



Universidade Federal da Paraíba
Centro de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Mestrado - Doutorado

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA TENSÃO DE
CISALHAMENTO DE FLEXÃO NA TENACIDADE À
FRATURA DO AÇO AISI 8630**

por

Caio César Rodrigues Brandão

Dissertação de Mestrado apresentada à Universidade Federal da
Paraíba para obtenção do título de Mestre

Caio Cézar Rodrigues Brandão

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA TENSÃO DE CISALHAMENTO DE
FLEXÃO NA TENACIDADE À FRATURA DO AÇO AISI 8630**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PPGEM, da Universidade Federal da Paraíba, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Cavalcanti Rodrigues

João Pessoa

2018

B817a Brandao, Caio Cezar Rodrigues.

Análise da influência da tensão de cisalhamento de flexão na tenacidade à fratura do aço AISI 8630 / Caio Cezar Rodrigues Brandao. - João Pessoa, 2018.

79 f. : il.

Orientação: Prof Dr Marcelo Cavalcanti Rodrigues.
Dissertação (Mestrado) - UFPB/CT.

1. CTOD. 2. Modo misto. 3. Cisalhamento. 4. Flexão em 4 pontos. I. Rodrigues, Prof Dr Marcelo Cavalcanti. II. Título.

UFPB/BC

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA TENSÃO DE
CISALHAMENTO DE FLEXÃO NA TENACIDADE À
FRATURA DO AÇO AISI 8630**
por

Caio Cézer Rodrigues Brandão

Dissertação aprovada em 31 de julho de 2018


Prof. Dr. MARCELO CAVALCANTI RODRIGUES
Orientador – UFPB


Prof. Dr. CÍCERO DA ROCHA SOUTO
Examinador Interno - UFPB


Prof. Dr. JOSÉ GONÇALVES DE ALMEIDA
Examinador Externo – UFPB


Prof. Dr. Koje Daniel Vasconcelos Mishina
Examinador Externo - UFPB

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador Dr. Marcelo Cavalcanti Rodrigues, pela confiança e suporte que foram de fundamental importância para o desenvolvimento deste trabalho.

Ao meu coorientador Dr. José Gonçalves de Almeida, por sua contribuição com boas ideias e esclarecimentos que foram essenciais ao desenvolvimento deste trabalho.

À colega de pesquisa Ma. Adiana Nascimento Silva, por sua solicitude durante a etapa experimental que foi imprescindível à conclusão deste trabalho.

Aos outros colegas de pesquisa, Me. Esdras Carvalho da Costa, Me. Daniel Nicolau Lima Alves e Me. Roneles de Santana Silva, pela colaboração ao longo deste trabalho.

À CAPES, pelo apoio financeiro durante a vigência do programa.

ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA TENSÃO DE CISALHAMENTO DE FLEXÃO NA TENACIDADE À FRATURA DO AÇO AISI 8630

RESUMO

A resposta de tenacidade depende dos modos de abertura da trinca. Metais apresentam valores diferentes de tenacidade à fratura dependendo do tipo de carga que atua à frente da ponta da trinca. Embora haja 3 tipos diferentes de carregamentos, mais os modos combinados, apenas o modo I de carregamento (abertura por tração) é normalizado. Um dos ensaios mais utilizados para a obtenção do CTOD é o ensaio de flexão em 3 pontos, que, mesmo sendo considerado um ensaio de modo I, é na verdade um ensaio de modo misto I/II visto que a configuração de ensaio em 3 pontos causa tanto tração quanto cisalhamento. Vários estudos mostram que o aumento da componente de modo II em carregamentos de modo misto, causa redução no valor da tenacidade em aços. Há um interesse mundial em se desenvolver uma metodologia padronizada para a obtenção do CTOD em modo misto, já que em condições de reais de operação os componentes mecânicos estão submetidos a carregamentos que nem sempre correspondem àquelas utilizadas em testes de laboratório, se fazendo necessária a definição de uma situação de carregamento que represente mais fielmente às condições de serviço. Neste contexto, é importante entender e quantificar o efeito do cisalhamento no ensaio de modo I já normalizado para o desenvolvimento de uma metodologia para ensaio de modo misto. Para tanto, foi proposta a comparação entre os resultados de CTOD obtidos via flexão simétrica em 3 e 4 pontos, visto que a última causa apenas carregamento de tração na seção central do corpo de prova, sendo, portanto, um ensaio de modo I puro. Os valores de tenacidade obtidos mostraram pouca diferença entre os ensaios e as razões para tais resultados foram abordados.

Palavras -chave: CTOD, modo misto, tensão de cisalhamento, flexão em 4 pontos.

ANALYSIS OF THE INFLUENCE OF FLEXURAL SHEAR STRESS ON THE FRACTURE TOUGHNESS OF AISI 8630 STEEL

ABSTRACT

The toughness response depends on the crack opening modes. Metals present different values of fracture toughness depending on the type of load acting ahead of the crack tip. Although there are 3 different types of loading modes, plus the combined modes, that cracks can be submitted, only mode I of loading (tensile) is standardized. One of the most widely used tests for obtaining the CTOD is the 3-point flexural test, which, even though it's considered a mode I loading test, is in fact a mixed-mode I/II test since the 3-point bending configuration causes both tensile and shear stress. Several studies have shown that increasing the mode II component in mixed mode loading causes a reduction in the toughness value in steels. There is a worldwide interest in developing a standardized methodology to obtain the CTOD in mixed mode, since under real operating conditions the mechanical components are subjected to loading modes that don't always corresponds to those performed in laboratory testing, making it necessary to define a scenario that better represents the service conditions. In this context, it is important to understand and quantify the shear effect in the mode I testing procedure already standardized for the development of a mixed mode test methodology. For this purpose, it was proposed to compare the results of CTOD obtained by symmetrical bending test at 3 and 4 points, since the latter only causes tensile load in the midsection of the test specimen, therefore representing a pure mode I testing. The obtained toughness values showed little difference between the tests performed and the reasons for such results were addressed.

Keywords: CTOD, mixed mode, shear stress, 4 point bending.

SUMÁRIO

CAPÍTULO I.....	15
APRESENTAÇÃO.....	15
1.1 INTRODUÇÃO.....	15
1.2 OBJETIVOS.....	17
1.2.1. OBJETIVOS ESPECÍFICOS	17
CAPÍTULO II.....	18
REFERENCIAL TEÓRICO.....	18
2.1 MECANISMOS DE FRATURA DOS MATERIAIS.....	18
2.2 TRINCAS	22
2.3 PROJETO TOLERANTE AO DANO	25
2.4 MECÂNICA DA FRATURA	27
2.4.1 PERSPECTIVA HISTÓRICA.....	28
2.4.2 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA.....	29
2.4.2.1 Fator de intensidade de tensão	32
2.4.3 MECÂNICA DA FRATURA ELASTO PLÁSTICA	34
2.4.3.1 CTOD (CRACK TIP OPENING DISPLACEMENT)	34
2.5 EFEITO DA ESPESSURA DO MATERIAL NA TENACIDADE À FRATURA ..	37
2.6 MECÂNICA DA FRATURA MONOPARAMÉTRICA	39
2.7 MODO MISTO DE CARREGAMENTO.....	40
2.8 PROCEDIMENTOS NORMALIZADOS GERAIS PARA EXECUÇÃO DO ENSAIO CTOD	43
2.8.1. CORPOS DE PROVA	44
2.8.2 CARGA PARA FORMAÇÃO DA PRÉ-TRINCA DE FADIGA	45
2.8.3 CÁLCULO DA TENACIDADE À FRATURA CTOD.....	45

CAPÍTULO III	49
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	49
3.1 REVISÃO DE LITERATURA	49
CAPÍTULO IV	53
MATERIAIS E METODOLOGIA	53
4.1 INTRODUÇÃO.....	53
4.2 PREPARAÇÃO DO MATERIAL - AÇO AISI 8630.....	54
4.2.1 TRATAMENTO TÉRMICO	55
4.2.2. ENSAIOS DE TRAÇÃO.....	56
4.2.3 ENSAIOS DE DUREZA	57
4.3 CORPOS DE PROVA DE FLEXÃO (SEb)	58
4.4. ADAPTADOR PARA ENSAIO DE FLEXÃO EM 4 PONTOS.....	59
4.5 ENSAIOS CTOD	61
4.5.1. MEDIÇÃO DA PRÉ-TRINCA DE FADIGA	64
4.5.2 OBTENÇÃO DO CTOD	66
CAPÍTULO V	68
RESULTADOS E CONCLUSÕES	68
5. RESULTADOS	68
6. CONCLUSÕES	71
REFERÊNCIAS	72
ANEXO A	75
LAUDO TÉCNICO DE COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO MATERIAL	75
ANEXO B	77
CURVAS ORIGINAIS DOS ENSAIOS DE MECÂNICA DA FRATURA POR CORPO DE PROVA	77

LISTA DE TABELAS

Tabela 4. 1. Composição química do aço AISI 8630 utilizada para a confecção dos corpos de prova. AM-01 corresponde à amostra utilizada para a análise.....	54
Tabela 4. 2. Resultados dos ensaios de tração.....	57
Tabela 4. 3. Medições das pré-trincas de fadiga.....	65
Tabela 4. 4. Variáveis para cálculo do CTOD.....	67

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. 1. Modos de carregamento da trinca. Da esquerda para a direita: modo I, modo II e modo III.....	16
Figura 2. 1. Aspecto macroscópico de fratura taça e cone em alumínio.....	19
Figura 2. 2. Fractografia mostrando topografia alveolar, típica de uma fratura dúctil. Magnificação de 5000 x.....	19
Figura 2. 3. Fractografia de uma fratura por clivagem em aço A-508.....	20
Figura 2. 4. Superfície resultante de fratura frágil.....	21
Figura 2. 5. Marcas de sargento características de fratura frágil.....	21
Figura 2. 6. Cristas irradiando a partir do local de início da trinca.....	22
Figura 2. 7. Linhas de força através de uma chapa com entalhe.....	23
Figura 2. 8. Concentração de tensão na ponta da trinca.....	23
Figura 2. 9. À esquerda, placa plana com furo elíptico. À direita, campo tensão à frente da trinca no ponto A.....	24
Figura 2. 10. Exemplo de Diagrama de Avaliação de Danos.....	26
Figura 2. 11. Abordagem da mecânica da fratura.....	27
Figura 2. 12. Falha catastrófica do Navio Liberty.....	29
Figura 2. 13. Placa de largura infinita com trinca através da espessura sujeita a uma tensão constante σ	31
Figura 2. 14. Esquema do campo de tensões à frente da trinca para um estado plano de tensões.....	33
Figura 2. 15. Representação do embotamento da trinca.....	35
Figura 2. 16. Modelo da articulação para um corpo de prova de flexão em 3 pontos.....	36
Figura 2. 17. Efeito da espessura na tenacidade à fratura.....	37
Figura 2. 18. Estado triaxial de tensões trativas demonstrado pelo círculo de Mohr.....	38
Figura 2. 19. Efeito da espessura na tenacidade à fratura determinado pela proporção de	
Figura 2. 20. Competição de mecanismos de fratura num componente sujeito a carregamento.....	40
Figura 2. 21. Corpo de prova de tensão compacta de cisalhamento (do inglês CTS) utilizado para ensaios de modo misto.....	42
Figura 2. 22. Corpo de prova SEb utilizado para ensaios de modo misto.....	43
Figura 2. 23. Dimensões proporcionais e tolerâncias para o corpo de prova do tipo SEb.....	44

Figura 2. 24. Requisitos dimensionais para o entalhe do tipo integral.	45
Figura 2. 25. Curva F x COD obtida após a realização do ensaio.	46
Figura 2. 26. Medição do comprimento da trinca para corpos de prova do tipo SEb.....	48
Figura 3. 1. Configurações dos ensaios de flexão utilizados no trabalho de K. Tohgo e H Ishii.	50
Figura 3. 2. Região de deformação plástica para carregamento de modo I, à esquerda, e modo II, à direita.	51
Figura 4. 1. Diagrama de esforço cortante e momento fletor para as configurações de ensaio de flexão de 3 pontos, à esquerda, e 4 pontos, à direita.	54
Figura 4. 2. Barra de aço AISI 8630 antes do tratamento térmico.	55
Figura 4. 3. Dimensões dos corpos de prova de tração, à esquerda. Corpos de prova prontos para os ensaios, à direita.	56
Figura 4. 4. Curvas dos ensaios de tração realizados.	57
Figura 4. 5. Amostra utilizada para os ensaios de dureza.....	57
Figura 4. 6. Dimensões dos CPs utilizados nos ensaios.	58
Figura 4. 7. Corpos de prova SEb prontos para ensaio CTOD.....	59
Figura 4. 8. Máquina de eletroerosão à fio utilizada para a fabricação dos CP's.....	59
Figura 4. 9. Adaptador para ensaio de 4 pontos montado para ensaio.	60
Figura 4. 10. Parafuso de ajuste adicionado para corrigir desalinhamento.	60
Figura 4. 11. Clip gauge instalado em um CP do tipo SEb.	61
Figura 4. 12. Progresso da formação da pré-trinca de fadiga.	62
Figura 4. 13. Máquina em setup para ensaio de 3 pontos.....	63
Figura 4. 14. Máquina com setup para ensaio em 4 pontos.....	63
Figura 4. 15. Corpo de prova deformado após ensaio CTOD.	64
Figura 4. 16. Corpo de prova após rompimento, com marcações para medição da pré-trinca de fadiga.	65
Figura 4. 17. Características das possíveis curvas obtidas pelo ensaio CTOD.	66
Figura 4. 18. Curva de ensaio CTOD. A linha vermelha é utilizada para a obtenção do Vp.	67
Figura 5. 1. Gráfico Carga x NOD para ensaio de flexão em 3 pontos, à esquerda, e 4 pontos, à direita.	69
Figura 5. 2. Aspecto microscópico da superfície de fratura de um CP submetido a ensaio de 3 pontos.	70
Figura 5. 3. Aspecto microscópico da superfície de fratura de um CP submetido a ensaio de 4 pontos.	70
Figura A. 1. Laudo de composição química página 1.	75
Figura A. 2. Laudo de composição química página 2.	76
Figura B. 1. Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP2-3P.....	77
Figura B. 2. Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP3-3P.....	78
Figura B. 3. Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP1-4P.....	78
Figura B. 4. Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP2-4P.....	79
Figura B. 5. Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP3-4P.....	79

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

2a	Eixo Maior do Furo Elíptico
2b	Eixo Menor do Furo Elíptico
a	Tamanho da Trinca
A	Área do Plano da Trinca
AISI	<i>American Iron And Steel Institute</i>
a ₀	Pré-Trinca de Fadiga
ASTM	<i>American Society for Testing And Materials</i>
B	Espessura do Corpo de Prova
BS	<i>British Standard</i>
CP	Corpo de Prova
CT	Compact Tension
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i>
CTS	<i>Compact Tension Shear</i>
E	Energia Total
f	Função Adimensional
F	Início do Patamar de Carga Máxima do Ensaio CTOD
FAD	<i>Failure Assessment Diagram</i>
F _f	Força para Formação da Pré-Trinca
G	Taxa de Liberação de Energia
g ₁	Fator Geométrico
G _c	Taxa de Liberação de Energia Crítica
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
J	Integral J
J _I	Integral J para o Modo I
J _{Ic}	Valor Crítico da Integral J
J _{II}	Integral J para o Modo II
K	Fator de Intensidade de Tensão
K _I	Fator de Intensidade de Tensão para o Modo I
K _{IC}	Tenacidade à Fratura para o Modo I
K _{II}	Fator de Intensidade de Tensão para o Modo II
K _r	Razão de Tenacidade

m	Constante Adimensional 1 para Estado Plano Tensões e 2 para Estado Plano de Deformações
M_e	Parâmetro de Mistura Elástico
MF	Mecânica da Fratura
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
M_p	Parâmetro de Mistura Plástico
N	Coeficiente de Endurecimento
NOD	<i>Notch Opening Displacement</i>
r	Raio em Relação à Ponta da Trinca
r_p	Fator Rotacional
R_{p02}	Limite de Escoamento a 0,02%
S	Espaçamento Entre os Apoios Inferiores
Seb	<i>Single Edge Bending</i>
S_r	Ração de Tensões
V	Abertura do Entalhe
V_p	Componente Plástica da Abertura do Entalhe
W	Altura do Corpo de Prova
W_s	Trabalho Necessário para Criar Novas Superfícies
δ	Tenacidade à fratura δ
δ_{el}	Componente Elástico da tenacidade à fratura δ
δ_c	δ crítico
$\delta_c(25)$	Tenacidade à Fratura δ para Corpo de Prova de 25mm
δ_I	Tenacidade à Fratura δ para Modo I
δ_{II}	Tenacidade à Fratura δ para Modo II
δ_p	Componente Plástico do CTOD
δ_v	Vetor Tenacidade à fratura δ
Φ	Ângulo de Aplicação da Carga
γ_p	Trabalho Plástico por Unidade de Área da Superfície Criada
γ_y	Energia de Superfície do Material
Π	Energia Potencial Fornecida por Energia Interna e Forças Externas
ρ	Raio de Curvatura
σ_A	Tensão no Ponto A
σ_f	Tensão de Fratura
σ_y	Tensão Limite de Escoamento
θ	Ângulo Entre a Linha de Propagação da Trinca e o Campo de Tensões
ν	Número de Poisson
ζ	Posição da Linha de Carga

CAPÍTULO I

APRESENTAÇÃO

1.1 INTRODUÇÃO

A mecânica da fratura é uma ciência estabelecida há cerca de 60 anos. É um seguimento da mecânica dos sólidos que tem como campo de estudo a resistência dos materiais à propagação de trincas. Sua área de aplicação se dá nos setores da engenharia onde integridade estrutural é um dos fatores mais críticos a ser considerado. A mecânica da fratura é utilizada como fundamento teórico da abordagem de projeto tolerante ao dano que tem a tenacidade à fratura - que é a propriedade mecânica alvo do estudo da mecânica da fratura - como critério de projeto de componentes utilizados em equipamentos e estruturas onde falhas mecânicas podem ser catastróficas.

Para assegurar a obtenção de valores confiáveis de tenacidade, normas internacionais foram elaboradas padronizando os procedimentos dos ensaios mecânicos de onde se obtém a tenacidade à fratura. Para o caso dos metais, que são os materiais de engenharia mais utilizados, existem apenas normas que padronizam a obtenção do valor de tenacidade para o modo I de carregamento (trativo), e se considera que tal modo é o mais conservador, protegendo, portanto, de falhas pelos outros modos (modo II e modo III). No entanto, vários estudos realizados mostraram uma redução significativa no valor da tenacidade quando o aço é submetido a modos mistos de carregamento I/II à medida que a

proporção do modo II aumenta. Além disso, em condições de reais de serviço, estruturas podem estar submetidas a qualquer um dos 3 modos de carregamento ou à uma combinação deles (modo I e modo II simultaneamente). Para esses casos não existem ainda procedimentos confiáveis para a obtenção da tenacidade. A Fig. (1.1) ilustra os modos de carregamento aos quais as trincas podem ser submetidas.

Várias pesquisas vem sendo feitas com o objetivo de encontrar métodos adequados para a obtenção da tenacidade à fratura pelos outros modos de carregamento, porém até o momento nenhum foi adotado como prática normalizada devido à falta de convergência entre os resultados dos diferentes trabalhos realizados.

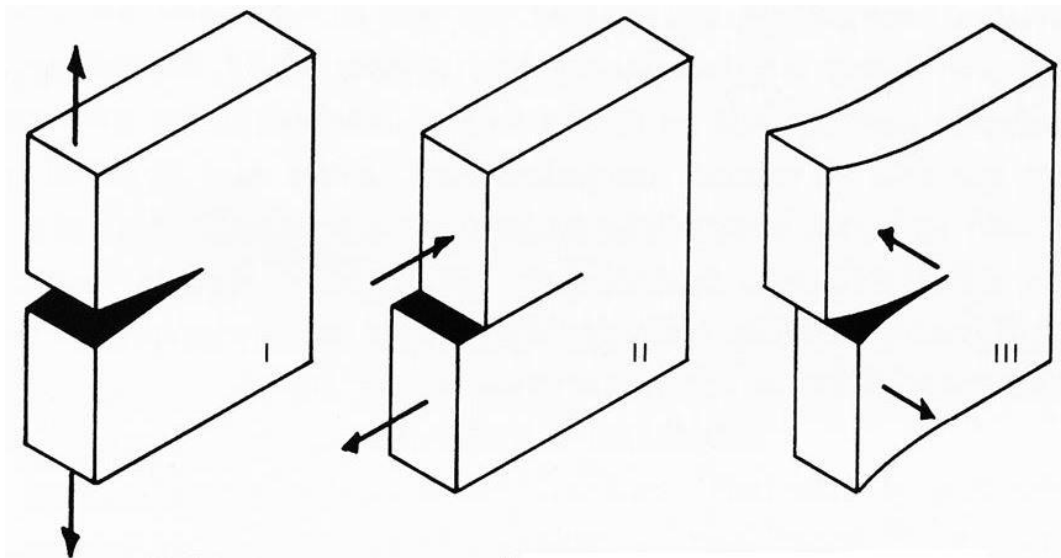


Figura 1.1 - Modos de carregamento da trinca. Da esquerda para a direita: modo I, modo II e modo III.

Fonte: http://thediagram.com/12_3/thethreemodes.html

Componentes mecânicos sujeitos a carregamentos de cisalhamento (modo II), peças em que há a presença de juntas soldadas por exemplo, são avaliados por ensaios de modo I, embora esse tipo de carregamento não represente a situação real de serviço. Ainda há uma grande dificuldade em projetar um corpo de prova adequado para a medição da tenacidade à fratura em modo II ou modo misto I/II especialmente para o caso de materiais dúcteis, onde existe a presença de uma grande região plástica à frente da trinca. Modelos numéricos e critérios teóricos vem sendo desenvolvidos com o intuito de descrever e representar matematicamente o comportamento da região plástica em situações de cargas em duas dimensões.

Já existe na literatura uma grande quantidade de geometrias de corpos de prova propostos para a avaliação de modos mistos de carregamento. Dentre estes, alguns apresentam resultados promissores que se alinham com análises numéricas e experimentais. Pesquisas na área de mecânica da fratura para modos combinados de carregamento datam dos anos 90, o que já representa algo perto de 30 anos de estudos.

