialidade de tensões. Nas imagens em MEV, é possível observar as microcavidades formadas na região central do corpo de prova (região 2 da Figura 4.9). Além disso, podemos observar a propagação da trinca orientada a partir da zona radial até a borda da amostra na zona radial (região 3 da Figura 4.9).

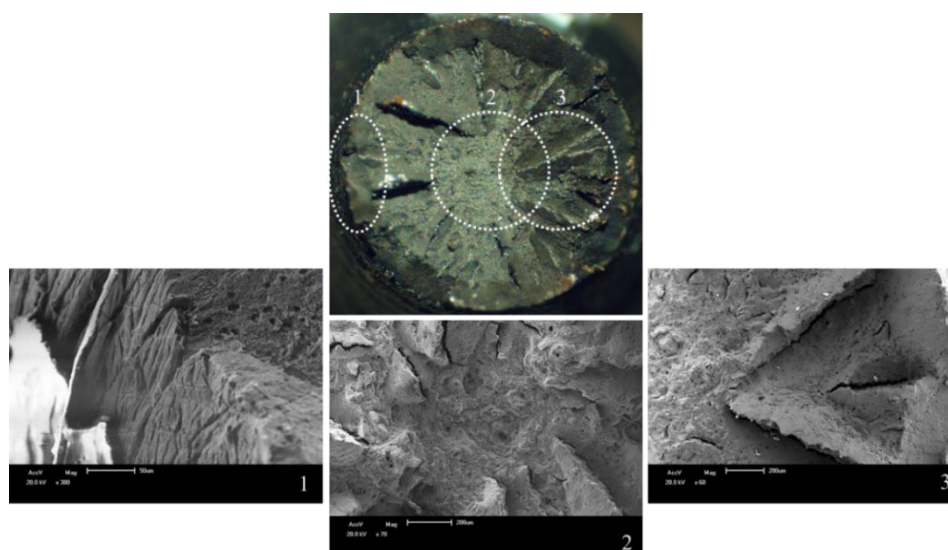


Figura 4.9 Superfície de fratura obtida no ensaio de tração seguido das imagens em MEV nas regiões de interesse. A região 1 é a zona cisalhada, a região 2 é zona fibrosa e a região 3 é a zona radial.

4.5 Ensaios de Tenacidade à Fratura: CTOD e Integral J

As curvas carga (P) versus abertura da boca da trinca ($CMOD$) são apresentadas na Figura 4.10 e na Figura 4.11 para a geometria de corpo de prova $SE(B)$ e $SE(T)$, respectivamente, mostrando o efeito do tamanho da trinca inicial, representado pelo valor normalizado (a_0/W) em cada geometria.

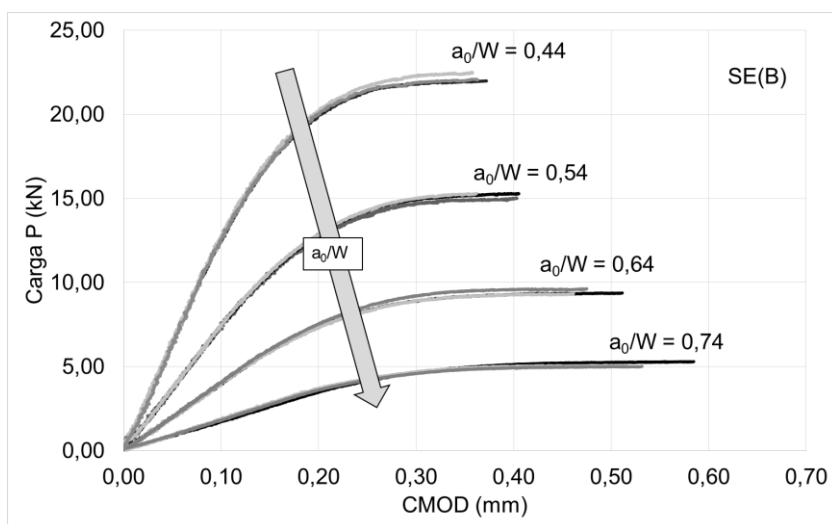


Figura 4.10 Curvas P-CMOD, ilustrando o efeito do tamanho de trinca inicial (a_0/W) na geometria $SE(B)$.

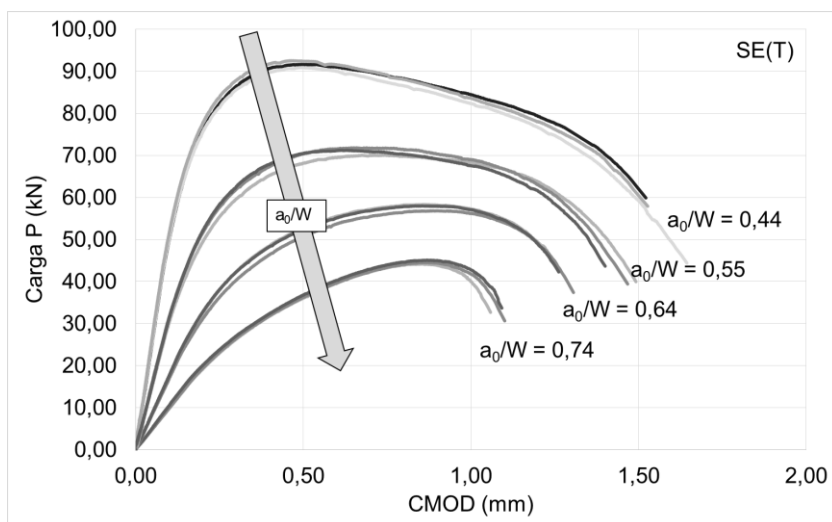


Figura 4.11 Curvas P-CMOD, ilustrando o efeito do tamanho de trinca inicial (a_0/W) na geometria $SE(T)$.

Analisando apenas o efeito do tamanho da trinca inicial (a_0/W) nas duas geometrias, observa-se que três características da curva P - $CMOD$ se alteram: a inclinação da região elástica, a carga máxima suportada pelo corpo de prova e a área plástica abaixo da curva.

Com o aumento do tamanho de trinca inicial, essas três características da curva P - $CMOD$ são reduzidas. A redução da inclinação da curva é devido ao aumento da flexibilidade (*compliance*) que trincas mais profundas causam na geometria. Por sua vez, as reduções tanto da carga máxima quanto da área plástica são decorrentes do aumento da triaxialidade na ponta da trinca para o intervalo de tamanho de trinca estudado (a_0/W de 0,44 a 0,74). Schwalbe *et al* mostraram que a triaxialidade aumenta com a redução do ligamento ($b = W - a_0$) através de uma representação esquemática, conforme pode ser observado na Figura 4.12 (SCHWALBE *et al.*, 2005). A variação da carga máxima foi maior na geometria $SE(B)$ do que na $SE(T)$ com percentual de 77% versus 51%. Enquanto que a variação da área plástica foi maior na geometria de tração do que na de flexão (75% versus 68%).

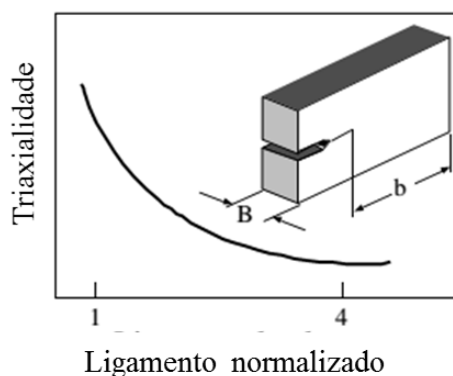


Figura 4.12 Efeito do ligamento normalizado ($s = b/B$) na triaxialidade (Adaptado de SCHWALBE *et al.*, 2005).

