

**UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO**

**Determinação da Tenacidade à Fratura de Juntas
Soldadas Constituídas de Aços Inoxidáveis
Ferríticos Utilizados na Indústria do Petróleo**

Vitória

Polliana Alexandre Soares

**Determinação da Tenacidade à Fratura de Juntas
Soldadas Constituídas de Aços Inoxidáveis
Ferríticos Utilizados na Indústria do Petróleo**

Dissertação apresentada ao Programa de Graduação em Engenharia Mecânica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para a obtenção da graduação em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Cherlio Scandian.

Vitória, Julho de 2009

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO

**“Determinação da Tenacidade à Fratura de
Juntas Soldadas Constituídas de Aços
Inoxidáveis Ferríticos Utilizados na Indústria do
Petróleo”**

Polliana Alexandre Soares

COMISSÃO EXAMINADORA

Prof. Dr. Cherlio Scandian – Orientador
Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. Dr. Antônio Cesar Bozzi – Membro Interno
Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. M.Sc Temístocles de Sousa Luz – Membro Interno
Universidade Federal do Espírito Santo

Dissertação apresentada ao Programa de Graduação em Engenharia Mecânica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para a obtenção da graduação em Engenharia Mecânica.

Vitória (ES), 09 julho de 2009

A Deus, que esteve comigo em todas as horas, que por sua infinita graça enriqueceu a minha mente, permitindo chegar até aqui. Aos meus pais pelo esforço, dedicação e amor; a minha vitória cabe a vocês. Obrigada por contribuírem com o meu êxito, incentivando sempre a prosseguir.

Agradecimentos

A ANP (PRH-29) pela sessão da bolsa de IC a mim concedida.

Ao laboratório de TRICORRMAT da Universidade Federal do Espírito Santo (UFES), onde foi realizado o trabalho.

Ao Laboratório de Pesquisa em Usinagem – LAUS da Pontifícia Universidade Católica do Paraná (PUCPR), pela usinagem dos corpos de provas.

Ao Professor Temístocles de Souza Luz que gentilmente cedeu o aço inoxidável para estudos.

Ao Professor Telmo Roberto Strohaecker da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) pela realização dos ensaios.

Ao engenheiro de laboratório Leandro Pereira Costa da Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS) do Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) pela realização dos ensaios.

Ao meu orientador Professor Cherlio Scandian pela compreensão, paciência e orientação ao longo do desenvolvimento deste projeto.

Amo o SENHOR, porque ele ouve a minha voz
e as minhas súplicas.
Porque inclinou para mim os seus ouvidos,
invocá-lo-ei enquanto viver.

Salmos 116:1-2

Resumo

Este projeto foi desenvolvido com o intuito de determinar a tenacidade à fratura em estruturas contendo trincas em suas juntas soldadas. O material ensaiado foi o aço inoxidável ferrítico 4105 que é usado em construções de equipamentos para indústria petroquímica, por exemplo. Foram utilizadas duas condições diferentes: material no estado “como recebido” e “soldado”, ensaiando dois corpos de prova para cada condição. Os corpos de prova foram confeccionados segundo a norma ASTM E 1820 – 01 e o critério da mecânica da fratura empregado foi da Curva de Resistência (Curva R), que fornece o tamanho e a abertura máxima da trinca sem que ocorra a ruptura do material. A tenacidade à fratura foi verificada e o material soldado apresentou melhores valores desta propriedade.

Nomenclatura

Símbolos Romanos

a	Comprimento de uma trinca superficial ou metade de uma trinca interna
a_o	Comprimento de uma trinca inicial
$\bar{a}_m$	Tamanho crítico de trinca vazante
B	Espessura do corpo de prova
C	Complância
C_1	Fator geométrico
E	Módulo de elasticidade
F	Trabalho que faz a força externa
G	Força para a propagação da trinca
G_C	Força no momento da ruptura
K	Fator de intensidade de tensão
K_I	Fator de intensidade de tensão segundo o modo I de abertura de trinca
K_{IC}	Tenacidade à fratura segundo o modo I de abertura de trinca
K_C	Tenacidade à fratura
K_t	Fator de concentração de tensões
P	Carga

P	Perlita
P_m	Carga máxima suportada pelo material
r	Coordenada
r_p	Raio da zona plástica
U	Energia de deformação acumulada no corpo
v_{pl}	componente plástica de deslocamento medida em clip gage no ponto de determinação da curva de deslocamento, v_c , v_u ou v_m .
W	Largura do corpo de prova
W_s	Energia de superfície
w_f	Energia de fratura
z	distância da aresta de corte medida no ponto a partir da linha média de carga a partir do corpo de prova CT.

Símbolos Gregos

α	Ferrita
γ	Austenita
γ_p	Energia de deformação plástica
γ_s	Energia superficial
Δ	Deslocamento

δ	Tamanho da abertura da trinca
δ_C	COD critico do material
δ_i	δ de iniciação
ε	Deformação
ε_{LE}	Deformação no limite de escoamento
θ	Coordenada
Π	Potencial de energia de um corpo elástico
ρ	Raio de curvatura da extremidade da trinca
σ	Tensão uniforme aplicada
σ_e	Tensão de escoamento
σ_{LE}	Limite de escoamento do material
σ_m	Tensão máxima na extremidade da trinca
σ_{xx}	Tensão aplicada na extremidade de um defeito na coordenada x
σ_{yy}	Tensão aplicada na extremidade de um defeito na coordenada y
τ_{xy}	Cisalhamento aplicado na extremidade de um defeito
ν	razão de Poisson
ϕ	COD adimensional

Abreviaturas

BCS	Bilby, Cottrel e Swinden
CCC	Cúbica de corpo centrado
COD	Crack opening displacement
CTOD	Crack tip opening displacement
DCB	Double cantilever beam
MFEP	Mecânica da fratura elasto plástica
MFLE	Mecânica da fratura linear elástica
ZTA	Zona termicamente afetada

Lista de Figuras

Figura 2.1 – Fratura de corpo de prova carregado em tração.	19
Figura 2.2 – Fratura dúctil.	19
Figura 2.3 – Fratura frágil.	20
Figura 2.4 (a) A geometria das trincas de superfície e internas. (b) Diagrama esquemático do perfil de tensões ao longo da linha $X - X'$ em (a), demonstrando a amplificação de tensão nas extremidades da trinca.	22
Figura 2.5 – Modos básicos de carregamento de trincas.	23
Figura 2.6 – Concentração de tensão na ponta da trinca.	23
Figura 2.7 – Algumas expressões de K_I	24
Figura 2.8 – Distribuição de tensões nas vizinhanças da trinca de um material elastoplástico. Tensão plana.	26
Figura 2.9 – Modos de fratura e valores correspondentes da tenacidade em função da espessura da amostra.	26
Figura 2.10 – Variação de σ_{yy} quando há deformação plástica na ponta da trinca.	27
Figura 2.11 – Abertura na ponta da trinca.	28
Figura 2.12 – Curvas de Projeto.	30
Figura 2.13 – Uma trinca vazante em uma placa infinita sujeita a uma tensão.	34
Figura 2.14 – Chapa trincada a uma carga fixa, P	35
Figura 2.15 – Chapa trincada a um deslocamento fixado, D	36
Figura 2.16 – Diagramas esquemáticos de força motriz/curva R	38
Figura 2.17 – Material elasto-plástico com deformação plástica na ponta da trinca.	39
Figura 2.18 – Diagrama esquemático da força motriz/curva R o qual compara o controle por carga e controle por deslocamento.	40
Figura 3.1 – Abertura na ponta da trinca.	45
Figura 3.2 – Tamanho da trinca.	45
Figura 3.3 – Curva R	45
Figura 3.4 – Medidas recomendadas pela norma ASTM para o corpo de prova.	46
Figura 3.5 – Medidas do corpo de prova.	46
Figura 3.6 – Corpo de prova.	46
Figura 3.7 – Esquema de funcionamento da máquina servo-hidráulica.	47
Figura 3.8 – Dispositivo Clip-in Displacement Gage que mede a abertura de trinca.	47
Figura 3.9 – Microestrutura do tratado em forno tipo contínuo, como recebido, no sentido longitudinal à laminação.	49
Figura 3.10 – Microestrutura do tratado em forno tipo contínuo, como recebido, no sentido transversal à laminação.	49

Lista de Tabelas

<i>Tabela 2.1 – Tensões atuantes em regiões com trincas (K_t : fator de concentração da tensão).</i>	<i>33</i>
<i>Tabela 3.1 – Composição química do aço utilizado para análise (Dados do fabricante).</i>	<i>48</i>
<i>Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas para o aço experimental no modo como recebido.</i>	<i>50</i>
<i>Tabela 4.1 – Medidas de a_o.</i>	<i>51</i>
<i>Tabela 4.2 – Cargas aplicadas nos ensaios.</i>	<i>51</i>
<i>Tabela 4.3 – Dados obtidos nos ensaios.</i>	<i>52</i>
<i>Tabela 4.4 – Valores obtidos dos cálculos.</i>	<i>53</i>
<i>Tabela 4.5 – Média dos valores obtidos.</i>	<i>53</i>

Sumário

1 – INTRODUÇÃO.....	15
2 – REVISÃO BIBLIOGRAFICA	17
2.1 – MECÂNICA DA FRATURA	17
2.1.1 – SOBRE A FRATURA.....	18
2.1.2 – CONCENTRAÇÃO DE TENSÃO	20
2.1.3 – MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA.....	23
2.1.3.1 – Limitação da Mecânica da Fratura Linear Elástica	25
2.1.4 – MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA.....	27
2.1.4.1 – Método da Abertura Crítica de Trinca (“Crack Opening Displacement” – COD)	27
2.1.4.1.1 – Valores Críticos de Abertura de Trinca (δ_c)	28
2.1.4.1.2 – Curvas de Projeto	29
2.1.4.1.2 – Confiabilidade da Curva de Projeto	31
2.1.4.1.3 – Determinação dos Tamanhos Máximos Toleráveis dos Defeitos.....	32
2.1.5 – TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA	33
2.1.6 – INSTABILIDADE E A CURVA R.....	37
2.1.7 – RAZÕES PARA A FORMA DA CURVA R.....	38
2.1.8 – CONTROLE POR CARGA VERSUS CONTROLE POR DESLOCAMENTO	40
2.2 – AÇOS INOXIDÁVEIS.....	40
2.2.1 – A INFLUÊNCIA DE ELEMENTOS DE LIGA NO AÇO INOXIDÁVEL	41
2.2.2 – CLASSIFICAÇÃO DOS AÇOS INOXIDÁVEIS	41
2.2.2.1 – MARTENSÍTICOS.....	41
2.2.2.2 – FERRÍTICOS.....	42
2.2.2.3 – AUSTENÍTICOS.....	44
3 – METODOLOGIA	45
3.1 – MÉTODOS UTILIZADOS	45
3.2 – MATERIAIS UTILIZADOS.....	48
4 – RESULTADOS E DISCUSSÕES	51
5 – CONCLUSÕES.....	54
6 – SUGESTÕES.....	55
7 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	56

1 - INTRODUÇÃO

O projeto convencional na engenharia baseia-se em evitar falhas por colapso plástico, e a disciplina que estuda “analiticamente” a fratura, e a possibilidade de ocorrência desta, em corpos submetidos a carregamentos diversos e contendo defeitos (trincas) preexistentes é a Mecânica da Fratura, baseando-se, nas propriedades dos materiais. A propriedade normalmente especificada em códigos de engenharia é a tensão de escoamento convencional ou, em componentes mecânicos, a faixa de dureza.

Desta forma a tensão de projeto será a tensão que levaria o componente ao colapso plástico dividido por um fator de segurança. Este fator de segurança pode ser de 1,5 para vasos de pressão fabricados em aço laminado, de 4 para aplicação similar com aço fundido e variando de 5 até 10 para cabos de aço.

Conforme este procedimento o fator de segurança não considera a possibilidade de fratura por um modo alternativo como a fratura frágil. Geralmente é aceito que o fator de segurança evita a ocorrência de fraturas frágeis. Entretanto, na prática, tem-se verificado que isto nem sempre é verdadeiro. Existem situações em que falha de componentes ocorre a partir de trincas com tensões aplicadas abaixo da tensão de projeto.

Em termos de engenharia este é um tipo de fratura frágil incentivada por concentradores de tensões que agem, normalmente, no sentido de restringir a deformação plástica.

Em serviço é comum a ocorrência de trincas junto a regiões de altas tensões como filetes, rasgos de chaveta, reduções bruscas de seção e outras descontinuidades. Os defeitos tipo trinca mais comuns são:

- trincas de solidificação;
- trincas de hidrogênio em soldas;
- decoesão lamelar;
- trincas nucleadas em serviço por fadiga ou corrosão sob tensão.

Normalmente estes defeitos são detectados e avaliados quanto as suas dimensões por técnicas de ensaios não destrutivos. O objetivo da Mecânica da Fratura é a de determinar se um defeito tipo trinca irá ou não levar o componente a fratura catastrófica para tensões normais de serviço permitindo, ainda, determinar o grau de segurança efetivo de um componente trincado. O grande mérito da mecânica da fratura é a de possibilitar ao projetista valores quantitativos de tenacidade do material permitindo projetos que aliem segurança e viabilidade econômica. A mecânica da fratura quando aplicada à fadiga e a corrosão sob tensão permite a operação segura de componentes com defeitos prévios e/ou trincas nucleadas em serviço.

É evidente que a presença de uma trinca afeta a resistência de um componente. Desta forma durante o crescimento da trinca a resistência estrutural vai sendo minada. O

controle de fratura tem o objetivo de prevenir a fratura devido a defeitos e trincas frente a carregamentos em serviço.

Uma forma de prevenir a fratura é fazer com que a resistência não caia abaixo de determinado limite. Isto significa que deve ser evitado que as trincas atinjam tamanhos críticos. São apresentados, assim, dois problemas a serem resolvidos:

- calcular o tamanho de defeitos admissíveis (deve-se determinar como o tamanho da trinca afeta a resistência global).
- calcular o tempo de operação em segurança (definição do tempo necessário para uma determinada trinca alcançar o tamanho crítico).

A ferramenta matemática para possibilitar a análise de defeitos permissíveis é a mecânica da fratura. Ela fornece os conceitos e equações utilizadas para determinar como as trincas crescem e quanto podem afetar a resistência de estruturas.