É de grande interesse da indústria que os ensaios de laboratório reproduzam mais fielmente as condições de serviço às quais as estruturas estão submetidas e dessa forma seus comportamentos mecânicos sejam mais previsíveis. Pelo exposto, o entendimento do modo misto de carregamento é crucial para assegurar uma maior confiabilidade no projeto estrutural.

1.2 OBJETIVOS

Este trabalho tem como objetivo estudar a influência da tensão de cisalhamento de flexão na tenacidade à fratura do aço AISI 8630, comparando-se as respostas de tenacidade sob flexão em três e quatro pontos.

1.2.1. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Para atingir o objetivo final deste trabalho de pesquisa, foram definidos os seguintes objetivos específicos:

1. Comparar os CTODs obtidos pelos ensaios de flexão simétrica em 3 e 4 pontos;
2. Construir um dispositivo para adaptar a máquina de ensaios mecânicos que a torne capaz de realizar ensaios de flexão em 4 pontos;
3. Descobrir se há diferenças significativas entre o valor do CTOD obtido por flexão simétrica em 3 pontos e em 4 pontos.
4. Analisar e caracterizar as superfícies de fratura nas duas situações.

CAPÍTULO II

REFERENCIAL TEÓRICO

2.1 MECANISMOS DE FRATURA DOS MATERIAIS

Fratura é a separação de um corpo em duas ou mais partes devido à ação de uma tensão. Para os materiais de engenharias há dois modos de fratura: dúctil e frágil. A diferença entre as duas se dá pela capacidade de o material em experimentar deformação plástica (CALLISTER, 2008, traduzido pelo autor).

Na fratura dúctil, o processo ocorre de forma relativamente lenta e é acompanhada por uma grande deformação plástica. O crescimento de uma trinca em um material dúctil é dito estável porque a trinca para de se propagar a menos que haja um aumento no nível de tensão. A fratura dúctil é geralmente preferível visto que o material dá indícios da iminência de falha e mais energia é necessária para a propagação de uma trinca em um material dúctil (CALLISTER, 2008, traduzido pelo autor).

A superfície de uma fratura dúctil tem suas próprias características distintivas tanto no aspecto macroscópico quanto no microscópico. Ao submeter um corpo de prova de um material dúctil a um ensaio de tração pode-se observar o aspecto macroscópico da fratura. O material exibirá o deslizamento à 45 graus devido ao cisalhamento e muitas vezes a formação de superfícies chamadas de “taça e cone”, como pode ser visto na Fig. (2.1). Já no aspecto

microscópico, é possível ver a formação de alvéolos (*dimples*), formação típica de uma fratura dúctil sob carga tratativa, vide Fig. (2.2) (CALLISTER, 2008, traduzido pelo autor). Cada alvéolo corresponde a um vazio formado por inclusões, que são materiais relativamente duros que não se deformam à mesma taxa que a matriz, a fratura total corresponde à nucleação, crescimento e coalescimento desses vazios. É geralmente possível identificar a inclusão no fundo do alvéolo.



Figura 2.1 - Aspecto macroscópico de fratura taça e cone em alumínio.
Fonte: CALLISTER, 2008.

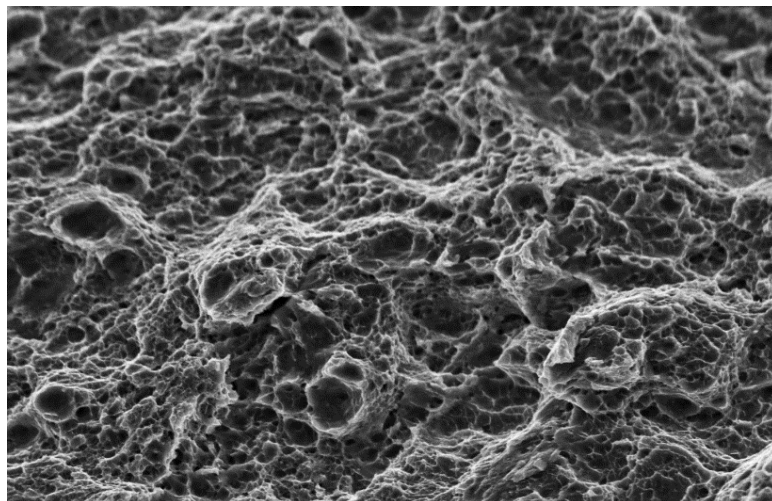


Figura 2.2 - Fractografia mostrando topografia alveolar, típica de uma fratura dúctil.
Magnificação de 5000 x.
Fonte: AUTOR.

Na fratura frágil, por outro lado, a trinca se propaga muito rapidamente e uma vez iniciada se propaga espontaneamente sem a necessidade de aumento da tensão aplicada. A velocidade de propagação da trinca pode chegar a 2100 m/s em aços. Além do mais, a fratura frágil exibe pouquíssima deformação plástica, e por isso a fratura catastrófica ocorre sem que haja qualquer indício de falha iminente. Na escala microscópica, o mecanismo de fratura se dá por clivagem - mecanismo de fratura que se caracteriza pela propagação da trinca ao longo dos planos cristalinos resultando em faces planas. Na Fig. (2.3) pode ser vista a superfície de fratura resultante de clivagem onde é possível ver a formação de múltiplas faces, cada face corresponde a um grão.

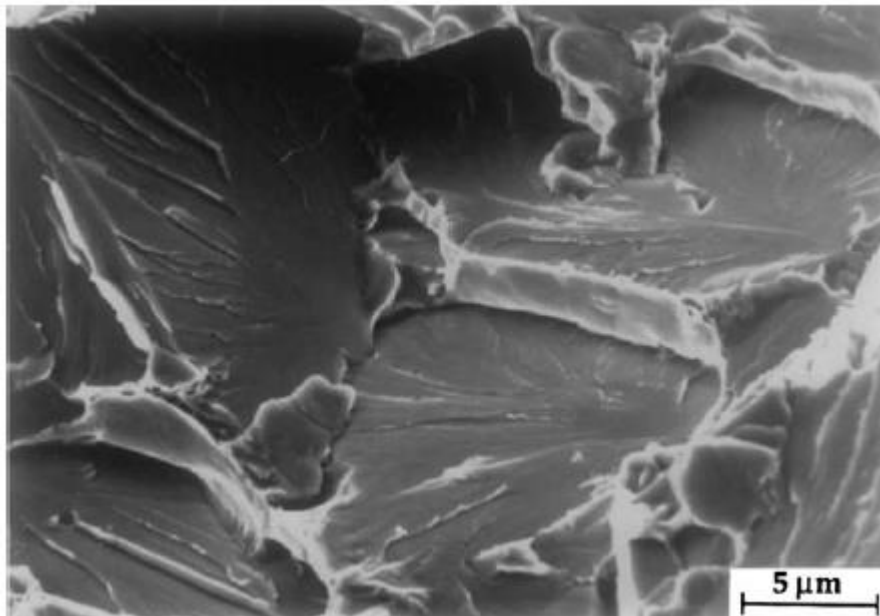


Figura 2.3 - Fractografia de uma fratura por clivagem em aço A-508.
Fonte: ANDERSON (2005)

A direção de propagação da trinca em uma fratura frágil é praticamente perpendicular à direção da tensão trativa e resulta macroscopicamente em superfícies relativamente planas, como mostrado na Fig. (2.4) (CALLISTER, 2008, traduzido pelo autor).



Figura 2.4 - Superfície resultante de fratura frágil.
Fonte: CALLISTER, 2008.

A superfície de uma fratura frágil pode também ser identificada pela presença de marcas de sargento – em alusão ao símbolo da patente militar – que apontam para o local de início da trinca (Fig. 2.5), ou pode também apresentar cristas que irradiam a partir do local de início da trinca (Fig. 2.6). Essas marcas são geralmente grosseiras e bem distinguíveis a olho nu (CALLISTER, 2008, traduzido pelo autor).

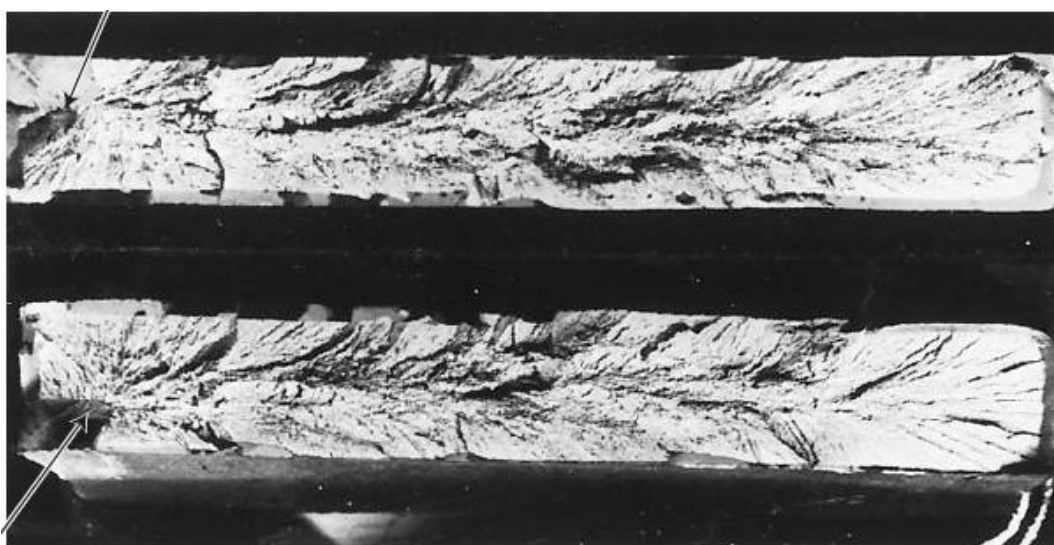


Figura 2.5 - Marcas de sargento características de fratura frágil.
Fonte: CALLISTER, 2008.



Figura 2.6 - Cristas irradiando a partir do local de início da trinca.
Fonte: CALLISTER, 2008.

2.2 TRINCAS

Trincas são descontinuidades (defeitos) no material, provenientes de seu processo de fabricação. Quando uma peça é submetida a carga na presença de uma trinca, ela causa uma grande amplificação da tensão do material em sua vizinhança, sendo, portanto, um potencial local de início da falha do material. As trincas surgem na forma de inclusões metálicas, defeitos de solda, trinca na têmpera, marcas de ferramenta na usinagem, e diferentemente das descontinuidades geométricas funcionais que são parte do projeto da peça – rasgos de chaveta, ressaltos, canais – cujos fatores de concentração de tensão são previsíveis e podem ser levadas em conta no cálculo de resistência mecânica, a presença de uma trinca, devido à sua agudez, cria concentrações de tensão que teoricamente tendem ao infinito (NORTON, 2013, traduzido pelo autor).

Considere uma chapa metálica com entalhes submetida a um carregamento de tração como ilustrado na Fig. (2.7). Se uma carga estática de 10kN é aplicada de um lado, os mesmos 10kN “sairão” do outro lado uma vez que a chapa está em equilíbrio. Utilizando o conceito do fluxo de força, a carga aplicada é dividida em linhas de força de igual magnitude e então colocada para “fluir” através da chapa. O espaçamento entre as linhas de força é uma medida de intensidade de carga, de tal forma que quanto maior a densidade de linhas de força, maior será a carga naquele local. Então, didaticamente a concentração de tensão pode

ser explicada como o adensamento local das linhas de força provocado pela presença da trinca. Esse adensamento implica na amplificação da tensão local como pode ser visto na Fig. (2.8), onde as linhas em laranja são as linhas de força para um carregamento axial.

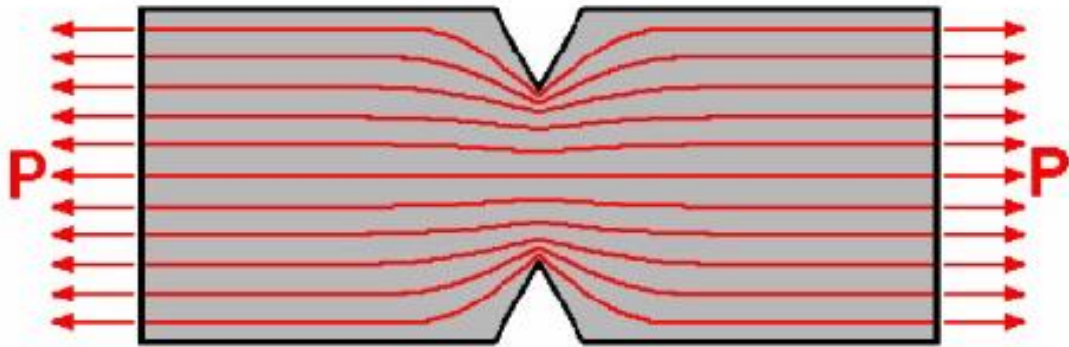


Figura 2.7 - Linhas de força através de uma chapa com entalhe.
Fonte: RODRIGUEZ, 2007 (modificada).

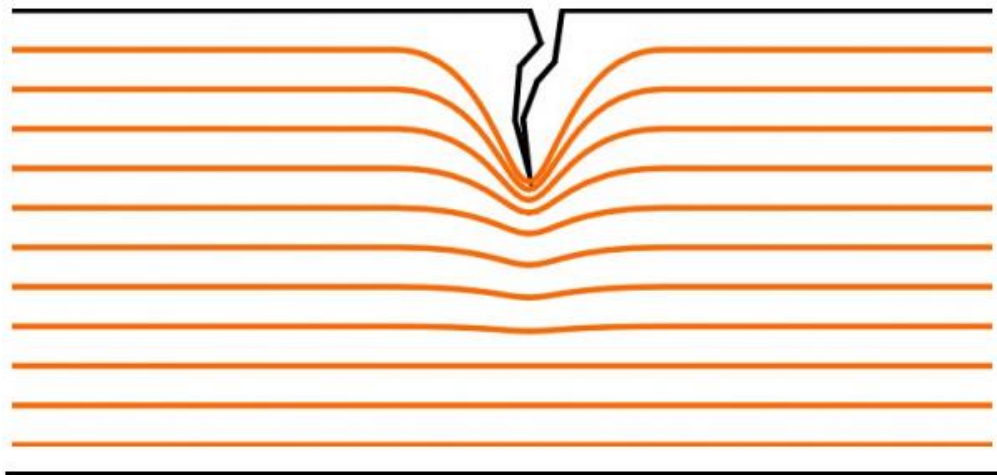


Figura 2.8 - Concentração de tensão na ponta da trinca.
Fonte: <http://the-contact-patch.com/book/rail/r1605-the-steel-rail>

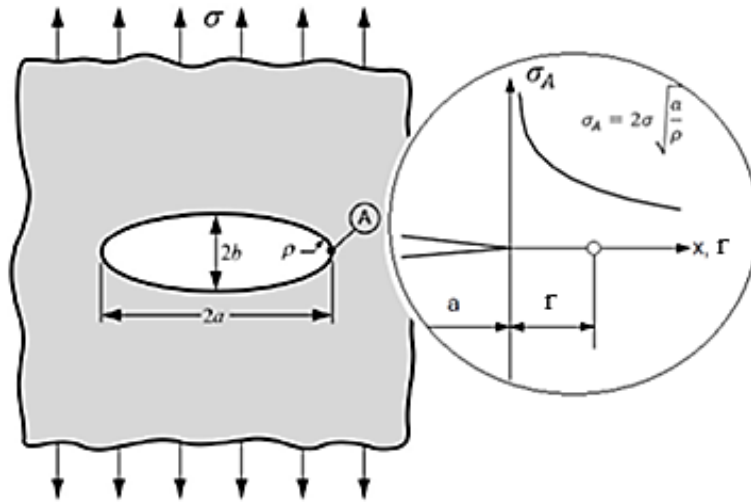


Figura 2.9 - À esquerda, placa plana com furo elíptico. À direita, campo tensão à frente da trinca no ponto A.

Fonte: ANDERSON, 2005. ROSA, 2002 (modificada).

A primeira evidência quantitativa do efeito da concentração de tensão causada por trincas foi feita por Inglis (1913), através da análise de um furo elíptico numa placa plana como mostrado na Fig. (2.9) (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor). A espessura da placa é muito maior que $2a$ e o comprimento muito maior que $2b$, de tal forma que a tensão no ponto A fica definida pela Eq. (1).

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + \frac{2a}{b} \right) \quad (1)$$

A razão σ_A/σ é definida como fator de concentração de tensão e à medida que a dimensão a cresce em relação à dimensão b , o furo elíptico toma a forma de uma trinca aguda. Para este caso a Eq. (1) se torna

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + 2 \sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \quad (2)$$

Onde:

$$\rho = \frac{b^2}{a} \quad (3)$$

Para a muito maior do que b, a Eq. (2) se torna

$$\sigma_A = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{\rho}} \quad (4)$$

Para uma trinca infinitamente aguda, onde ρ é tende a zero, a tensão no ponto A tende ao infinito. Como nenhum material tem resistência infinita, um material deveria teoricamente falhar na presença de uma trinca de tamanho infinitesimal. Na prática, a ponta da trinca nos metais fica arredondada devido à deformação plástica, e o menor raio da trinca que poderia ocorrer seria da ordem de raio atômico (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor).

2.3 PROJETO TOLERANTE AO DANO

Existem basicamente três tipos de estratégia de projeto utilizadas na engenharia: o projeto à prova de falhas, o projeto de vida útil e o projeto tolerante ao dano. Cada uma dessas estratégias é mais adequada para um tipo específico de estrutura ou equipamento.

O projeto à prova de falhas é aquele que utiliza sistemas redundantes, que servem como garantia em caso de o sistema primário falhar. É utilizado por exemplo em elevadores e sistemas hidráulicos de aviões. O projeto de vida útil é aquele em que o componente é feito para ser usado por um determinado período de tempo – seja ele em horas, ciclos – e depois ser substituído independentemente de sua condição. Exemplos de componentes projetados de vida útil são rolamentos e correias.

A terceira estratégia de projeto, a tolerante ao dano, significa que a estrutura ou componente deve ter a habilidade de resistir à falha na presença de uma trinca ou defeito por

um período suficiente para permitir sua detecção e reparo (REDDICK JR, 1983, traduzido pelo autor). O projeto tolerante ao dano assume a presença de um defeito inicial na estrutura e a estrutura é projetada para manter resistência residual adequada até que o dano seja detectado e reparado (REDDICK JR, 1983, traduzido pelo autor). Essa é a estratégia de projeto que se aplica em equipamentos em que em caso de falha há o risco de perda de vidas humanas, como é o caso de aviões, vasos de pressão e pontes.

A filosofia do projeto tolerante ao dano é que sempre vai haver um defeito (trinca) na estrutura independentemente de quão excepcional seja o processo de fabricação da matéria-prima e da estrutura propriamente dita, e o crescimento dessa trinca deve ser monitorado periodicamente por meio de um método não destrutivo até que ele atinja um tamanho crítico e haja a necessidade de substituição ou reparo da estrutura.

O projeto tolerante ao dano implica na utilização de métodos-não-destrutivos para a avaliação da integridade estrutural de equipamentos com ultrassom e inspeção visual, fazendo o uso também de um Diagrama de Avaliação de Falhas (em inglês como é mais conhecido Failure Assessment Diagram - FAD), que é gerado a partir dos ensaios de tenacidade à fratura. Essa abordagem de projeto se baseia na ciência da mecânica da fratura. Um exemplo de um diagrama FAD pode ser visto na Fig. (2.10) a seguir.

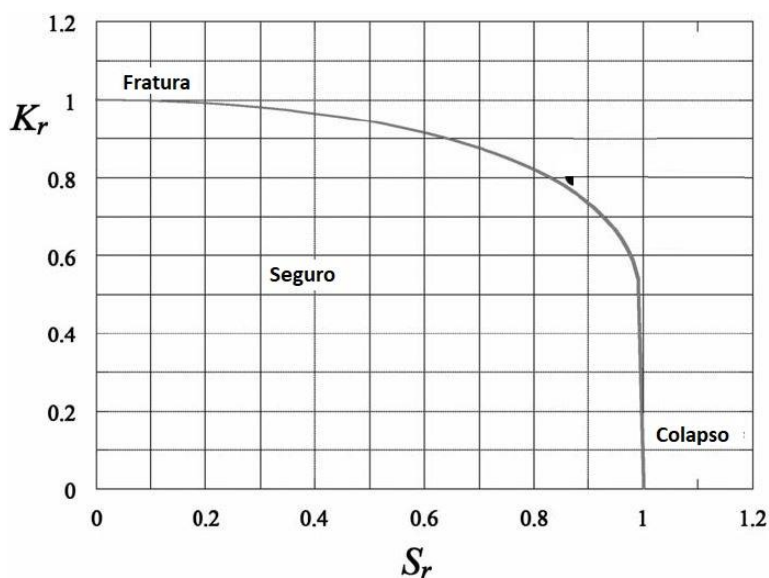


Figura 2.10 - Exemplo de Diagrama de Avaliação de Danos.
Fonte: ANDERSON (2005).

Na Fig. (2.10), K_r é a razão de tenacidade e S_r é a razão de tensões. Todos os pontos dentro da curva FAD são considerados seguros; os pontos fora, inseguros. Se a estrutura é de um material muito tenaz, a estrutura falha quando $S_r = 1$. Já no caso de o material ser frágil, a estrutura falha com $K_r = 1$ (ANDERSON, 2002).

2.4 MECÂNICA DA FRATURA

A mecânica da fratura (MF) é um método de caracterização do comportamento da fratura de membros estruturais na presença de uma trinca aguda em termos que possam ser utilizados diretamente pelo engenheiro. A MF é baseada na análise de tensão na vizinhança de uma trinca (BARSON E ROLFE, 1999, traduzido pelo autor). Ela se baseia na relação entre a tenacidade à fratura do material, a tensão nominal atuante na estrutura a ser analisada, tamanho da trinca e geometria da estrutura. A correlação entre os fatores posteriormente citados está ilustrada na Fig. (2.11).

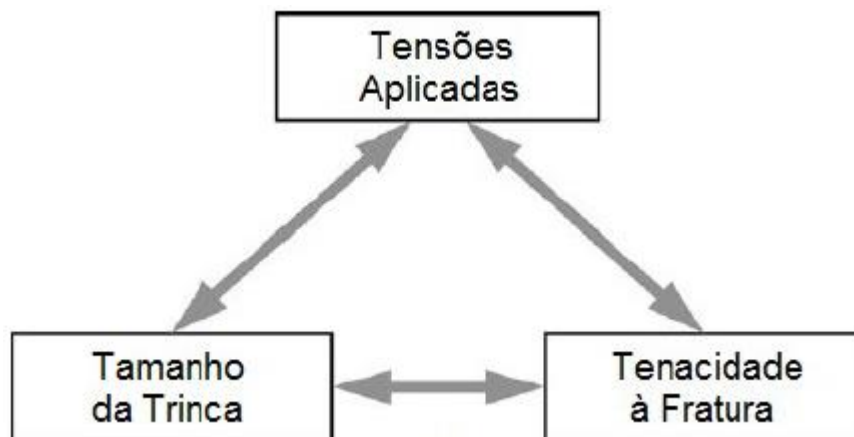


Figura 2.11 - Abordagem da mecânica da fratura
Fonte: ANDERSON, 2005 (modificada).