Os resultados da média de três ensaios de tenacidade à fratura $CTOD$ e Integral J são apresentados na Tabela 4.6 e na Tabela 4.7 para as geometrias $SE(B)$ e $SE(T)$, respectivamente. Para a geometria de flexão $SE(B)$, foi calculado ainda o valor de $CTOD$ por duas formas de cálculo [BS 7448-1 (1991) / ISO 12135 (2002) e ASTM E1820 (2013)] e percebe-se que as diferenças entre os dois procedimentos são muito pequenas, apresentando diferença média menor que 5% para todas as faixas de tamanho de trinca estudadas. Tagawa *et al.* (2010) realizaram uma comparação entre as duas normas e chegaram as mesmas indicações que foram vistas nesses trabalho, isto é, que os valores de $CTOD$ através do cálculo pela ASTM são menores e apresentam maior conservadorismo. Para ambos os parâmetros de fratura, percebe-se que a mudança do nível do parâmetro gerou grande variação na tenacidade à fratura. O aumento do tamanho da trinca (a_0/W) reduz a tenacidade à fratura J e $CTOD$, sendo que a diferença média entre os extremos dos níveis de a_0/W chegou a 50% de redução. A mudança de carregamento de tração [$SE(T)$]

para flexão [$SE(B)$] também reduz nitidamente o resultado de tenacidade à fratura, sendo a diferença média de 81% de redução. A Figura 4.13 mostra os mesmos resultados em um gráfico de colunas.

Tabela 4.6 Resultados das médias e incerteza de medição da tenacidade à fratura CTOD e Integral J para cada tamanho de trinca da geometria $SE(B)$.

Amostra	a_0/W	δ_{m-ASTM} (mm)	δ_{m-BS} (mm)	J_m (kJ/m ²)
SE(B)_A	0,44	0,09 ± 0,01	0,10 ± 0,01	163,4 ± 10,7
SE(B)_B	0,54	0,07 ± 0,01	0,08 ± 0,02	131,3 ± 26,5
SE(B)_C	0,64	0,07 ± 0,01	0,07 ± 0,01	122,2 ± 18,3
SE(B)_D	0,74	0,05 ± 0,01	0,05 ± 0,01	94,1 ± 14,6

Tabela 4.7 Resultados das médias e incerteza de medição da tenacidade à fratura CTOD e Integral J para cada tamanho de trinca da geometria $SE(T)$.

Amostra	a_0/W	δ_u (mm)	J_u (kJ/m ²)
SE(T)_A	0,44	0,60 ± 0,03	872,9 ± 47,4
SE(T)_B	0,55	0,47 ± 0,03	674,8 ± 41,7
SE(T)_C	0,64	0,36 ± 0,02	503,6 ± 27,9
SE(T)_D	0,74	0,28 ± 0,05	371,7 ± 60,3

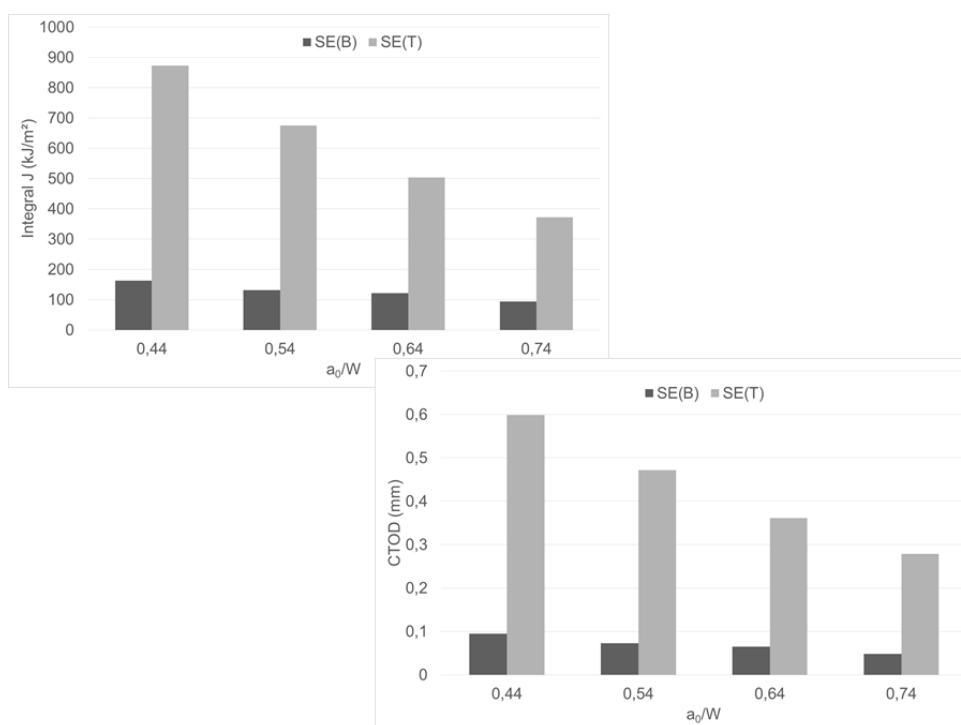


Figura 4.13 Representação do resultados de tenacidade à fratura em gráfico de colunas.

O projeto de experimentos (DOE) utilizado no estudo foi um projeto fatorial de dois fatores que permite avaliar os efeitos principais e interações. A blocagem do turno foi realizada a fim de reduzir a parcela do erro e tornar o experimento mais preciso. A análise de variância dos efeitos principais e da interação é apresentada na Tabela 4.8 e na Tabela 4.9 para o CTOD e para a Integral J, respectivamente. Esses resultados mostraram que a geometria (fator A), tamanho da trinca (fator B) e a interação entre a geometria e o tamanho da trinca (interação AB) possuem efeito significativo sobre as variáveis resposta, considerando um nível de significância de 5%. Constata-se isso através do teste F ($F \geq F$ crítico) e do valor-P, que foi menor que 0,05, sendo este o critério de aceitação. Por fim, o coeficiente de determinação R^2 do experimento foi de 99,37% e 99,24% para o CTOD e para a Integral J, respectivamente, mostrando que os efeitos estudados representam uma grande parcela (>99%) da variabilidade das variáveis resposta.

Tabela 4.8 Análise de Variância para o CTOD.

Fonte da variação	SQ	GDL	MQ	F	Valor-P	F crítico
A (Geometria)	0,70	1	0,70	932,16	0,00	5,32
B (Tamanho da Trinca)	0,09	3	0,03	40,38	0,00	4,07
C (Bloco)	6,30E-05	1	6,30E-05	0,08	0,78	5,32
AB	0,05	3	0,02	22,56	0,00	4,07
AC	1,79E-04	1	1,79E-04	0,24	0,64	5,32
BC	7,56E-04	3	2,52E-04	0,34	0,80	4,07
ABC	2,69E-04	3	9,00E-05	0,12	0,95	4,07
Resíduo	0,01	8	7,48E-04			
Total	0,85	23				

Tabela 4.9 Análise de Variância para o Integral J.

Fonte da variação	SQ	GDL	MQ	F	Valor-P	F crítico
A (Geometria)	1255228	1	1255228	726,87	0,00	5,32
B (Tamanho da Trinca)	218167	3	72722	42,11	0,00	4,07
C (Bloco)	140	1	140	0,08	0,78	5,32
AB	125465	3	41822	24,22	0,00	4,07
AC	467	1	467	0,27	0,62	5,32
BC	1998	3	666	0,39	0,77	4,07
ABC	575	3	192	0,11	0,95	4,07
Resíduo	13815	8	1727			
Total	1615855	23				

Os gráficos dos efeitos principal de cada fator analisado separadamente sobre a tenacidade à fratura CTOD e Integral J são mostrados na Figura 4.14 e na Figura 4.15, respectivamente. Nas plotagens, fica evidenciado que a geometria e o tamanho da trinca apresentam influência sobre o resultado do ensaio. Por outro lado, a blocagem não interferiu nos valores de tenacidade à fratura, servindo para reduzir o erro aleatório (resíduo) e evitando a confusão entre os fatores.