A mecânica da fratura divide-se em:

- mecânica da fratura linear-elástica (MFLE)
- mecânica da fratura elasto-plástica. (MFEP)

A primeira, normalmente, é utilizada em situações em que a fratura ocorre ainda no regime linear-elástico. Isto pode ocorrer para ligas de altíssima resistência mecânica ou mesmo em liga com resistência moderada desde que empregadas em uma espessura razoável. É a espessura que ditará se o regime é o estado plano de deformação (estado triaxial de tensões) em que a mecânica da fratura linear-elástica é aplicável ou o estado de tensão plana (biaxial de tensões) em que a mecânica da fratura elasto-plástica é aplicável.

O objetivo deste projeto é a determinação da tenacidade à fratura de juntas soldadas constituídas de aços inoxidáveis ferríticos utilizados na indústria do petróleo, especialmente em petroquímicas. Na indústria do petróleo, tanto no que tange à extração como no refino, empregam-se várias estruturas metálicas que, por razões de construção-montagem ou razões de serviços (corrosão sob tensão, fadiga, fluência), contêm trincas. Uma maneira elegante e racional de tratar essas trincas, quanto à integridade das estruturas, é através dos critérios de falha pertinentes à mecânica da fratura.

As estruturas metálicas contêm defeitos intrínsecos e defeitos oriundos de montagem (estruturas soldadas, por exemplo) e a mecânica da fratura através dos seus critérios é capaz de fornecer respostas “mecânicas” confiáveis. Se uma estrutura contendo trinca nas juntas soldadas se rompe poderá ter prejuízos humanos e ambientais. Visto isto, torna-se importante a utilização desses critérios para atestar a confiabilidade das estruturas na indústria do petróleo.

2 – REVISÃO BIBLIOGRAFICA

2.1 – MECÂNICA DA FRATURA ^[1]

O primeiro estudo aprofundado sobre a ruptura de materiais frágeis foi realizado por *Griffith* (1921). O problema da divergência das tensões no fundo da trinca foi contornado pela introdução de um raio de curvatura finito. A partir do desenvolvimento do campo de tensões em torno de um furo elíptico (*Inglis*, 1913), este pesquisador estabeleceu um critério energético de ruptura para materiais estritamente elásticos fundamentado na competição de duas formas de energia: energia a fornecer-se para a criação de superfícies ($\sim \gamma$, energia superficial) e energia de deformação elástica restituída (G , a força para a propagação da trinca), $G_c = 2\gamma_s$ no momento da ruptura.

Mais tarde, *Irwin* (1948) sugeriu que este critério poderia ser modificado para ser aplicado aos materiais dúcteis, simplesmente adicionando à energia de superfície um termo devido ao trabalho de deformação plástica, γ_p . A mesma conclusão foi obtida por *Orowan* (1948). Esta metodologia é extremamente limitada, pois o termo aditivo é quase inacessível e dependente da temperatura, da taxa de carregamento, etc. Em fim, estas condições energéticas são condições necessárias, mas não suficientes.

Os critérios anteriores são impotentes na prática para definir as condições de estabilidade de uma trinca de acuidade atômica. Um critério de ruptura local, logo, mecânico, faz-se necessário.

Westergaard (1939) chegou à solução elástica em torno de uma trinca de acuidade atômica contida num meio infinito. Ele mostrou o aparecimento de uma singularidade elástica cuja amplitude está relacionada ao carregamento através do intermédio de um parâmetro chamado fator de intensidade de tensão, K . Este parâmetro, externo, depende do carregamento e das características geométricas da peça. Assim, o material se fraturará quando K ultrapassa um valor intrínseco ao mesmo, K_c , chamado de tenacidade à fratura.

Williams (1952, 1957) precisou a forma geral do campo de tensões na ponta de uma trinca de acuidade atômica contida no meio infinito sem fazer a ligação entre o carregamento e K , mas definiu as bases matemáticas para a determinação deste último. A utilização do fator de intensidade de tensões no tratamento dos corpos contendo trincas é à base da Mecânica da Fratura Linear Elástica.

Irwin (1957) reconciliou as duas abordagens anteriores através da ligação quantitativa de um parâmetro macroscópico, isto é, da energia de deformação restituída (que é de difícil obtenção) ao fator de intensidade de tensão, K (de obtenção mais fácil).

A singularidade elástica resulta de um cálculo mecânico negligenciando: i) o raio de curvatura na ponta da trinca ($\sim$ metade da distância inter-reticular) ii) o fato que os lábios da trinca não estão livres na vizinhança imediata, pois os átomos interagem, ainda, através da superfície descontínua. O cômputo dessas forças é delicado e a solução de problemas deste tipo passa pela simulação atômica da fratura. *Barenblatt* (1962) postulou que a distribuição das forças coesivas é sempre a mesma para um dado material, sob condições específicas. *Goodier* (1968) sugere um segundo

postulado: a singularidade de tensões devido às forças coesivas é tal que a mesma pode eliminar a singularidade devido à tensão aplicada.

A concentração de tensões na ponta da trinca produz, na maioria dos materiais utilizados em engenharia, uma zona plástica, isto é, uma deformação não linear, não reversível. Pode-se estender a validade da solução elástica precedente no caso de uma zona plástica confinada introduzindo uma correção do fator de intensidade de tensões (*Irwin, Kies e Smith, 1958*): $K = \sigma (\pi(a + r_p))^{1/2}$ num meio infinito (contínuo), onde σ é a tensão uniforme aplicada no infinito e r_p é o raio da zona plástica aproximadamente circular. r_p é função do limite de elasticidade do material e do fator intensidade de tensão aplicado. O tamanho mais realista da zona plástica foi determinado por *Dugdale (1960)*, para o estado de tensão plana.

Utilizando o método de *Muskhelishvili (1954)*, *Wells (1963)* propôs um conceito alternativo, aplicado quando se tem uma plasticidade intensa, fundado sobre a abertura plástica na ponta da trinca (crack tip opening displacement, CTOD), δ , que controla a propagação da trinca, onde $\delta \sim K^2 / E / \sigma_e$ (E é o módulo de elasticidade e σ_e é a tensão de escoamento). A equação apresentada por Wells é totalmente compatível com a mecânica da fratura. A noção de CTOD foi aprofundada ulteriormente (*Goodier e Field, 1963, Kanninen et alli, 1969, Burdekin e Stone, 1966*).

O primeiro modelo que descreveu a zona plástica em termos de discordâncias foi proposto por *Bilby, Cottrell e Swinden (1963)*. Neste modelo, dito BCS, a trinca e as zonas plásticas são representadas por distribuições de discordâncias. A zona plástica é unidimensional e contida no plano da trinca. A resistência ao movimento dessas discordâncias é tomada igual a zero no empilhamento equivalente à trinca e, igual a σ_e , dentro da zona plástica.

2.1.1 – SOBRE A FRATURA [2]

Para materiais de engenharia, são possíveis dois modos de fratura: dúctil e frágil. A classificação está baseada na habilidade de um material em experimentar deformação plástica. Os materiais dúcteis exibem tipicamente uma deformação plástica substancial com grande absorção de energia antes da ocorrência da fratura. Por outro lado, existe normalmente pouca ou nenhuma deformação plástica com baixa absorção de energia acompanhando uma fratura frágil.

Qualquer processo de fratura envolve duas etapas, a formação e a propagação de trincas, em resposta à imposição de uma tensão (Figura 2.1).

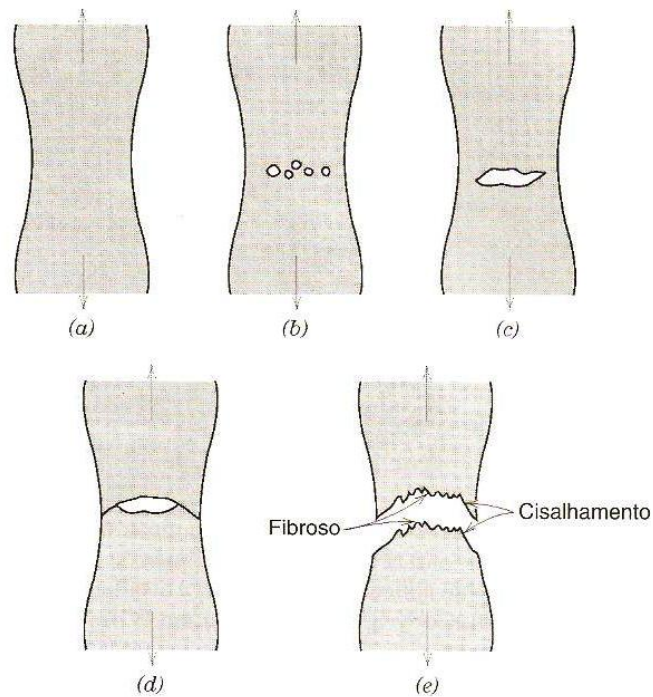


Figura 2.1 – Fratura de corpo de prova carregado em tração.^[2]

Na fratura dúctil esse tipo de trinca é frequentemente chamado de estável. Isto é, ela resiste a qualquer extensão adicional a menos que exista um aumento na tensão aplicada. Nesse tipo de amostra fraturada (Figura 2.2), a região central inferior da superfície possui uma aparência irregular e fibrosa, o que é um indicativo de deformação plástica. A fratura dúctil possui muita deformação plástica macroscópica; aspecto fosco; expansão lateral do corpo de prova; microvazios e ocorre cisalhamento.

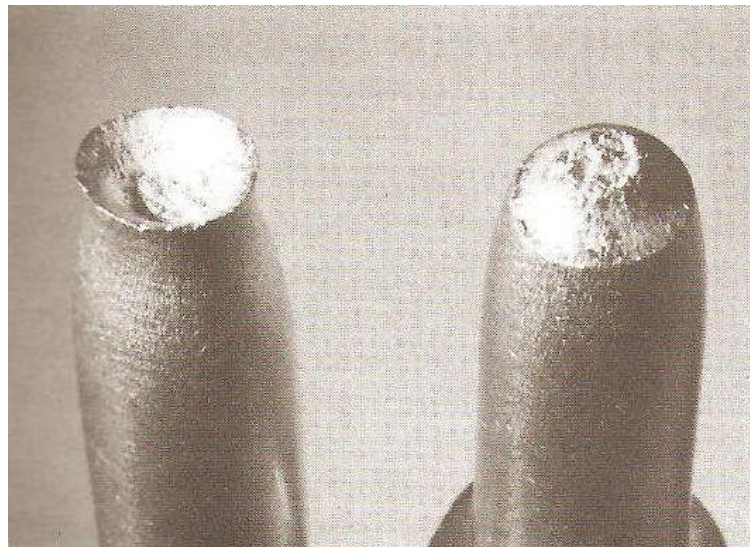


Figura 2.2 – Fratura dúctil.^[2]

No caso de uma fratura frágil, as trincas podem se espalhar de maneira extremamente rápida, com o acompanhamento de muito pouca deformação plástica. Tais trincas podem ser chamadas de instáveis, e a propagação da trinca, uma vez iniciada, irá

continuar espontaneamente sem um aumento na magnitude da tensão aplicada. A fratura frágil possui pouca deformação plástica macroscópica; a região da fratura é brilhante (no caso da fratura por clivagem) como visto na Figura 2.3; facetas e degraus de clivagem ou trincas intergranulares e dois tipos de mecanismos: clivagem ou fragilização intergranular.

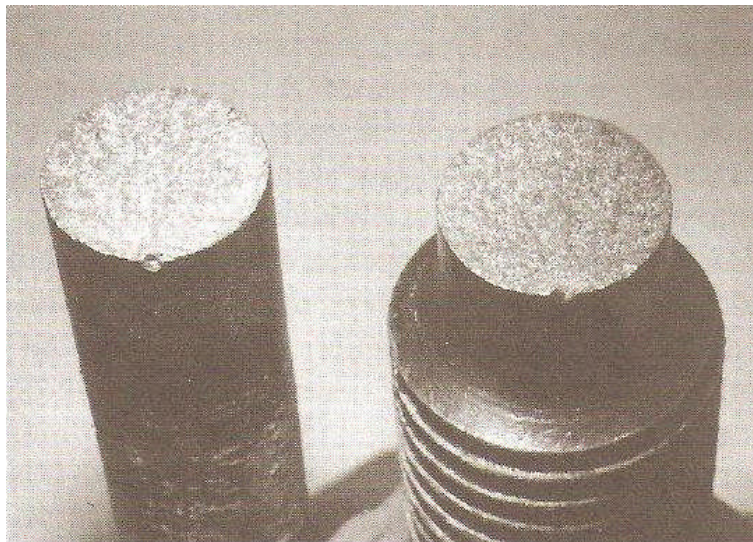


Figura 2.3 – Fratura frágil.^[2]

A fratura dúctil é quase sempre preferível por dois motivos. Em primeiro lugar, a fratura frágil ocorre repentinamente e catastroficamente, sem qualquer aviso, isto é uma consequência da espontânea e rápida propagação da trinca. Por outro lado, no caso da fratura dúctil, a presença de deformação plástica dá um alerta de que a fratura é iminente, permitindo que medidas preventivas sejam tomadas. Em segundo lugar, mais energia de deformação é exigida para induzir uma fratura dúctil, uma vez que materiais dúcteis são geralmente mais tenazes.

2.1.2 – CONCENTRAÇÃO DE TENSÃO ^[2]

A resistência à fratura de um material sólido é uma função das forças de coesão que existem entre átomos. Com base nisto, a resistência coesiva teórica de um sólido elástico frágil foi estimada como sendo de aproximadamente $E/10$, onde E representa o módulo de elasticidade. As resistências à fratura obtidas experimentalmente para a maioria dos materiais empregados na engenharia, no entanto, está situada em geral entre 10 e 1000 vezes abaixo deste valor teórico. Na década de 20, Griffith propôs que essa discrepância entre a resistência à tração teórica e a resistência à fratura observada poderia ser explicada pela presença de defeitos ou trincas muito pequenos, microscópicos, que sempre existem sob condições normais na superfície e no interior do corpo de um material. Esses defeitos deterioram a resistência à fratura, pois uma tensão aplicada pode ser amplificada ou concentrada na extremidade. No entanto, a magnitude dessa amplificação depende da orientação e da geometria da trinca. Esse fenômeno está demonstrado na Figura 2.4, que representa um perfil de tensões através de uma seção reta que contém uma trinca interna. Conforme indicado por este perfil, a magnitude dessa tensão localizada diminui em função da distância para

extremidade da trinca. Em posições mais distantes da extremidade, a tensão é igual à tensão nominal σ_o , ou melhor, à carga aplicada dividida pela área da seção reta da amostra (perpendicular a essa carga). Devido às suas habilidades em amplificar uma tensão aplicada em suas localizações, esses defeitos são algumas vezes conhecidos por fatores de concentração de tensões.