Os conceitos da mecânica da fratura foram inicialmente desenvolvidos inicialmente para materiais cujo comportamento à frente da ponta da trinca obedecia à lei de Hooke. Posteriormente a teoria foi estendida para levar em conta os materiais cujo comportamento é não-linear, como por exemplo, materiais que exibem plasticidade ou viscoplasticidade (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor). Dessa forma, a mecânica da fratura possui duas

correntes de estudo, a linear elástica (MFLE) e a elastoplástica (MFEP). Cada uma dessas abordagens é utilizada a depender do comportamento do material à frente da ponta da trinca.

2.4.1 PERSPECTIVA HISTÓRICA

A mecânica da fratura surgiu da necessidade de se entender o porquê de algumas estruturas, embora atendessem aos critérios de resistência mecânica e ductilidade, falhavam de forma frágil. Os engenheiros começaram a perceber que a abordagem de projeto da mecânica clássica não era adequada para determinadas condições de geometria e de carregamento as quais algumas estruturas eram submetidas. Essas falhas começaram a ocorrer com mais frequência no início do século XX devido ao uso mais intensivo do aço e da soldagem.

Apesar de terem havido outras falhas catastróficas resultantes de fratura frágil, o problema da fratura frágil só começou a ser realmente de grande interesse da engenharia em meados dos anos 1940 quando um grande número de navios desenvolveu trincas de tamanho considerável, dentre eles os famosos navios Liberty (Fig. 2.12) - sete deles literalmente partiram ao meio em consequência de fratura frágil (BARSON E ROLFE, 1999, traduzido pelo autor). Esses navios que antes eram rebitados, passaram a ser fabricados por soldagem por ser um processo mais rápido e barato (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor). As falhas desses navios foram relacionadas trincas iniciadas nas escotilhas de geometria quadrada, defeitos de solda e transição dúctil-frágil do aço – já que alguns deles navegavam às baixas temperaturas do oceano Atlântico Norte.

O campo hoje conhecido como mecânica da fratura nasceu no Laboratório de Pesquisa Naval dos Estados Unidos, em Washington, através da criação de um grupo de pesquisa liderado pelo Dr. G. R. Irwin. Irwin estudou a teoria de fratura proposta por Griffith, que até então era válida apenas para sólidos frágeis, e a estendeu aos metais por meio da inclusão da energia dissipada por deformação plástica local (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor).

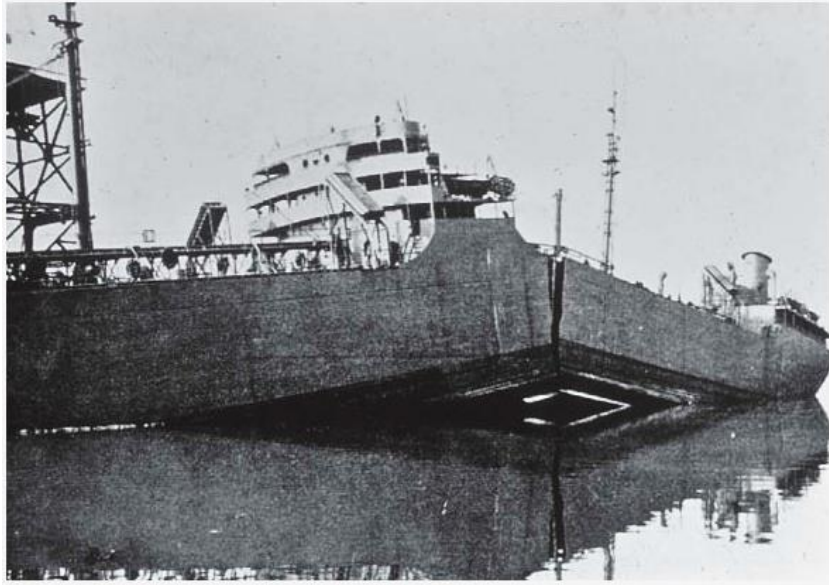


Figura 2.12 - Falha catastrófica do Navio Liberty.

<https://metallurgyandmaterials.wordpress.com/2015/12/25/liberty-ship-failures/>

Em torno do ano de 1960 a mecânica da fratura linear elástica (MFLE) já estava estabelecida. Os pesquisadores passaram então a trabalhar no problema da plasticidade na ponta da trinca porque a MFLE não é válida para essa situação. Duas correntes de pesquisa surgiram nessa época: uma britânica, proposta por Wells, e uma americana, proposta por Rice. A pesquisa britânica foi motivada pela indústria do petróleo do Mar do Norte e levou à criação do parâmetro *crack-tip-opening displacement* (CTOD) – abertura da ponta da trinca em português. Já a pesquisa americana foi motivada pela indústria da energia nuclear e levou à criação do parâmetro Integral J. Apesar de as duas correntes de pesquisa se desenvolverem a partir de conceitos diferentes, há uma relação entre os parâmetros CTOD e integral J, e ambos são válidos para caracterizar a fratura (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor).

2.4.2 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

As primeiras análises dos comportamentos das fraturas de componentes na presença de uma trinca aguda foram desenvolvidas por Griffith (1921) (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor). Durante seus estudos, Griffith utilizou fibras de vidro de diferentes diâmetros

afim de compreender o mecanismo de falha dos materiais frágeis ideais. Os resultados indicaram que a resistência à fratura aumentava à medida que diminuía os diâmetros dos corpos de prova. Ele sugeriu então que a resistência à fratura não poderia ser uma propriedade independente apenas do material. Desta forma, Griffith sugeriu que a resistência à fratura está relacionada com a quantidade de falhas microscópicas (vazios, interstícios, etc.) presentes no material. Tais falhas funcionariam como concentradores de tensões. Para validar essa hipótese, Griffith introduziu falhas artificiais nas amostras (ALVES, 2017).

Griffith criou sua teoria de fratura baseada no balanço de energia. Ela diz que para que ocorra a fratura é necessário que a energia armazenada na estrutura seja suficiente para superar a energia de superfície do material. Dessa forma, a tensão no material deve ser superior à tensão atômica coesiva para que ocorra fratura.

Considere uma placa sob tensão constante σ e que contém uma trinca de espessura $2a$, como representado na Fig. (2.13). De acordo com a teoria de fratura de Griffith, para que essa trinca aumente de tamanho deve haver energia potencial suficiente para superar a energia de superfície do material (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor). Essa relação é expressa na forma da Eq. (5).

$$\frac{dE}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{dW_s}{dA} = 0 \quad (5)$$

Onde:

E = energia total

Π = energia potencial fornecida por energia interna de deformação e forças externas

W_s = trabalho necessário para criar novas superfícies

Resolvendo a Eq. (2) para tensão de fratura, resulta em

$$\sigma_f = \left(\frac{2E\gamma_s}{\pi a} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (6)$$

Onde γ_s é a energia de superfície do material.

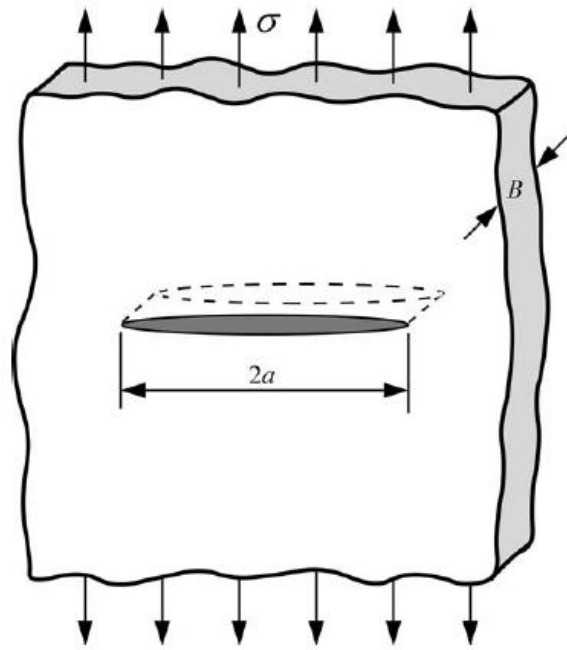


Figura 2.13 - Placa de largura infinita com trinca através da espessura sujeita a uma tensão constante σ .

Fonte: ANDERSON, 2005.

Tal equação tem sua aplicação limitada a apenas os materiais frágeis ideais. Dessa forma, a resistência a fratura dos metais avaliado por meio desta equação fica extremamente subestimada, uma vez que mesmo para os materiais frágeis reais há uma pequena deformação plástica à frente da ponta da trinca que deve ser levada em consideração (ALVES, 2017).

Irwin (1956), modificou a equação de Griffith para incluir materiais com capacidade de deformação plástica. A expressão modificada é dada por pela Eq. (7)

$$\sigma_f = \left[\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (7)$$

Onde γ_p é o trabalho plástico por unidade de área de superfície criada.

É importante lembrar que a teoria de Griffith é válida apenas para materiais com comportamento linear elástico. Portanto, o comportamento global do material deve ser elástico. Qualquer efeito não linear deve estar confinado a uma pequena região perto da ponta da trinca (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor).

Mais tarde, Irwin definiu uma taxa de liberação de energia G , que nada mais era do que uma abordagem equivalente à de Griffith, porém escrita de uma maneira mais conveniente para o uso em problemas de engenharia. Logo, para a placa da Fig. (2.13) tem-se:

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (8)$$

Quando G atingir um valor crítico G_c ocorrerá o crescimento da trinca e G_c representará uma medida de tenacidade à fratura do material.

2.4.2.1 Fator de intensidade de tensão

Existem 3 tipos de carregamentos externos aos quais as trincas podem estar submetidas, como mostrado na Fig. (1.1). Elas podem ser submetidas a um único tipo de carregamento ou a uma combinação deles (modo I e modo II simultaneamente, por exemplo), que é chamado de modo misto de carregamento.

O modo I corresponde ao modo de abertura da trinca por tração. O modo II corresponde ao modo de deslizamento com carga na direção perpendicular à frente da trinca. E o modo III corresponde ao modo de rasgamento – deslizamento com carga paralela à frente da trinca. As trincas podem ser carregadas em um dos modos descritos acima ou em uma combinação de modos. O modo de abertura – modo I – é o mais severo por provocar fratura por clivagem, que é uma fratura frágil que necessita de uma baixa quantidade de energia para ocorrer (ALVES, 2017).

Com base na teoria da elasticidade e no modelo de Westergaard (1939) para campos de tensão em uma placa infinita contendo uma trinca, Irwin desenvolveu uma solução para as tensões à frente da trinca, em termos de coordenadas polares. A Fig. (2.14) mostra o esquema do campo de tensões à frente da trinca.

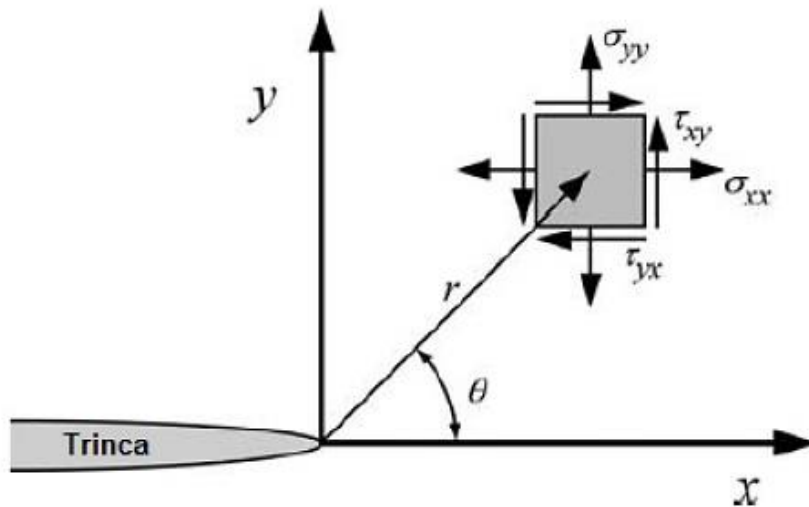


Figura 2.14 - Esquema do campo de tensões à frente da trinca para um estado plano de tensões.

Fonte: ANDERSON, 2005.

A equação do campo de tensões é dada por:

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{K}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) + \text{termos de ordem superior} \quad (9)$$

Onde:

σ_{ij} = tensão

r e θ são definidos pela figura 2.15

K é uma constante chamada de fator de intensidade de tensão

f_{ij} é uma função adimensional de θ no termo líder

Observa-se na Eq. (9) que existe uma singularidade devido ao fator $\frac{1}{\sqrt{r}}$ no termo líder. Desse modo, o termo líder tende ao infinito a medida que r cresce e pode-se demonstrar que os termos de ordem superior permanecem finitos ou tendem a zero. Para contornar essa singularidade, Irwin justificou que mesmo para os materiais mais frágeis ocorre uma pequena deformação plástica à frente da ponta da trinca, quebrando sua agudez, e, portanto, níveis de tensão infinitos não ocorrem na prática.

Dependendo das dimensões dessa zona plástica à frente da trinca, pode-se aplicar correções afim de se viabilizar o uso da mecânica da fratura linear elástica. Esse escoamento plástico limitado é chamado de escoamento de pequena monta. A dimensão do escoamento

de pequena monta foi caracterizada por Irwin através do raio da zona plástica circular na frente da trinca (ALMEIDA, 2014).

Para certas configurações de trincas sujeitas aos carregamentos externos mostrados anteriormente e utilizando os resultados do campo de tensão à frente da trinca, é possível desenvolver expressões fechadas para tensões em uma estrutura, relacionando diretamente o fator de intensidade de tensão K e a tensão à frente da trinca fica como mostrado na Eq. (10).

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (10)$$

Onde K_I é o fator de intensidade de tensão referente ao modo I de carregamento, representando uma medida de severidade da trinca presente na estrutura. Sua unidade no S.I. é $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. Há também expressões para os modos II e III, sendo representados respectivamente por K_{II} e K_{III} (ALVES, 2017). Quando o fator de intensidade de tensão assume um valor crítico K_{Ic} ocorrerá a fratura instável do material, e esse valor crítico K_{Ic} é a propriedade do material chamada de tenacidade à fratura (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor).

2.4.3 MECÂNICA DA FRATURA ELASTO PLÁSTICA

A validade da mecânica da fratura linear elástica se limita apenas a materiais de comportamento frágil ou elástico linear. A maioria dos materiais de engenharia, no entanto, apresentam deformações plásticas muito grandes de tal forma que MFLE não é mais aplicável. Por essa razão se fez necessária a criação de uma nova abordagem capaz de contabilizar o comportamento não linear dos materiais, tal abordagem foi nomeada de mecânica da fratura elasto plástica (MFEP).

2.4.3.1 CTOD (CRACK TIP OPENING DISPLACEMENT)

Enquanto tentava determinar o K_{Ic} de aços estruturais, Wells (1961) percebeu que as faces da trinca haviam se afastado antes da fratura; a deformação plástica havia causado o embotamento da trinca (Fig. 2.15). O grau de embotamento crescia proporcionalmente à tenacidade do material. Com base nisso, Wells propôs a abertura da ponta da trinca como

parâmetro de tenacidade à fratura. Esse parâmetro é chamado CTOD (do inglês *crack tip opening displacement*) (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor).

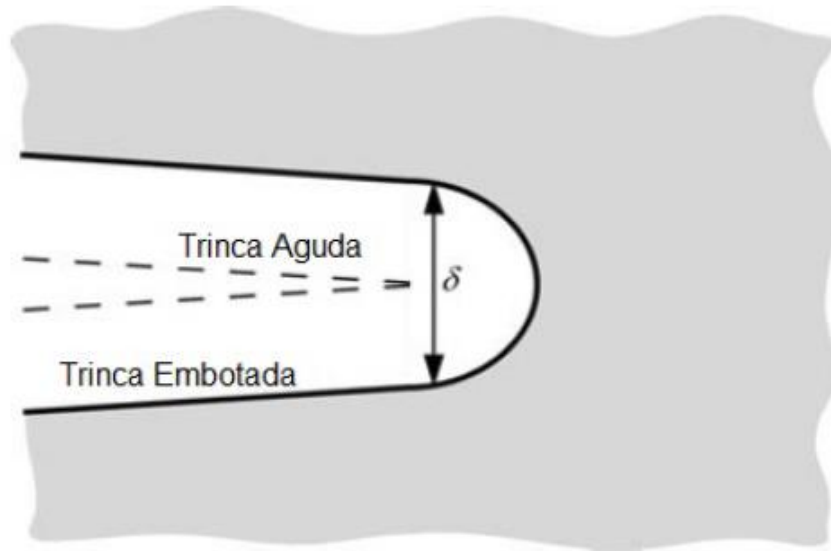


Figura 2.15 - Representação do embotamento da trinca.
Fonte: ANDERSON, 2005.

O “ δ ” mostrado na Fig. (2.16) é o símbolo que representa a abertura da trinca – CTOD. A expressão para o cálculo do δ é separada em duas parcelas, uma do deslocamento elástico e uma do deslocamento plástico:

$$\delta = \delta_{el} + \delta_p \quad (11)$$

Onde δ_{el} representa a parcela elástica e δ_p representa a plástica.

A parcela elástica do CTOD foi escrita por Wells através de uma relação entre o CTOD e o fator de intensidade de tensão K no limite do escoamento de pequena monta, onde δ_{el} fica como mostrado na Eq. (12).

$$\delta_{el} = \frac{K_I^2}{m\sigma_y E} \quad (12)$$

Onde σ_y é o limite de escoamento do material, E é o módulo de elasticidade e “ m ” é uma constante adimensional que vale aproximadamente 1 para estado plano de tensões e 2 para estado plano de deformações (ANDERSON, 2005, traduzido pelo autor).

A parcela plástica do CTOD foi formulada através de uma abordagem geométrica chamada de modelo da articulação modificado. O deslocamento V na boca da trinca é medido, e o CTOD é calculado assumindo que as metades do corpo de prova são rígidas e rotacionam em torno de um ponto de articulação com ilustrado na Fig. (2.16).

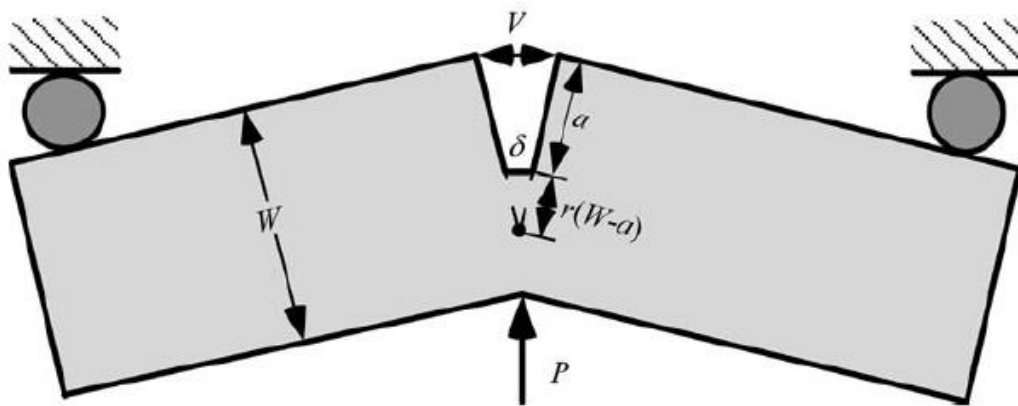


Figura 2.16 - Modelo da articulação para um corpo de prova de flexão em 3 pontos.
Fonte: ANDERSON, 2005.

A partir da Fig. (2.16) pode-se obter a relação entre V e δ_p utilizando uma relação de triângulos para obter a seguinte expressão:

$$\delta_p = \frac{r_p(W - a)V}{r_p(W - a) + a} \quad (13)$$

Onde r_p é o fator rotacional com valor entre 0 e 1, mas vale aproximadamente 0,44 para materiais típicos.

Somando-se as parcelas elástica e plástica obtém-se a expressão final para o CTOD:

$$\delta = \frac{K_I^2}{m\sigma_y E} + \frac{r_p(W - a)V}{r_p(W - a) + a} \quad (14)$$

2.5 EFEITO DA ESPESSURA DO MATERIAL NA TENACIDADE À FRATURA

A tenacidade à fratura de um material varia de acordo com a temperatura de serviço, taxa de aplicação de carga e também com sua espessura. Por esse motivo, o engenheiro deve conhecer todos esses parâmetros antes de utilizar valores de tenacidade à fratura em projetos. Para o propósito deste trabalho, apenas o efeito da espessura é um fator relevante a ser levado em consideração.

A tenacidade à fratura de um corpo de prova diminui assintoticamente à medida que sua espessura aumenta até um certo valor limite onde o aumento de espessura não mais influencia no valor da tenacidade (Fig. 2.17). Essa condição em que não há mais influência da espessura é chamada de estado plano de deformações.

Considerando um corpo de prova (CP) contendo uma trinca aguda, o efeito da influência da espessura pode ser explicado pelo fato de que como as tensões através de sua espessura são nulas nas superfícies, então à medida que a espessura aumenta, a tensão na linha de centro do corpo de prova também aumenta uma vez que há mais material ao redor da frente da trinca para restringir o fluxo plástico. Essa condição de restrição ocorre em CPs muito espessos e chamada de estado triaxial de tensões trativas. Esse estado triaxial (Fig. 2.18) causa uma grande restrição à deformação plástica, resultando, portanto, em uma diminuição da tenacidade à fratura do material.

