

-Aldo Olcese Rodriguez-
Oficial da Marinha do Peru

**CONSIDERAÇÕES SOBRE OS ENSAIOS
ELASTO-PLASTICOS DA FRATURA:
ESTUDO DA PROBLEMATICA E METODOS ALTERNATIVOS**

**Dissertação apresentada
à Escola Politécnica da
Universidade de São
Paulo para a obtenção
do título de Mestre**

**Orientador : Prof. Dr. Gerson Machado, Depto.
Engenharia Naval**

**CONSULTA
FD-938**

**SÃO PAULO
1988**

AGRADECIMENTOS

A todos os amigos do Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, pelo apoio prestado durante a minha permanência no Brasil, fazendo possível a apresentação deste trabalho.

Aos colegas do Escritório Técnico de Construção Naval, que me apoiaram em todo momento, fazendo-me sentir como em minha própria Instituição.

Ao Prof. Dr. Gerson Machado, pelo seu valioso apoio como orientador e amigo.

Ao Engenheiro Hyong Jun Choi, do Laboratório de Metalurgia do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo, sem o qual a pesquisa não se realizaria.

A minha amiga Neusa Alonso, pela sua valiosa colaboração e grande apoio recebido no decorrer do presente trabalho.

R E S U M O

Este trabalho descreve a problemática envolvida na execução dos ensaios elasto-plásticos de Mecânica da Fratura tais como a INTEGRAL-J e a o Deslocamento de Abertura da Ponta da Trinca (CTOD) e discute também alguns aspectos importantes das técnicas alternativas desenvolvidas para a determinação das propriedades de fratura dos materiais.

Após uma breve introdução, onde expõe-se de modo genérico o problema da fratura, faz-se referência aos estudos desenvolvidos nesta área, no Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. A seguir, aborda-se o estado da arte dos parâmetros elasto-plásticos de fratura, a saber: i) a INTEGRAL-J e ii) o CTOD. Igualmente, tenta-se estabelecer os problemas que são fonte de erro na determinação destes parâmetros da fratura, durante a execução dos ensaios.

Tendo em conta as restrições dos recursos materiais e econômicos, programou-se uma série de ensaios que permitiram a determinação simultânea da INTEGRAL-J e CTOD críticos através do uso das normas e dos métodos alternativos existentes.

Igualmente, verificou-se o efeito da mudança na geometria dos corpos-de-prova, sobre os parâmetros da fratura. Fez-se uma avaliação, através de técnicas de

v

fractografia, da linha de arredondamento da ponta da trinca (blunting line) indicada pela norma ASTM-B13-B1, observando-se a sua inadequabilidade para o material usado nestas experiências. Também, foram obtidas curvas que permitiram a verificação da mudança do valor do fator plástico de rotação empregado na fórmula que a norma BS-5762 indica para a determinação do CTOD. Através do microscópio eletrônico de varredura, verificou-se o processo de arredondamento que sofre a ponta da trinca durante o fase inicial da deformação plástica do corpo-de-prova.

Finalmente, determinou-se a curva-R em termos da INTEGRAL-J e CTOD, possibilitando-se fazer uma comparação dos valores críticos obtidos com o uso da norma e os das técnicas alternativas estudadas. Também, foi calculado o valor do fator "m" que relaciona estes parâmetros da fratura.

A B S T R A C T

This work deals with the problematic involved in the execution of Elastic-Plastic Fracture Mechanics tests like J-Integral and Crack Opening Displacement (CTOD) and it also discusses some aspects of alternatives procedures which have been developed to determine fracture mechanics properties (FMP) of metallic materials.

After a brief introduction, this work focusses and comments the most important aspects of some fracture mechanics studies that were developed at the Naval Department of Polytechnic School from São Paulo University (EPUSP). Then, a review on basic concepts of J-Integral and CTOD was made in order to establish a problematic which involves the determination of FMP, using standard procedures like ASTM-B13-B1 and BS-5762.

Finally, several tests were programed in the HY-80 steel to verify aspects such as ; i) effects of geometry specimens change in the FMP; ii) viability of the use of alternative formulations and new procedures to determine R-Curves; iii) study of blunting process of crack tip; iv) study of "m" fracture mechanics parameter and; v) study of plastic rotational factor, r_p , used by the British Standard 5762.