Se admitirmos que uma trinca possua um formato elíptico e está orientada de acordo com uma direção perpendicular à tensão aplicada, a tensão máxima na extremidade da trinca, σ_m , é igual a

$$\sigma_m = \sigma_o \left[1 + 2 \left(\frac{a}{\rho} \right)^{1/2} \right] \quad (2.1)$$

onde σ_o representa a magnitude da tensão de tração nominal aplicada, ρ representa o raio de curvatura da extremidade da trinca (Figura 2.4a), e a representa o comprimento de uma trinca superficial, ou metade do comprimento de uma trinca interna. Para uma microtrinca relativamente longa que possui um pequeno raio de curvatura da extremidade, o fator $(a/\rho)^{1/2}$ pode ser muito grande (certamente muito maior do que a unidade); sob essas circunstâncias, a Equação (2.1) toma a forma

$$\sigma_m = 2\sigma_o \left(\frac{a}{\rho} \right)^{1/2} \quad (2.2)$$

Assim sendo, σ_m será muitas vezes o valor de σ_o .

Algumas vezes, a razão σ_m/σ_o é conhecida por fator de concentração de tensões K_t :

$$K_t = \frac{\sigma_m}{\sigma_o} = 2 \left(\frac{a}{\rho} \right)^{1/2} \quad (2.3)$$

que é simplesmente uma medida do grau segundo o qual uma tensão externa é amplificada na extremidade de uma trinca.

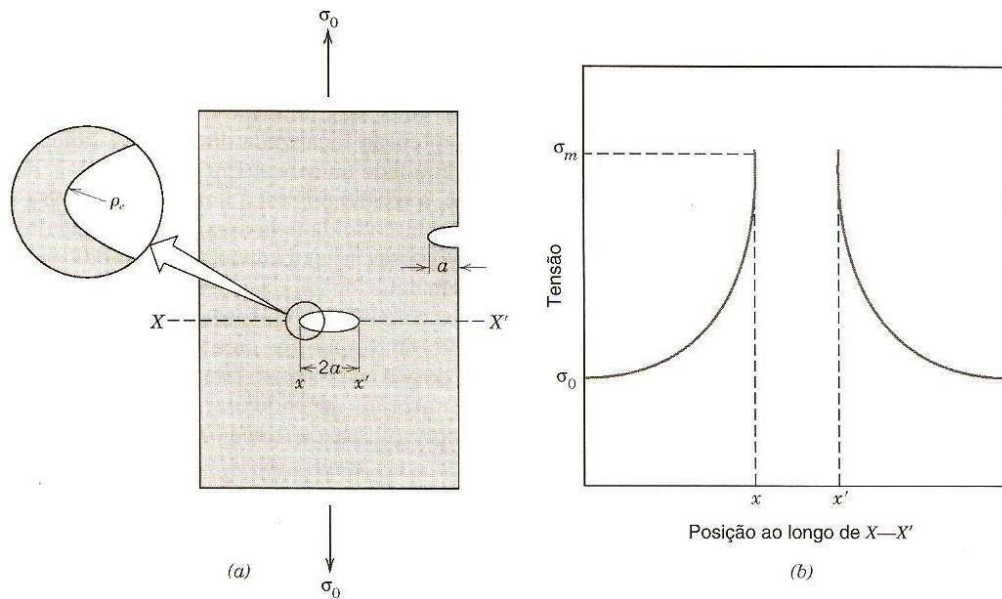


Figura 2.4 (a) A geometria das trincas de superfície e internas. (b) Diagrama esquemático do perfil de tensões ao longo da linha $X - X'$ em (a), demonstrando a amplificação de tensão nas extremidades da trinca.^[2]

O efeito de um fator de concentração de tensões é mais significativo em materiais frágeis do que em materiais dúcteis. Para um material dúctil, a deformação plástica acontece quando a tensão máxima excede o limite de escoamento. Isso leva a uma distribuição mais uniforme das tensões na vizinhança do fator de concentração de tensões e ao desenvolvimento de um fator de concentração de tensões máximo, que é menor do que o valor teórico. Já a fratura frágil irá resultar quando, com a aplicação de uma tensão de tração, a resistência à tração teórica do material é excedida na extremidade de um desses defeitos. Isso leva à formação de uma trinca que então se propaga rapidamente.

Três variáveis devem ser consideradas em relação à possibilidade de fratura de algum componente estrutural, quais sejam: a tenacidade à fratura (K_{IC}) ou a tenacidade à fratura em deformação plana (K_{IC}), a tensão imposta (σ) e o tamanho do defeito.

Existem três maneiras fundamentais, ou modos, segundo as quais a carga pode operar sobre uma trinca (Figura 2.5), e cada uma irá causar um deslocamento diferente da superfície da trinca. O modo I consiste em um carregamento em tração, deslocamento das superfícies da trinca perpendicularmente a si mesmas; o modo II cisalhamento puro, deslocamento das superfícies da trinca paralelamente a si mesmas e perpendicularmente à frente de propagação e o modo III cisalhamento fora do plano, deslocamento das superfícies da trinca paralelamente a si mesmas. O modo I de carregamento é o mais encontrado em situações práticas, enquanto que os modos II e III são mais raros.

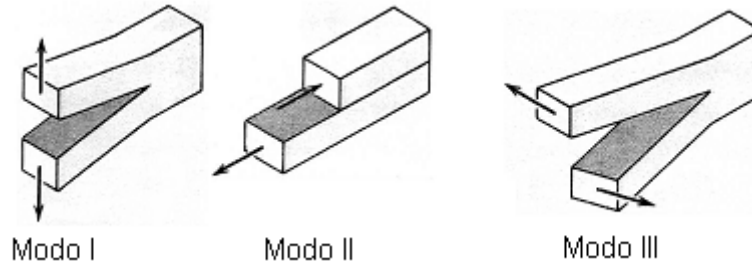


Figura 2.5 – Modos básicos de carregamento de trincas.^[2]

2.1.3 – MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA ^[2,3]

A Mecânica da Fratura Linear Elástica é o ramo da Mecânica da Fratura que se ocupa do comportamento de materiais rigorosamente elásticos ou que possuem uma plasticidade na ponta de defeitos reduzida. Exemplo de materiais que estão sob os preceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica: cerâmicos, semi-condutores, ferros fundidos, vidro etc.

É sabido que corpos reais submetidos a algum carregamento têm na extremidade de defeitos pré-existent uma severa amplificação de tensão (Figura 2.6).

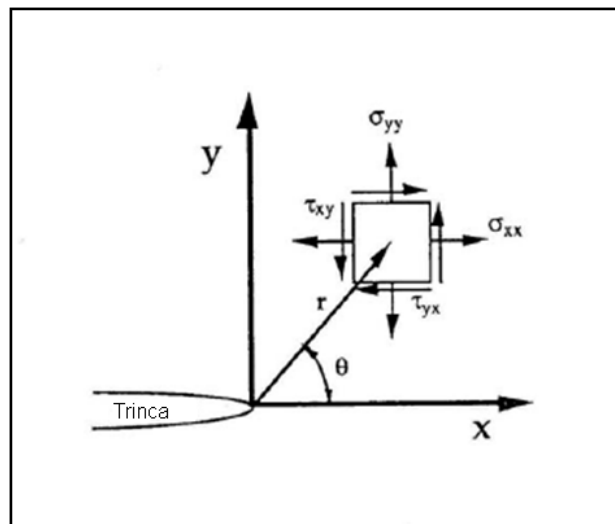


Figura 2.6 – Concentração de tensão na ponta da trinca.^[5]

Essas tensões são dadas pelas seguintes equações:

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.4)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.5)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.6)$$

Então, o campo de tensão pode ser mensurado por uma quantidade chamada fator intensidade tensão (K), que no modo I de abertura de trinca é o K_I . De acordo com as equações acima, conhecendo-se esta quantidade, conhece-se o campo de tensão. O fator de intensidade de tensões leva em consideração a tensão aplicada ao componente mecânico e o tamanho e geometria de trinca existente, segundo uma relação do tipo:

$$K_I = C_1 \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.7)$$

Exemplos de K_I mostrados na Figura 2.7.

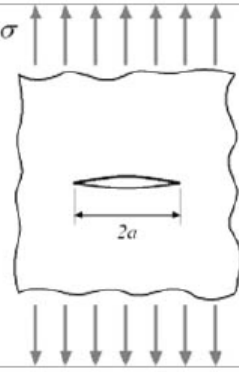
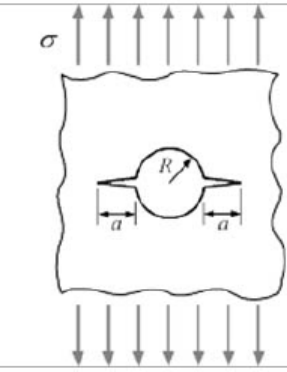
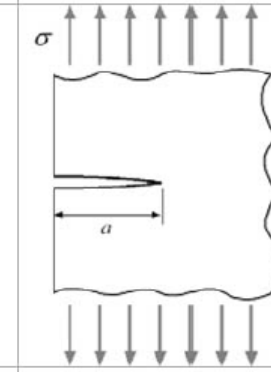
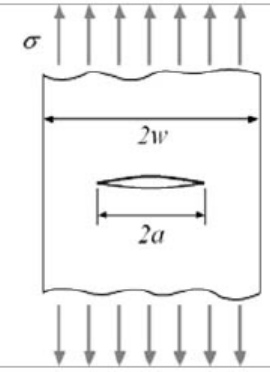
Chapa infinita com trinca centralizada	Chapa infinita com furo centralizado e trincas	Chapa semi-infinita com trinca de borda	Tira infinita com trinca centralizada
			
$K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$	$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \left[1 + 2.365 \left(\frac{R}{R+a} \right)^{2.4} \right]$	$K_I = 1.12 \sigma \sqrt{\pi a}$	$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \left[\frac{2w}{\pi a} \tan \left(\frac{a}{2w} \right) \right]^{1/2}$

Figura 2.7 – Algumas expressões de K_I .^[3]

O K_{IC} é uma propriedade intrínseca ao material, onde ocorre a fratura do mesmo. A esse valor crítico chama-se de Tenacidade à Fratura do material. O K_{IC} é uma propriedade de materiais com comportamento elástico, onde o processo de fratura não é acompanhado de deformação plástica na ponta da trinca. É por isso que só conseguimos definir K_{IC} quando a espessura do corpo trincado for importante, isto é, quando estivermos no estado plano de deformação. Visto que o tamanho da zona plástica na ponta da trinca é maior em corpos de prova no estado plano de tensão do que no estado plano de deformação.

Estudos empíricos realizados com diversas ligas metálicas mostram que a espessura mínima do corpo de prova necessária para garantir um estado plano de deformação deve atender à condição:

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{LE}} \right)^2 \quad (2.8)$$

onde K_{IC} – é o valor crítico de K_I em deformação plana

σ_{LE} – é o limite de escoamento do material

Quando se realiza um ensaio com um corpo de prova que atende ao requisito acima de espessura mínima, respeitadas também outras condições que constam na norma, obtém-se um valor crítico de K_{IC} , chamado de tenacidade à fratura em deformação plana do corpo de prova. Esse valor de K_{IC} é uma propriedade intrínseca desse material para a temperatura do ensaio e velocidade de carregamento do corpo de prova.

2.1.3.1 – Limitação da Mecânica da Fratura Linear Elástica ^[4]

A aplicação prática do conceito de intensidade de tensão K deve levar em conta as seguintes correções:

- (i) ocorrência de plasticidade;
- (ii) efeitos de escala;
- (iii) diferentes geometrias da trinca.

A seguir são discutidos os dois primeiros aspectos.

- (i) **Plasticidade:** as soluções da MFLE para a ponta da trinca prevêem tensões infinitas para $\rho \rightarrow 0$ e, assim, um material frágil dotado de uma trinca não poderia suportar força alguma. Entretanto, materiais reais deformam sob tensões finitas antes da fratura, o que implica a existência de uma região de deformação plástica junto à ponta da trinca (Figura 2.8). Uma boa estimativa para o raio da zona plástica, r_p , deve-se aos trabalhos de *Irwin* e é dada pelas expressões:

$$r_p = \left(\frac{1}{2\pi} \right) \left(\frac{K}{\sigma_{LE}} \right)^2 \quad \text{tensão plana} \quad (2.9)$$

$$r_p = \left(\frac{1}{6\pi} \right) \left(\frac{K}{\sigma_{LE}} \right)^2 \quad \text{deformação plana} \quad (2.10)$$

em que σ_{LE} é o limite de escoamento do material.

Rigorosamente falando, as soluções da MFLE são aplicáveis apenas se o raio da região de deformação plástica, r_p , for muito pequeno em relação aos tamanhos da trinca e da amostra.

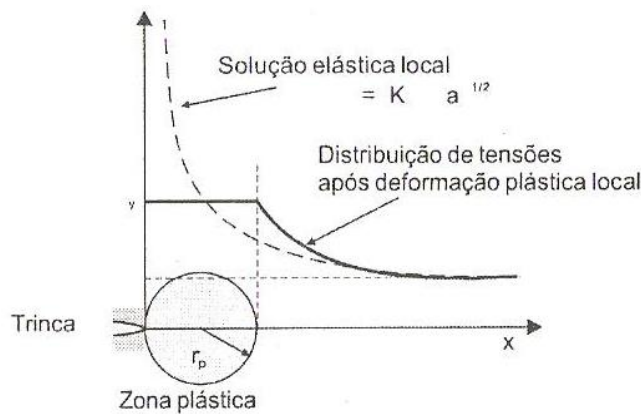


Figura 2.8 – Distribuição de tensões nas vizinhanças da trinca de um material elastoplástico. Tensão plana.^[4]

- (ii) **Espessura do material:** esta variável afeta os valores de K_{IC} pela alteração dos efeitos da plasticidade. A Figura 2.9 mostra esquematicamente a variação típica dos valores de tenacidade de um material em função da espessura da amostra. Para pequenas espessuras, a superfície da fratura faz ângulo de 45° com a superfície, correspondendo a uma fratura dúctil em cisalhamento. A deformação no sentido da espessura ocorre livremente e deformação plástica considerável acompanha o processo de fratura. Aumentando a espessura, a deformação no sentido desta é gradualmente suprimida, a região de cisalhamento torna-se cada vez menor e a zona de fratura correspondente a um estado triaxial de tensões que se aproxima da condição de deformação plana. Nessa condição, o valor de K_C é constante, assumindo, assim, o nome de tenacidade à fratura em deformação plana, K_{IC} .