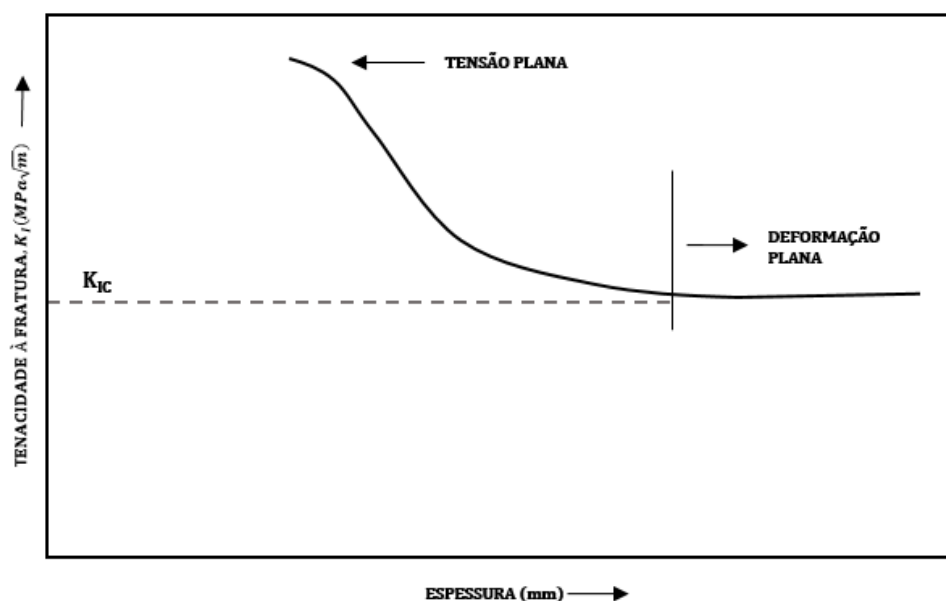


Figura 2.17 - Efeito da espessura na tenacidade à fratura.
Fonte: BARSON E ROLFE, 1999 (modificada).

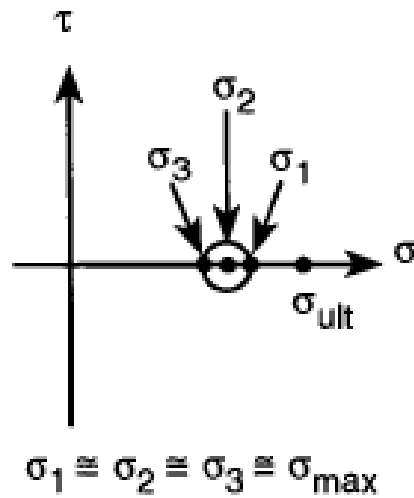


Figura 2.18 - Estado triaxial de tensões trativas demonstrado pelo círculo de Mohr.
 Fonte: BARSON E ROLFE, 1999 (modificada).

A Fig. (2.19) mostra a superfície de fratura de corpos de prova com espessuras diferentes. O percentual dos *shear lips* em comparação com a superfície total da fratura é uma indicação qualitativa da tenacidade à fratura. Um menor percentual de área dos *shear lips* indica um comportamento relativamente mais frágil (BARSON E ROLFE, 1999, traduzido pelo autor).

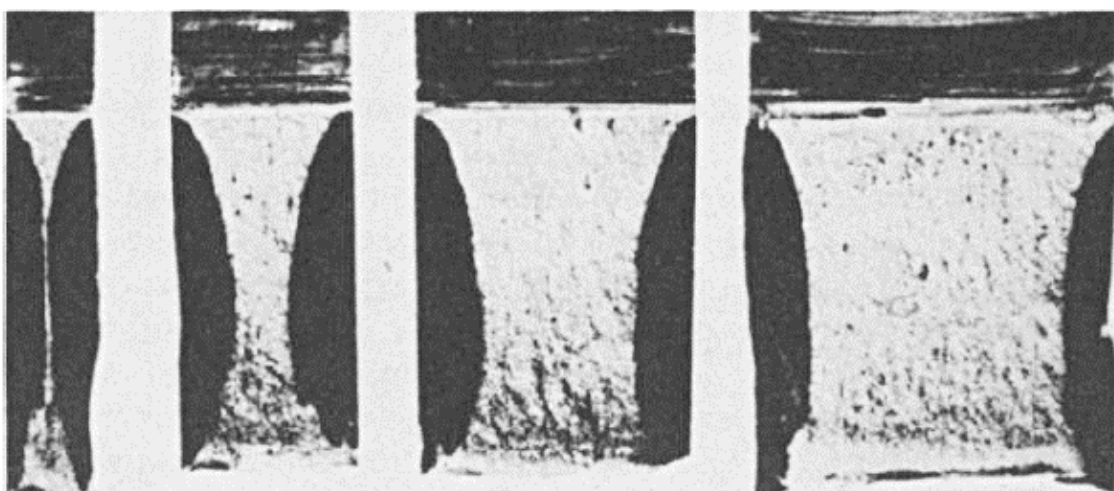


Figura 2.19 - Efeito da espessura na tenacidade à fratura determinado pela proporção de *shear lips* (porção mais escura da superfície).
 Fonte: BARSON E ROLFE, 1999.

De acordo com a norma ISO 12135 de 2002 a espessura necessária para a determinação da tenacidade à fratura K_{IC} como propriedade do material é dada pela Eq. (15).

$$B \geq 2.5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_y} \right)^2 \quad (15)$$

Onde:

B = espessura do corpo de prova

K_{IC} = fator de intensidade de tensão crítico

σ_y = tensão de escoamento do material

Muitas vezes a espessura necessária para determinar o K_{IC} é muito grande de tal forma a não ser economicamente viável devido ao custo do material e também da necessidade de uma máquina de grande capacidade de carga. O que se faz geralmente é realizar o ensaio com o corpo de prova na espessura que vai ser utilizado na estrutura em sua condição de serviço, obtendo assim um valor que representa a tenacidade à fratura para aquela espessura em particular.

2.6 MECÂNICA DA FRATURA MONOPARAMÉTRICA

Quando a resistência à fratura pode ser caracterizada por um único parâmetro K_{IC} , J_{IC} ou δ_{IC} , independente das dimensões do corpo de prova, diz-se que ela é a propriedade do material que caracteriza a sua resistência ao crescimento instável de uma trinca – a tenacidade à fratura.

Através da similaridade entre os campos de tensões de uma estrutura real em serviço e os campos de tensões que ocorrem em um corpo de prova submetido à um ensaio de tenacidade à fratura, pode-se correlacionar esses resultados para obter a propriedade mecânica de resistência à fratura. Afim de garantir essa correlação, normas como ISO-12135/2002, BS-7448/1997, ISO-15653/2010 e ASTM 1820/2001, restringem procedimentos e condições geométricas dos corpos de prova para se aproximar ao máximo do cenário mais realista que pode ocorrer em um componente em serviço.

2.7 MODO MISTO DE CARREGAMENTO

Devido à sua capacidade de descrever de forma confiável o crescimento de trincas em componentes bem como sua resistência à fratura, a mecânica da fratura vem sendo amplamente utilizada há cerca de seis décadas. Embora a determinação da tenacidade à fratura em modo I (abertura da trinca) por vias experimentais já esteja bem desenvolvida e normalizada, até o presente momento não há uma metodologia definida para a determinação da tenacidade à fratura em modos mistos de carregamento, apesar de sua importância na engenharia (PIRONDI, 1997, traduzido pelo autor).

Diferentemente dos modos únicos de carregamento (modo I, II ou III), onde apenas um mecanismo de fratura está presente, no modo misto I/II existem dois mecanismos de fratura distintos que competem entre si na região à frente da ponta da trinca; o modo I, mecanismo de tração que tende a causar embotamento da trinca e o modo II, mecanismo de cisalhamento que tende a deixar a trinca aguda. O predomínio de um mecanismo sobre o outro vai depender da proporção de um modo de carregamento sobre o outro, condição de encruamento e microestrutura. A Fig. (2.20) ilustra a competição entre os mecanismos de fratura sob modo misto de carregamento. (PIRONDI, 2001, traduzido pelo autor).

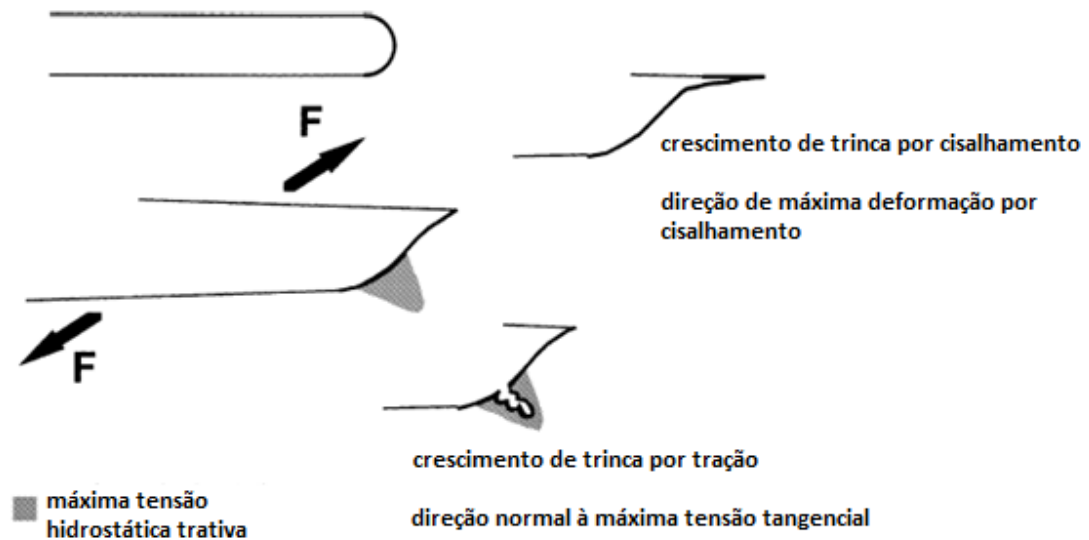


Figura 2.20 - Competição de mecanismos de fratura num componente sujeito a carregamento.

Fonte: PIRONDI, 2000.

O valor da tenacidade à fratura sob modo misto de carregamento depende do real modo de propagação da trinca. Aços dúcteis geralmente apresentam uma redução na tenacidade à fratura com o aumento da componente de modo II. Uma série de critérios é necessária para a tenacidade à fratura sob carregamento misto. O primeiro é a transição Tração-Cisalhamento, para determinar o tipo de fratura; o segundo é a carga crítica para determinar se a trinca começou a se propagar por um modo misto. O terceiro é o critério do ângulo de bifurcação, que é usado para determinar a direção de propagação da trinca (PIRONDI, 2013, traduzido pelo autor).

Para determinar a relação entre os carregamentos de modo I e modo II foi determinado um parâmetro de mistura M_e , para o caso elástico e M_p para o caso plástico. O parâmetro M_e é definido pela Eq. (16) e o parâmetro M_p é definido pela Eq. (17).

$$M_e = \frac{2}{\pi} \arctg \left(\frac{K_I}{K_{II}} \right) \quad (16)$$

Onde K_I e K_{II} são os fatores de intensidade de tensão do modo I e do modo II, respectivamente.

$$M_p = \frac{2}{\pi} \arctg \left(\frac{\delta_I}{\delta_{II}} \right) \quad (17)$$

Onde δ_I e δ_{II} são os valores de abertura da trinca para o modo I e modo II, respectivamente.

Existe uma relação única entre M_p e M_e que depende apenas do coeficiente de endurecimento N . Para $N > 7$, que é o caso dos aços dúcteis, a relação praticamente não depende mais de N e nesses casos M_e pode ser utilizado ao invés de M_p devido à sua simplicidade.

Para o caso de modo misto de carregamento a tenacidade à fratura é representada por meio de um vetor CTOD δ_v que engloba as componentes de tração e cisalhamento correspondentes aos modos I e II de carregamento. O vetor de deslocamento é definido pela Eq. (18). Um resultado importante é que M_p representa o ângulo do vetor de deslocamento.

$$\delta_v = \sqrt{\delta_I^2 + \delta_{II}^2} \quad (18)$$

O ensaio mecânico mais utilizado para a determinação da tenacidade à fratura em modo misto, embora não seja ainda normalizado, é o de tensão compacta de cisalhamento. O corpo de prova utilizado nesse tipo de ensaio está ilustrado na Fig. (2.21) onde Φ é o ângulo de aplicação da carga. Quando Φ tem valor igual a 0° , tem-se a configuração de modo I puro. Para $\Phi = 90^\circ$ tem-se modo II puro, e para valores intermediários, modo misto. A proporção entre os modos de carregamento vai depender do ângulo de carga.

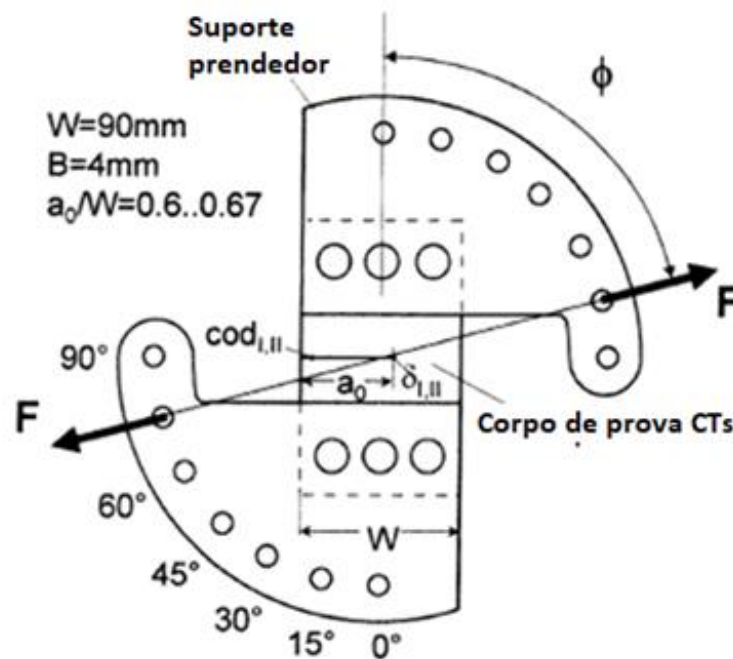


Figura 2.21 - Corpo de prova de tensão compacta de cisalhamento (do inglês CTS) utilizado para ensaios de modo misto.

Fonte: PIRONDI, 2000.

Outro ensaio mecânico utilizado para a determinação da tenacidade à fratura em modo misto é o de flexão por 4 pontos assimétrica. A Fig. (2.22) ilustra um ensaio típico de 4 pontos com apoios assimétricos. A variável ζ controla a mistura de modos de tal forma que quando $\zeta = 0$, significa modo II puro; $\zeta = \infty$, significa modo I puro e valores intermediários provocam a mistura de modos I e II.

Devido à falta de estudos na área de tenacidade à fratura sob modo misto de carregamento, não há ainda um consenso acerca dos resultados obtidos pelos diferentes

pesquisadores. Para cada resultado obtido é atribuída uma hipótese que nem sempre corrobora com resultados obtidos por outros métodos. Por esse motivo há um grande espaço para o estudo da mecânica da fratura sob modos mistos de carregamento.

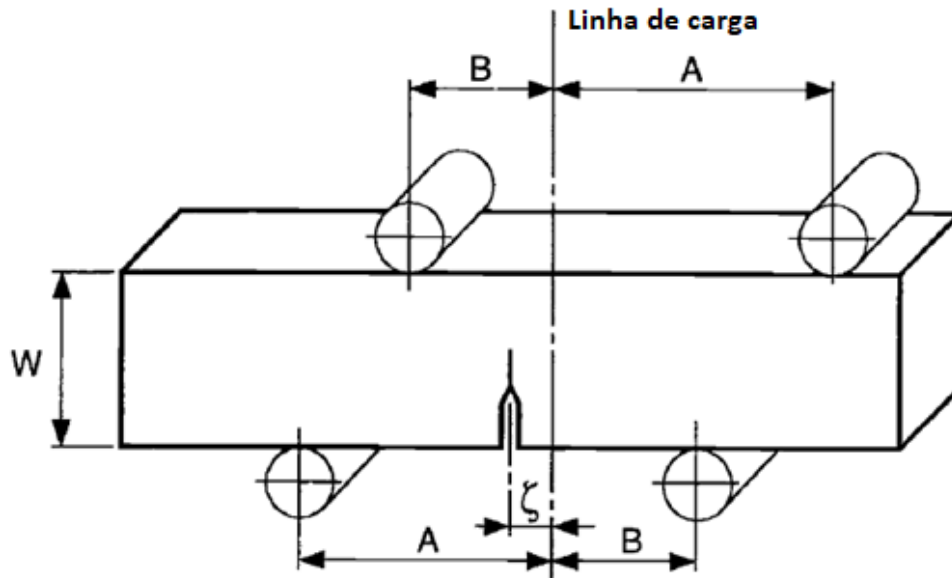


Figura 2.22 - Corpo de prova SEb utilizado para ensaios de modo misto.
Fonte: LAUKKANEN, 1998.

2.8 PROCEDIMENTOS NORMALIZADOS GERAIS PARA EXECUÇÃO DO ENSAIO CTOD

Os ensaios de tenacidade à fratura são padronizados segundo várias normas internacionais, dentre elas a ISO-12135/2002, BS-7448/1997, ISO-15653/2010 e ASTM 1820/2001, que serviram de referência para os ensaios executados para esta pesquisa. Tais normas regulamentam todos os aspectos do ensaio desde parâmetros dimensionais dos corpos de prova, cargas de ensaio e os procedimentos para obtenção dos resultados. Nesta seção serão brevemente abordados alguns fatores importantes contemplados pelas normas de ensaio.

2.8.1. CORPOS DE PROVA

Existem dois principais corpos de prova utilizados para o ensaio de CTOD: o SEB e o CT. O primeiro, SEB (do inglês *single edge bending*), é o corpo de prova padronizado para ensaios de flexão em 3 pontos e, portanto, o utilizado neste trabalho. O segundo, CT (do inglês *compact tension*) é uma outra configuração também muito utilizada para a determinação do CTOD. Neste trabalho será abordado apenas o corpo de prova do tipo SEB.

Todas as características dimensionais para o corpo de prova SEB podem ser observadas na Fig. (2.23), onde suas dimensões são dadas como proporções de sua largura W .

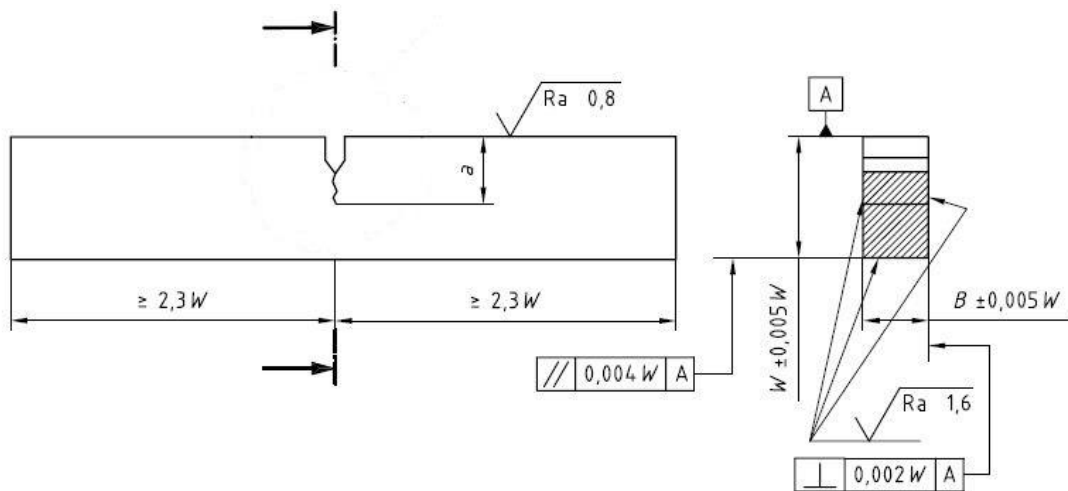


Figura 2.23 - Dimensões proporcionais e tolerâncias para o corpo de prova do tipo SEB.
Fonte: NORMA ISO 12135:2002 (modificada)

Outras recomendações são:

- $1,0 \leq W/B \leq 4,0$ (neste trabalho a razão é igual a 1)
- $0,45 \leq a/B \leq 0,70$ (neste trabalho a razão utilizada é de 0,5)
- $S = 4W$, onde S é a distância entre os apoios

A Fig. (2.24) mostra as dimensões requeridas para a fabricação do entalhe do tipo integral, que é o utilizado neste trabalho.