-INDICE GERAL-

CAPITULO I

INTRODUÇÃO

1.1	ASPECTOS GERAIS.....	1.1
1.2	ESCOPO DO TRABALHO.....	1.4

CAPITULO II

ESTADO DA ARTE DOS PARAMETROS ELASTO-PLASTICOS DA
FRATURA

2.1	INTRODUÇÃO.....	2.1
2.2	A INTEGRAL-J.....	2.1
2.2.1	Derivação da INTEGRAL-J.....	2.1
2.2.2	Considerações Iniciais do Ensaio da INTEGRAL-J.....	2.6
2.2.3	Método experimental para a determinação do JIC.....	2.8
2.2.4	Problemática do Ensaio de JIC.....	2.12
2.2.4.1	A linha de arredondamento da ponta da trinca.....	2.12
2.2.4.2	A superestimação do valor da INTEGRAL-J.....	2.15

2.2.4.3	Erros na determinação do deslocamento do ponto de aplicação da carga.....	2.19
2.2.5	Métodos experimentais alternativos.....	2.19
2.2.5.1	Método do descarregamento parcial (Unloading Compliance Method).....	2.20
2.2.5.2	Método do Ultra-som.....	2.21
2.2.5.3	O método da zona de intensa deformação plástica (Stretch-Zone Method).....	2.21
2.3	O DESLOCAMENTO DA ABERTURA NA PONTA DA TRINCA	
	CTOD.....	2.22
2.3.1	Considerações iniciais do ensaio do CTOD.....	2.22
2.3.2	Definição física do CTOD.....	2.23
2.3.3	Derivação do CTOD.....	2.24
2.3.4	Método experimental na determinação do CTOD.....	2.26
2.3.5	Problemática do ensaio do CTOD.....	2.29
2.3.5.1	O fator plástico de rotação r_p	2.29
2.3.5.2	A dispersão dos resultados.....	2.31
2.3.6	Métodos alternativos.....	2.34
2.3.6.1	O método da infiltração.....	2.34
2.3.6.2	Métodos alternativos no cálculo da componente elástica do CTOD.....	2.35
2.3.6.3	Método do duplo clip-gauge.....	2.36
2.3.6.4	Método do ponto da aplicação da carga.....	2.37

2.4	RELAÇÃO ENTRE O CTOD E A INTEGRAL-J.....	2.38
-----	--	------

CAPÍTULO III

CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL, DETALHES EXPERIMENTAIS E RESULTADOS

3.1	CONSIDERAÇÕES GERAIS.....	3.1
3.2	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL.....	3.2
3.2.1	Análise química.....	3.2
3.2.2	Ensaaios mecânicos.....	3.2
3.3	PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	3.4
3.3.1	Os ensaios padronizados da INTEGRAL-J e o CTOD.....	3.4
3.3.2	O método do duplo clip-gauge.....	3.10
3.3.3	O método da determinação da linha experimental de arredondamento da ponta da trinca	3.10
3.3.4	O método do descarregamento parcial.....	3.14
3.3.5	O método fractográfico na determinação de JIC e o CTOD de iniciação.....	3.18
3.3.6	O método da infiltração.....	3.22
3.3.7	Avaliação do efeito mudança de geometria corpos-de-prova nas proprie- dades da fratura.....	3.24
3.4	RESULTADOS.....	3.26
3.4.1	A INTEGRAL-J e o CTOD.....	3.26
3.4.2	O método do duplo clip-gauge.....	3.29

3.4.3 Determinação da linha experimental de arredondamento da ponta da trinca.....3.36

3.4.4 O método do descarregamento parcial.....3.36

3.4.5 O método fractográfico na determinação de JIC e o CTOD de iniciação.....3.36

3.4.6 O método da infiltração.....3.50

3.4.7 Avaliação do efeito da mudança da geometria nos corpos-de-prova nas propriedades da fratura.....3.50

3.4.8 Valor do parâmetro "m" na relação da INTEGRAL-J e o CTOD.....3.50

CAPITULO IV

ANALISE DOS RESULTADOS

4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....4.1

4.2 OS ENSAIOS PADRONIZADOS DA INTEGRAL-J E O CTOD...4.1

4.2.1 A INTEGRAL-J.....4.1

4.2.2 O CTOD.....4.5

4.2.3 O método do duplo clip-gauge.....4.7

4.2.4 Determinação da linha experimental de arredondamento da ponta da trinca.....4.8

4.2.5 O método do "compliance".....4.10

4.2.6 O método da fractografia na determinação de JIC e o CTOD crítico.....4.10

4.2.7 A avaliação do efeito da mudança da geometria nos corpos-de-prova.....4.12

4.2.8 Relação entre a INTEGRAL-J e o CTOD.....4.12

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

5.1 CONCLUSÕES FINAIS.....5.1

5.2 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS.....5.5

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....Ref.1

-INDICE DAS FIGURAS-

CAPITULO I

Figura 1.1 Esquema da sequencia do estudo1.6

CAPITULO II

Figura 2.1 Caminho fechado de integração
ao redor de uma trinca2.2

Figura 2.2 Ilustração da zona de intensa
deformação plástica previa a
fratura (stretch-zone) para um
corpo-de-prova quebrado em duas
partes2.12