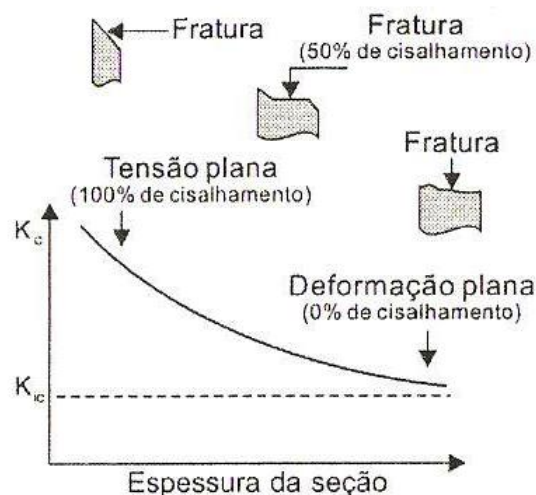


Figura 2.9 – Modos de fratura e valores correspondentes da tenacidade em função da espessura da amostra.^[4]

2.1.4 – MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA [3]

A mecânica da fratura elasto-plástica é uma extensão natural da linear elástica, sendo a condição em que provavelmente ocorre a maioria das rupturas de componentes mecânicos e estruturais. Isso porque os mesmos normalmente são fabricados com ligas metálicas de baixa e média resistência mecânica e elevada tenacidade à fratura, como é o caso, por exemplo, dos aços estruturais de baixo carbono, de grande utilização na construção de tubulações, vasos de pressão, pontes, viadutos, navios, etc.

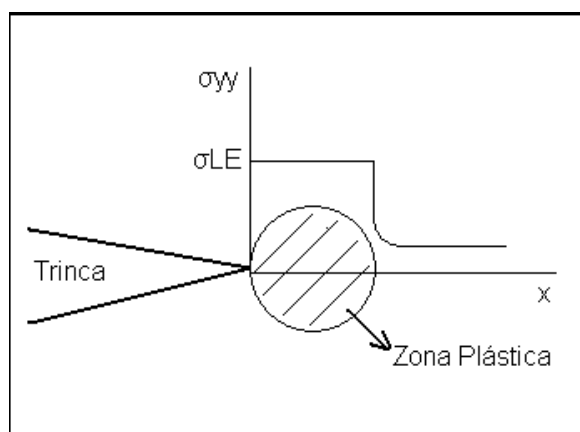


Figura 2.10 – Variação de σ_{yy} quando há deformação plástica na ponta da trinca.

Com o abaixamento da resistência mecânica e aumento da tenacidade, há um substancial aumento no tamanho da zona plástica e afastamento das condições de utilização da mecânica da fratura linear elástica. Por outro lado, nesses casos, apesar da ocorrência de deformação plástica na ponta de defeitos presentes, o comportamento carregado no regime elástico pode, ainda, apresentar risco de fratura catastrófica.

2.1.4.1 – Método da Abertura Crítica de Trinca (“Crack Opening Displacement” – COD) [3]

Este método baseia-se na hipótese que quando ocorre plasticidade significativa, o processo de fratura é controlado primeiramente pela intensa deformação adjacente à ponta da trinca e que a separação das superfícies da trinca, na ponta da mesma, ou abertura na ponta da trinca, é uma medida desta deformação. A propagação da trinca inicia-se, assim, em um valor crítico dessa abertura na ponta da trinca.

O δ_c é a abertura crítica (máxima permitida) na ponta da trinca, representada na Figura 2.11, se constituindo numa propriedade do material, levantada por ensaio específico (ensaio de COD). O tamanho máximo de trinca vazante é dado por:

$$\bar{a}_m = \frac{\delta_c}{2\pi\varepsilon_{LE}\phi} \quad (2.11)$$

Sendo:

$\bar{a}_m$ = tamanho crítico de trinca vazante

δ_c = COD crítico do material

ε_{LE} = deformação no limite de escoamento

ϕ = COD adimensional, dado por:

$$\phi = \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}} \right)^2 \text{ para } \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}} \leq 0,5 \quad (2.12)$$

$$\phi = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}} - 0,25 \text{ para } \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}} > 0,5 \quad (2.13)$$

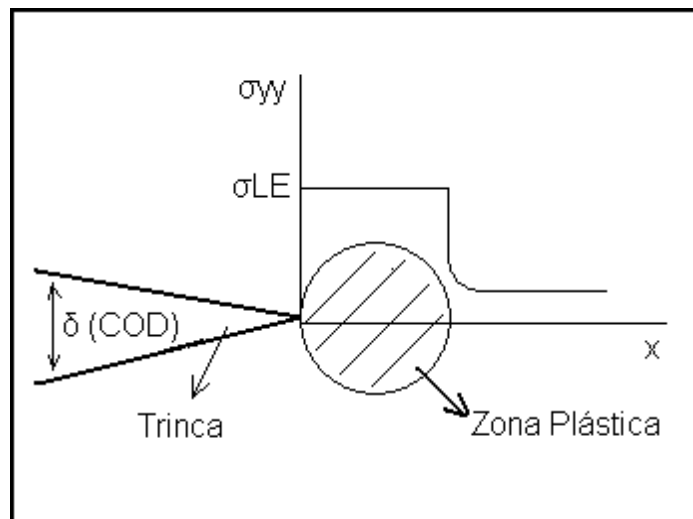


Figura 2.11 – Abertura na ponta da trinca.

2.1.4.1.1 – Valores Críticos de Abertura de Trinca (δ_c) ^[3]

Os valores de abertura de trinca, na ponta da trinca, são determinados segundo a norma britânica “Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing” BS5762, 1979, BS1, London.

Deve, entretanto, ser chamada atenção o que os corpos de prova submetidos aos ensaios de COD poderão apresentar dois estágios que podem ser considerados críticos sob o ponto de vista de fratura, no ensaio. Num primeiro estágio, ao qual corresponde o que se chama de δ de iniciação, δ_i , tem-se início de propagação da trinca, sem que haja colapso do corpo de prova. Posteriormente, após uma certa propagação da trinca, tem-se o colapso do corpo de prova. Em função disso, cinco tipos de curvas podem resultar dos ensaios de COD. A norma apresenta e analisa essas cinco curvas e as maneiras de determinar os valores críticos de COD, δ_c , a partir delas.

Os valores de COD de iniciação normalmente não são utilizados como os valores críticos, δ_c , para a determinação dos tamanhos máximos de defeitos toleráveis na estrutura. Isso porque esses valores calculados seriam excessivamente conservadores, apresentando tamanhos muito inferiores aos tamanhos críticos reais que levam a estrutura à ruptura. Dessa maneira, os outros valores de COD, determinados segundo os procedimentos recomendados pela norma, são utilizados como, δ_c .

2.1.4.1.2 – Curvas de Projeto ^[3]

A primeira curva de projeto foi desenvolvida por Wells, que foi o primeiro modelo de aceitação internacional, e estabeleceu a sistemática da curva de projeto de δ , que é a forma de utilização de δ no projeto, até o presente. A curva de projeto de Wells foi pioneira, tendo-se seguido por outras, como as de Burdekin e Dawes, que permitem avaliações mais realistas.

Estudos realizados no Instituto da Solda mostram que o primeiro trecho da curva de projeto de Burdekin e Dawes, levava à determinação de tamanhos de defeitos pouco conservadores, o que apresentava certo risco. A partir de resultados experimentais, com o intuito de aumentar a segurança da curva de projeto, Dawes propôs uma nova curva, descrita pelas Equações (2.12) e (2.13), que é apresentada na Figura 2.12.

A teoria do COD crítico é sobretudo aplicável aos aços estruturais de baixo carbono e outras matérias onde a zona plástica se torna não desprezível, tornando possível que haja abertura das faces da trinca sem aumento no seu comprimento. Esta teoria prolonga o campo de aplicação da mecânica da fratura linear elástica, pois esta tolera apenas um grau mínimo de deformação plástica, permanecendo pois, de emprego limitado aos aços ou matérias de altíssima resistência mecânica.

O conceito de COD crítico aplica-se também em situações de carregamento plástico ($\sigma > \sigma_{LE}$), onde as relações entre δ , σ e a devem ser obtidas a partir da curva de projeto ou utilizando a expressão que deu origem à curva de projeto (no trecho onde $\sigma > \sigma_{LE}$).

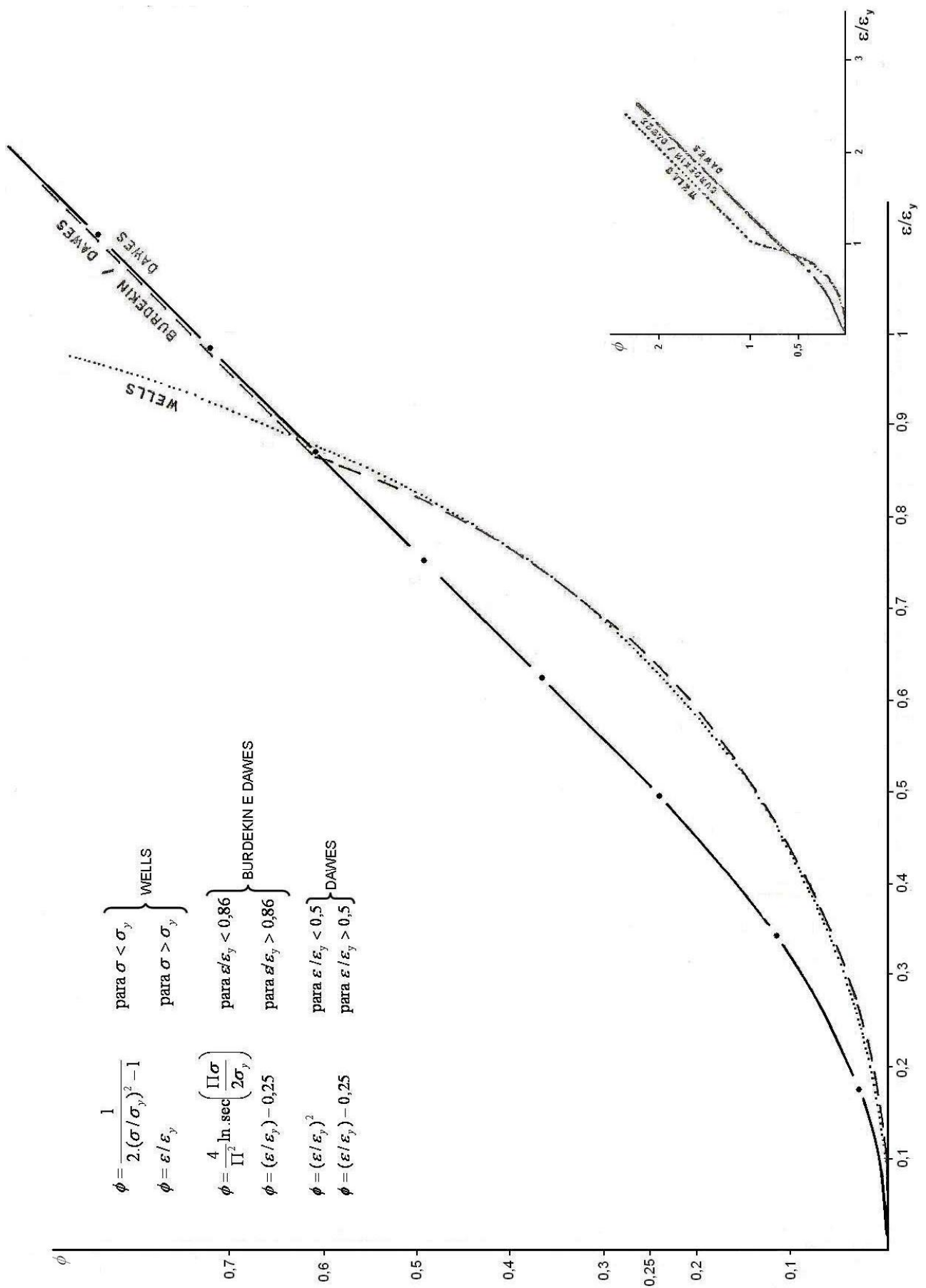


Figura 2.12 – Curvas de Projeto. [3]

2.1.4.1.2 – Confiabilidade da Curva de Projeto ^[3]

A incidência de fraturas frágeis catastróficas foi reduzida substancialmente nos últimos anos chegando a ser uma ocorrência rara. Este fato tem um significado especial se lembrarmos do crescimento sem precedentes do ritmo de construções estruturais, além das condições cada vez mais severas do regime de operação, condições ambientais, etc.

O aumento da segurança está diretamente relacionado com o melhor entendimento dos mecanismos de fratura. Este conhecimento propiciou a mudança da filosofia de "defeitos não permissíveis" para a de "adequação para o uso" ("fitness for purpose") reconhecendo-se, assim, o fato das limitações práticas na obtenção de maiores valores de tenacidade dentro de parâmetros econômicos.

Dentro da MFEP a técnica CTOD é uma das abordagens mais utilizadas pois, através da implementação da curva de projeto de origem semi-empírica, possibilita calcular o tamanho de defeitos admissíveis para o nível de tensões a ser imposto à estrutura na prática. Existe a possibilidade, inclusive, de se considerar o efeito de tensões residuais e de concentradores de tensões.

A curva de projeto permite definir um tamanho de defeito permissível e não o crítico, ficando associado a um fator de segurança em torno de dois. Uma maneira de avaliar a segurança associada à curva de projeto é através da utilização do ensaio em chapa larga ('Wide Plate Test').

Nesta técnica, chapas de grandes dimensões com defeitos são ensaiadas em tração ou flexão usando-se equipamentos de grande porte (capacidade de até 6.000 toneladas).

Um dos métodos para testar a confiabilidade da curva de projeto é de: fixando um determinado nível de tensões ou de deformação a ser imposta na chapa larga, variar o tamanho do defeito até obter a fratura. O tamanho do defeito, acima do qual houvesse a fratura, seria o defeito crítico (a_c). A comparação deste valor com aquele obtido pela técnica CTOD, através do ensaio de corpos de prova para obter o valor de CTOD crítico e do uso da curva de projeto para calcular o tamanho da trinca admissível (a_{adm}), daria o coeficiente de segurança.

2.1.4.1.3 – Determinação dos Tamanhos Máximos Toleráveis dos Defeitos ^[3]

A curva de projeto de Dawes e as suas expressões analíticas fornecem os meios para a determinação dos tamanhos máximos toleráveis de trincas vazantes em chapas ou estruturas.