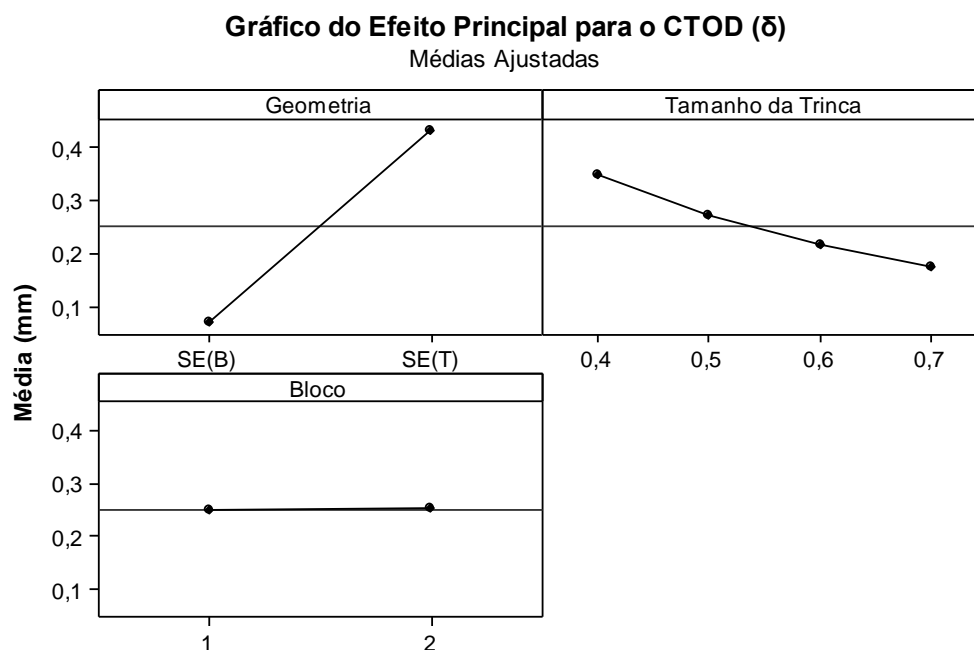


Figura 4.14 Efeito principal dos fatores sobre a variável resposta (CTOD).

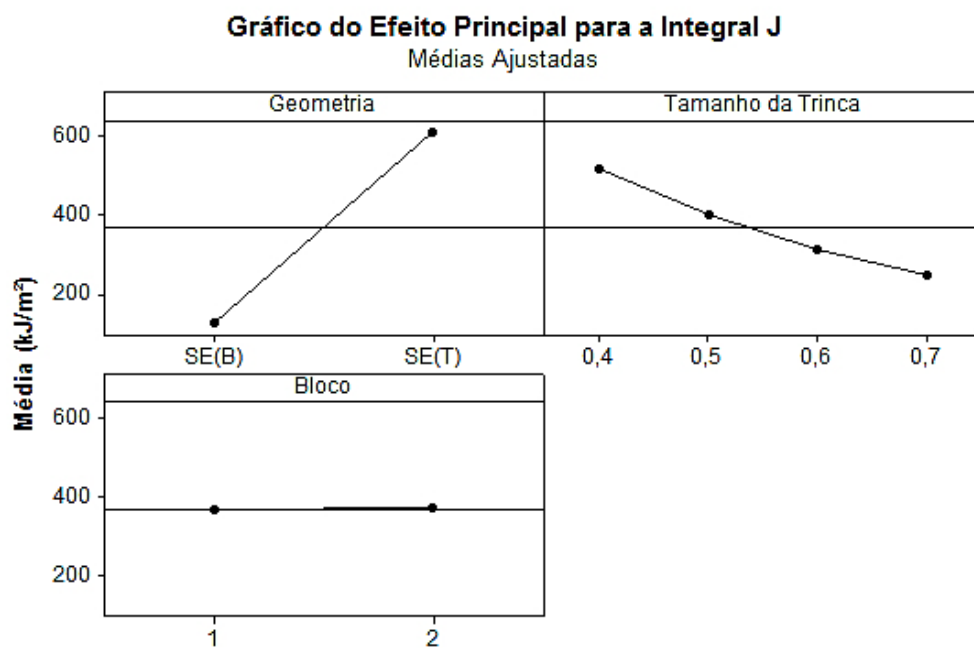


Figura 4.15 Efeito principal dos fatores sobre a variável resposta (Integral J).

A Figura 4.16 e a Figura 4.17 apresentam os gráficos de interação para o CTOD e para a Integral J, respectivamente. Pode-se observar que a geometria do corpo de prova e o tamanho de trinca se relacionam, já que as linhas plotadas não são paralelas.

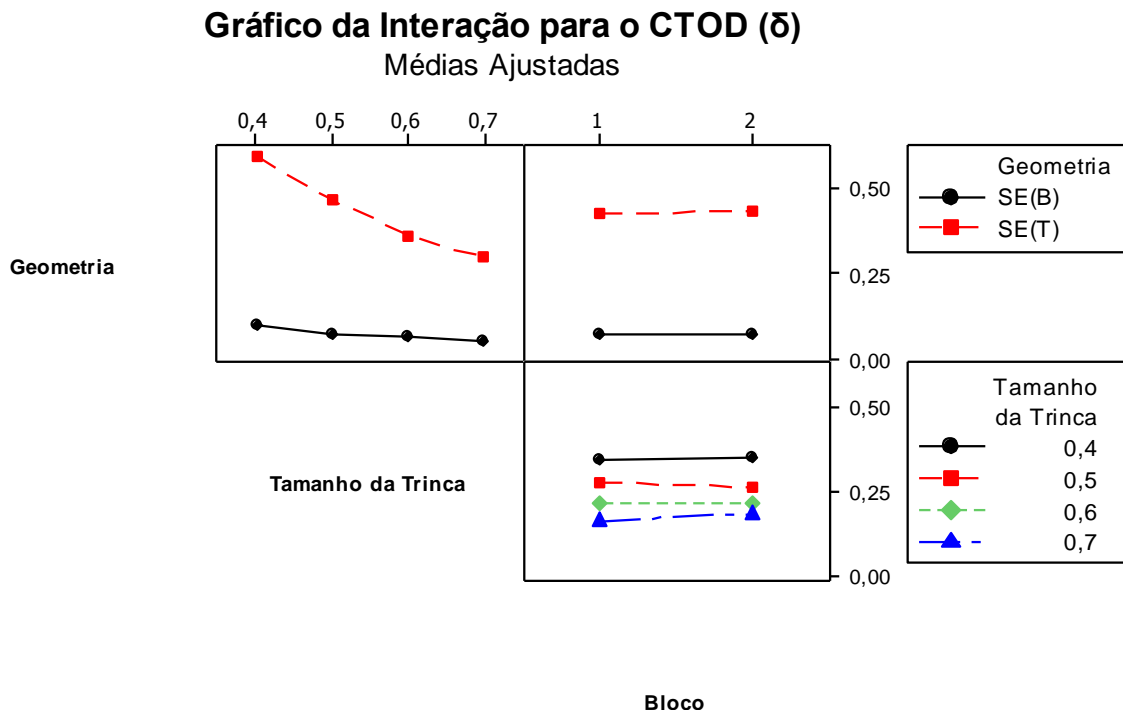


Figura 4.16 Interação de dois fatores com blocagem para tenacidade à fratura CTOD.

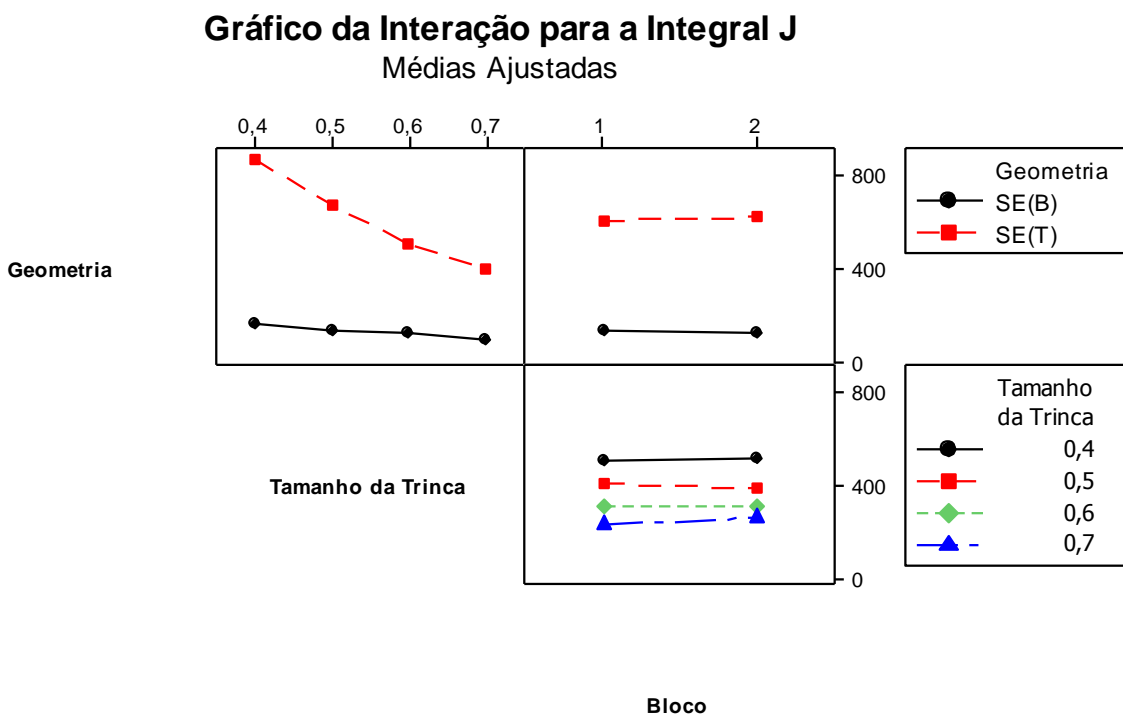


Figura 4.17 Interação de dois fatores com blocagem para tenacidade à fratura Integral J.