Figura 2.3 Modelo da formação da "stretch
zone". Os planos de escorrega-
mento estão a 45 graus da
frente da trinca2.14

Figura 2.4 Esquema que mostra o erro na
medição do "J" causada pelo cres-
cimento da trinca e a deforma-
ção plástica2.16

Figura 2.5 Ilustração esquemática da curva-R
em termos do "J". Note-se a
diferença causada pela super-
estimação da área abaixo a cur-
va do ensaio2.17

Figura 2.6 Modelo de DUGDALE2.25

Figura 2.7 Exemplos de registros de curvas
para o ensaio do CTOD2.28

CAPITULO III

- Figura 3.1 Geometria dos corpos-de-prova empregados nos ensaios3.5
- Figura 3.2 Vista de um corpo-de-prova com dois clip-gauges instalados3.8
- Figura 3.3 (a) Técnica usada para a medição da "stretch-zone" (b) vista de uma micrografia mostrando esta característica3.12
- Figura 3.4 (a) Padrão de verificação empregado. (b) Vista do padrão pelo microscópio eletrônico de varredura3.13
- Figura 3.5 Curva de ensaio obtida pelo método do "compliance"3.17
- Figura 3.6 Ilustração esquemática da forma como foram colocadas as amostras no microscópio eletrônico de varredura3.20
- Figura 3.7 Imagem obtida da zona de fratura com o microscópio eletrônico de varredura3.21
- Figura 3.8 Corpos-de-prova com trinca superficial usados nos ensaios3.23
- Figura 3.9 Curva-R obtida com os dados fornecidos pela referência (56).....3.27
- Figura 3.10 Curva-R da INTEGRAL-J obtida no presente estudo3.28
- Figura 3.11 Comparação das curvas-R para a INTEGRAL-J3.30

- Figura 3.12 Curva-R do CTOD obtida segundo o estudo da referência (56)3.33
- Figura 3.13 Curva-R obtida no presente estudo em termos do CTOD3.34
- Figura 3.14 Comparação das curva-R para o CTOD3.35
- Figura 3.15 Comportamento do fator plástico de rotação r_p durante ensaio3.37
- Figura 3.16 Valor do deslocamento do ponto de aplicação da carga obtida com método do duplo clip-gauge3.38
- Figura 3.17 Comparação da linha "blunting" experimental obtida neste estudo e a que propõe a norma ASTM-B13-B13.42
- Figura 3.18 Variação do valor do "compliance" em função aos descarregamentos parciais aplicados.....3.43
- Figura 3.19 Determinação do JIC através do método do "compliance".....3.44
- Figura 3.20 Determinação do CTOD crítico com o método do "compliance".....3.45
- Figura 3.21 Micrografia que apresenta o processo de arredondamento da ponta da trinca3.46
- Figura 3.22 Vista auxiliar do processo de arredondamento da ponta da trinca.....3.47
- Figura 3.23 Determinação do JIC através da "stretch-zone" crítica e a nova linha de arredondamento.....3.49

- Figura 3.24 Comparação das curvas-R para trincas profundas e superficiais em termos da INTEGRAL-J3.51
- Figura 3.25 Comparação das curvas-R para trincas profundas e superficiais em termos do CTOD3.52
- Figura 3.26 Valor do parâmetro "m" para as geometrias estudadas3.53

CAPITULO IV

- Figura 4.1 Curva-R levantada com todos os pontos experimentais4.4

-ÍNDICE DE TABELAS-

CAPÍTULO III

Tabela 3.1	Resultados da análise química no aço HY-80	3.3
Tabela 3.2	Resultados dos ensaios de tração no aço HY-80	3.6
Tabela 3.3	Resultados dos ensaios Charpy no aço HY-80	3.6
Tabela 3.4	Resumo dos valores da INTEGRAL-J calculados com as formulações alternativas	3.31
Tabela 3.5	Resumo dos valores do CTOD cal- culados a partir das fórmulas alternativas	3.32
Tabela 3.6	Valores das medidas experimentais da "stretch-zone" na determina- ção da nova linha de arredondamento.....	3.39
Tabela 3.7	Resultados obtidos com o uso da técnica do descarregamento parcial.....	3.40
Tabela 3.8	Valores encontrados da "stretch zone" na determinação das carac- terísticas críticas de fratura	3.41

-CAPITULO I-

INTRODUÇÃO

1.1 ASPECTOS GERAIS

Uma das ciências que têm despertado muito interesse e estudo, desde sua introdução, é a chamada Mecânica da Fratura. Desde sua aparição no período de 1947-1960, a Mecânica da Fratura têm evoluído em complexidade e em escopo.