Para determinar faz o seguinte:

- a) em laboratório determinam-se os valores de σ_{LE} , ε_{LE} e δ_c do material da chapa ou estrutura;
- b) calcula-se o nível de tensão ou deformação atuantes;
- c) calcula-se σ/σ_{LE} ou $\varepsilon/\varepsilon_{LE}$ e entra-se com os valores encontrados na curva de projeto, obtendo-se o valor correspondente de COD adimensional ϕ ;
- d) com esse valor ϕ entra-se na expressão

$$\phi = \frac{\delta_c}{2\pi\varepsilon_{LE}\bar{a}_m} \quad (2.14)$$

obtendo-se o valor do tamanho máximo tolerável para a trinca:

$$\bar{a}_m = \frac{\delta_c}{2\pi\varepsilon_{LE}\phi} \quad (2.15)$$

O tamanho máximo tolerável para a trinca obtido dessa forma é conservador, isto é, ele é inferior ao tamanho que leva a chapa ou estrutura à ruptura. Em geral, o tamanho crítico de defeito que leva à ruptura é 2,5 vezes maior que $\bar{a}_m$.

Na pratica, podem-se ter situações em que a trinca se encontra em regiões sujeitas a tensões residuais de solda e/ou concentrações de tensões devidas às características geométricas locais da estrutura. Nesse caso, a trinca encontra-se em locais com tensões diferentes da tensão σ aplicada.

No caso de estruturas com tensões não-uniformes, deve-se levar em consideração as tensões locais atuantes na região em que se encontra a trinca (as tensões atuantes no local caso a trinca não estivesse presente). Desse modo, pode-se reescrever, para esses casos as expressões, substituindo a tensão σ uniforme por uma tensão local σ_1 :

$$\bar{a}_m = \frac{\delta_c E \sigma_{LE}}{2\pi\sigma_1}, \text{ para } \frac{\sigma}{\sigma_{LE}} \leq 0,5 \quad (2.16)$$

e

$$\bar{a}_m = \frac{\delta_c E}{2\pi(\sigma_1 - 0,25\sigma_{LE})}, \text{ para } \frac{\sigma}{\sigma_{LE}} > 0,5 \quad (2.17)$$

Quando a trinca se encontra em um cordão de solda que não sofreu alívio de tensões por tratamentos térmicos, a tensão residual normalmente é considerada igual ao limite de escoamento do material, por segurança. Desse modo, tem-se $\sigma_{Res} = \sigma_{LE}$.

Tabela 2.1 – Tensões atuantes em regiões com trincas (K_t : fator de concentração da tensão).^[3]

Local da Trinca	Condição da junta soldada	Valor de σ_1
Cordão de solda longe de concentrador de tensões.	aliviada	σ
	não aliviada	$\sigma + \sigma_{LE}$
Cordão de solda em região de concentração de tensões.	aliviada	$K_t \cdot \sigma$
	não aliviada	$K_t \cdot \sigma + \sigma_{LE}$

A utilização das expressões anteriores ou da curva de projeto permite a obtenção dos valores máximos toleráveis de trincas vazantes. Isso porque todo o desenvolvimento foi feito para esse tipo de defeito. No caso de defeitos superficiais ou internos, aplica-se uma metodologia semelhante, na qual se utiliza o critério do defeito efetivo, ou equivalente que apresentasse o mesmo fator de intensidade de tensão do defeito superficial ou interno.

2.1.5 – TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA ^[5]

Em 1956, Irwin propôs uma abordagem baseada em energia para a fratura, isso é essencialmente equivalente com o modelo de Griffith, exceto que a abordagem de Irwin é mais conveniente para a solução de problemas de engenharia. Irwin define uma taxa de liberação de energia ou taxa de perda de energia do campo de tensões elásticas para o processo inelástico de propagação da trinca, G , o qual é a medida da energia disponível para um incremento de extensão de trinca:

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (2.18)$$

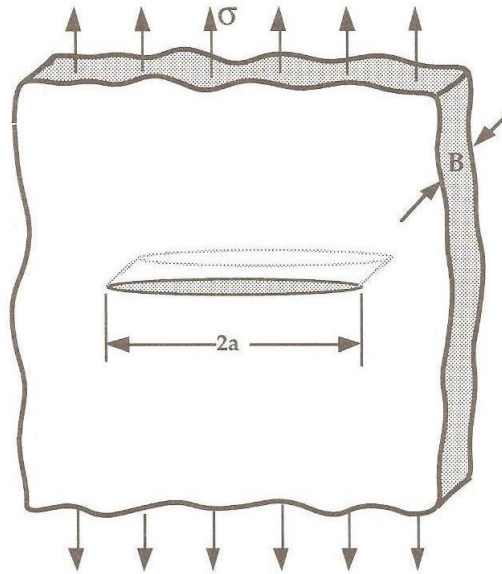


Figura 2.13 – Uma trinca vazante em uma placa infinita sujeita a uma tensão.^[5]

A taxa do termo é usada neste contexto, mas não se refere a uma derivada com respeito ao tempo: G é uma taxa de variação na energia potencial com a área da trinca. Desde então G é obtido da derivada de um potencial, também chamado de força de extensão da trinca ou de força motriz da trinca. A taxa de liberação de energia para uma placa larga em tensão plana com uma trinca de comprimento $2a$ (Figura 2.13) é dado por:

$$G = -\frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2.19)$$

O aumento da trinca ocorre quando G alcança o valor crítico:

$$G_c = -\frac{dW_s}{dA} = 2w_f$$

onde G_c é a medida da tenacidade a fratura do material, W_s é a energia de superfície e w_f energia de fratura.

O potencial de energia de um corpo elástico, Π , é definido como segue:

$$\Pi = U - F$$

onde U é a energia de deformação acumulada no corpo e F é o trabalho que faz a força externa.

Considere uma chapa trincada com uma carga fixa, como ilustrado na Figura 2.14. Então a carga é fixada em P , a estrutura é dita ser controlada pela carga. Para este caso,

$$F = P\Delta$$

e

$$U = \int_0^{\Delta} P d\Delta = \frac{P\Delta}{2}$$

Então,

$$\Pi = -U$$

e

$$G = \frac{1}{B} \left(\frac{dU}{da} \right)_P = \frac{P}{2B} \left(\frac{d\Delta}{da} \right)_P \quad (2.20)$$

Quando o deslocamento é fixado (Figura 2.15), a placa tem o deslocamento controlado; $F = 0$ e $\Pi = U$. Assim

$$G = -\frac{1}{B} \left(\frac{dU}{da} \right)_{\Delta} = -\frac{\Delta}{2B} \left(\frac{d\Delta}{da} \right)_{\Delta} \quad (2.21)$$

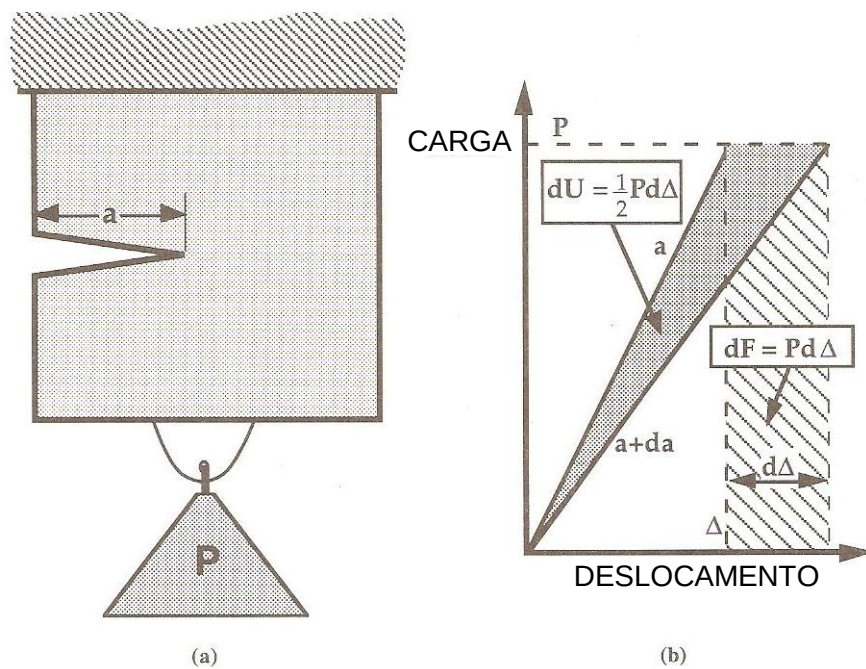


Figura 2.14 – Chapa trincada a uma carga fixa, P .^[5]

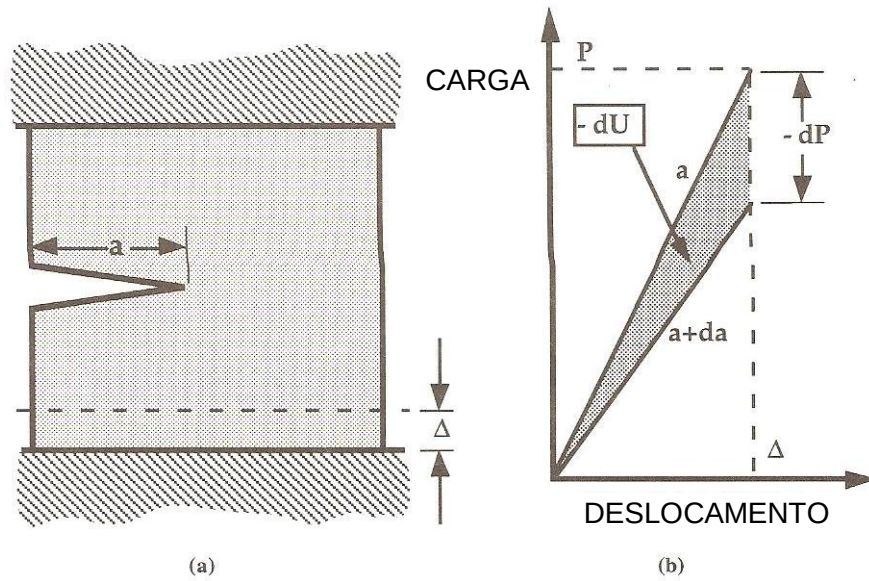


Figura 2.15 – Chapa trincada a um deslocamento fixado, D.^[5]

É neste momento que é conveniente introduzir a compliância (compliance), o qual é o inverso da rigidez da placa:

$$C = \frac{\Delta}{P} \quad (2.22)$$

Substituindo a Eq. (2.22) nas Eq. (2.20) e (2.21) pode ser mostrada que

$$G = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da}$$

tanto para a carga quanto deslocamento controlado. Então a taxa de liberação de energia, definida na Eq. (2.18), é a mesma para controle por carga e controle por deslocamento. Então,

$$\left(\frac{dU}{da} \right)_P = - \left(\frac{dU}{da} \right)_\Delta \quad (2.23)$$

A Equação (2.23) é demonstrada graficamente nas Figuras 2.14b e 2.15b. Quando a carga é controlada, uma extensão da trinca resulta num incremento líquido da energia de deformação por causa da contribuição da força externa P:

$$(dU)_P = Pd\Delta - \frac{Pd\Delta}{2} = \frac{Pd\Delta}{2} \quad (2.24)$$

Quando o deslocamento é fixado, $dF = 0$ e o trabalho de deformação diminui:

$$(dU)_\Delta = \frac{\Delta dP}{2} \quad (2.25)$$

onde dP é negativo. Como pode ser visto nas Figuras 2.14b e 2.15b, os valores absolutos destas energias diferem pela quantidade $dPd\Delta/2$, que é desprezível. Assim

$$(dU)_P = -(dU)_\Delta \quad (2.26)$$

Para um incremento de crescimento de trinca num dado P e Δ .

2.1.6 – INSTABILIDADE E A CURVA R [5]

A extensão da trinca ocorre quando $G = 2w_f$, mas o crescimento da trinca pode ser estável ou instável, dependendo de como G e w_f , variam com o tamanho da trinca. Para ilustrar o comportamento estável e instável, é conveniente substituir $2w_f$, por R , a resistência do material a propagação da trinca. Um gráfico de R versus extensão da trinca é chamado de curva de resistência ou curva R. O correspondente do gráfico de G versus a extensão da trinca é a curva de força motriz.

Considerando uma placa larga (infinita) com uma trinca passante de comprimento inicial $2a_0$ (Figura 2.13). A uma tensão aplicada remotamente, σ , a taxa de liberação de energia varia linearmente com o tamanho da trinca (Equação (2.19)). A Figura 2.16 apresenta um diagrama/figura esquemático de força motriz/curva R para dois tipos de comportamento de materiais.

O primeiro caso, Figura 2.16a, apresenta uma curva R de grande raio (tendendo a uma reta), onde a resistência do material é constante com o crescimento da trinca. Quando a tensão $= \sigma_1$, a trinca é estável. A fratura ocorre quando alcança a tensão σ_2 , a propagação da trinca é instável por causa do aumento da força motriz com o crescimento da trinca, mas a resistência do material permanece constante.

A Figura 2.16b ilustra um material com uma curva R crescente. A trinca cresce uma pequena quantidade quando alcança a tensão σ_2 , mas a trinca não crescerá a menos que aumente a tensão. Quando a tensão é fixada em σ_2 , a força motriz aumenta a uma taxa mais lenta que R . A estabilidade no crescimento da trinca continua com o aumento de tensão de σ_3 . Finalmente, quando alcança a tensão σ_4 , a curva da força motriz é tangenciada pela curva R. A placa é instável com o crescimento da trinca posteriores porque a taxa de variação da força motriz excede a inclinação da curva R.

A condição para a estabilidade do crescimento da trinca pode ser expressa como segue:

$$R = G \quad (2.27a)$$

e

$$\frac{dG}{da} \leq \frac{dR}{da} \quad (2.27b)$$

O crescimento da trinca instável ocorre quando

$$\frac{dG}{da} > \frac{dR}{da} \quad (2.28)$$

Quando a curva de resistência é linear, como a Figura 2.16a, pode se definir um valor crítico para a taxa de liberação de energia, G_c , de maneira inequivocamente. Um material com uma curva R crescente, contudo, não pode ser caracterizada unicamente com um único valor de tenacidade. Conforme para Eq. (2.28) uma estrutura com defeito falha quando a curva da força motriz é tangente a curva R, mas este ponto de tangencia depende da forma da curva de força motriz, o qual depende da configuração da estrutura. A curva de força motriz para a configuração de uma trinca passante é linear, mas G num corpo de prova DCB (double cantilever beam) varia com a^2 ; estas duas configurações têm valor diferente de G_c para uma dada curva R.