Como houve interação significativa, realizou-se a comparação múltipla de médias (CMM) fixando um nível dos fatores e comparando as médias dos níveis do outro fator para otimização da variável resposta. No caso, foi fixado a geometria $SE(T)$ e variado o tamanho da trinca, já que essa geometria maximiza o valor das variáveis resposta ($CTOD$ e J). Os limites de decisão (L_d) para o $CTOD$ e para a Integral J foram de 0,03 mm e de 50,90 kJ/m², respectivamente. As médias a serem comparadas são:

CTOD:

- $a_0/W = 0,44 \rightarrow \delta = 0,60$ mm
- $a_0/W = 0,54 \rightarrow \delta = 0,47$ mm
- $a_0/W = 0,64 \rightarrow \delta = 0,36$ mm
- $a_0/W = 0,74 \rightarrow \delta = 0,30$ mm

Integral J:

- $a_0/W = 0,44 \rightarrow J = 872,9$ kJ/m²
- $a_0/W = 0,54 \rightarrow J = 674,8$ kJ/m²
- $a_0/W = 0,64 \rightarrow J = 503,6$ kJ/m²
- $a_0/W = 0,74 \rightarrow J = 410,1$ kJ/m²

A Figura 4.18 e a Figura 4.19 apresentam as comparações múltiplas das médias considerando o limite de decisão de cada variável de resposta.

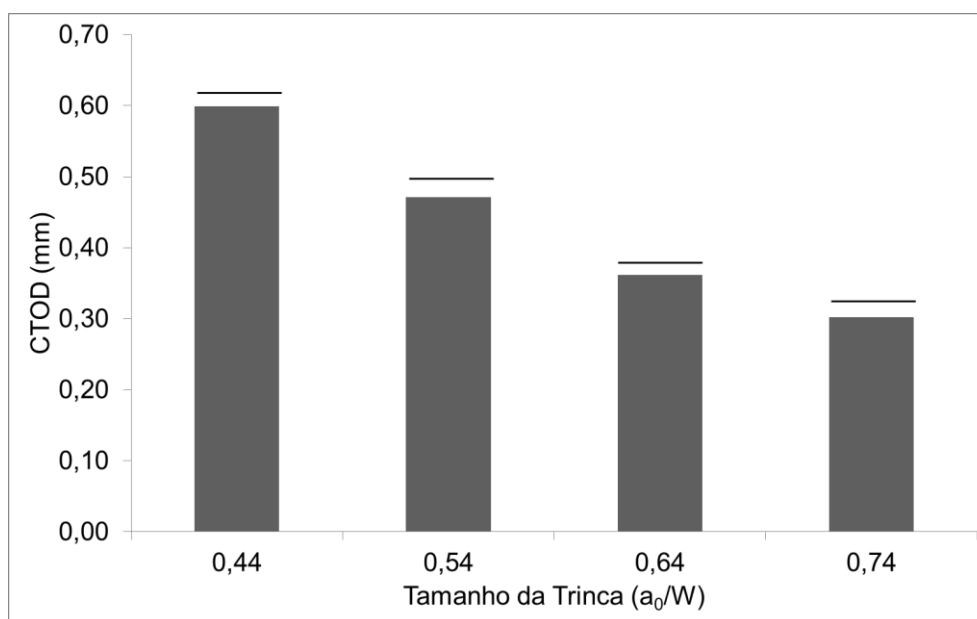


Figura 4.18 Comparação múltipla de médias para o $CTOD$.

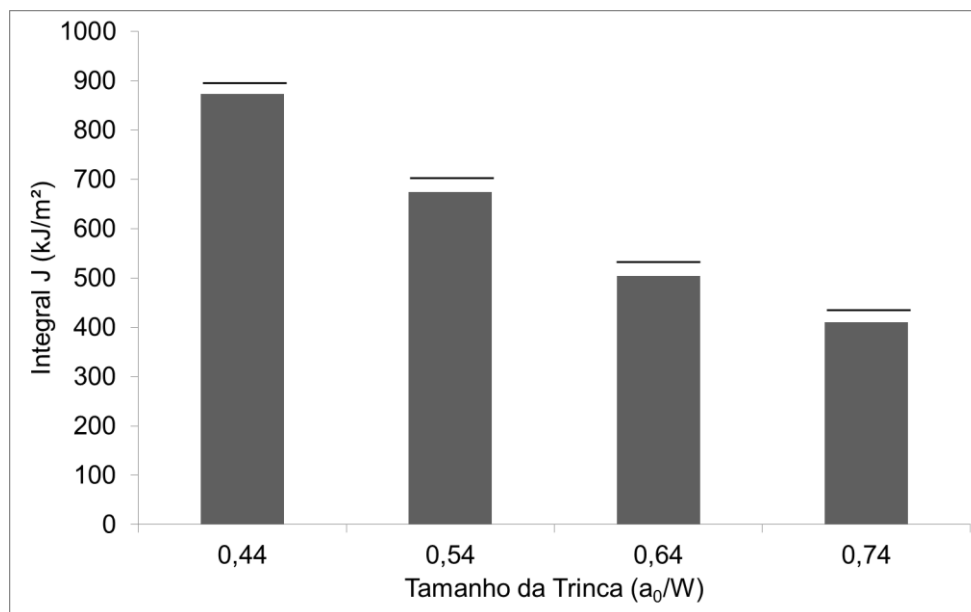


Figura 4.19 Comparação múltipla de médias para a Integral J.

Considerando que tanto o *CTOD* e quanto a Integral J são do tipo maior-é-melhor, o valor de a_0/W que otimiza a variável de resposta é 0,44. Conclui-se, pela comparação múltipla de médias (CMM), que o ajuste ótimo das variáveis é tal que a geometria seja *SE(T)* e o tamanho de trinca normalizado seja $a_0/W=0,44$, levando em consideração a maximização da tenacidade à fratura no projeto de experimentos.

Conforme visto na literatura, a utilização do corpo de prova *SE(T)* com menores tamanhos de trinca apresenta maior transferibilidade da propriedade para o componente/equipamento, reduzindo o conservadorismo da análise da mecânica da fratura (CHIESA *et al.*, 2001). No caso específico do tubo de perfuração, não há requisito de tenacidade à fratura na norma de fabricação da API (API SPEC 5DP, 2009). De qualquer forma, se for utilizado o documento DNV-RP-F101 (2012) como referência, cujo requisito mínimo é de δ igual a 0,15 mm para soldas circunferências de tubos de aço C-Mn, o material estaria adequado para aplicação apenas através da geometria *SE(T)*.

4.6 Ensaio para Determinação das Curvas de Resistência (Curvas-R)

A Figura 4.20 e a Figura 4.21 apresentam as curvas P-CMOD das geometrias de corpo de prova *SE(B)* e *SE(T)*, respectivamente, mostrando uma amostra de cada tamanho de trinca inicial. Pode ser observado os descarregamentos utilizados para calcular o

tamanho de trinca através do método da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*).