Inicialmente, no campo de sua aplicação tecnológica, o tratamento da Mecânica da Fratura foi efetuado em termos mais qualitativos do que quantitativos. O desenvolvimento de métodos de laboratórios que pudessem determinar a tenacidade crítica num material, expressada em unidades de energia sobre uma temperatura de interesse era o primeiro passo na evolução desta Ciência. PELLINI (1), pode ser considerado como pioneiro na criação destas técnicas. O tipo de fratura estudado por PELLINI foi basicamente a fratura FRAGIL. Entende-se por fratura FRAGIL ou INSTAVEL, ao fenômeno que acontece na presença de um concentrador de tensões e sem necessidade de aumentar o nível de sollicitação. ROLFE e BARSON (2) fazem uma excelente exposição do histórico das fraturas frágeis ocorridas em estruturas de grande porte.

O progresso dentro da Mecânica da Fratura tem acompanhado de forma paralela o progresso tecnológico da Engenharia, em especial o desenvolvimento dos materiais e dos processos de fabricação. Exemplo disto, foi a introdução da soldagem na construção de estruturas. Neste caso, foi à Mecânica da Fratura responsável por descobrir que pequenos defeitos produzidos durante a soldagem, poderiam iniciar trincas mais severas, e posteriormente, a fratura. Verificou-se que, o controle destes defeitos era acompanhado de uma melhor performance da estrutura. Este aspecto pode ser ilustrado mencionando o caso da fabricação de 2.500 navios tipo LIBERTY durante a II Guerra Mundial. Nesta oportunidade 145 navios fraturaram em duas partes e quase 700 unidades sofreram falhas sérias.

Posteriormente, superados os problemas mencionados no parágrafo anterior, surgiram os materiais de alta resistência necessários para a fabricação das estruturas da nova geração. A nova dificuldade era o compromisso existente entre a tenacidade e a alta resistência requerida. Nesta fase de aprimoramento tecnológico, dentro da Mecânica da Fratura tentava-se desenvolver uma técnica que relacione quantitativamente o tamanho do defeito, o nível de tensões aplicado e uma característica crítica de fratura do material. E assim, surgiu o FATOR CRÍTICO DE INTENSIFICAÇÃO DE TENSÕES, K_{IC}. A criação deste novo conceito permitiu a determinação do nível crítico de tensões na ponta da trinca, através da chamada Mecânica da Fratura Linear Elástica,

teoria que é aplicável somente nos materiais que sofrem pequenas deformações plásticas.

Com o aperfeiçoamento dos processos metalúrgicos possibilitou-se a produção de materiais de melhor qualidade, os quais, possuíam características desejáveis tais como, alta resistência, alta tenacidade e baixa densidade. Estes tipos de materiais, apresentavam uma fratura com grandes deformações plásticas, sendo que para este caso, a Mecânica da Fratura Linear Elástica não era mais aplicável.

Para contornar este problema no ano de 1961 WELLS (3) baseado nos estudos feitos por DUGDALE (4), propôs um novo conceito que caracterizava o comportamento do material nas vizinhanças da ponta da trinca. Esta propriedade é definida pela abertura das faces extremas da trinca no momento em que a fratura ocorria. Este parâmetro foi chamado inicialmente de DESLOCAMENTO DA ABERTURA DA TRINCA (COD-CRACK OPENING DISPLACEMENT). Posteriormente, para identificar a posição do deslocamento, foi re-designado como DESLOCAMENTO DE ABERTURA NA PONTA DA TRINCA (CTOD). Igualmente RICE (5), em 1968 estabeleceu o conceito da INTEGRAL-J, que é fundamentado na verificação numérica da existência de uma integral de linha invariável, mantidas as condições geométricas da trinca e as de carregamento. Este conceito no campo elástico relaciona-se com o fator de intensificação de tensões sendo também uma útil e única ferramenta matemática no campo elasto-plástico. Atualmente, estes dois últimos critérios são usados na determinação das características de fratura dos materiais.

1.2 ESCOPO DO TRABALHO

No decorrer de um programa de pesquisas conduzido no Departamento de Engenharia Naval da EPUSP, para a Marinha do Brasil, foi realizado um estudo abrangente referente a caracterização mecânica e metalúrgica de um aço liga temperado e revenido. Como parte deste programa levou-se a cabo uma pesquisa referente ao emprego de ensaios de Engenharia na avaliação deste aço e suas juntas soldadas (6).