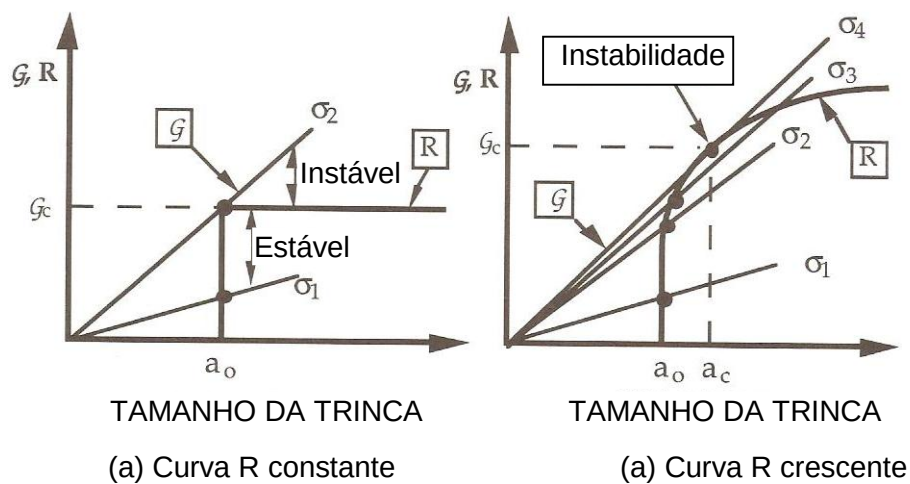


Figura 2.16 – Diagramas esquemáticos de força motriz/curva R.^[5]

Materiais com curva R crescente pode ser caracterizado pelo valor de G na iniciação do crescimento da trinca. Embora a tenacidade inicial não seja normalmente sensível a geometria estrutural, há outros problemas com esta medida. É virtualmente impossível determinar o momento preciso do início da trinca na maioria dos materiais; uma definição de engenharia para iniciação, analogamente ao 0,2 por cento adotados na determinação do limite de escoamento em teste de ruptura por tração, é normalmente requerida. Outra limitação da tenacidade inicial é que caracteriza só no início do crescimento da trinca; não prevê nenhuma informação sobre a forma da curva R.

2.1.7 – RAZÕES PARA A FORMA DA CURVA R ^[5]

Alguns materiais exibem uma curva R crescente, enquanto a curva R para outros materiais é linear. A forma da curva R depende mais do comportamento do material, do que da configuração da estrutura da trinca.

A curva R para um material frágil ideal é linear porque a energia de superfície é uma propriedade invariante do material. Quando o comportamento do material não linear acompanha a fratura, enquanto, a curva R pode tomar uma variedade de formas. Por exemplo, fratura dúctil em metais o resultado é normalmente uma curva R crescente; uma zona plástica na ponta da trinca aumenta em tamanho quando a trinca cresce. A força motriz deve aumentar nestes materiais para manter o crescimento da trinca. Se o corpo trincado é infinito (ou seja, a zona plástica é pequena comparada às dimensões do corpo) o tamanho da zona plástica e eventual R alcança um valor estacionário, e a curva R se torna linear com posteriores crescimentos.

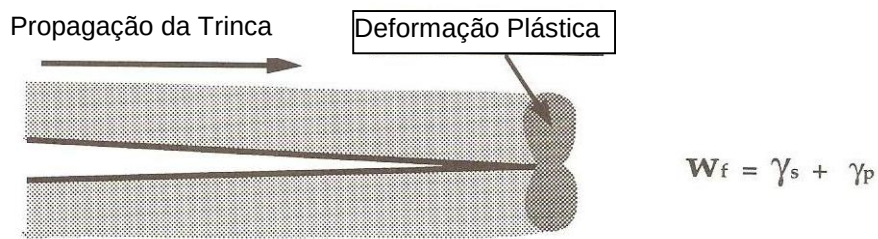


Figura 2.17 – Material elasto-plástico com deformação plástica na ponta da trinca.^[5]

Alguns materiais podem exibir uma queda na curva R. Quando um metal falha por clivagem, por exemplo, a resistência do material é fornecida pela energia de superfície e dissipação da energia plástica local, como ilustrado na Figura 2.17. A curva R seria relativamente linear se o crescimento da trinca fosse estável. Enquanto, a propagação de trinca por clivagem é normalmente instável; o material próximo da ponta da trinca crescente é sujeita a altas taxas de deformação, o qual suprime deformações plásticas. Assim a resistência de uma trinca por clivagem que cresce rapidamente é menor que a resistência inicial no início da fratura.

O tamanho e geometria da estrutura trincada pode exercer alguma influência na forma da curva R. Uma trinca numa folha fina tende a produzir uma curva R mas íngreme que uma trinca em uma placa grossa porque a folha fina é predominantemente carregada sob tensões planas, enquanto o material próximo à ponta da trinca na placa grossa pode está em deformação plana. A curva R também pode ser afetada se a trinca que está se propagando atingir uma superfície livre na estrutura. Assim uma placa larga (infinita) pode exibir alguma diferença no comportamento da resistência no crescimento da trinca que uma placa estreita do mesmo material.

Idealmente, a curva R, assim como outros métodos de medir a tenacidade a fratura, seria uma propriedade somente do material e não depende do tamanho ou forma do corpo trincado. No conceito da mecânica da fratura é assumido que a tenacidade a fratura é uma propriedade do material. Efeitos de configuração podem ocorrer, entretanto; uma metodologia de mecânica da fratura deve atender estes efeitos e a sua influencia potencial na precisão de uma análise.

2.1.8 – CONTROLE POR CARGA VERSUS CONTROLE POR DESLOCAMENTO^[5]

Conforme as Equações (2.27) e (2.28), a estabilidade do crescimento de trinca depende da taxa de variação em G , isto é a segunda derivada da energia potencial. Embora a força motriz (G) seja a mesma para ambos (ou seja, controle por carga e controle por deslocamento), a taxa de variação da curva de força motriz depende de como a estrutura está carregada.

Controle por deslocamento tende a ser mais estável que os controles por carga. Para algumas configurações, a força motriz de fato diminui com o crescimento da trinca no caso do controle por deslocamento. Um exemplo típico é ilustrado na Figura 2.18.

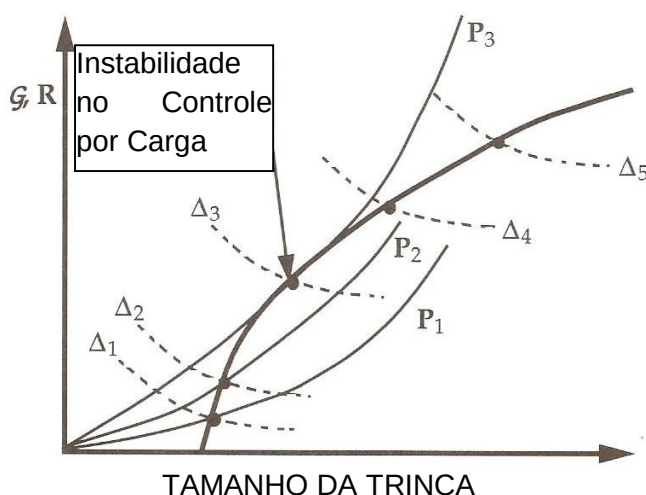


Figura 2.18 – Diagrama esquemático da força motriz/curva R o qual compara o controle por carga e controle por deslocamento.^[5]

Referindo-se a Figura 2.18, considere uma estrutura trincada sujeita a uma carga P_3 e um deslocamento Δ_3 . Se a estrutura é controlada por carga é no ponto de estabilidade, onde a curva da força motriz é tangente a curva R . No controle por deslocamento, enquanto, a estrutura é estável porque a força motriz diminui com o crescimento da trinca; o deslocamento deve ser aumentado para o crescimento de trinca posterior.

Quando uma curva R é determinada experimentalmente, o corpo de prova é normalmente testado na condição de controle por deslocamento (ou na condição mais próxima disso dependendo da máquina). Então as maiorias das geometrias de corpos de provas de testes comuns exibem uma queda na curva de força motriz no controle por deslocamento, é possível obter uma quantidade significativa de crescimento estável da trinca. Se uma estabilidade ocorre durante o teste, a curva R não pode ser definida após o ponto que ocorreu o crescimento instável da trinca.

2.2 – AÇOS INOXIDÁVEIS^[6]

A resistência à corrosão destes aços é obtida pela presença do cromo em teor igual ou superior a 12%. Estes teores elevados de cromo conferem também a estes aços elevada resistência à oxidação. Por isso, são usados também em aplicações que

requeiram resistência ao calor e à fluência. Para maior resistência à fluência outros elementos são adicionados ao aço.

Os principais tipos de aços inoxidáveis podem ser classificados em três grupos:

- aços inox martensíticos, com 12%-17%Cr e 0,1%-1,0%C;
- aços inox ferríticos, com 15%-30%Cr, baixo C, sem Ni e com eventuais adições de Mo, Nb e Ti;
- aços inox austeníticos, com 18%-25%Cr, 8%-20%Ni e baixo C.

2.2.1 – A INFLUÊNCIA DE ELEMENTOS DE LIGA NO AÇO INOXIDÁVEL [6]

Outros elementos podem estar presentes, como o Níquel, Molibdênio, Nióbio e Titânio, em proporções que caracterizam a estrutura, propriedades mecânicas e o comportamento final em serviço do aço inoxidável. Sendo um breve resumo:

- NÍQUEL: Sua adição provoca também uma mudança na estrutura do material que apresenta melhores características de ductilidade, resistência mecânica a quente, soldabilidade. Aumenta a resistência à corrosão de uma maneira geral. O cromo e o Níquel então constituem os elementos primordiais dos aços inoxidáveis. Outros elementos complementam suas funções.
- MOLIBDÊNIO E O COBRE: Têm a finalidade de aumentar a resistência à corrosão por via úmida.
- SILÍCIO E O ALUMÍNIO: Melhoram a resistência à oxidação a alta temperatura.
- TITÂNIO E O NIÓBIO: São elementos “estabilizadores” nos aços austeníticos, impedindo o empobrecimento de cromo via precipitação em forma de carbonetos durante aquecimento e/ou resfriamento lento em torno de 700°C, que provocaria uma diminuição da resistência local à corrosão.

Existem ainda outros elementos que modificam e melhoram as características básicas dos aços inoxidáveis, como o manganês e o nitrogênio, o cobalto, o boro e as terras raras, porém são muito específicos.

2.2.2 – CLASSIFICAÇÃO DOS AÇOS INOXIDÁVEIS

2.2.2.1 – MARTENSÍTICOS [7]

Estes aços após resfriamento rápido de alta temperatura mostram uma estrutura caracterizando alta dureza e fragilidade, denominada martensítica. Podem atingir diversos graus de dureza pela variação das condições de aquecimento e resfriamento (tratamento térmico). São dificilmente atacados pela corrosão atmosférica no estado temperado e se destacam pela dureza. São ferromagnéticos. Apresentam trabalhabilidade inferior as demais classes e soldabilidade pior, especialmente com carbono mais elevado, devido à formação de martensita no resfriamento.

2.2.2.2 – FERRÍTICOS ^[7]

Após resfriamento rápido de alta temperatura eles mostram uma estrutura macia e tenaz, altamente homogênea, conhecida como ferrítica. Não podem ser endurecidos por tratamento térmico e são basicamente usados nas condições de como recozido. Possuem uma maior trabalhabilidade, e maior resistência à corrosão que os aços martensíticos. Neste quesito, em muitas situações, são também comparáveis ou mesmo superiores aos aços austeníticos. A diminuição do teor de carbono, o aumento do teor de cromo e a adição de Mo aumentam a resistência à corrosão dos aços inox ferríticos em diversos meios. Possuem boas propriedades físicas e mecânicas e são efetivamente resistentes à corrosão atmosférica e a soluções fortemente oxidantes. São ferromagnéticos. As aplicações principais são aquelas que exigem boa resistência à corrosão, ótima aparência superficial e requisitos mecânicos moderados.

Entretanto, os inoxidáveis ferríticos têm como principais desvantagens em relação aos austeníticos a mais baixa ductilidade e tenacidade e as sérias dificuldades encontradas nos processos de soldagem. Essas características podem ser atribuídas aos seguintes fenômenos de fragilização:

- Fragilização a 475°C;
- Fragilização por fase sigma;
- Crescimento de grãos;
- Sensitização e fragilização devido a elementos intersticiais.

Fragilização a 475°C: Este tipo de fragilização ocorre devido à precipitação de uma fase α' muito rica em cromo, que endurece e fragiliza o aço. De acordo com Grobner, a precipitação de α' ocorre por um mecanismo de nucleação e crescimento nas ligas contendo mais baixo Cr (14% a 18%). Em ligas com mais alto cromo (27% a 39%) a precipitação de α' ocorre por decomposição spinoidal, ou seja, a ferrita se decompõe em uma ferrita pobre e outra rica em cromo (α'), inicialmente sem interface definida entre as duas regiões. O intervalo de formação de α' , embora dependa do teor de cromo, pode ser considerado como sendo na faixa de 370°C a 540°C, sendo a cinética mais rápida na temperatura de 475°C. Em aços com 18%Cr, por exemplo, observou-se que a fragilização ocorre no intervalo de 371°C a 482°C. Com relação à composição química, o aumento do teor de cromo, a presença de elementos intersticiais e dos elementos Mo e Ti aceleram a formação de α' .

Fragilização por fase sigma: Ocorre quando o aço ferrítico é aquecido no intervalo de 500 a 800°C. Nesta faixa de temperaturas forma-se a fase sigma, um composto intermetálico rico em cromo muito duro e frágil.

Um aço ferrítico que tenha sido fragilizado por fase sigma pode ser regenerado se for tratado a cerca de 850°C (50°C acima da faixa crítica) e resfriado rapidamente. Mais uma vez, os aços de mais alto cromo são os mais susceptíveis a esse tipo de fragilização.

Observa-se que a cinética de precipitação da fase sigma é mais rápida do que a de formação de fase α' .

Crescimento de Grãos: Os aços inoxidáveis ferríticos têm uma forte tendência ao crescimento de grãos, o que se deve ao fato de não experimentarem nenhuma transformação de fase no estado sólido. As transformações de fase do tipo $\gamma \rightarrow \alpha$ ou $\gamma \rightarrow P$, que ocorrem nos aços ao carbono e baixa liga são mecanismos “naturais” de refino de grão, visto que a partir do contorno de um único grão austenítico podem surgir vários núcleos de ferrita e perlita. Os aços inoxidáveis ferríticos não dispõem deste mecanismo natural de refino de grãos, pois são ferríticos desde que se solidificam.

Os fabricantes de aços inoxidáveis ferríticos costumam contornar este problema, refinando o grão ferrítico por processos de deformação e recristalização. Além disso, podem ser adicionados Ti e/ou Nb, elementos formadores de carbonetos finos que retardam o crescimento de grãos.