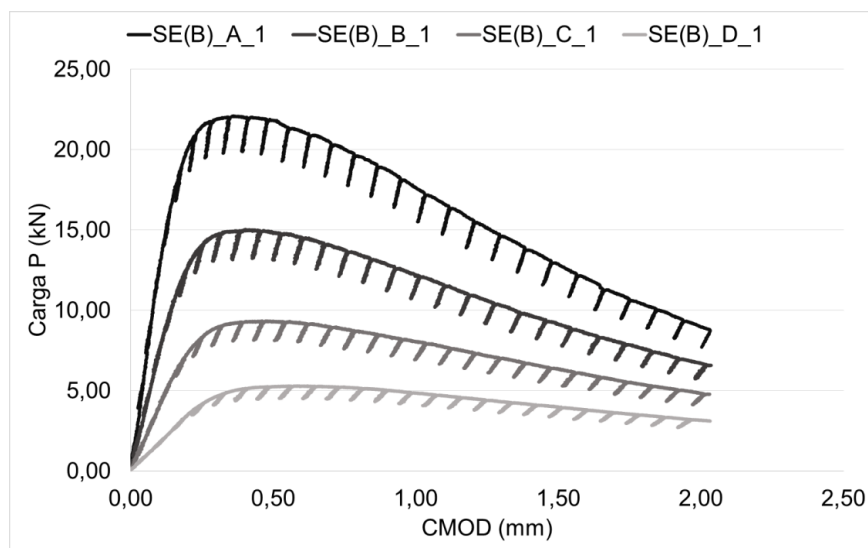


Figura 4.20 Curvas P-CMOD da geometria $SE(B)$, mostrando os descarregamentos.

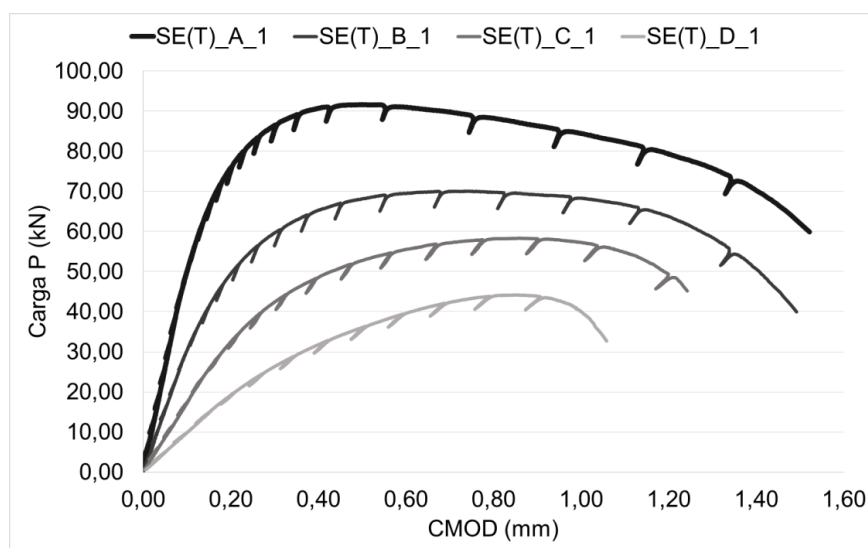


Figura 4.21 Curvas P-CMOD da geometria $SE(T)$, mostrando os descarregamentos.

As curvas de resistência foram determinadas para cada uma das 24 amostras ensaiadas, a partir dos pontos que ficaram presentes na região válida para calcular a regressão da curva na lei de potência ($J = C1 \cdot \Delta a^{C2}$). A Figura 4.22 mostra a curva obtida para uma das amostras e a Figura 4.23 mostra a análise dos pontos que ficaram dentro da região de pontos válidos, sendo que este critério foi atendido por todas as amostras.

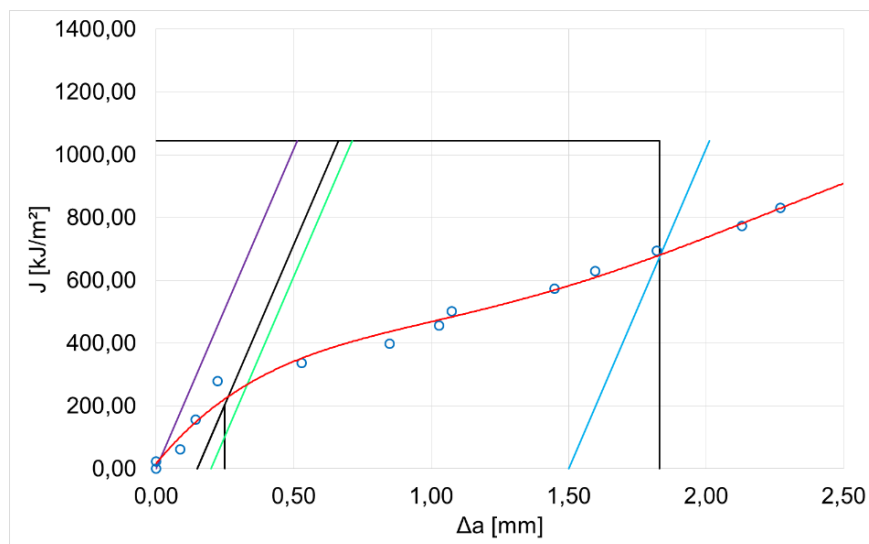


Figura 4.22 Determinação da curva J-R a partir dos dados experimentais.

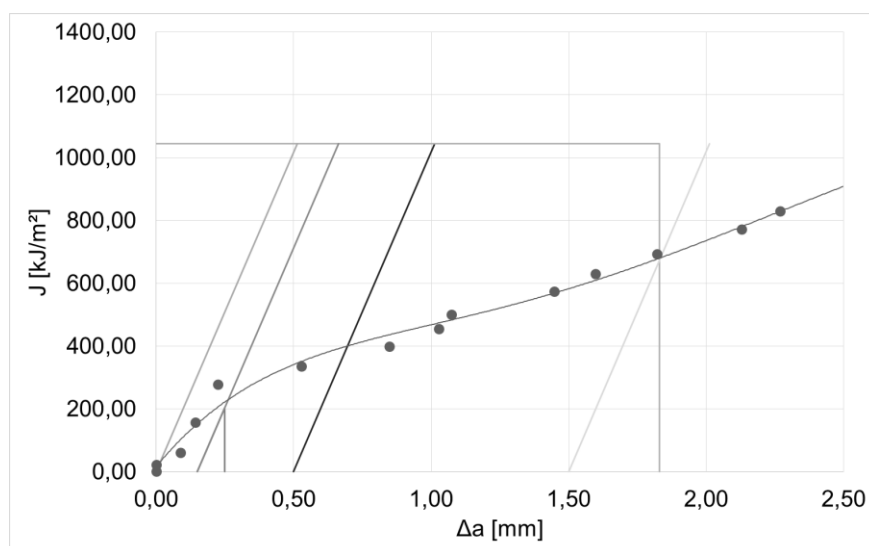


Figura 4.23 Qualificação dos pontos válidos.

Após a definição dos pontos utilizados, obtiveram-se os coeficientes da equação ($C1$ e $C2$) e o valor de J_Q , que depois foi qualificado em J_{IC} , utilizando o critério da norma ASTM E1820 (2013) e da BS 8571 (2014) para as geometrias $SE(B)$ e $SE(T)$, respectivamente. Foi também calculado o valor de δ_i . A Tabela 4.10 e a Tabela 4.11 apresentam os resultados obtidos para a geometria $SE(B)$ e $SE(T)$, respectivamente, mostrando o valor médio para cada tamanho de trinca inicial (a_0/W). Tipicamente, os valores de J_{IC} e δ_i independem do tamanho da trinca e da geometria do corpo de prova, conforme pode ser observado na literatura (JOYCE, LINK, 1995) (ANDERSON, 2005), que pode ser visualizado através da Figura 4.24. Sendo assim, o resultado médio de todas as amostras do aço API 5DP Tool Joint foi de J_{IC} foi 135,19 kJ/m² e o de δ_i foi de 0,09

mm. Além disso, observou-se que a dispersão entre os resultados foi relativamente alta, sendo quantificada pelo coeficiente de variação (CV) de 12% e 20% para a Integral J e o CTOD, respectivamente. Essa alta dispersão de resultados pode estar associada à pequena quantidade de descarga, que foi utilizada no ensaio para a obtenção do tamanho da trinca pelo método da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*), que acaba gerando baixa amostragem e aumentando o erro no cálculo da tamanho de trinca.

Tabela 4.10 Resultados das médias dos ensaios para determinação da curva de resistência para cada tamanho de trinca da geometria $SE(B)$.

Amostra	a_0/W	C1	C2	J_{IC} (kJ/m ²)	δ_i (mm)
SE(B)_A	0,44	431,00	0,74	141,86	0,08
SE(B)_B	0,54	378,16	0,87	118,78	0,07
SE(B)_C	0,64	406,15	0,83	138,18	0,07
SE(B)_D	0,74	438,76	0,79	138,45	0,07

Tabela 4.11 Resultados das médias dos ensaios para determinação da curva de resistência para cada tamanho de trinca da geometria $SE(T)$.