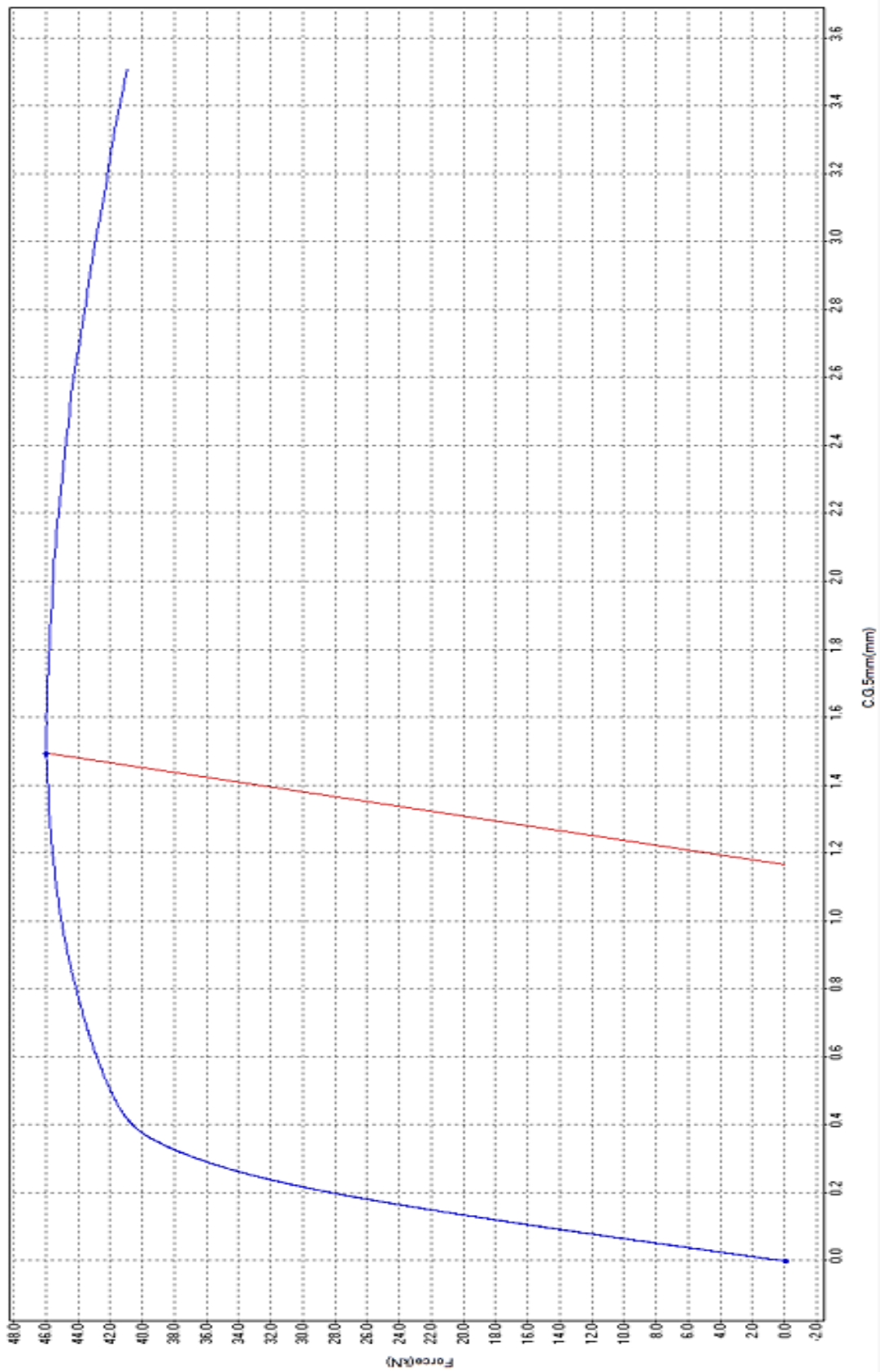


Figura 2.25 - Curva F x COD obtida após a realização do ensaio.
 Fonte: AUTOR

A expressão para o cálculo do δ (CTOD) de acordo com a norma ISO 12135:2002 é dada pela Eq. (20).

$$\delta = \left[\left(\frac{S}{W} \right) \frac{F}{(BB_N W)^{0,5}} g_1 \left(\frac{a_0}{W} \right) \right]^2 \left[\frac{(1 - \nu^2)}{2R_{0,2} E} \right] + \frac{0,6\Delta a + 0,4(W - a_0)V_p}{0,6(a_0 + \Delta a) + 0,4W + z} \quad (20)$$

Onde:

S - distância entre apoios

W - largura do corpo de prova

F - força máxima de ensaio

B - espessura do corpo de prova

B_N - espessura do corpo de prova com rasgo lateral

g₁ - função geométrica adimensional

a₀ - tamanho inicial da trinca

ν - coeficiente de Poisson

R_{0,2} - limite de escoamento a 0,2% offset

E - módulo de elasticidade

Δa - crescimento estável da trinca incluindo embotamento

V_p - componente plástica da abertura do entalhe

z - distância inicial da posição do clip gage a partir da aresta do entalhe

Os valores de a₀ e dos comprimentos inicial e final da trinca só podem ser obtidos após o final do ensaio com a ruptura total do corpo de prova para permitir sua medição, que também é feito por meio de um procedimento normalizado.

Após a ruptura total do corpo de prova já ensaiado, são feitas marcações como definidas pela norma, a superfície de fratura é fotografada, e com a ajuda de um software específico, o comprimento da trinca é obtido para cada marcação e seu comprimento médio é calculado pela Eq. (21), e as marcações são feitas como mostrado na Fig. (2.26).

$$a = \frac{1}{8} \left[\left(\frac{a_1 + a_9}{2} \right) + \sum_{j_8}^{j_2} a_j \right] \quad (21)$$

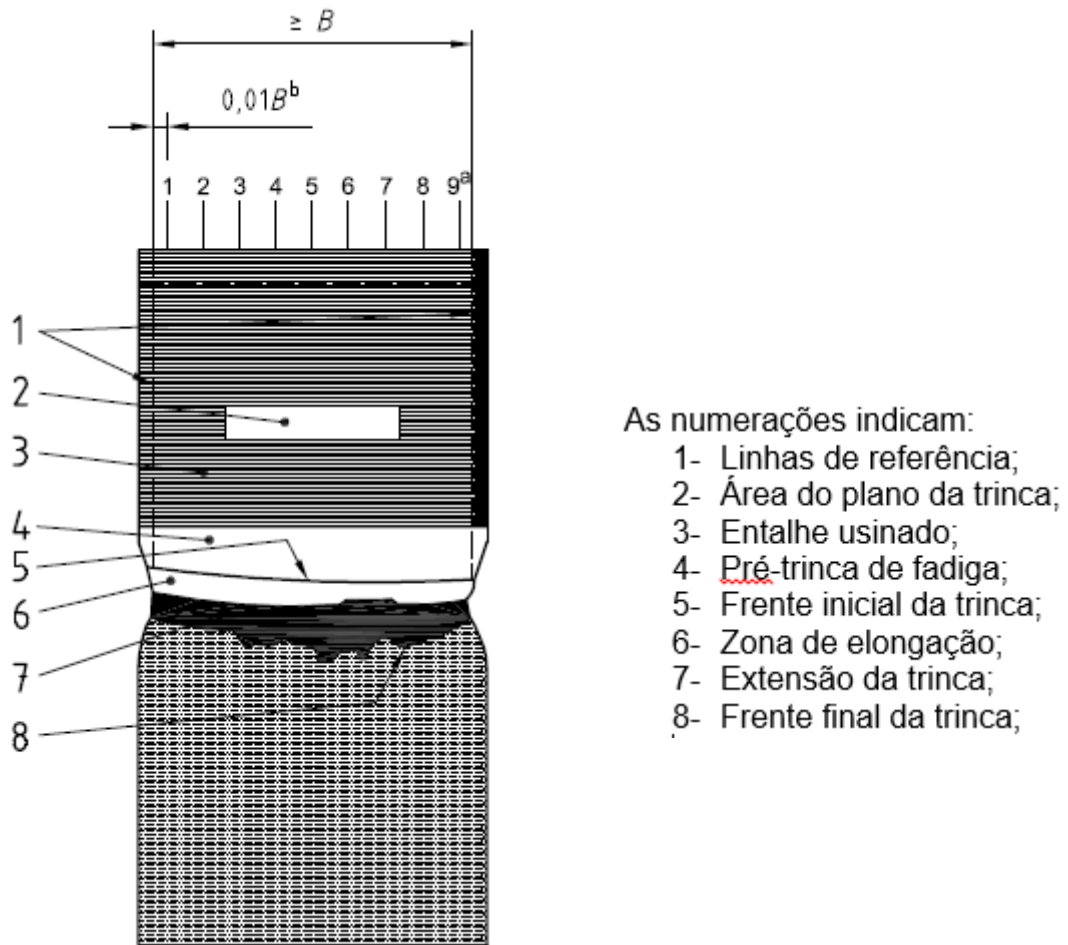


Figura 2.26 - Medição do comprimento da trinca para corpos de prova do tipo SEB.
 Fonte: NORMA ISO 12135:2002 (modificada)

O valor resultante das medições é utilizado como um dos dados de entrada na Eq. (21) e então o CTOD é obtido.

CAPÍTULO III

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 REVISÃO DE LITERATURA

Até o presente momento somente a tenacidade à fratura para modo I de carregamento foi normalizada para metais. Sabe-se, porém, que em situações reais de serviço, as trincas contidas em estruturas podem estar a sujeitas a modos de carregamento diferentes do modo trativo. Frequentemente as estruturas podem estar submetidas a carregamento de modo II ou uma combinação dos dois tipos de carregamento. Para estas situações o valor da tenacidade à fratura pode diferir significativamente do obtido pelos ensaios normalizados do modo I. Vários trabalhos já mostraram que sob carregamento misto I/II o aço apresenta redução da tenacidade à fratura com aumento da proporção do modo II. Outros, no entanto, não encontram resultados consistentes e nem sempre há convergência entre os resultados dos diferentes estudos realizados.

Tohgo e Ishii (1991) propuseram um método para determinação da tenacidade à fratura para modo misto de carregamento utilizando ensaio de flexão de 3 e 4 pontos assimétrico, as configurações de ensaio podem ser vistas na Fig. (3.1). Os resultados foram expressos na forma de $J=J_I+J_{II}$ e o material utilizado foi a liga de alumínio 6061-T651. Os experimentos mostraram que a trinca se iniciava em um dos dois modos de carga dependendo de qual era o mais predominante. Os ensaios mostravam que para modo I predominante, a trinca crescia de maneira frágil. Já quando o modo II era predominante, a trinca crescia de forma dúctil de tal forma que a tenacidade era maior para o modo II.

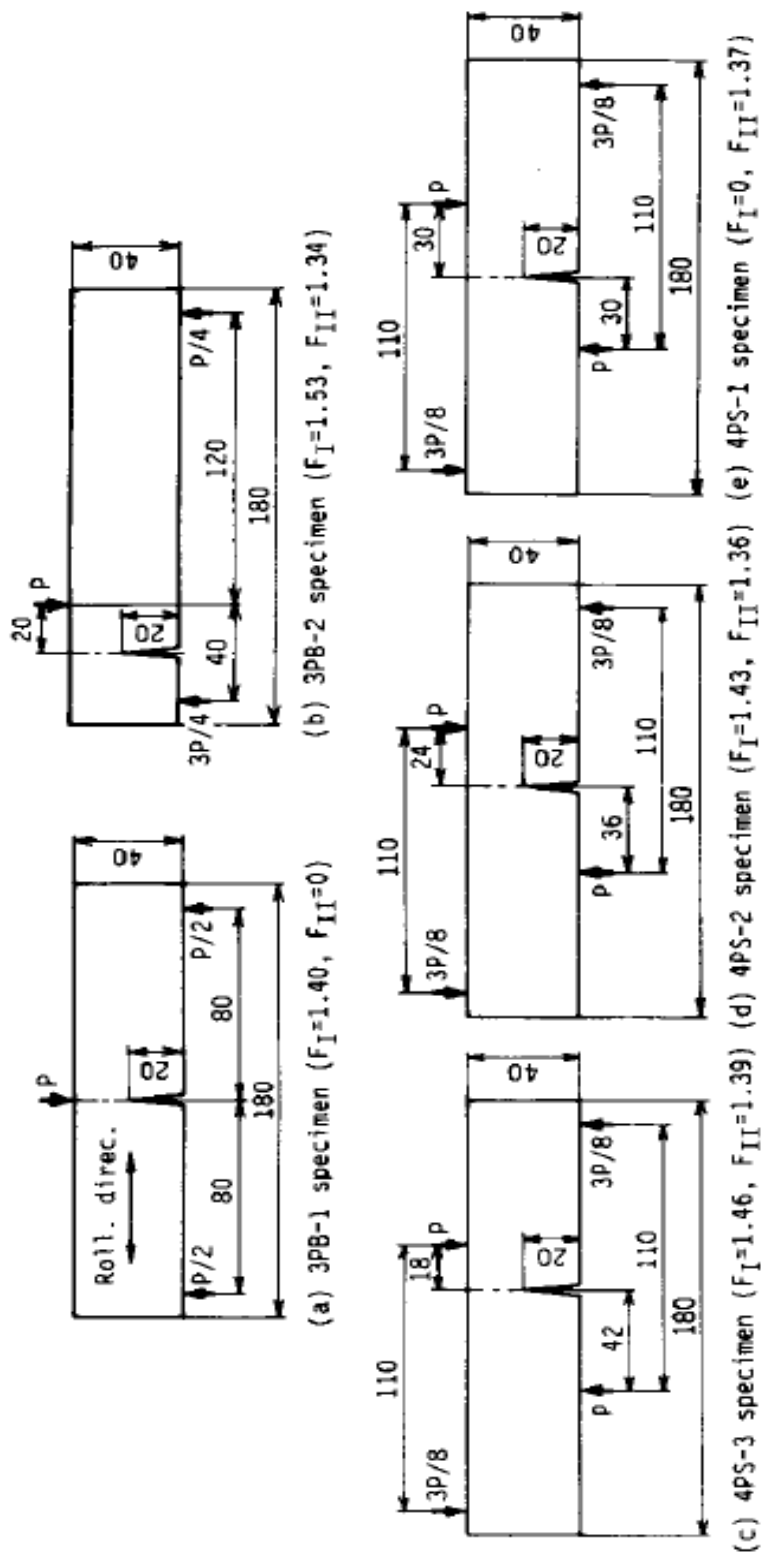


Figura 3.1 - Configurações dos ensaios de flexão utilizados no trabalho de K. Tohgo e H Ishii.

Fonte: K. TOHGO E H. ISHII (1991)

Pirondi e Dalle Donne (1997), testaram aço ferrítico na forma de corpos de prova do tipo CTS para comparar os resultados de carregamento misto obtidos via integral J e CTOD. Seus resultados mostram que para tenacidade via integral J é de alguma forma uma medida calibrada da dissipação de energia de deformação plástica e que o aumento da componente de modo II causou uma queda nos valores de J o que levou a conclusão de que valores de tenacidade por integral J são pouco conservadores. Além disso, seu trabalho mostrou que a energia dissipada em carregamento de modo II é confinada a um estreito volume à frente da trinca, bem menor em comparação ao causado por carregamento de modo I (Fig. 3.2). Seus resultados levam à conclusão de que o vetor deslocamento δ_v é o método mais apropriado para medição da tenacidade de materiais dúcteis.

Laukkanen et al. (1999), com o intuito de avaliar os efeitos do modo misto de carregamento, testou quatro materiais diferentes através de ensaio de flexão assimétrico em 4 pontos utilizando corpos de prova SEb. Seus resultados mostraram que a tenacidade à fratura em modo II para materiais dúcteis pode ser significativamente menor que a do modo I. Suas análises numéricas demonstraram que ocorre uma redução da tensão hidrostática quando a carga é alterada do modo I em direção ao modo II - em modo II puro, para uma situação infinitesimal, a trinca não experimenta tensão hidrostática e além disso, carregamento de modo II promove o aumento da agudez da trinca. Seus resultados mostram também que a introdução da carga de cisalhamento causa um aumento da restrição à deformação plástica, modificando o processo de fratura.

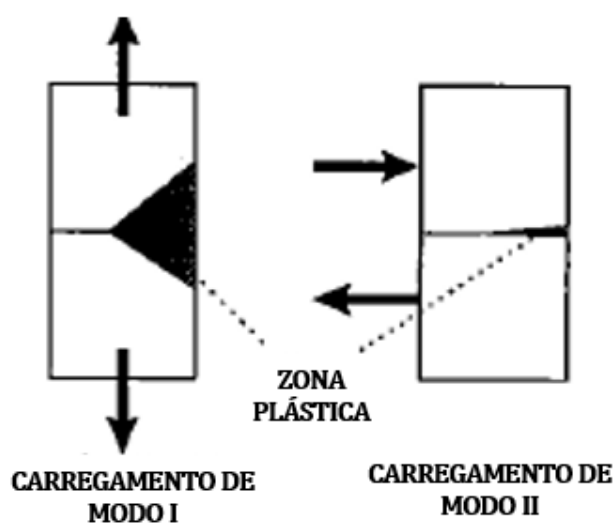


Figura 3.2 - Região de deformação plástica para carregamento de modo I, à esquerda, e modo II, à direita.

Fonte: PIRONDI E DONNE DALLE (1997)

Ma et al. (1999), propôs um critério de fratura sob carregamento misto que utiliza o CTOD como parâmetro de fratura para investigar a direção de crescimento da trinca. O critério proposto diz que o crescimento da trinca ocorrerá ao longo de uma direção onde há modo I local ou modo II local e que há uma mudança brusca de um crescimento sob carregamento dominante de modo I para um crescimento onde o modo dominante é o modo II. Seu trabalho utilizou um corpo de prova do tipo Arcan e embora tenha realizado seus ensaios sob um estado plano de tensões (corpo de prova com pequena espessura), os resultados servem como uma base para estudos sob estado plano deformações, onde os efeitos em 3 dimensões são levados em consideração.

Em 1999, Dalle Donne apresentou um método para avaliar a tenacidade à fratura em modo misto de carregamento por meio da abordagem do vetor CTOD δ_v . Foram feitos experimentos com aço StE 550 e a liga de alumínio Al2024-T3. Em seu trabalho ele utilizou corpos de prova do tipo CT com pequena espessura para demonstrar que os resultados obtidos via δ_v foram conservadores em estimar a resistência à fratura de materiais dúcteis sob modo misto de carregamento, tendo como exceção a situação em que a carga era de modo II para aço dúctil, demonstrando mais uma vez que ainda não há um consenso entre os resultados quando se fala de modo misto.

Hiese e Kalthoff (1999), propôs recomendações para a determinação de um ensaio de modo II puro focando especificamente nas dimensões do corpo de prova para que se possa obter o valor crítico de tenacidade à fratura K_{IIc} . A partir de seus resultados, os autores recomendam que a espessura pode ser menor que a de um CP para ensaio de modo I, porém as outras dimensões devem ser maiores devido à diferença da zona plástica à frente da trinca gerada pela carga de cisalhamento.

M. A. Sutton et al. (1999) desenvolveu um critério para prever o início e direção do crescimento da trinca. Seu critério diz que o crescimento ocorrerá na direção do modo I ou modo II, dependendo de qual seja a maior componente de tensão. O critério CTOD proposto foi implementado em dois códigos de elementos finitos para prever o comportamento de rasgamento num CP do tipo Arcan modificado e num CP do tipo DCB (do inglês double cantilever beam, que significa viga dupla em balaço). Os resultados de suas simulações mostraram que o método converge com resultados experimentais e funciona bem para corpos de prova de pequena espessura. Os autores deixaram seu método como base para expandir e incorporar a aplicabilidade para a situação de deformação plana.

CAPÍTULO IV

MATERIAIS E METODOLOGIA

4.1 INTRODUÇÃO

Para avaliar a influência da tensão de cisalhamento no valor do CTOD do aço AISI 8630, foi necessária a execução de uma sequência de etapas preliminares de preparação tanto do material quanto da máquina de testes para possibilitar a execução dos ensaios de tenacidade à fratura. A metodologia utilizada para realização dos ensaios de tenacidade à fratura foi inteiramente fundamentada segundo a norma ISO 12135:2002.

Como método de verificação da influência do carregamento misto que ocorre no ensaio de flexão de 3 pontos, propõe-se a comparação entre os ensaios de 3 pontos e 4 pontos simétrico, visto que o último causa uma configuração de flexão pura na seção central do corpo de prova, sem a presença de esforço cortante e, portanto, sem a presença de tensão de cisalhamento, carregando o material à frente da trinca apenas com esforço trativo (modo I puro). A Fig. (4.1) ilustra o diagrama de esforços cortantes e momentos fletores para ambas as configurações de ensaio, 3 pontos e 4 pontos, onde é possível verificar a ausência de carregamento combinado de tração e cisalhamento na seção do CP que contém a trinca.

Os ensaios CTOD foram realizados para ambas as configurações, utilizando CPs idênticos. Sabe-se que não há procedimento padronizado para ensaio CTOD por flexão em 4 pontos, no entanto espera-se que os resultados obtidos por tal ensaio seja equivalente aos obtidos por ensaio de tensão compacta, cuja configuração de ensaio causa carregamento apenas trativo, sendo, portanto, um ensaio de modo I puro.

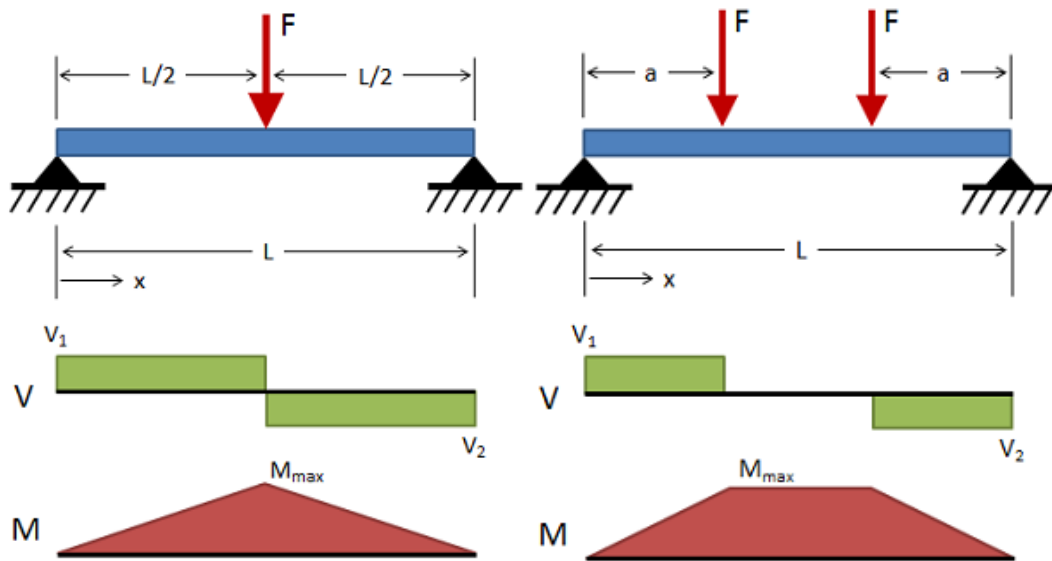


Figura 4.1 - Diagrama de esforço cortante e momento fletor para as configurações de ensaio de flexão de 3 pontos, à esquerda, e 4 pontos, à direita.
 Fonte: <https://mechanicalc.com/reference/beam-analysis>

Os tópicos a seguir descrevem as atividades envolvidas na etapa experimental, desde a caracterização do material até a etapa final, que é a obtenção do valor da tenacidade à fratura pelo ensaio CTOD.

4.2 PREPARAÇÃO DO MATERIAL - AÇO AISI 8630

O aço AISI 8630 foi escolhido para este trabalho por ter uma grande aplicabilidade no setor petrolífero. A composição química mostrada na Tab. (4.1), corresponde ao do aço utilizado e foi obtida por meio de espectrometria por emissão ótica (OES) realizada em laboratório terceirizado. O relatório da análise pode ser visto no anexo A.

Tabela 4.1 - Composição química do aço AISI 8630 utilizada para a confecção dos corpos de prova. AM-01 corresponde à amostra utilizada para a análise.

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Fe
AM-01	0,32	0,31	0,81	0,007	0,005	0,79	0,69	0,34	0,05	Bal.
AISI 8630	0,27-0,33	0,15-0,30	0,65-0,95	$\leq 0,035$	$< 0,040$	0,35-0,75	0,35-0,65	0,15-0,25	-	Bal.