Posteriormente, à luz dos resultados obtidos, efetuou-se um levantamento bibliográfico dos parâmetros de fratura que são empregados no campo elasto-plástico, isto é, a INTEGRAL-J (7) e o DESLOCAMENTO DA ABERTURA NA PONTA DA TRINCA-CTOD (8). As supracitadas revisões, deixaram claro que a aplicação destes conceitos no projeto não é uma tarefa fácil. Recentemente, no Departamento de Engenharia Naval da EPUSP foi publicado um estudo referente à aplicação de uma metodologia de análise de fratura em estruturas metálicas cilíndricas (9).

De uma forma geral, estes trabalhos visavam obter um maior conhecimento dos parâmetros de fratura e sua aplicabilidade no projeto, abrangendo-se de modo superficial a metodologia existente na determinação das propriedades respectivas e a problemática na execução dos ensaios.

O objetivo principal deste estudo será:

(i) apresentar a problemática para a execução dos ensaios de Mecânica da Fratura empregando técnicas consagradas mundialmente (10), (11);

(ii) revisar os métodos alternativos na determinação das características críticas da INTEGRAL-J e o DESLOCAMENTO DA ABERTURA NA PONTA DA TRINCA (CTOD) e

(iii) propor uma metodologia prática para executar os ensaios de Mecânica da Fratura tendo em vista os equipamentos disponíveis na USP.

Para dar continuidade aos trabalhos experimentais realizados anteriormente, o material empregado foi o aço liga temperado e revenido HY-80. A figura 1.1 apresenta de forma esquemática a sequência desenvolvida neste estudo.

Após a breve introdução feita neste capítulo, o capítulo II aborda o "estado-da-arte" dos parâmetros elasto-plásticos de fratura: são revisadas as definições da INTEGRAL-J e do CTOD, assim como suas interpretações físicas, procedimento experimental existente e sua problemática. Ainda neste capítulo é feita uma exposição dos métodos alternativos e suas características. A seguir o capítulo III apresenta o modelo experimental proposto e os resultados obtidos. No capítulo IV faz-se a análise e discussão destes resultados e finalmente no capítulo V são apresentadas as conclusões deste trabalho, assim como, recomendações para estudos futuros.

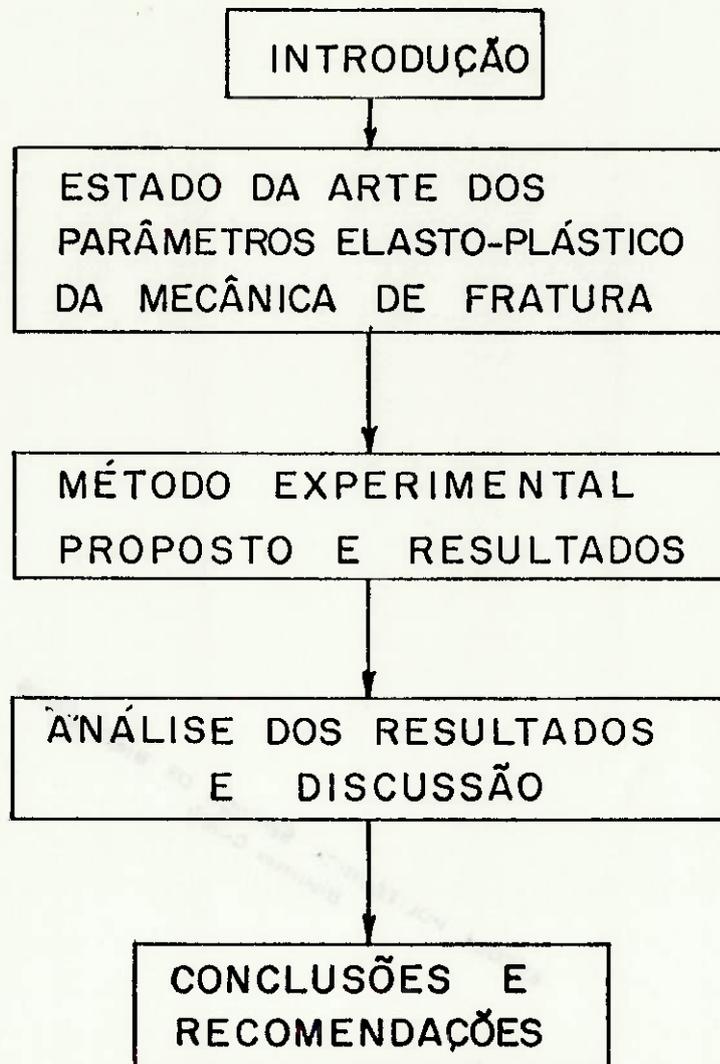


Figura 1.1 Esquema da sequência do estudo.