Amostra	a_0/W	C1	C2	J_{IC} (kJ/m ²)	δ_i (mm)
SE(T)_A	0,44	402,45	0,81	106,36	0,07
SE(T)_B	0,55	495,35	0,75	158,05	0,11
SE(T)_C	0,64	543,46	0,74	145,87	0,10
SE(T)_D	0,74	614,84	0,67	133,93	0,10

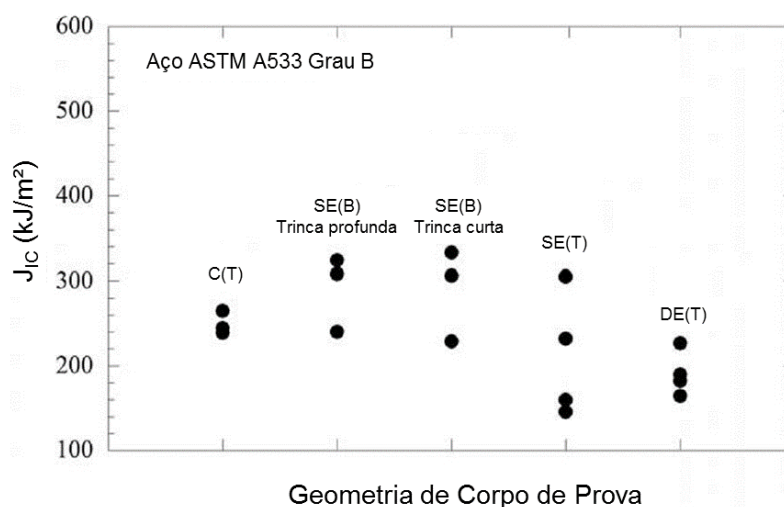


Figura 4.24 Efeito da geometria de corpo de prova na tenacidade à fratura de iniciação J_{IC} (Adaptado de ANDERSON, 2005).

4.7 Análise da Superfície de Fratura

A Figura 4.25 apresenta as regiões de fratura para cada geometria. Basicamente, as amostras apresentam as seguintes regiões (de baixo para cima na figura): entalhe por eletroerosão, pré-trinca de fadiga, crescimento da trinca (Δa) e fratura final. As amostras da geometria $SE(B)$ foram submetidas ao processo de pós fadiga para poder fraturá-las e diferenciar o crescimento da trinca da fratura final, assim, elas apresentam uma região intermediária entre essas duas regiões.

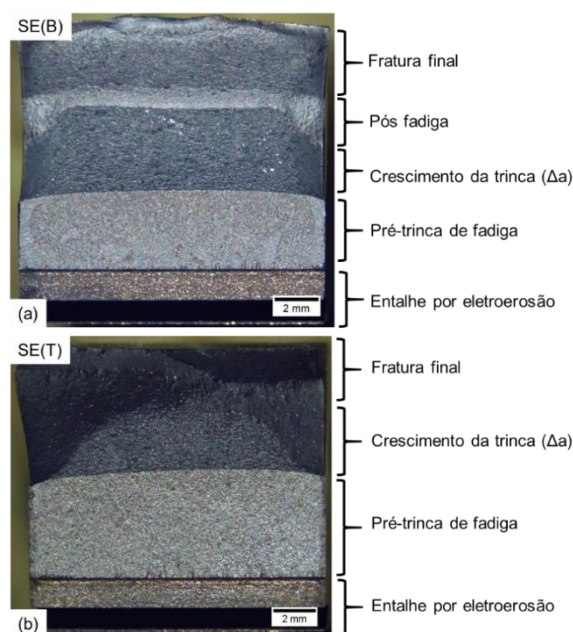


Figura 4.25 Fraturas representativa com a descrição de cada região na superfície de fratura vista de topo. (a) $SE(B)$ e (b) $SE(T)$.

A Figura 4.26 mostra as fraturas das amostras após a realização dos ensaios de tenacidade à fratura, mostrando uma amostra representativa por condição (geometria de corpo de prova e tamanho inicial de trinca). Observando a região de crescimento de trinca, que fica situada na ponta da pré-trinca de fadiga, observa-se duas zonas distintas: zona cisalhada e zona fibrosa. A zona cisalhada está localizada nas extremidades da amostra, formando as bordas de cisalhamento, sendo caracterizada por haver um estado plano de tensões. Por sua vez, zona fibrosa compreende praticamente toda a extensão da ponta da trinca e apresenta o formato plano no centro da espessura do corpo de prova, que é afunilado em direção às extremidades da amostra (fenômeno de tunelamento). Este fenômeno é mais pronunciado nas amostras da geometria $SE(T)$, cujas condições de carregamento geram menor nível de constricção plástica na ponta da trinca. As amostras da

geometria $SE(B)$ possuíram uma frente praticamente plana ao longo da espessura com a zona cisalhada ficando contida somente em suas extremidades. Observa-se ainda que a zona cisalhada e zona fibrosa diminuem com o aumento do tamanho inicial da trinca.

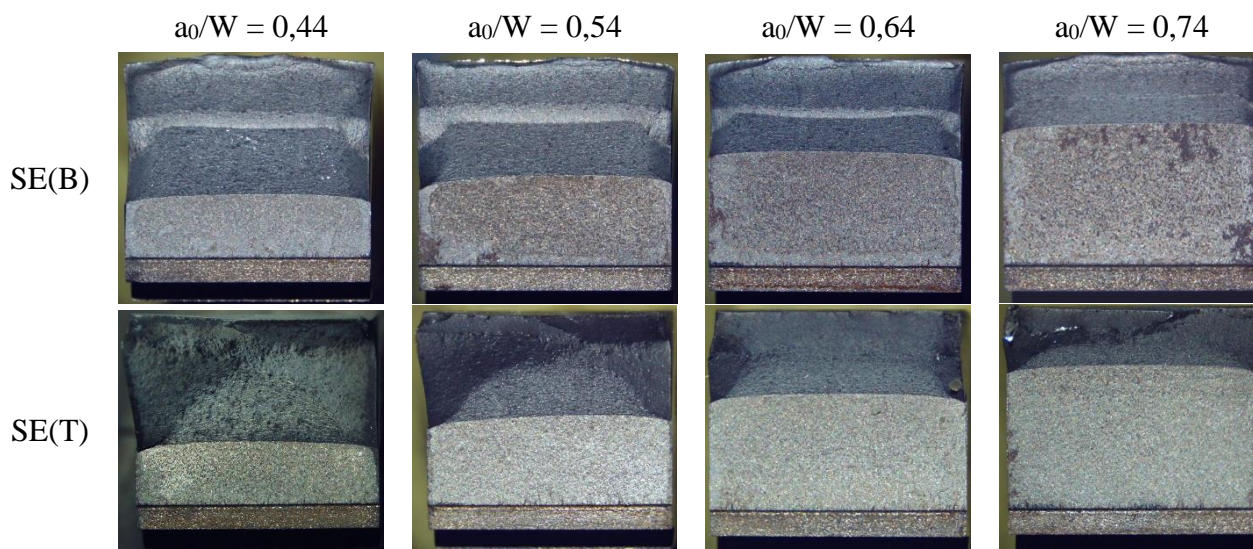


Figura 4.26 Fraturas representativa de cada condição de ensaio de tenacidade à fratura.

O micromecanismo predominante da zona fibrosa é o coalescimento de microcavidades. Foram encontradas microcavidades (*dimples*) rasas e profundas nas amostras analisadas, variando a quantidade e a intensidade das microcavidades com as condições de ensaio. A Figura 4.27 apresenta as fractografias das microcavidades rasas e profundas obtidas por microscopia eletrônica de varredura (MEV).