4.2.1 TRATAMENTO TÉRMICO

Para se obter as propriedades mecânicas desejadas antes dos ensaios CTOD, o material ainda em forma de barra (Fig. 4.2) foi submetido a um tratamento de têmpera e revenido cujos parâmetros utilizados foram:

Têmpera:

- taxa de aquecimento média: $7^{\circ}\text{C}/\text{min}$
- patamar de aquecimento: 872°C , mantido por 1h.
- temperatura de resfriamento: 28°C
- meio de resfriamento: água

Revenido:

- taxa de aquecimento média: $7^{\circ}\text{C}/\text{min}$
- patamar de aquecimento: 677°C , mantido por 2h.
- temperatura de resfriamento: 28°C
- meio de resfriamento: ar ambiente do laboratório



Figura 4.2 - Barra de aço AISI 8630 antes do tratamento térmico.

Fonte: AUTOR.

4.2.2. ENSAIOS DE TRAÇÃO

Após o tratamento térmico a barra foi cortada em blocos menores para posteriormente serem usinados à sua geometria final. Um desses blocos foi utilizado para a confecção dos CPs de tração nas dimensões e acabamento final como mostrados na Fig. (4.3).

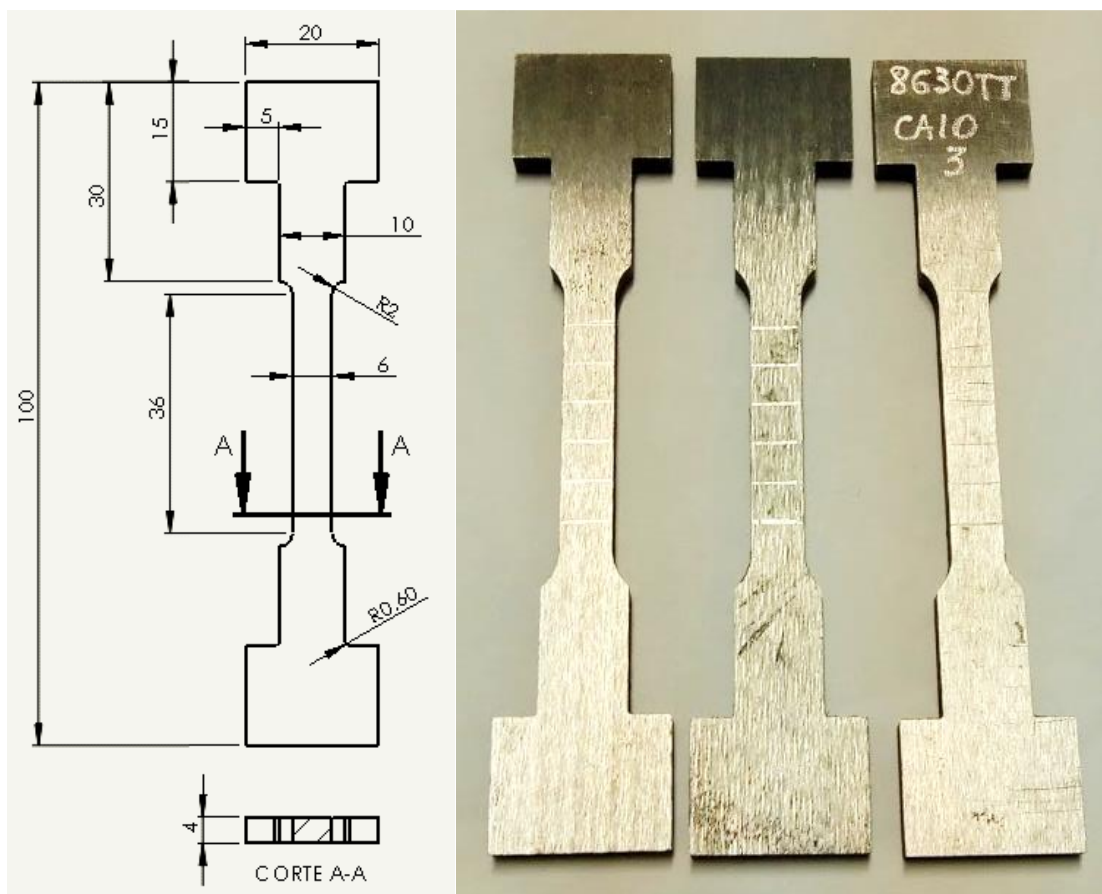


Figura 4.3 - Dimensões dos corpos de prova de tração, à esquerda. Corpos de prova prontos para os ensaios, à direita.

Fonte: AUTOR.

Os gráficos da Fig. (4.4) mostram os resultados dos ensaios dos 3 corpos de prova fabricados. Cada curva representa a curva de ensaio de cada CP, sendo o resultado final a média simples dos 3 ensaios. A média dos 3 ensaios resultou em valores para a tensão limite de escoamento de 732,1 MPa e 860,3 MPa para tensão limite de resistência. Na Tab. (4.2) é possível ver os valores dos resultados dos ensaios de tração para cada corpo de prova.

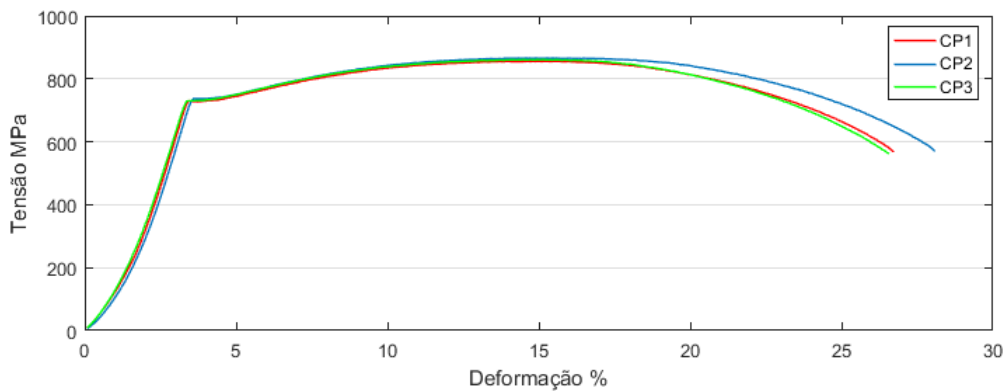


Figura 4.4 - Curvas dos ensaios de tração realizados.
Fonte: AUTOR

Tabela 4.2 - Resultados dos ensaios de tração.

	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ (%)
CP1	728,9	855,5	26,72
CP2	737,1	866,2	28,08
CP3	730,3	859,3	26,56
Valor médio	732,1	860,3	27,12

4.2.3 ENSAIOS DE DUREZA

Foi separada uma amostra para a realização do ensaio de dureza. O valor obtido foi de 43,6 Rockwell D / 253 Brinell foi obtido pela média de 5 resultados. A amostra utilizada pode ser vista na Fig. (4.5).



Figura 4.5 - Amostra utilizada para os ensaios de dureza
Fonte: AUTOR

4.3 CORPOS DE PROVA DE FLEXÃO (SEb)

Seis corpos de prova (CP's) do tipo SEb foram fabricados, 3 para os ensaios de 3 pontos e outros 3 para os de 4 pontos. Todos os CP's possuem as mesmas dimensões mostradas na Fig. (4.6). A barra de aço foi cortada em 6 blocos menores via eletroerosão para melhor aproveitamento do material. Os blocos retangulares foram usinados até próximo de suas dimensões finais, em seguida foram retificados para atingir os níveis de acabamento exigidos para finalmente serem levados novamente à máquina de eletroerosão para o corte dos entalhes. Os CP's já completamente fabricados podem ser vistos na Fig. (4.7), bem como a máquina de eletroerosão à fio utilizada para o corte dos entalhes (Fig. 4.8).

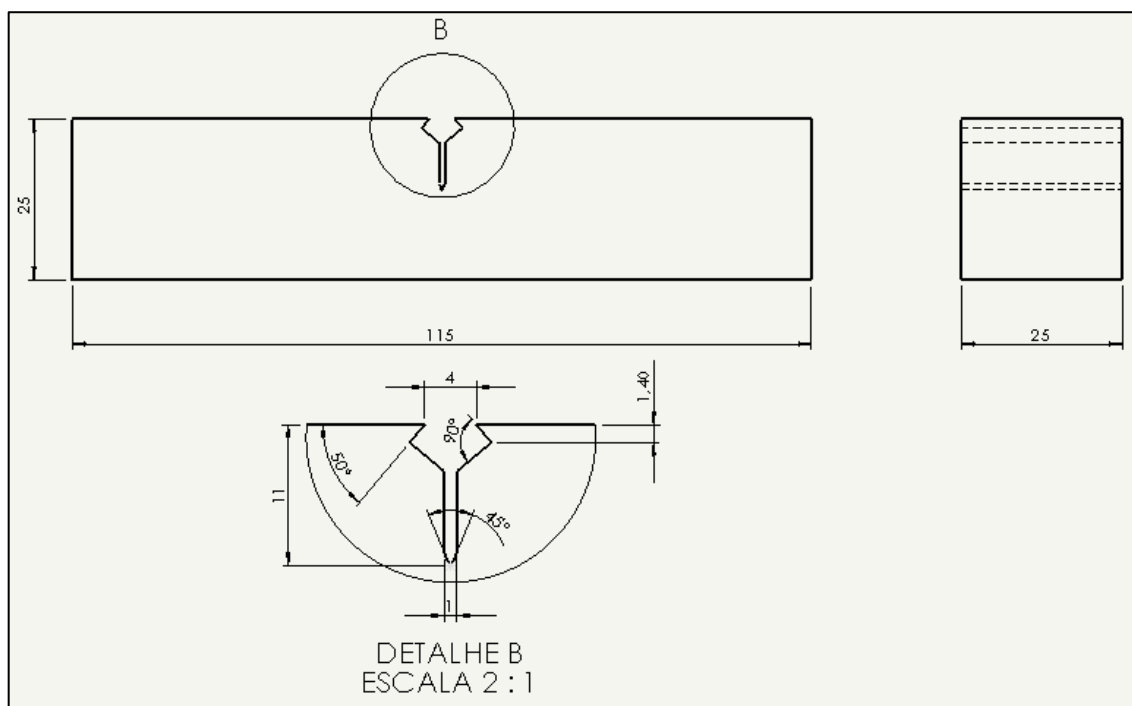


Figura 4.6 - Dimensões dos CPs utilizados nos ensaios.

Fonte: AUTOR

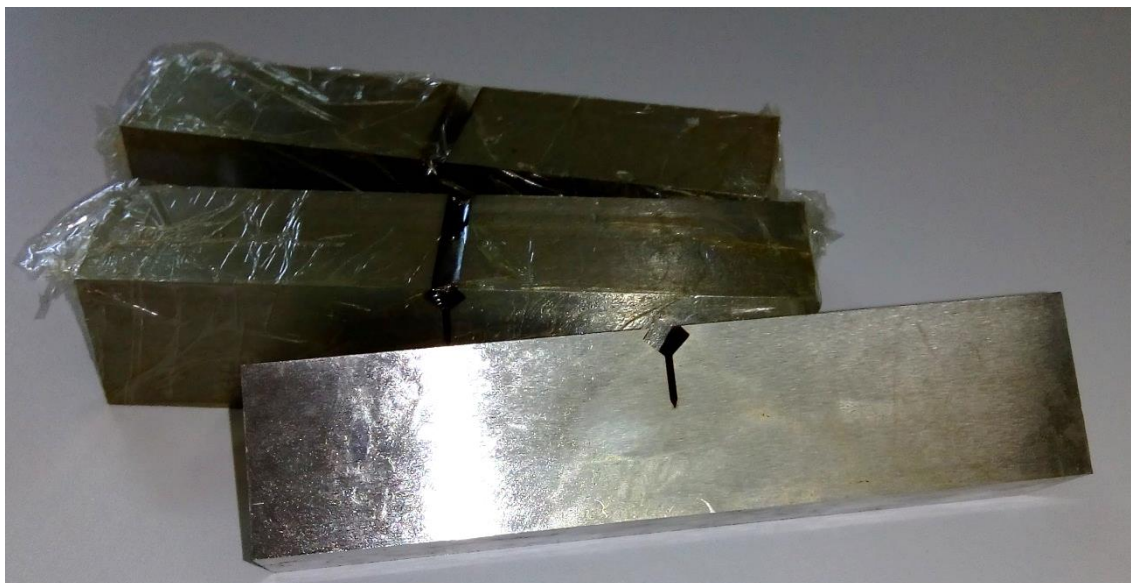


Figura 4.7 - Corpos de prova SEb prontos para ensaio CTOD.
Fonte: AUTOR



Figura 4.8 - Máquina de eletroerosão à fio utilizada para a fabricação dos CP's.
Fonte: AUTOR

4.4. ADAPTADOR PARA ENSAIO DE FLEXÃO EM 4 PONTOS

Para a realização dos ensaios de flexão em 4 pontos foi necessário fabricar um dispositivo adaptador que permitisse a utilização de 2 apoios espaçados de 30mm para produzir a carga de flexão pura (sem esforço cortante) no corpo de prova.

O adaptador consiste de duas partes parafusadas uma na outra, sendo uma peça circular com uma extremidade para encaixe no suporte central pré-existente na máquina, e

uma peça retangular que contém as aberturas para os dois apoios cilíndricos e 4 pontos de ancoragens das molas. O suporte fica preso à máquina por meio de 4 molas de tração que são enganchadas em suportes afixados ao apoio central da máquina, como visto na Fig. (4.9).

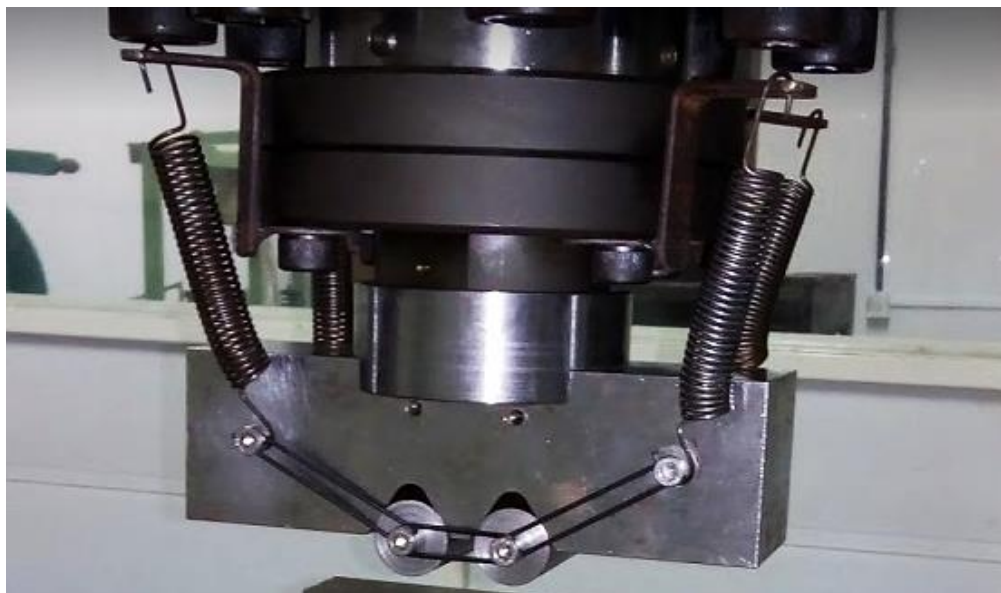


Figura 4.9 - Adaptador para ensaio de 4 pontos montado para ensaio.
Fonte: AUTOR

Para garantir o alinhamento entre o adaptador e o corpo de prova a ser ensaiado, foi necessária a adição de um parafuso de ajuste mostrado na Fig. (4.10) destacado por um círculo vermelho.

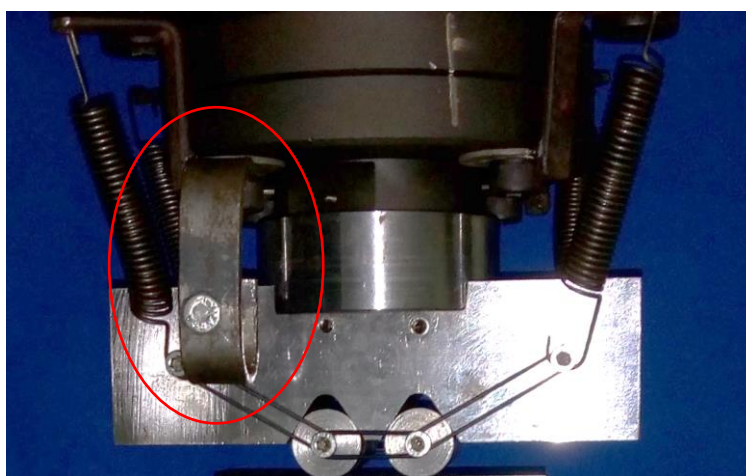


Figura 4.10 - Parafuso de ajuste adicionado para corrigir desalinhamento.
Fonte: AUTOR

4.5 ENSAIOS CTOD

Os ensaios CTOD foram realizados no Laboratório de Ensaios Mecânicos - LEM, localizado no Centro de Tecnologia da UFPB (CT-UFPB), utilizando uma máquina ServoPulser da Shimadzu com capacidade de carga de 200kN. Os dados de abertura da ponta da trinca foram capturados por meio de um sensor *clip gauge* (Fig. 4.11) e enviados para o display de monitoramento do ensaio, que mostra os dados mais relevantes do teste como carga aplicada e crescimento da trinca.



Figura 4.11 - Clip gauge instalado em um CP do tipo SEb.

Fonte: AUTOR

A primeira etapa do ensaio consiste na formação da pré-trinca de fadiga, que tem o objetivo de garantir a formação de uma trinca aguda antes de iniciar o ensaio CTOD propriamente dito. A pré-trinca é obtida por meio da aplicação de uma carga cíclica a 15Hz, com magnitude variando de 1,8 kN a 18 kN. Devido ao nível baixo da carga, foram necessários cerca de 11 mil ciclos ou pouco mais de uma hora para a formação de cada trinca. Na Fig. (4.12) pode ser visto o display para o acompanhamento do progresso do crescimento da trinca.

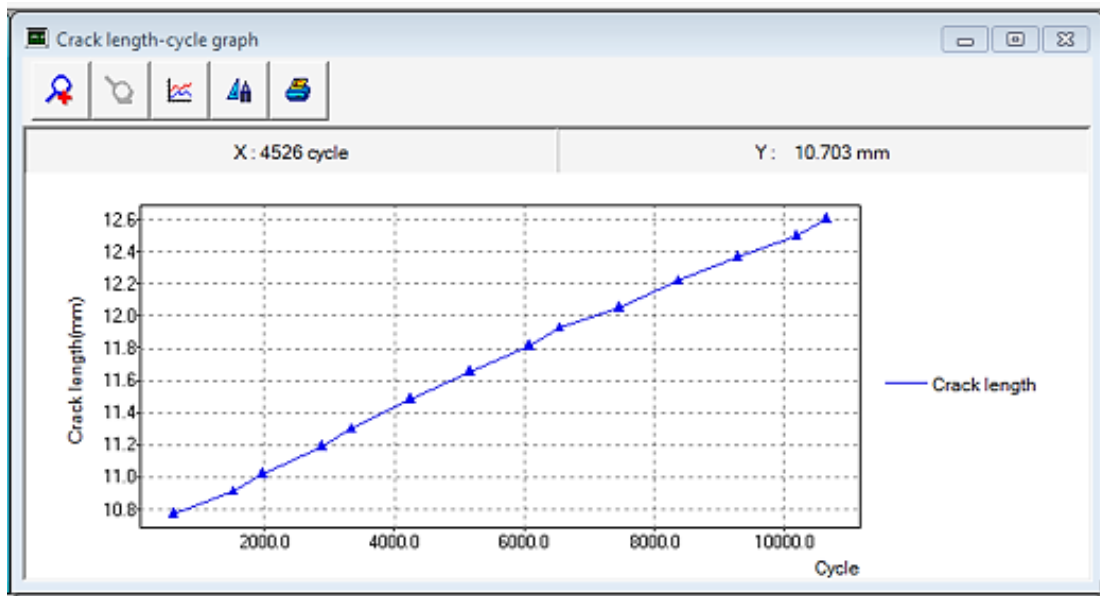


Figura 4.12 - Progresso da formação da pré-trinca de fadiga.
Fonte: AUTOR

Na segunda etapa, o ensaio propriamente dito, a máquina é programada para aplicar a carga até um valor limite pré-estabelecido, calculado com base nas dimensões do CP e configuração do ensaio de flexão. Após o início do ensaio, a carga aplicada é monitorada e o ensaio continua enquanto a carga for crescente. Em um certo ponto do ensaio quando a carga atinge um patamar máximo e então começa a diminuir, o ensaio é interrompido e finalizado. Essa queda progressiva na carga significa que já foi atingido o limite de resistência à fratura do CP.

Pode-se observar a máquina nas configurações de flexão de 3 e 4 pontos na Fig. (4.13) e Fig. (4.14), respectivamente. Nos ensaios em 3 pontos, a distância entre os apoios inferiores foi definida como sendo de 100 mm. Nos ensaios em 4 pontos, os apoios inferiores também estavam posicionados 100 mm à parte e os superiores, 30 mm. O valor de 30 mm utilizado para os apoios superiores foi definido de forma a se obter um vão largo o suficiente para que a seção do CP que contém a trinca esteja submetida à flexão pura sem que houvesse a necessidade de uma carga muito alta para atingir os níveis de tensão necessários, levando em consideração as restrições do comprimento dos CP's.

Devido à ductilidade do material utilizado para os CP's, eles não rompem totalmente durante o ensaio, ficando apenas deformado plasticamente e parcialmente rompido pela à carga de flexão aplicada, como mostrado na Fig. (4.15).