-CAPITULO II-

ESTADO DA ARTE DOS PARAMETROS ELASTO-PLASTICOS DA FRATURA

2.1 INTRODUÇÃO

Conforme indicado, na presença de uma considerável deformação plástica, o DESLOCAMENTO DA ABERTURA NA PONTA DA TRINCA e a INTEGRAL-J são empregados na caracterização da fratura. Neste capítulo serão discutidos alguns dos aspectos que ajudam na compreensão destes parâmetros e a metodologia dos ensaios padronizados, para assim expor a problemática nestes envolvida.

2.2 A INTEGRAL-J

2.2.1 Derivação da INTEGRAL-J

A INTEGRAL-J proposta por RICE (5), é um método de caracterização do campo de tensões e deformações nas vizinhanças da ponta da trinca, através de um caminho fechado de integração, sendo que o valor desta integral é independente do caminho adotado. A figura 2.1 apresenta esquematicamente este aspecto. Desse modo, a característica

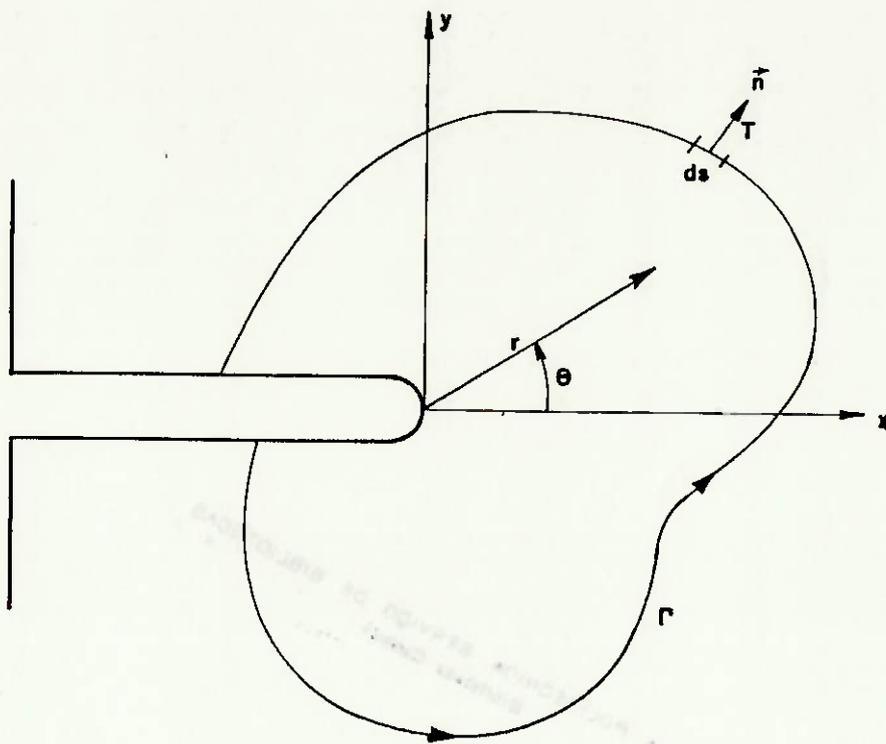


Figura 2.1 Caminho fechado de integração ao redor de uma trinca.

de fratura de uma trinca ficará estabelecida quando é conhecido o campo crítico de tensões, isto é, o valor de J_{IC} .

A definição desta integral é dada pela seguinte expressão:

$$J = \int_{\Gamma} W \cdot dy + \vec{T} \cdot \left(\frac{\partial \vec{u}}{\partial x} \right) \cdot ds \quad (2.1)$$

onde:

Γ ...Contorno ao redor da trinca no sentido anti-horário.

W ...Energia de deformação armazenada num elemento genérico (x, y) , do instante inicial até um instante final. Esta energia define-se como:

$$W(\epsilon) = \int_0^{\epsilon} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} = \sigma_{11} \epsilon_{11} + \sigma_{22} \epsilon_{22} + \sigma_{33} \epsilon_{33} + \sigma_{12} \epsilon_{12} + \dots \quad (2.2)$$

\vec{T} ...Vetor de Tração externa sobre o contorno Γ , definido como:

$$T_i = \sigma_{ij} n_{ij} = \sigma_{11} n_{11} + \sigma_{22} n_{22} + \sigma_{33} n_{33} + \sigma_{12} n_{12} + \dots \quad (2.3)$$

\vec{u} ...Vetor de deslocamento, também definido como:

$$T_i \cdot \left(\frac{\partial u_i}{\partial x} \right) = T_1 \cdot \left(\frac{\partial u_1}{\partial x} \right) + T_2 \cdot \left(\frac{\partial u_2}{\partial x} \right) + \dots \quad (2.4)$$

s ...Comprimento de arco sobre o contorno Γ .