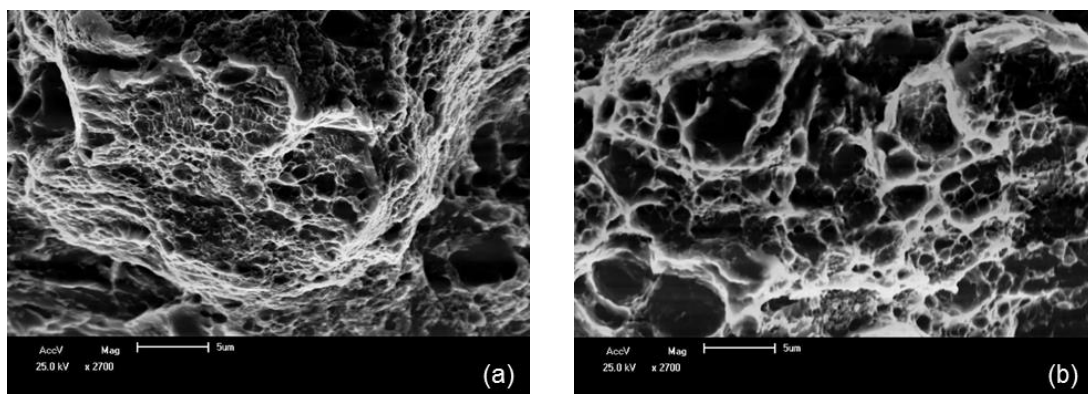


Figura 4.27 Mecanismo de coalescimento de microcavidades: (a) rasas e (b) profundos.

A Figura 4.28 mostra as fractografias de quatro condições escolhidas, sendo cada condição associada à combinação dos extremos de cada fator ($SE(B)$; $SE(T)$; $a_0/W = 0,44$ e

$a_0/W = 0,74$). Observa-se que na condição que apresentou a menor tenacidade ($\delta = 0,05$ mm; SE(B) e $a_0/W = 0,74$), microcavidades rasas foram o mecanismo predominante. Para a condição de maior tenacidade ($\delta = 0,60$ mm; SE(T) e $a_0/W = 0,44$), microcavidades mais profundas foram observadas em maior quantidade. Nas condições intermediárias, há uma mistura dos dois micromecanismos, variando a quantidade e a distribuição dos mesmos.

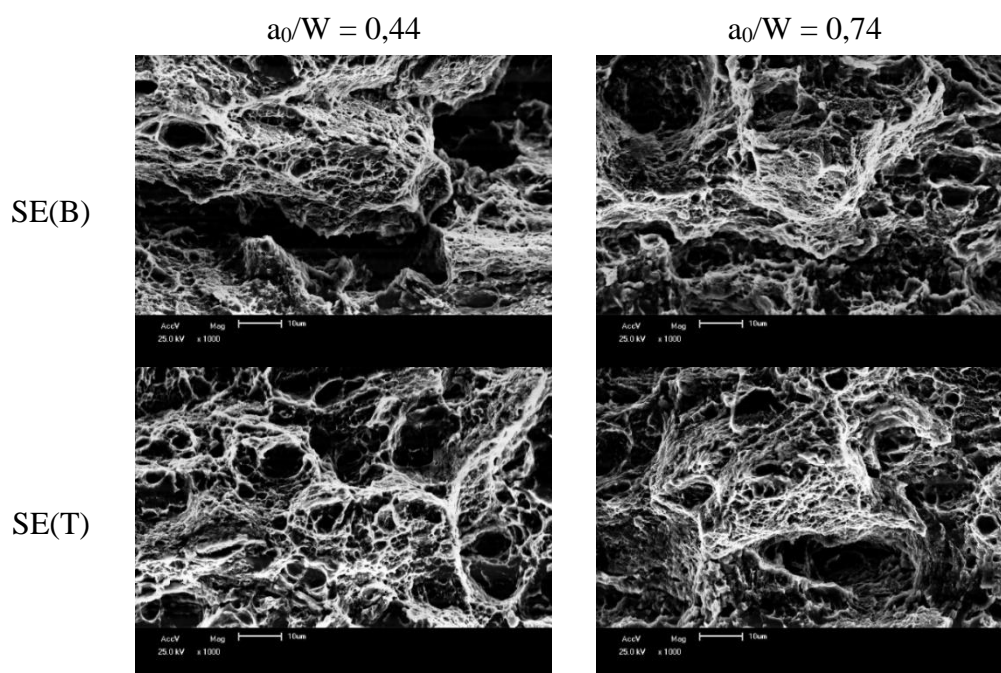


Figura 4.28 Micromecanismo representativo das condições nos extremos de cada fator.

Por fim, foram observadas a presença de algumas inclusões não metálicas, as mesmas encontradas na caracterização do material. A Figura 4.29 mostra as micrografias com as inclusões de sulfeto de manganês (MnS) obtidas na superfície de fratura no MEV.

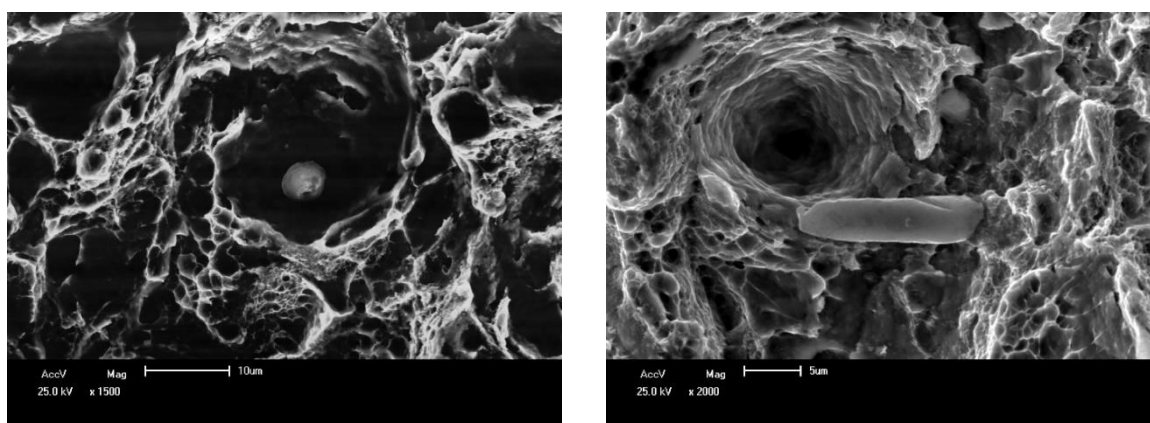


Figura 4.29 Inclusões não metálicas associadas às microcavidades (MnS).

5.0 CONCLUSÕES

Os resultados apresentados nesse trabalho permitem as seguintes conclusões:

- A geometria de corpo de prova (fator A), tamanho de trinca inicial (fator B) e sua interação (interação AB) possuem efeito significativo sobre as variáveis resposta (CTOD e Integral J), considerando um nível de significância de 5%;
- Os resultados de tenacidade à fratura obtidos com o corpo de prova $SE(T)$ são muito superiores aos obtidos com o corpo de prova $SE(B)$ em decorrência do modo de carregamento, que na geometria $SE(T)$ é basicamente de tração.
- Aumentando o tamanho da trinca inicial (a_0/W), a tenacidade à fratura reduz significativamente, mesmo estando dentro dos limites recomendados pelas normas internacionais ISO 12135 (2002) e ASTM 1820 (2013).
- O ajuste ótimo dos parâmetros é tal que a geometria seja $SE(T)$ e o tamanho de trinca inicial normalizado seja $a_0/W = 0,44$, levando em consideração a maximização da tenacidade à fratura.
- O projeto de experimentos realizado possibilitou compreensão dos efeitos dos dois fatores e de suas interações sobre a variável resposta, apresentando R^2 de 99,37% e 99,24% para o CTOD e para a Integral J, respectivamente.
- Comparando as metodologias de cálculo de CTOD pelo conversão da Integral J e do modelo de eixo de rotação para a geometria $SE(B)$, percebe-se que as diferenças entre os dois procedimentos são muito pequenas, apresentando diferença média menor que 5% para todas as faixas de tamanho de trinca estudadas.
- Apesar das curvas de resistência apresentarem dispersão elevada, os valores de J_{IC} e δ_i foram calculados, mostrando que ambos independem da geometria e do tamanho da trinca inicial. Os valores obtidos foram J_{IC} de 139,74 kJ/m² e δ_i de 0,09 mm.
- Na análise da superfície de fratura, observou-se diminuição das zonas cisalhada e fibrosa com o aumento do tamanho da trinca e mudança de geometria de tração para flexão.
- O mecanismo de fratura na ponta da trinca foi de coalescimento de microcavidades.