Por outro lado, na soldagem, o problema do crescimento de grãos torna-se grave e de difícil solução. No metal de solda e na ZTA próxima a ele os grãos ferríticos crescem muito e a tenacidade fica proibitivamente baixa. As adições de Ti ou Nb no metal de base e no metal de adição e a utilização de procedimentos especiais de soldagem são medidas que podem ser usadas para minimizar o problema.

Sensitização e fragilização devido a elementos intersticiais: Quando um aço inox ferrítico grau comercial é aquecido em temperaturas superiores a 900°C, ocorre a precipitação de carbonetos, nitretos e carbonitretos de cromo nos contornos dos grãos. Esse tipo de sensitização provoca a fragilização do material e pode torná-lo susceptível à corrosão intergranular. O aço inoxidável ferrítico sensitizado deve ser recozido na faixa de 650 a 850°C, pois nesta temperatura o cromo é capaz de se difundir na estrutura CCC da ferrita e, dessa forma, os gradientes de composição química são eliminados. Entretanto, como esse tratamento não dissolve os precipitados intergranulares, o efeito fragilizante deles não é eliminado.

A adição de Nb ou Ti aos aços ferríticos, além de minimizar o problema do crescimento de grãos, também serve para evitar a corrosão intergranular. Entretanto, os aços estabilizados ao Ti podem ser susceptíveis à corrosão em meios oxidantes, nos quais os precipitados TiC e Ti(C,N) são atacados.

Além do carbono e do nitrogênio que se precipitam, outros elementos como o enxofre e oxigênio podem se segregar nos contornos de grão e fragilizar os aços inox ferríticos.

Os aços inoxidáveis ferríticos não endurecem por tratamento térmico. O único tratamento recomendado é o recozimento. O tempo de tratamento na temperatura de recozimento deve ser de 30 a 50 minutos por 2,5 mm de espessura de seção.

2.2.2.3 – AUSTENÍTICOS ^[7]

Aços inoxidáveis apresentam uma boa resistência a corrosão, porém, em alguns casos outras características além da resistência à corrosão são necessários, para a utilização dos mesmos em determinadas aplicações. Acrescentamos então outros elementos de liga para que o aço inoxidável adquira essas características. Uma grande melhoria em muitas propriedades é conseguida com a introdução de Ni como elemento de liga. Consegue-se uma mudança na estrutura, transformando ligas ferríticas em ligas austeníticas (estrutura de alta resistência e tenacidade). Os aços inoxidáveis austeníticos são conhecidos pela sua excelente resistência à corrosão em muitos meios agressivos. Outros elementos como molibdênio, titânio e nióbio, se adicionados podem melhorar a resistência a corrosão e minimizar a corrosão intergranular por estabilização dos carbonetos presentes.

Dos três grupos, estes aços são os que apresentam maior resistência à corrosão. Eles combinam baixo limite de escoamento com alta resistência a tração e bom alongamento, oferecendo as melhores propriedades para trabalho a frio. Não podem ser endurecido por tratamento térmico, mas suas resistências a tração e dureza podem ser aumentadas por encruamento. Não são ferromagnéticos. Eles possuem uma ampla faixa de propriedades mecânicas, oferecendo boa ductilidade e resistência a altas e/ou baixíssimas temperaturas, além de boa trabalhabilidade e soldabilidade.

3 – METODOLOGIA

Uma forma de prevenir a fratura é fazer com que a resistência não caia abaixo de determinado limite. Isto significa que deve ser evitado que as trincas atinjam tamanhos críticos. Duas vertentes são propostas: calcular o tamanho de defeitos admissíveis e/ou calcular o tempo de operação em segurança. A ferramenta que possibilita a análise de defeitos permissíveis é a mecânica da fratura determinando, também, a taxa de crescimento das trincas e como isso afeta a resistência mecânica da estrutura.

3.1 – MÉTODOS UTILIZADOS

Neste projeto/trabalho foi utilizada a curva de resistência (Curva R). A construção da Curva R, resumidamente, é feito através da correlação entre os valores máximos dos tamanhos de abertura da trinca (*Crack-Opening Displacement*, $COD_{\text{máx}}$ ou $\delta_{\text{máx}}$) em função dos respectivos tamanhos máximos de trinca (a), representados, respectivamente, pela Figura 3.1 e Figura 3.2.

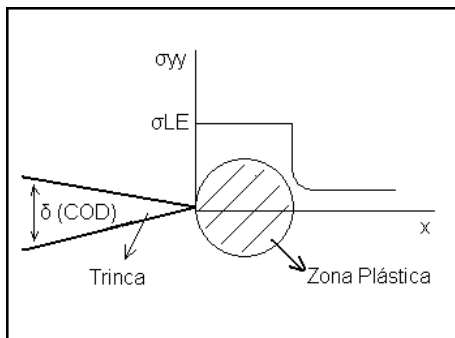


Figura 3.1 – Abertura na ponta da trinca.

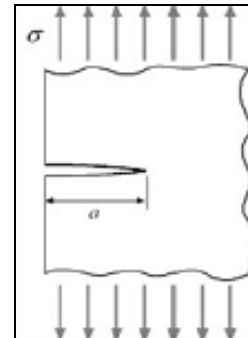


Figura 3.2 – Tamanho da trinca.

Obtendo, por exemplo, o seguinte gráfico mostrado abaixo:

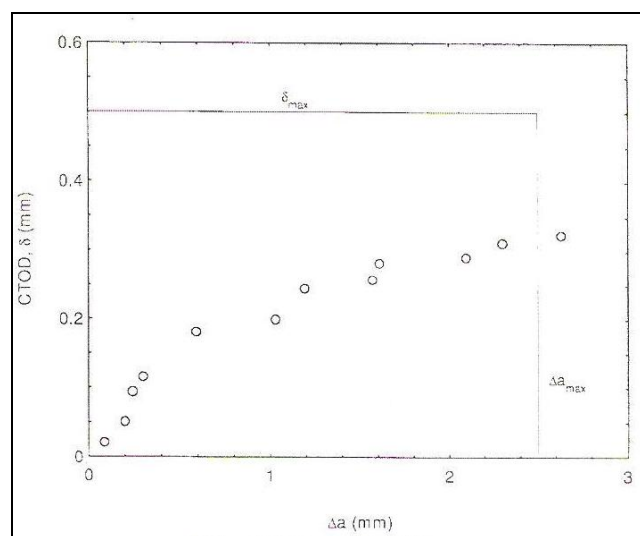


Figura 3.3 – Curva R.^[8]

A Figura 3.3 fornece a relação entre o tamanho e a abertura máxima da trinca sem que ocorra a ruptura do material. Assim, com os ensaios nos corpos de provas espera-se obter uma metodologia de como as trincas afetam a resistência das estruturas, montando, assim, a sua curva de resistência, isto é, a Curva R.

O corpo de prova empregado neste trabalho (Figura 3.5) foi confeccionado na norma ASTM E 1820 – 01, de acordo com a Figura 3.4, no Laboratório de Pesquisa em Usinagem – LAUS da Pontifica Universidade Católica do Paraná (PUCPR).

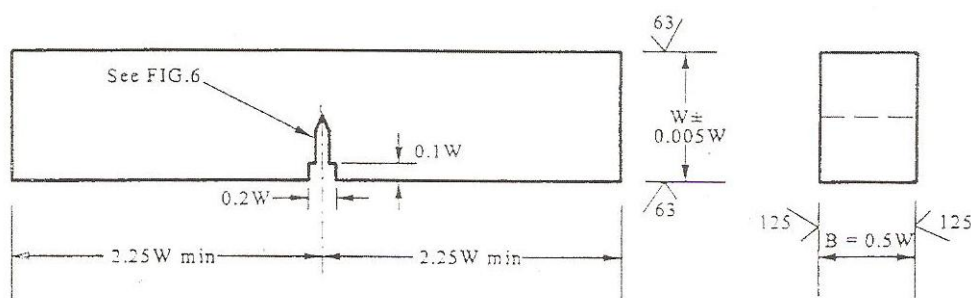


Figura 3.4 – Medidas recomendadas pela norma ASTM para o corpo de prova.^[8]

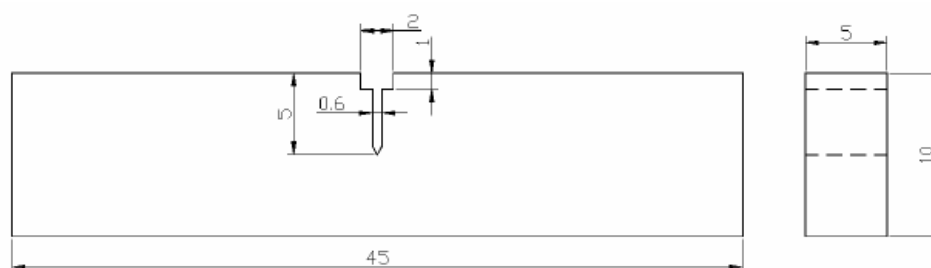
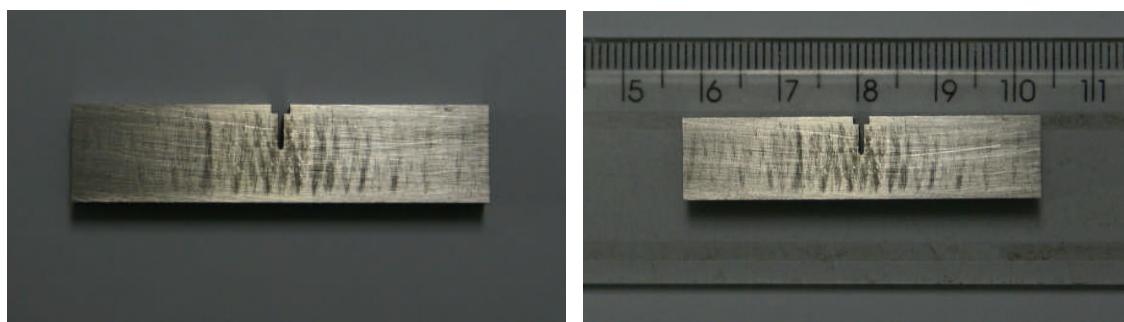


Figura 3.5 – Medidas do corpo de prova.

A Figura 3.6(a) e (b) representam as fotos do corpo de prova usinado faltando, ainda, o devido polimento previsto em norma.



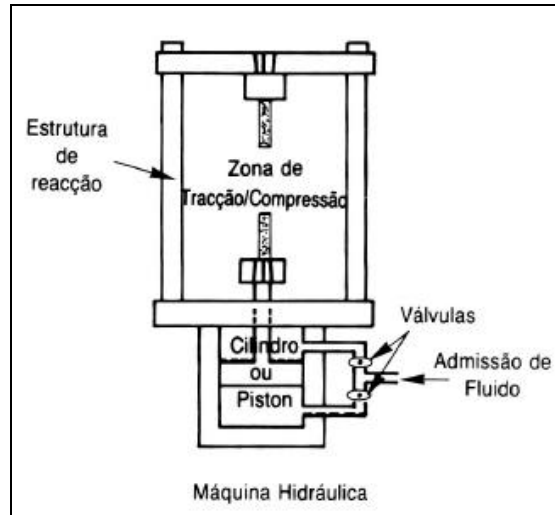
(a)

(b)

Figura 3.6 – Corpo de prova.

Os ensaios dos corpos de prova foram realizados em máquina de tração servo-hidráulica MTS modelo 810 com capacidade de 10 e 100 kN, na Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF). A

Figura 3.7 mostra o princípio de funcionamento do sistema. A deformação da amostra durante o ensaio de tração é acompanhada pela deformação elástica da própria máquina. O módulo de elasticidade obtido de uma curva registrada diretamente pela máquina de tração é bem diferente daquele característico do material. Por isto que a máquina de tração simula a rigidez infinita, ou seja, compensa a deformação sofrida por ela.



(fonte: Prof. Willy Ank de Moraes, Departamento de Engenharia de Produção Mecânica, Universidade Santa Cecília)

Figura 3.7 – Esquema de funcionamento da máquina servo-hidráulica.

A ranhura realizada na extremidade externa do entalhe, por eletro-erosão, Figura 3.8, cujo objetivo é fixar o dispositivo que mede a abertura de trinca (Clip-in Displacement Gage). Abriu-se em cada corpo de prova uma pré-trinca de fadiga, de forma a obter um raio de curvatura na extremidade da trinca tendendo a zero (muito pequeno), proporcionando o caso mais crítico para realizarem-se os ensaios.

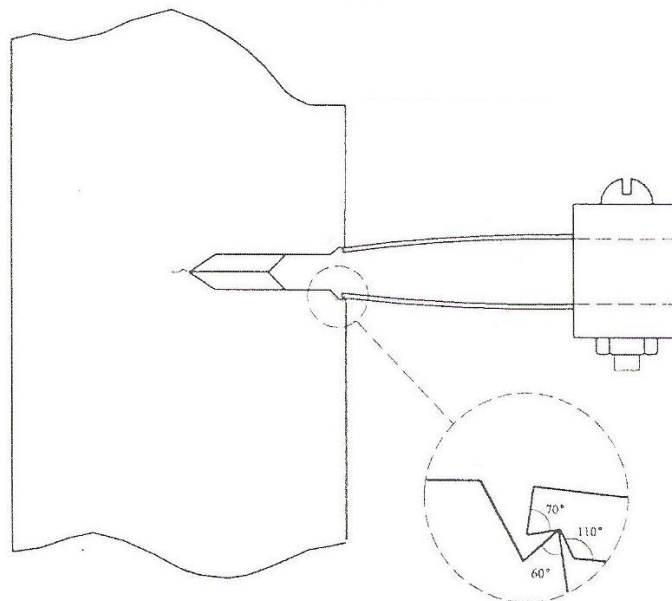


Figura 3.8 – Dispositivo Clip-in Displacement Gage que mede a abertura de trinca.^[8]

3.2 – MATERIAIS UTILIZADOS

O material do corpo de prova é o aço inoxidável ferrítico 4105, que é usado em construções de equipamentos para a indústria petroquímica. O aço 4105 é considerado ter boas características de soldabilidade para uma ampla variedade de aplicações. Possui grande capacidade de absorção de energia ao impacto, sendo até 100% superior à capacidade do aço carbono comum. Sendo a sua composição química listada na Tabela 3.1. As fotomicrografias mostradas nas Figuras 3.9 e 3.10 representam as duas condições, um tipo de tratamento, em forno tipo contínuo, e em dois sentidos, longitudinal à laminação e transversal a laminação.