Como pode ser observado a INTEGRAL-J é uma quantidade que pode ser expressa em unidades de energia. Deve-se ressaltar que os dois termos da equação (2.1) possuem este

tipo de unidade. RICE (5), demonstrou que a INTEGRAL-J definida por um caminho fechado de integração ao redor da trinca, era igual a mudança de energia potencial quando a trinca de comprimento a tinha um acréscimo de da . Isto pode ser definido pela seguinte expressão:

$$J = - dU / da \quad (2.5)$$

onde o termo U é energia potencial.

O motivo do sinal negativo é que existe uma liberação de energia potencial armazenada no corpo que contém a trinca " a ", possibilitando um acréscimo de " da ". Esta definição no campo elástico fica estabelecida por " G " que é a chamada Taxa de Liberação de Energia. A sua expressão é a seguinte:

$$G = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a}{E} \quad (2.6)$$

onde:

σ ...Tensão aplicada

a ...Comprimento da trinca

E ...Módulo de Elasticidade

Deste modo será válido interpretar que no trecho de comportamento elástico da curva tensão-deformação a INTEGRAL-J esta relacionada com a Taxa de Liberação de Energia da seguinte forma:

$$G = J = \frac{K^2}{E} \quad (2.7)$$

A norma da INTEGRAL-J, propõe o emprego desta relação na determinação do K_{Ic} , a qual transforma seu uso muito atrativo.

Fazendo-se uma análise do exposto até aqui, pode-se considerar a definição deste parâmetro sobre dois aspectos:

(i) como uma integral de linha independente do caminho adotado (expressão 2.1) e

(ii) como a taxa de liberação de energia para o crescimento da trinca (expressão 2.5).

Estes dois conceitos são interessantes pois permitem uma ligação entre modelos computacionais desenvolvidos a partir da primeira definição e os ensaios de laboratório que se baseiam na segunda. Por outro lado, a compatibilidade entre ambos os conceitos ficará restrita para os materiais de comportamento elástico ou elástico não-linear gerando-se, deste modo, a principal incerteza do uso deste parâmetro. Não obstante, para carregamentos monotônicos, quando na ausência de crescimento da trinca, valores obtidos com modelos de elementos finitos indicam que a INTEGRAL-J é independente ao longo de vários caminhos adotados fora da zona de intensa deformação plástica da ponta da trinca.

Mesmo assim, na presença do crescimento da trinca a situação é novamente complicada, uma vez que o material atrás da ponta, sofre um relaxamento. Em vista deste problema restrições com seu crescimento impõem-se no ensaio.

2.2.2 Considerações iniciais sobre o ensaio da INTEGRAL-J

Atualmente, existe um procedimento padronizado na determinação da INTEGRAL-J crítica (10). Este ensaio considera a deformação plástica do ligamento não arrebitado do corpo-de-prova. A deflexão total a que este é submetido durante o ensaio, possuirá duas componentes, uma elástica e outra plástica:

$$\psi_{tot.} = \psi_{elas.} + \psi_{plas.} \quad (2.8)$$

A componente elástica será pequena em comparação da plástica devido a rápida deformação do ligamento não arrebitado "b". Esta componente é função do momento aplicado, da espessura do corpo-de-prova, do comprimento do ligamento, e das propriedades do material, resultando em:

$$\psi_{total} \approx \psi_{plastic} = f \left[\frac{M}{B \cdot b^2 \cdot \sigma_o}, \frac{\sigma_o}{E} \cdot n \right] \quad (2.9)$$

onde:

- M...Momento aplicado.
- B...Espessura do corpo-de-prova.
- b...Ligamento não arrebitado, (W - a).
- σ_o ...Tensão efetiva de escoamento, $(\sigma_y + \sigma_u) / 2$.
- σ_y ...Tensão de escoamento.
- σ_u ...Tensão de ruptura.
- E...Módulo de Elasticidade.
- n...Fator de encruamento.