- Por fim, o objetivo desse trabalho foi alcançado e foi possível avaliar a influência tanto da geometria do corpo de prova quanto do tamanho da trinca através do projeto adequado de experimentos somado a análise de variância dos efeitos principais e interação entre fatores.

6.0 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Sugere-se para trabalhos futuros a serem realizados a partir dos resultados obtidos nesse estudo:

- Aprimoramento do procedimento de ensaio com base na norma BS 8571 (2014).
- Comparar a técnica da flexibilidade no descarregamento (*unloading compliance*) com a técnica dos ensaios com múltiplos corpos de prova.
- Utilizar maior descarregamento para obter resultados mais precisos de tamanho de trinca para o cálculo da curva de resistência.
- Calcular o CTOD através do método do extensômetro de fratura duplo (*double clip gauge*) e comparar com os valores obtidos através da conversão da Integral J para a geometria $SE(T)$.
- Utilizar técnicas alternativas de medição da trinca, como a técnica ultrassônica de TOFD (*Time of Flight Diffraction*) ou a técnica de queda de potencial.
- Realizar um ensaio em escala real com defeito conhecido para avaliar a eficácia do uso do corpo de prova $SE(T)$ para análise crítica de engenharia (*ECA*).
- Estudar a aplicação do corpo de prova $SE(T)$ em fadiga através de ensaio de taxa de propagação de trinca (da/dN).

7.0 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AHAMAD, J.; PAPASPYROPOULOS, V.; HOPPER, A.T. Elastic-plastic analysis of edge-notched panels subjected to fixed grip loading. **Engineering Fracture Mechanics**, v.38, n. 4/5, 283-293, 1991.

ANDERSON, T.L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. 3rd ed. New York: CRC Press, 2005.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API SPEC 5DP**: Specification for Drill Pipe. Washington, D.C., 2009.

ASTM INTERNATIONAL. **ASTM E8/E8M-13**: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. West Conshohocken, 2013.

_____. **ASTM E111-04 (2010)**: Standard Test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus, and Chord Modulus. West Conshohocken, 2010.

_____. **ASTM E132-04 (2010)**: Standard Test Method for Poisson's Ratio at Room Temperature. West Conshohocken, 2010.

_____. **ASTM E399-12e3**: Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{Ic} of Metallic Materials. West Conshohocken, 2008.

_____. **ASTM E1290-08e1**: Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement. West Conshohocken, 2008.

_____. **ASTM E1820-13**: Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. West Conshohocken, 2013.

_____. **ASTM E1823-13**: Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing. West Conshohocken, 2013.

BLATT, D.; JOHN, R.; COKER, D. Stress intensity factor and compliance solutions for a single edge notched specimen with clamped ends. **Engineering Fracture Mechanics**, v.47, n. 4, 521-532, 1994.

BRANCO, C. M. **Fadiga de estruturas soldadas**. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian, 1999.

BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS 5762**: Methods for crack opening displacement (COD) testing. London, 1979.

_____. **BS 7448-1**: Fracture mechanics toughness tests. Method for determination of K_{IC}, critical CTOD and critical J values of metallic materials. London, 1991.

_____. **BS 8571**: Method of test for determination of fracture toughness in metallic materials using single edge notched tension (SENT) specimens. London, 2014.

CHIESA, M. *et al.* Efficient fracture assessment of pipelines. A constraint-corrected SENT specimen approach. **Engineering Fracture Mechanics**. v.68, 527-547, 2001.

CRAVERO, S.; RUGGIERI, C. Estimation procedure of J-resistance curves for SE(T) fracture specimens using unloading compliance. **Engineering Fracture Mechanics** v.74, 2735-2757, 2007.

DAWES, M. G. Elastic-Plastic Fracture Toughness Based on the COD and J-Contour Integral Concepts. **ASTM STP 668 - Elastic-Plastic Fracture**. Atlanta, 307-333, 1979.

DET NORSKE VERITAS. **DNV-RP-F108**: Fracture control for pipeline installation methods introducing cyclic plastic strain. Høvik, 2006.

_____. **DNV-OS-F101**: Submarine pipeline systems. Høvik, 2010.

GDOUTOS, E. E. **Fracture Mechanics**: An Introduction. 2nd ed. Xanthi: Springer, 2005.

HUTCHINSON, J. W. Singular behavior at the end of a tensile crack in a hardening material. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**. v.16, 13-31, 1968.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 6892-1**: Metallic Materials - Tensile Testing - Part 1: Method of test at room temperature. Geneva, 2009.

_____. **ISO 12135**: Metallic materials - Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness. Geneva, 2002.

JOINT COMMITTEE FOR GUIDES IN METROLOGY. **JCGM 100:2008**: Evaluation of measurement data – Guide to the expression of uncertainty in measurement (GUM). 2008.

JOYCE, J. A.; LINK R. E. Effects of Constraint on Upper Shelf Fracture Toughness. **Fracture Mechanics: ASTM STP 1256**, v. 26, 142-177, 1995.

MATHIAS, L. L. S.; SARZOSA, D. F. B.; RUGGIERI, C. Effects of specimen geometry and loading mode on crack growth resistance curves of a high-strength pipeline girth weld. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**. v.111-112, 106-119 2013.

MOORE, P. L.; PISARSKI, H. G. Validation of Methods to Determine CTOD from SENT Specimens. In: International Offshore and Polar Engineering Conference, 22., 2012, Rhodes. **Proceedings of the Twenty-second (2012) International Offshore and Polar Engineering Conference...** Rhodes: ISOPE, 2012, 577-582.

MOREIRA, F. C.; DONATO, G. H. B. Estimation procedures for J and CTOD fracture parameters experimental evaluation using homogeneous and mismatched clamped SE(T) specimens. In: ASME 2010 Pressure Vessels and Piping Conference, 2010, Washington, D.C. **ASME 2010 Pressure Vessels and Piping Division/K-PVP Conference...** Washington, D.C.: ASME, 2010, 711-720.

RIBEIRO, J. L. D.; CATEN, C. S. **Projeto de Experimentos**. Porto Alegre: UFRGS – Programa de Pós Graduação em Engenharia de Produção, 2011.

RICE, J. R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. **Journal of Applied Mechanics**. v.35, 379-386, 1968.

RICE, J. R.; ROSENGREN, G.F. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**. v.16, 1-12, 1968.

RUGGIERI, C. Further results in J and CTOD estimation procedures for SE(T) fracture specimens – Part I: Homogeneous materials. **Engineering Fracture Mechanics**. v.79, 245–265, 2012.

SCHWALBE, K. H.; HEERENS, J; ZERBST, U; PISARSKI, H; KOÇAK, M. **EFAM GTP 02: the GKSS test procedure for determining the fracture behavior of materials**. GKSS Forschungszentrum Geesthacht GmbH. Geesthacht, 2002.

SCHWALBE, K. H.; NEWMAN JUNIOR., J. C.; SHANNON JUNIOR, J. L. Fracture mechanics testing on specimens with low constraint - standardization activities within ISO and ASTM. **Engineering Fracture Mechanics**. v.72, 558-576, 2005.

SHEN, G.; GIANETTO, A.; TYSON, W. R. Measurement of J-R Curves Using Single-Specimen Technique on Clamped SE(T) Specimens. In: International Offshore and Polar Engineering Conference, 2009, Osaka **Proceedings of the Nineteenth International Offshore and Polar Engineering Conference...** Osaka: ISOPE, 2009, 92-99.

SHEN, G.; TYSON, W. R. Crack size evaluation using unloading compliance in single-specimen single-edge notched tension fracture toughness testing. **Journal of Testing and Evaluation**. v.37, n. 4, 1-11, 2009.

SRRAWLEY, J. E. Wide range stress intensity factor expressions for ASTM E399 standard fracture toughness specimens. **International Journal of Fracture**. v.12, 475-476, 1976.

TADA, H.; PARIS, P. C.; IRWIN, G. R. **The Stress Analysis of Cracks Handbook**. 3rd ed. New York: The American Society of Mechanical Engineers, 2000.

TAGAWA, T. *et al.* Comparison of CTOD standards: BS 7448-Part 1 and revised ASTM E1290. **Engineering Fracture Mechanics**. v.77, 327-336, 2010.

ZANON, G. **Comportamento à Fratura de Defeitos Circunferenciais em Dutos Submarinos Instalados por Bobinamento**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

ZHU, X.; JOYCE, J. A. Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization. **Engineering Fracture Mechanics**. v.85, 1-46, 2012.