Utilizaram-se duas condições diferentes, sendo elas: MBC material de base no estado como recebido, obtido em processamento contínuo, isto é, através de tratamento termo-mecânico, com entalhe na direção de laminação e SEC1 material MBC soldado com um aporte térmico 1,4 kJ/mm e entalhe na ZTA na direção de laminação. Neste projeto, para cada condição utilizaram-se dois corpos de prova.

Tabela 3.1 – Composição química do aço utilizado para análise (Dados do fabricante).

Elemento	Composição (%)
	Forno Contínuo
Al	0,002
C	0,0134
Co	0,0201
Cr	11,004
Cu	0,0192
Mn	0,6149
Mo	0,0047
Nb	0,0031
N	0,0144
Ni	0,367
O	0,0024
P	0,018
S	0,0005
Si	0,4507
Sn	0,0026
Ti	0,0136
V	0,0405
W	0,0542

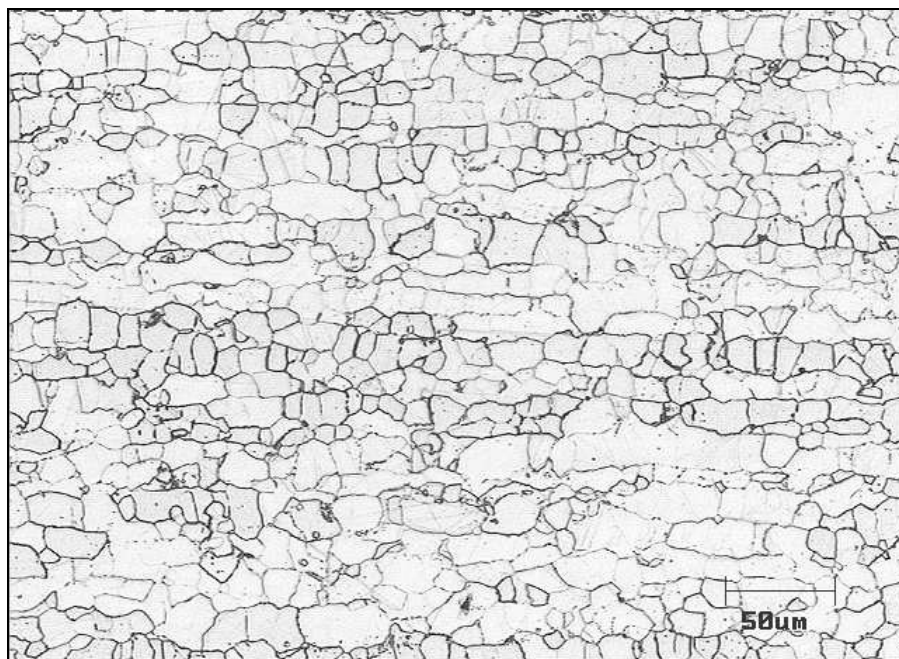


Figura 3.9 – Microestrutura do aço tratado em forno tipo contínuo, como recebido, no sentido longitudinal à laminação.

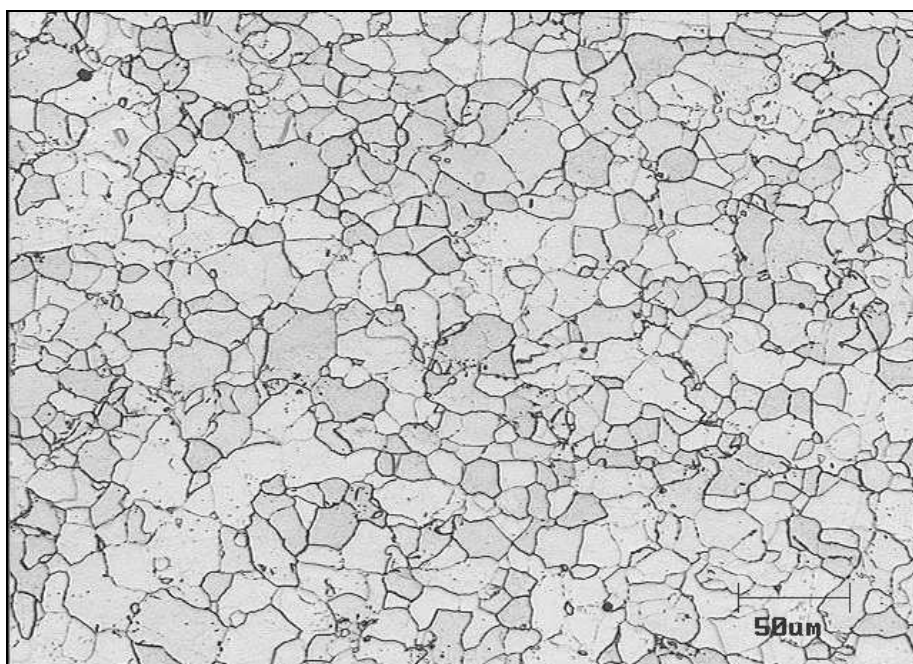


Figura 3.10 – Microestrutura do aço tratado em forno tipo contínuo, como recebido, no sentido transversal à laminação.

As propriedades mecânicas para o aço 4105 após os tratamentos são especificadas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas para o aço experimental no modo como recebido.

Tratamento	Limite de escoamento.	Limite de Resistência	Alongamento	Dureza
	(MPa)	(MPa)	(%)	HRB
Contínuo	296,8	412,0	39,8	79
	290,8	411,2	38,7	
	296,1	416,8	39,0	
Média	294,6	413,3	39,2	

O material de depósito (ou seja, o material de solda) é o arame 309LSi.

4 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

O corpo de prova foi confeccionado segundo a norma ASTM E 1820 – 01, porém foi constatado um erro no entalhe usinado, onde o valor de a_o foi apenas o tamanho do entalhe, visto que o valor de a_o , pela norma, é o tamanho do entalhe acrescido do tamanho da pré-trinca obtida em fadiga, como demonstrado na Figura 4.1.

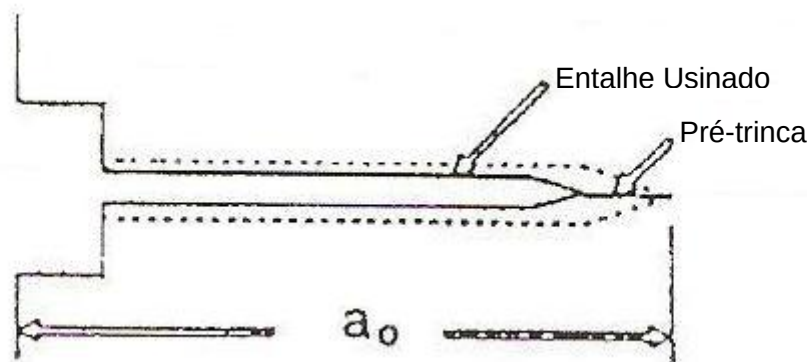


Figura 4.1 – Tamanho de a_o .^[8]

Este erro acarretou, com isso, uma dificuldade na abertura da pré-trinca, dificultando assim o confinamento da zona plástica. Foram medidas para cada corpo de prova cinco medidas de a_o para obter a média, como demonstrado na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Medidas de a_o .

	CP	1ª a_o mm	2ª a_o mm	3ª a_o mm	4ª a_o mm	5ª a_o mm	Média mm	Variação Min. %	Variação Max. %
1º	MBC	5,2	5,29	5,29	5,29	5,24	5,2725	1,4	0,3
2º	MBC	5,17	5,2	5,2	5,2	5,02	5,17375	3,0	0,5
3º	SEC1	5,37	5,59	5,59	5,59	5,29	5,53	4,3	1,2
4º	SEC1	5,45	5,67	5,67	5,67	5,36	5,60	4,3	1,2

Como visto na Tabela 4.1, a média do tamanho da pré-trinca varia entre 0,27 a 0,60 mm, sendo o ideal, uma pré-trinca no tamanho mínimo de 1,3 mm, como previsto pela norma ASTM E 1820 – 01. A carga aplicada no ensaio é apresentada na Tabela 4.2, sendo o valor de P_m a carga máxima suportada pelo corpo de prova e P_Q a carga aplicada no ensaio.

Tabela 4.2 – Cargas aplicadas nos ensaios.

	CP	P_Q (N)	P_m (N)	P_m/P_Q
1º	MBC	1064	2170	2,04
2º	MBC	1148	2258	1,97
3º	SEC1	1404	3654	2,60
4º	SEC1	1450	4074	2,81

Nota-se que, para a mesma condição (SEC1), a carga máxima suportada pelo quarto corpo de prova é 420 N maior que o terceiro corpo de prova da mesma condição. Os dados obtidos nos ensaios são apresentados na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Dados obtidos nos ensaios.

	CP	v_{pl} (mm)	B (mm)	W (mm)	S (mm)	z (mm)	E (MPa)	ν	r_p (mm)
1º	MBC	1,04	4,98	9,86	40,00	0,00	192264	0,3	0,440
2º	MBC	0,99	4,99	9,89	40,00	0,00	192264	0,3	0,440
3º	SEC1	1,30	4,99	9,96	40,00	0,00	192254	0,3	0,440
4º	SEC1	2,39	4,98	9,95	40,00	0,00	192264	0,3	0,440

Com esses valores calculou-se o fator de intensidade de tensão e o tamanho de abertura da trinca. Esses valores foram calculados através das equações descritas na norma ASTM E 1820 – 01. Para o cálculo de K , utilizou-se a Equação (4.1), e para o cálculo de δ , utilizou-se a Equação (4.3).

$$K = \left[\frac{P_m S}{BW^{3/2}} \right] \cdot f(a_o / W) \quad (4.1)$$

Sendo o valor de $f(a_o / W)$:

$$f(a_o / W) = \frac{3(a_o / W)^{1/2} [1.99 - (a_o / W)(1 - a_o / W) \times (2.15 - 3.93(a_o / W) + 2.7(a_o / W)^2)]}{2(1 + 2a_o / W)(1 - a_o / W)^{3/2}} \quad (4.2)$$

onde: P_m - carga máxima suportada pelo material

B – espessura do corpo de prova

W – largura do corpo de prova

a_o - comprimento da trinca original

$$\delta = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{2\sigma_{ys}E} + \frac{[r_p(W - a_o)]v_{pl}}{[r_p(W - a_o) + a_o + z]} \quad (4.3)$$

onde: a_o - comprimento da trinca original

K – fator de intensidade de tensão como definido na Eq. 4.1.

ν - razão de Poisson

σ_{ys} - tensão de escoamento

E – módulo de elasticidade à temperatura de teste.

v_{pl} - componente plástica de deslocamento medida em clip gage no ponto de determinação da curva de deslocamento, v_c , v_u ou v_m .

z – distância da aresta de corte medida no ponto a partir da linha média de carga a partir do corpo de prova CT.

r_p - raio da zona plástica

Fazendo os cálculos nas Equações (4.1) e (4.3), obtiveram-se os valores apresentados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Valores obtidos dos cálculos.

	CP	K (N/mm ^{3/2})	K _Q (MPa.m ^{1/2})	K _m (MPa.m ^{1/2})	δ (mm)
1º	MBC	1679,5	26,0	53,1	0,294
2º	MBC	1669,7	26,9	52,8	0,291
3º	SEC1	2976,6	36,2	94,1	0,359
4º	SEC1	3431,7	38,6	108,5	0,631

Sendo K_m a Tenacidade à Fratura e K_Q o fator de intensidade de tensões. Nota-se através dos valores obtidos que o tamanho máximo de abertura de trinca do corpo de prova na condição MBC é menor que na condição SEC1, sendo este suportando uma carga máxima maior. Os valores obtidos para a condição MBC nos dois corpos de prova foram próximos, enquanto na condição SEC1 a diferença dos resultados nos dois corpos de prova se deve, provavelmente, as heterogeneidades metalúrgicas na ZTA. As médias dos valores obtidos encontram-se na Tabela 4.5.

Tabela 4.5 – Média dos valores obtidos.

	CP	K (N/mm ^{3/2})	K _Q (MPa.m ^{1/2})	K _m (MPa.m ^{1/2})	δ (mm)
	MBC	1674,6	26,45	52,95	0,2925
	SEC1	3204,15	37,4	101,3	0,495

Observando a Tabela 4.5, verifica-se que a tenacidade à fratura do aço 4105 na condição SEC1 é quase duas vezes maior que na condição MBC. Com isso é possível verificar que o aço na condição SEC1 possui uma melhor resistência à propagação de trinca.

Esperava-se, a priori, que o material soldado possuindo uma trinca em sua ZTA tivesse valores menores de tenacidade à fratura que o material pré-trincado no estado “como recebido”. Assim, torna-se necessário e interessante uma investigação da microestrutura, via microscopia óptica e eletrônica de varredura, além de ensaios de microdureza Vickers, na região da ZTA. Provavelmente, o tamanho de grão e fases metalúrgicas de alta tenacidade na ZTA influenciam positivamente os valores de tenacidade à fratura.

5 – CONCLUSÕES

Apesar das limitações quanto ao tamanho dos materiais disponíveis, a priori, para obtenção dos corpos de prova, os resultados obtidos via mecânica da fratura são quantitativamente precisos.

O material soldado contendo uma trinca em sua ZTA apresenta tenacidade à fratura superior ao material de base pré-trincado.

6 – SUGESTÕES

Realização de ensaios de tenacidade à fratura em pelo menos cinco corpos de prova, conforme previsto em norma.

Perscrutar a microestrutura da ZTA e correlacionar metalurgicamente com os valores obtidos.

7 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Cherlio Scandian. Tese de Doutorado. França, 2000.
- [2] William D. Callister, Jr.. Ciência e Engenharia de Materiais. Editora LTC, quinta edição, 2002.
- [3] Apostila de Fernando Luiz Bastian, Herick Marques Caminha Junior e Marcelo Melo Moraes. Mecânica da Fratura. Novembro/1987.
- [4] Maurizio Ferrante. Seleção de Materiais, Editora Edufscar, segunda edição, 2002.
- [5] T. L. Anderson. Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications. Editora CRC Press, second edition, 1995.
- [6] C. Bottrel Coutinho. Materiais Metálicos para Engenharia. Editora QFCO, 1992.
- [7] Sergio Solto Maior Tavares. Aços Inoxidáveis. Universidade Federal Fluminense, Rio de Janeiro, 2009.
- [8] Norma ASTM E 1820 – 01
- [9] Richard W. Hertzberg. Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials. Editora John Wiley & Sons, third edition, 1989.
- [10] Melvin F. Kanninen and Carl H. Popelar. Advanced Fracture Mechanics. 1985.