Figura 4.13 - Máquina em setup para ensaio de 3 pontos.
Fonte: AUTOR

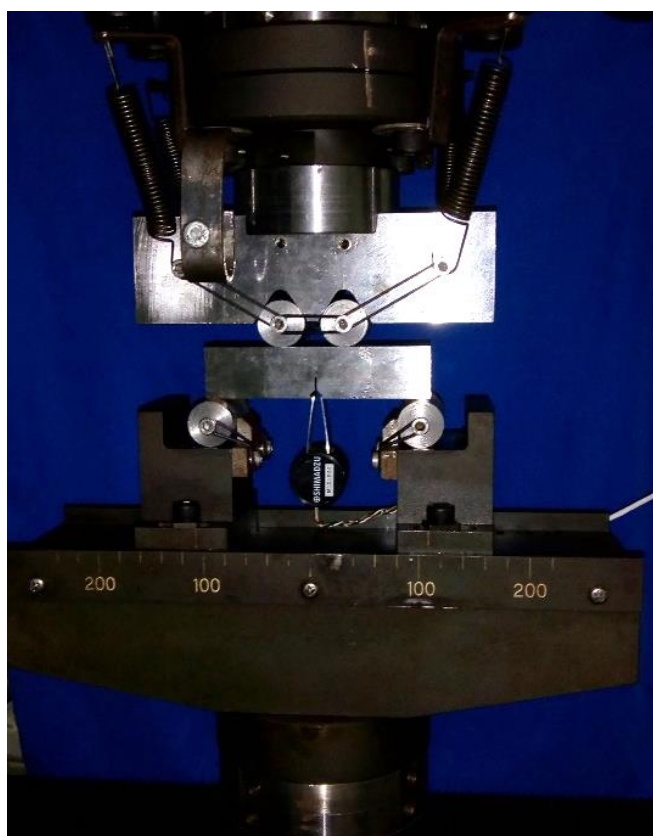


Figura 4.14 - Máquina com setup para ensaio em 4 pontos
Fonte: AUTOR

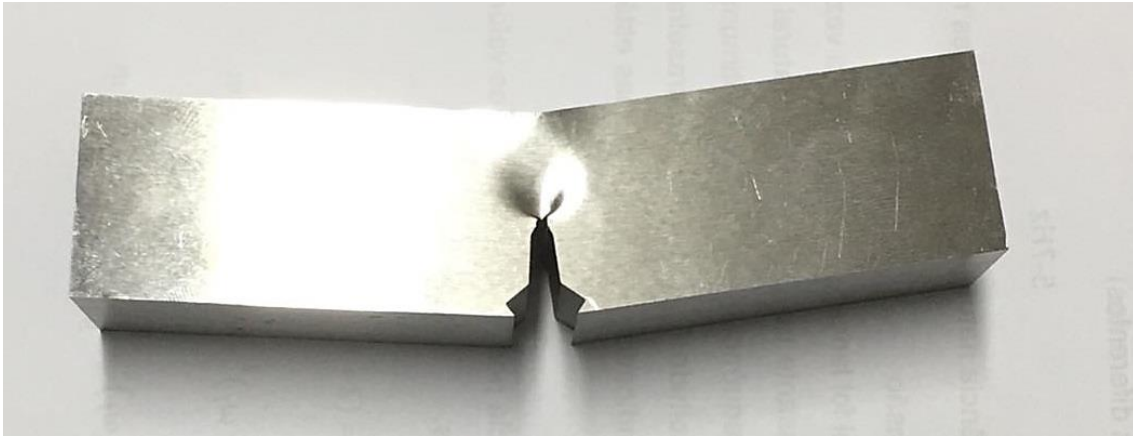


Figura 4.15 - Corpo de prova deformado após ensaio CTOD.
Fonte: AUTOR

4.5.1. MEDIÇÃO DA PRÉ-TRINCA DE FADIGA

A pré-trinca de fadiga a_0 deve ser medida após o teste seguindo o procedimento indicado na norma. Devem ser feitas 9 medições, uma em cada ponto marcado no CP. O valor efetivo é obtido pela média das medições obtidas a $0,01B$ das extremidades e em seguida fazendo a média com a soma das medidas das posições internas espaçadas igualmente.

Para um ensaio válido, a pré-trinca deve atender dentre outros, os seguintes critérios:

- a) A razão a_0/W deve estar entre 0,45 e 0,70.
- b) Nenhuma parte da pré-trinca pode estar a menos de 1,3mm ou 2,5%W, o que for maior.
- c) A diferença entre qualquer um dos 7 pontos centrais e média dos 9 pontos não pode exceder $0,1a_0$.

Todos os corpos de prova após o ensaio CTOD foram rompidos para que sua superfície de fratura pudesse ser analisada. Cada superfície foi marcada e fotografada como visto na Fig. (4.16), e em seguida as medições foram efetuadas com o auxílio de um software de processamento de imagens ImageJ. A Tab. (4.3) mostra os valores obtidos das medições das pré-trincas para os CPs utilizados.

Tabela 4. 3 - Medições das pré-trincas de fadiga.

TIPO DE ENSAIO	MEDIÇÃO									VALOR EFETIVO
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	a ₀ (mm)
3 pontos										
CP 1	1,43	1,83	1,96	2,01	1,96	1,96	1,96	1,88	1,34	1,87
CP 2	1,33	1,49	1,66	1,63	1,66	1,60	1,60	1,49	1,38	1,56
CP 3	1,34	1,62	1,69	1,68	1,57	1,68	1,70	1,57	1,39	1,62
4 pontos										
CP 1	1,38	1,64	1,72	1,72	1,72	1,81	1,72	1,55	1,32	1,66
CP 2	1,39	1,58	1,67	1,58	1,77	1,77	1,58	1,58	1,37	1,61
CP 3	1,31	1,63	1,68	1,72	1,81	1,77	1,72	1,68	1,31	1,66

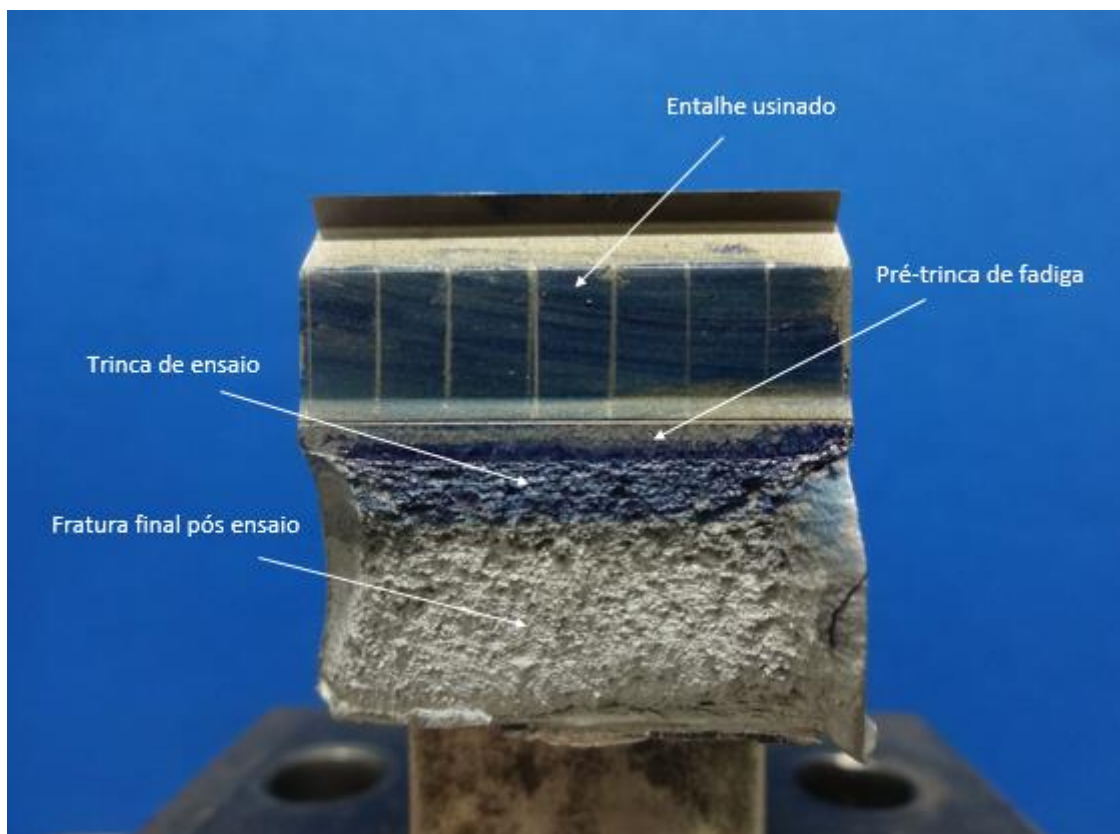


Figura 4.16 - Corpo de prova após rompimento, com marcações para medição da pré-trinca de fadiga.

Fonte:AUTOR

Com a medição das pré-trincas, os valores obtidos são inseridos nos resultados do ensaio CTOD para obter os valores finais da tenacidade à fratura e das curvas de resistência dos corpos de prova ensaiados.

4.5.2 OBTENÇÃO DO CTOD

Ao término de cada ensaio é gerado um gráfico Força x Abertura do entalhe (NOD) de onde é retirada a componente plástica da abertura do entalhe V_p . Esse valor em mm é inserido na equação do CTOD (Eq. 21 mostrada na seção 2.8.3) juntamente com as outras variáveis e então se obtém os valores finais de $\delta_{c(25)}$.

A norma ISO 12135(2002) estabelece procedimentos diferentes para obtenção da parcela plástica de acordo com as características da curva obtida. A Fig. (4.17) ilustra as características das curvas que podem ser obtidas pelos ensaios CTOD, sendo a curva 6 a que representa as curvas geradas nos ensaios deste trabalho.

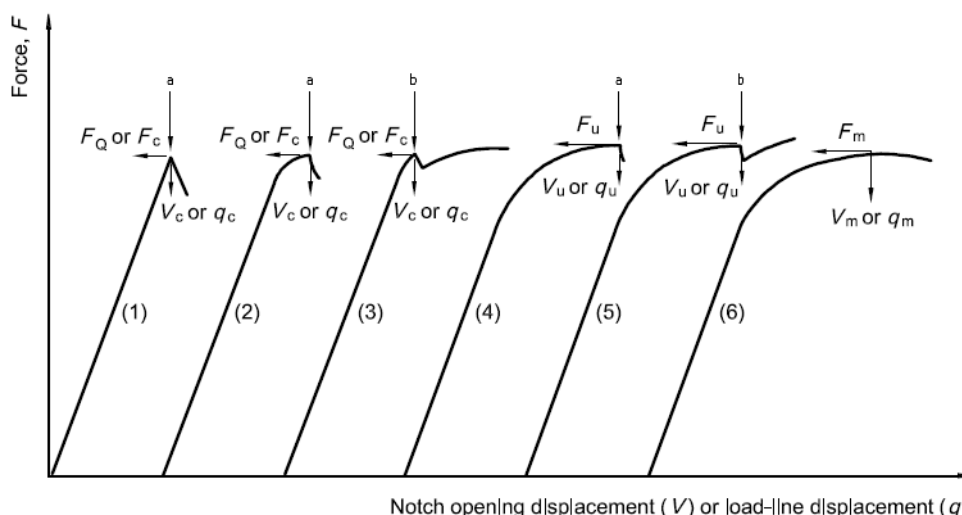


Figura 4.17 - Características das possíveis curvas obtidas pelo ensaio CTOD.
Fonte: ISO 12135(2002)

Para a curva de tipo 6, deve-se escolher o ponto de início do platô de carga máximo como ponto inicial para medição do V_p . Deve-se então, traçar uma linha paralela à seção de comportamento linear da curva que se estenda do ponto selecionado anteriormente até sua interseção com o eixo horizontal. O valor no eixo horizontal que interceptar essa linha será o valor do V_p . A Fig. (4.18) ilustra um dos gráficos obtidos nos ensaios de onde foi retirado o V_p para cálculo do CTOD.

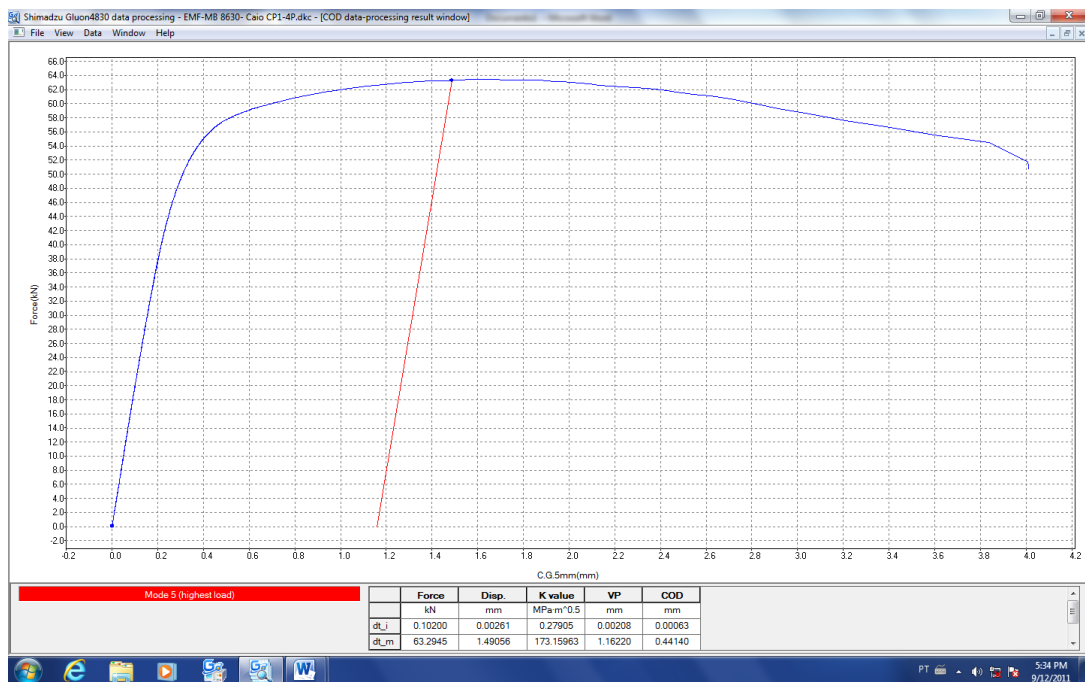


Figura 4.18 - Curva de ensaio CTOD. A linha vermelha é utilizada para a obtenção da abertura do entalhe (V_p).

Fonte: AUTOR

Uma curva como a da Fig (4.18) foi gerada para cada ensaio, 3 de 3 pontos e 3 de 4 pontos, foi calculado o CTOD individual de cada ensaio e em seguida calculadas as médias de cada tipo de ensaio para comparação de resultados. A Tab. (4.4) mostra as variáveis utilizadas para o cálculo do CTOD para cada corpo de prova, assim como o valor final de tenacidade $\delta_{c(25)}$.

Tabela 4.4 - Variáveis para cálculo do CTOD.

	F (kN)	a ₀ (mm)	V _p (mm)	g ₁ (a ₀ /W)	$\delta_{c(25)}$ (mm)
3 pontos					
CP1	44,03	12,87	1,04	2,85	0,28478
CP2	45,9455	12,56	1,17227	2,69	0,33269
CP3	45,964	12,61	1,09	2,7	0,30757
4 pontos					
CP1	63,2945	12,66	1,1622	2,72	0,32611
CP2	63,9115	12,61	1,16645	2,7	0,32737
CP3	62,8635	12,66	1,03568	2,72	0,28902

CAPÍTULO V

RESULTADOS E CONCLUSÕES

5. RESULTADOS

As curvas Carga x COD resultantes dos ensaios CTOD para 3 e 4 pontos são mostradas conforme a Fig. (5.1).

Comparando os dois gráficos, nota-se que o comportamento do material para as duas configurações de ensaio foi idêntico, não havendo qualquer alteração perceptível. Esse resultado se alinha com o proposto por Laukkannen et al (1999), visto que para a configuração de ensaio de flexão simétrica em 4 pontos, o ensaio se torna de modo I puro. Dessa forma era de se esperar que não houvesse diferença significativa entre os resultados visto que para a configuração de flexão em 3 pontos a tensão de cisalhamento atuante no corpo de prova é muito inferior à tensão de tração, de tal forma que a competição entre os mecanismos de fratura (tração e cisalhamento) é vencida pelo mecanismo de tração, e o material a frente da trinca é carregado virtualmente apenas em modo I.

Esse resultado pode ser comprovado por meio dos valores de CTOD mostrados na Tab. (4.4). O valor médio de CTOD obtido para cada configuração foi de 0,308mm para 3 pontos e 0,314mm para 4 pontos, o que revela uma diferença de apenas 1,9%, sendo, portanto, do ponto de vista prático, o mesmo valor.

É importante enfatizar que os resultados obtidos não são válidos como propriedade mecânica independente da espessura. O valor de tenacidade obtido é referente à espessura de 25mm do aço AISI 8630, sendo representado por $\delta_{c(25)}$.

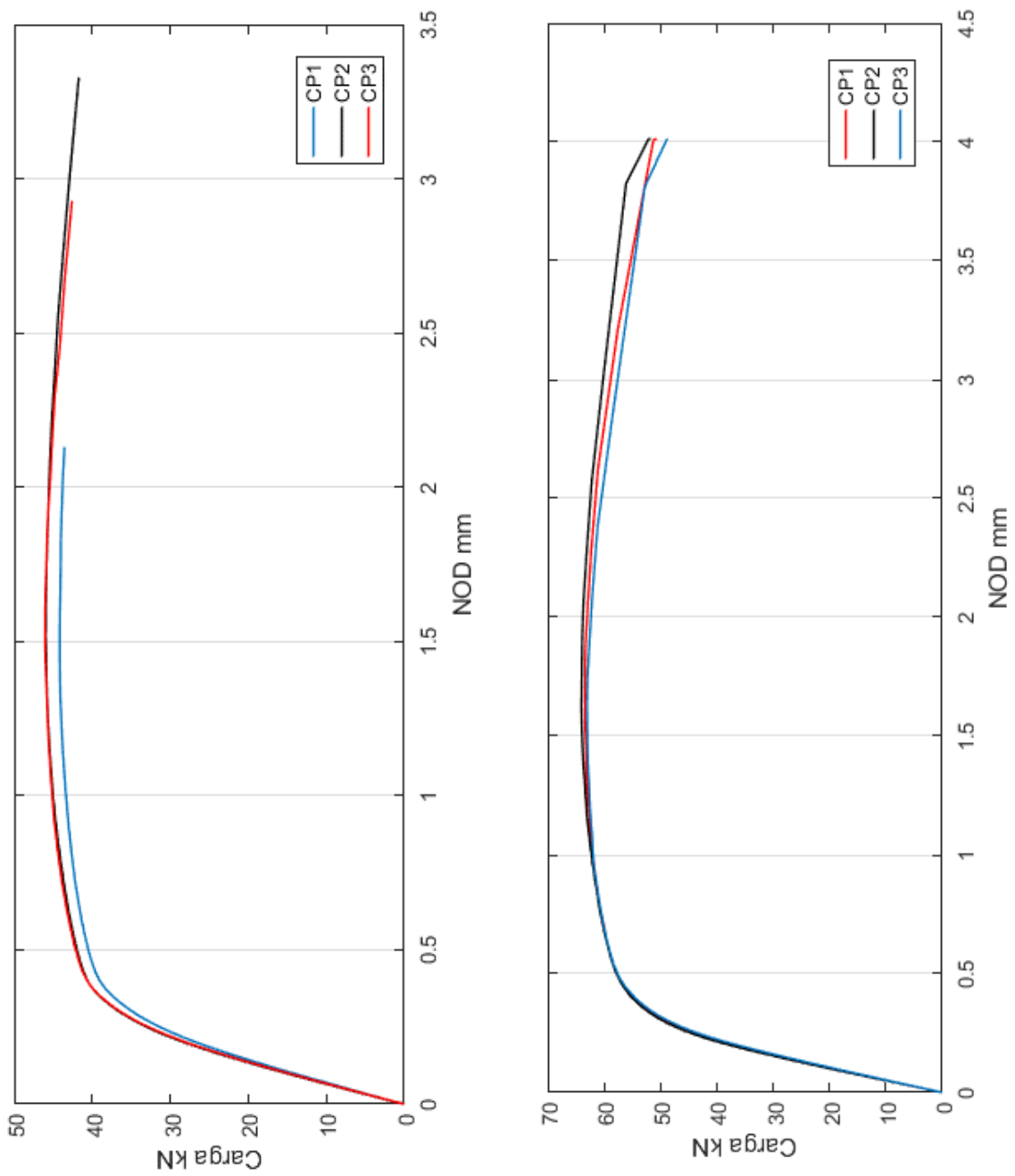


Figura 5.1 - Gráfico Carga x NOD para ensaio de flexão em 3 pontos, à esquerda, e 4 pontos, à direita.
 Fonte: AUTOR

Para verificar a natureza da fratura de ensaio foram feitas fractografias das superfícies de fratura dos CPs para ambas as configurações de ensaio. As imagens foram obtidas pela magnificação em 2000x da região da fratura em azul mostrada na Fig. (4.16).

As Fig. (5.2) e Fig. (5.3) mostram as zonas de trinca de ensaio obtidas pelas configurações de flexão em 3 e em 4 pontos, respectivamente. A grande presença de alvéolos (*dimples*) nas imagens revelam a natureza dúctil da fratura do material.

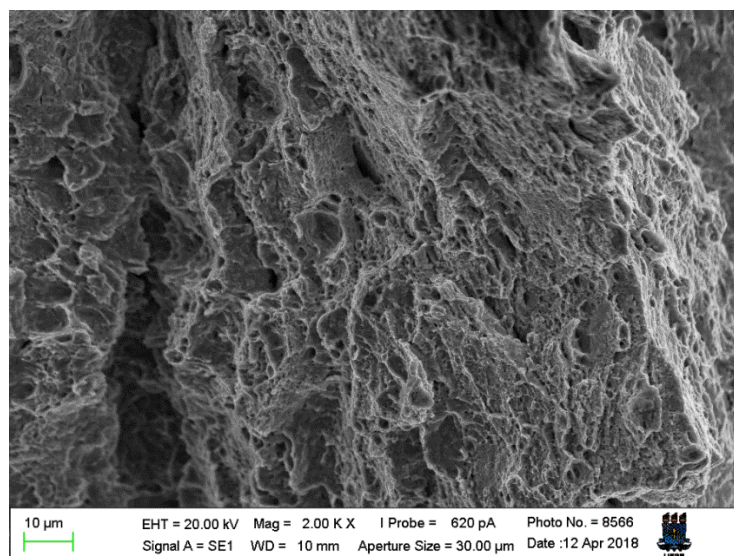


Figura 5.2 - Aspecto microscópico da superfície de fratura de um CP submetido a ensaio de 3 pontos.
Fonte: AUTOR

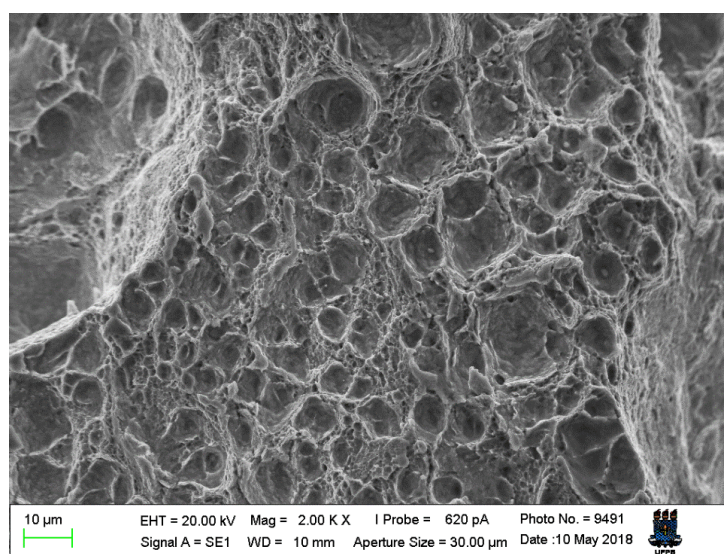


Figura 5.3 - Aspecto microscópico da superfície de fratura de um CP submetido a ensaio de 4 pontos.
Fonte: AUTOR

6. CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos, pôde-se concluir que:

- a) A carga de cisalhamento presente no ensaio de 3 pontos não tem influência significativa no resultado do CTOD, sendo, portanto, desprezível.
- b) É perfeitamente correto considerar o ensaio de 3 pontos como ensaio de modo I puro, uma vez que os resultados mostraram que a carga de cisalhamento é irrelevante.
- c) Os valores de CTOD obtidos foram virtualmente os mesmos, com diferença de apenas 1,9%;
- d) O dispositivo adaptador construído para o ensaio em 4 pontos funcionou de forma eficaz.
- e) O ensaio de flexão simétrico em 4 pontos não mostrou nenhuma vantagem em relação ao de 3 pontos, visto que foram obtidos valores de CTOD idênticos, porém com a necessidade de uma carga aproximadamente 50% maior, além de uma maior dificuldade de alinhamento entre o corpo de prova e os apoios superiores para a realização do ensaio. Outra desvantagem é a necessidade de usar o cabeçote superior na configuração de 3 pontos para a obtenção da pré-trinca, para só então instalar o suporte para 4 pontos para o ensaio.
- f) As superfícies de fratura nas duas situações apresentaram natureza dúctil.

Como sugestões para pesquisas futuras pode-se realizar o ensaio via análise numérica, avaliar experimentalmente as mesmas condições de ensaio para juntas soldadas bi-metálicas e comparar o ensaio de flexão em 3 pontos com o de tensão compacta.

REFERÊNCIAS

ALMEIDA, J. G. de. Análise da Influência do Hidrogênio na Tenacidade Quase Estática de Junta Soldadas de Aço ARBL. 2014. 230 p. Tese (Engenharia Mecânica) — UFPB.

ALVES, D. N. L. Análise Numérica de uma Junta Soldada Dissimilar Utilizada em Equipamentos Off-shore. 2017. 105 p. Dissertação (Engenharia Mecânica) – Universidade Federal da Paraíba.

ANDERSON, T. L. Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications. 3. ed. [S.l.]: CRC, 2005. ISBN 978-1-4200-5821-5.

ASTM E 1820. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness.
AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). Philadelphia, 1996.

ÁVILA, J., Lima, V., RUCHERT, C., RAMIREZ, A., MEI, P. Guide for Recommended Practices to Perform Crack Tip Opening Displacement Tests in High Strength Low Alloy Steels. Soldagem e Inspeção. v. 21(3). p. 290-302. 2016.

BARSON, J., ROLFE, S. Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics. 3. ed. ASTM. 1999.

BROEK, D. The Practical Use of Fracture Mechanics. 1. ed. Kluwer Academic Publisher. 1988.

BS 7448. Fracture Mechanics Toughness Tests – Part 1: Method for Determination of K_{IC}, critical CTOD and critical J values of Metallic Materials. Inglaterra, 1991.

CALLISTER, J. W. D. Ciência e Engenharia de Materiais: Uma introdução. 5. ed. [S.l.]: LTC, 2008.

CHAO, Y-J. AND ZHU, X-K., A Simple Theory for Describing the Transition Between Tensile and Shear Mechanisms in Mode I, II, III, and Mixed-Mode Fracture. Mixed-Mode Crack Behavior, ASTM STP 1359. p.41-57. 1999.

DALLE DONNE, C., The Crack Tip Displacement Vector Approach to Mixed-Mode Fracture. Mixed-Mode Crack Behavior, ASTM STP 1359. p. 21-40. 1999.

DALLE DONNE, C.; PIRONDI, A. J-Integral Evaluation of Single-Edge Notched Specimens under Mixed-Mode I/II Loading. Journal of Testing and Evaluation. v. 29, p. 239-245.2001.

DALLE DONNE, C.; PIRONDI, A. Mixed Mode Fracture of a Ferritic Steel: J-Integral against CTOD. 5th International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture. 1997

DALLE DONNE, C.; PIRONDI, A. Characterization of Ductile Mixed-Mode Fracture with the Crack-tip Displacement Vector. Engineering Fracture Mechanics. v 68. p. 1385-1402. 2001.

HIESE, W. E KALTHOFF, E. Recommendations for the Determination of Valid Mode II Fracture Toughnesses K_{IIc} . Mixed-Mode Crack Behavior, ASTM STP 1359. p. 74-85. 1999.

ISO 12135. Metallic Materials – Unified Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness. International Organization for Standardization (ISO). 2002.

J. LI. Estimation of the Mixity Parameter of a Plane Strain Elastic-Plastic Crack by using the Associated J-integral. Engineering Fracture Mechanics. v. 61. p. 355-368. 1998.

LAUKKANEN, A., WALLIN, K., AND RINTAMAA, R., Evaluation of the Effects of Mixed Mode I-II Loading on Elastic-Plastic Ductile Fracture of Metallic Materials. Mixed-Mode Crack Behavior, ASTM STP 1359. p. 3-20. 1999.

MA, F., DENG, X., SUTTON, M. A., AND NEWMAN, J. C., JR. A CTOD-Based Mixed-Mode Fracture Criterion. Mixed-Mode Crack Behavior, ASTM STP 1359. P. 86-110. 1999.

M.A. SUTTON ET AL. Development and application of a crack tip opening displacement-based mixed mode fracture criterion. International Journal of Solids and Structures. v. 37.p. 3591-3618. (2000).

NORTON, R. L. Projeto de Máquinas: uma abordagem integrada. 4. ed. Bookman, 2013.

PEREZ, N. Fracture Mechanics. 2 ed. Springer. 2017.

RECHO, N., MA, S., X. B. ZHANG, PIRONDI, A. DALLE DONNE, C. Criteria for Mixed-Mode Fracture Prediction of Ductile Material. Conference ECF 15. 2004.

RODRÍGUEZ, H. Z. Efeito da Tensão Nominal no Tamanho e Forma da Zona Plástica. 2007. 85 p. Dissertação (Engenharia Mecânica) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

TOHGO, K., ISHII, H. Elastic-Plastic Fracture Toughness Test under Mixed Mode Loading. Key Engineering Materials. v. 51-52. p. 307-312. 1991.

ANEXO A

LAUDO TÉCNICO DE COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO MATERIAL



INFORMAÇÕES GERAIS

CLIENTE INTERESSADO: Daniel Nicolau Lima Alves.

SOLICITANTE: Daniel Nicolau Lima Alves.

CONTATO: E-mail: danves@live.com

NATUREZA DO TRABALHO: Análise de Composição Química por Espectrometria por Emissão Óptica (OES).

AMOSTRA: 01 amostra (AM-01).

Nº Ordem de Serviço: 0671/18.

Nº Proposta: 028/18.

Data de recebimento: 26.04.2018. Data de início do ensaio: 26.04.2018. Data de término do ensaio: 27.04.2018.

A – PROCEDIMENTO

Para análise da composição química do material entregue pelo cliente foi utilizada a técnica de análise química quantitativa por Espectrometria por Emissão Óptica (OES), por meio do equipamento PDA-7000 de marca Shimadzu.



AM-01



Figure 01. Amostra fornecida para análise.

Os resultados apresentados neste documento têm significação restrita e se aplicam ao espécime ensaiado.
Os resultados deste documento não podem ser usados para fins promocionais.
A reprodução deste documento só poderá ser feita integralmente, sem nenhuma alteração.

2

Figura A.1 - Laudo de composição química página 1.

RELATÓRIO DE ANÁLISE Nº 00.024/18-LABEMAT

B - RESULTADO

A Tabela 01 a seguir apresenta o resultado da análise química da amostra em estudo. De acordo com a composição química do material analisado, pode-se dizer que o mesmo assemelha-se ao aço AISI 8630.

Tabela 01 - Resultado da análise química da amostra (AM-01) e os valores encontrados para o aço AISI 8630.

Material	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Fe
AM-01	0,32	0,31	0,81	0,007	0,005	0,79	0,69	0,34	0,05	Bal.
AISI 8630	0,27-0,33	0,15-0,30	0,65-0,95	≤ 0,035	< 0,040	0,35-0,75	0,35-0,65	0,15-0,25	-	Bal.

Natal, 04 de maio de 2018.



Cláudio Fernandes da Silva
 Responsável Técnico
 CREA - 210074266-3



Kerson Carlos Lima dos Santos
 Técnico Executor

Figura A.2 - Laudo de composição química página 2.

ANEXO B

CURVAS ORIGINAIS DOS ENSAIOS DE MECÂNICA DA FRATURA POR CORPO DE PROVA

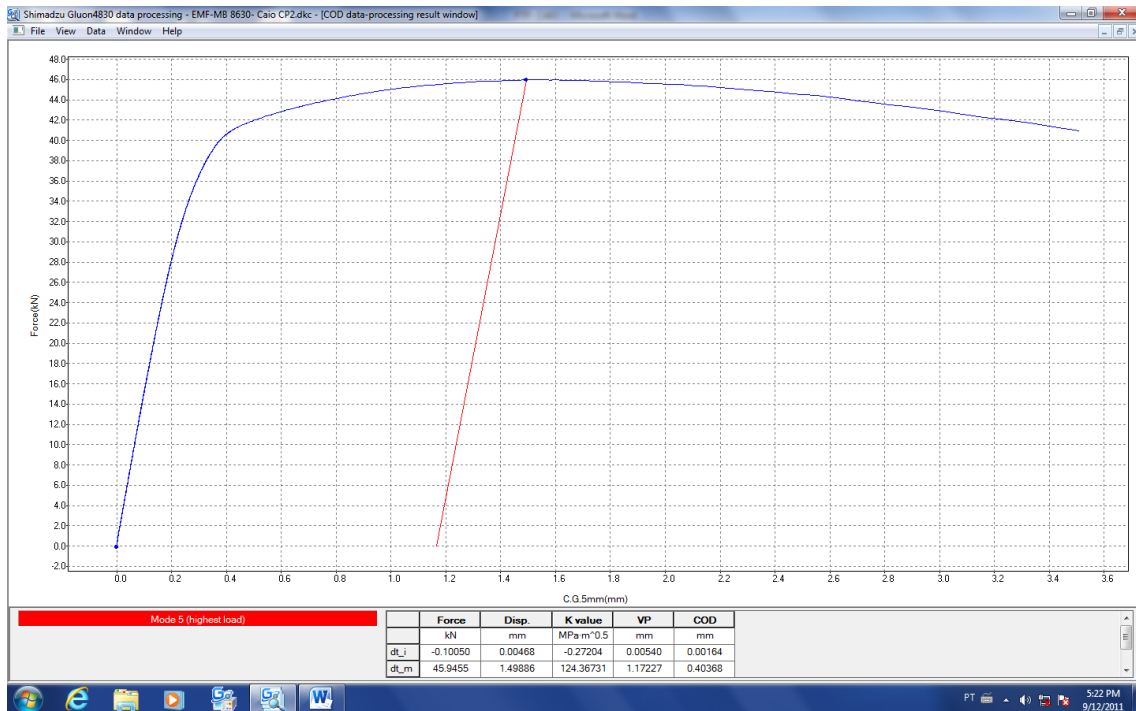


Figura B.1 - Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP2-3P.

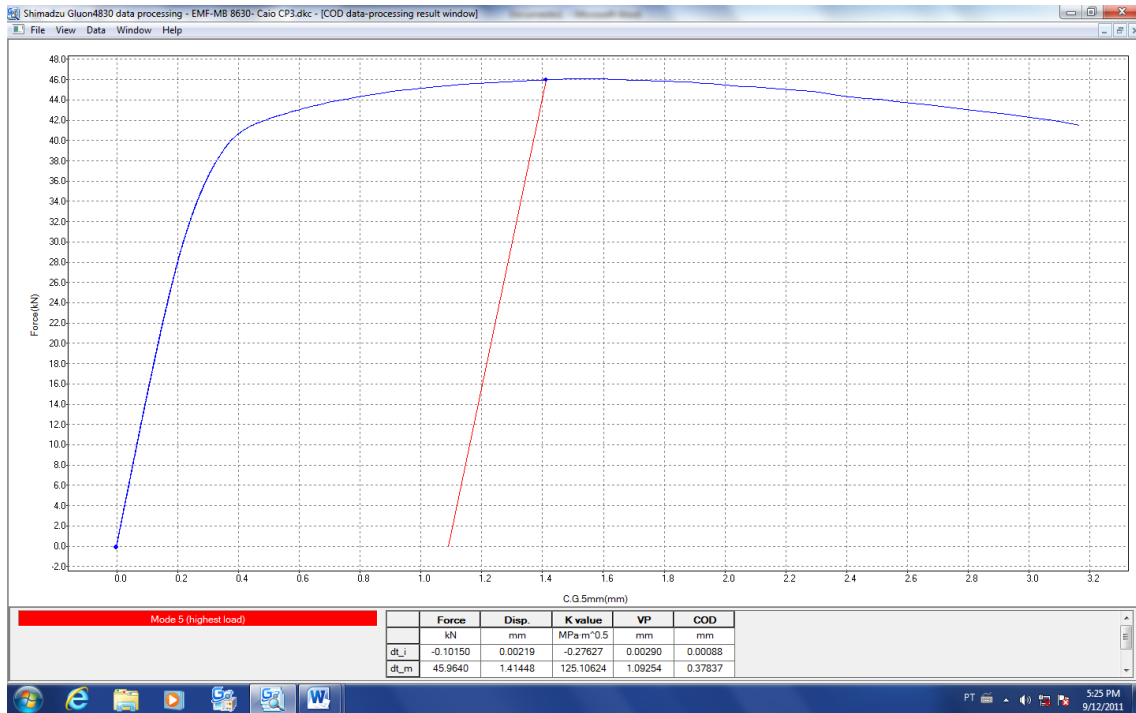


Figura B.2 - Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP3-3P.

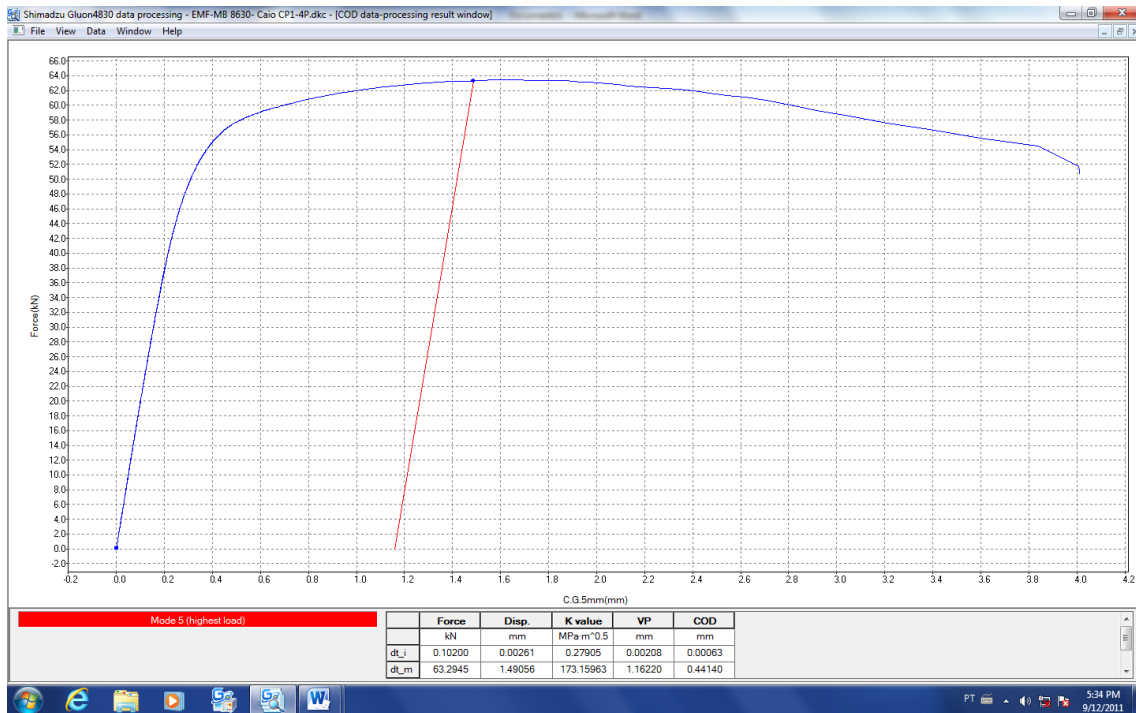


Figura B.3 - Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP1-4P.

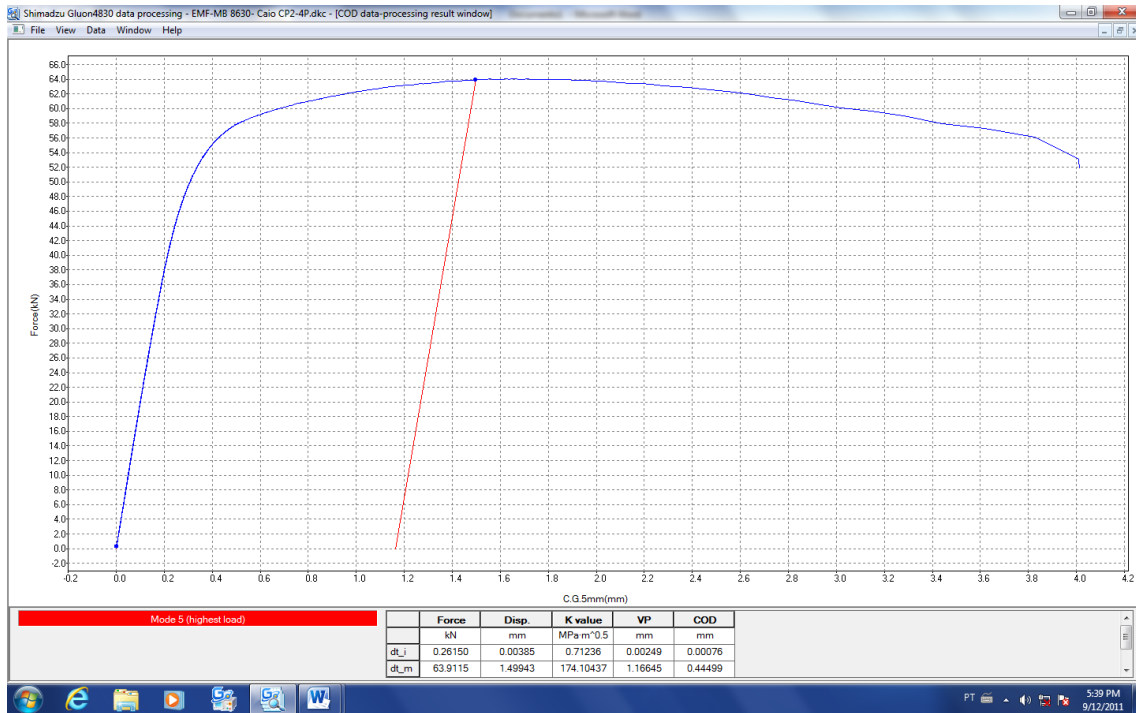


Figura B. 4 - Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP2-4P.

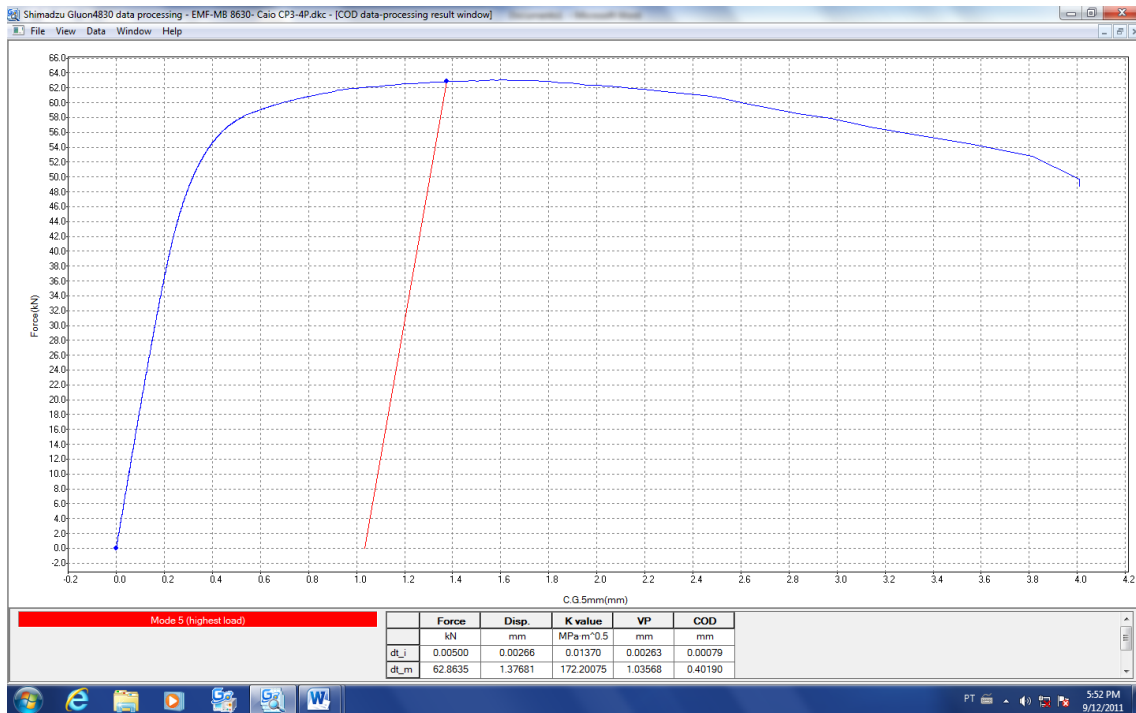


Figura B.5 - Curva do ensaio de Mecânica da Fratura correspondente ao CP3-4P.