O momento "M" é dado pela seguinte expressão:

$$M = B \cdot b^2 \cdot \sigma_o \cdot h \left[\psi_{\text{plast.}} \frac{\sigma_o}{E} \cdot n \right] \quad (2.10)$$

onde "h" é uma constante. Note-se que na equação (2.10) foi utilizada a tensão efetiva de escoamento por se considerar o ligamento "b" completamente deformado. A carga "P" aplicada no ensaio é definida pela seguinte expressão:

$$P = \frac{B}{L} \cdot b^2 \cdot \sigma_o \cdot h \quad (2.11)$$

onde "L" é a distância dos apoios do corpo-de-prova à linha de ação da força. A expressão (2.5), pode ser reescrita em várias formas, mas a mais conveniente para a presente dedução é:

$$J = - \int_0^P \left(\frac{\partial P}{\partial a} \right)_v \cdot dv \quad (2.12)$$

onde o subscrito "v" na derivada parcial significa deformação constante.

Derivando a expressão (2.11) em relação a "b", temos:

$$\frac{\partial P}{\partial b} = \frac{B \cdot b^2}{L \cdot b} \cdot 2\sigma_o \cdot h \quad (2.13)$$

Deve-se salientar que $\partial a = -\partial b$, isto é, quando a trinca cresce o ligamento decresce. Substituindo (2.13) e (2.11) em (2.12):

$$J = \frac{2}{b} \cdot \int_0^P P \cdot dv \quad (2.14)$$

A integral da equação (2.14) é a área total abaixo da curva carga-deslocamento, que dividida pela espessura, finalmente fornece:

$$J = - \frac{2 \cdot A}{b \cdot B} \quad (2.15)$$

Esta expressão é a empregada pela norma na determinação da INTEGRAL-J no ensaio. Deve-se indicar que o uso desta fórmula é restringida a corpos-de-prova que possuem pre-trinca profunda por razões que mais adiante serão explicadas. A seguir expõe-se o método utilizado na determinação do valor crítico de INTEGRAL-J.

2.2.3 Método experimental para a determinação do JIC

Baseados em sua experiência LANDES E BEGLEY (12) recomendaram pela primeira vez o seguinte procedimento para a determinação do valor crítico da INTEGRAL-J:

(i) corpos-de-prova: o ensaio pode ser executado com 2 tipos de corpo-de-prova : de flexão com 3 ou 4 apoios (SENB) ou do tipo modificado de tração (CTS). A profundidade da trinca deverá encontrar-se na faixa de 0.5W e 0.75W, onde "W" é a largura total do corpo-de-prova. A carga empregada no pre-trincado (por fadiga) deverá obedecer a seguinte relação:

$$P_L = \left[\frac{4}{3} \right] \cdot \left[\frac{B \cdot b^2 \cdot \sigma_o}{4 \cdot W} \right] \quad (2.16)$$

Esta restrição é imposta com a finalidade de não alterar as propriedades do material na ponta da trinca. São requeridos no mínimo cinco corpos-de-prova para este ensaio;

(ii) dispositivos empregados: os dispositivos de fixação no corpo-de-prova tipo CTS, deverão ser projetados tal que a atrito seja desprezível. No caso do corpo-de-prova em flexão os dispositivos deverão ter uma rotação quase mínima sobre a superfície do mesmo. Recomenda-se que estes dispositivos possuam uma dureza de 40 Rockwell C;

(iii) procedimento do ensaio: o objetivo do ensaio será identificar o início do crescimento estável da trinca. Cada corpo-de-prova é carregado em deslocamentos diferentes devendo-se após o ensaio, marcar o crescimento estável da trinca (tinta quente é um método simples para marcar aços). Após isto, o corpo-de-prova deverá ser quebrado a baixa temperatura, para assim garantir a diferença das superfícies fraturadas. A extensão da trinca terá que ser medida desde o começo da trinca de fadiga até o fim da marca deixada pela tinta;

(iv) análise dos resultados: calcula-se o valor da INTEGRAL-J empregando a expressão (2.15). "A" é a área que considera deslocamentos elásticos e plásticos da curva resultante do ensaio. Com o valor da INTEGRAL-J traça-se uma curva de regressão "J" versus " Δa ". A seguir plota-se a reta que obedece a seguinte expressão:

$$J = 2 \cdot \sigma_0 \cdot \Delta a \quad (2.17)$$

O ponto de interseção destas duas retas fornece o valor de J_0 ;

(v) análise das dimensões do corpo-de-prova: com J_0 calcula-se o valor da relação J_0/σ_0 e compara-se com as dimensões do corpo-de-prova da seguinte maneira:

$$\alpha = \frac{(a_0, B, \text{ ou } b)}{J_0 / \sigma_0} \quad (2.18)$$

O valor de alfa deverá ser maior do que 25 para que J_0 seja considerado como o valor crítico da INTEGRAL-J.

Como visto, existem restrições que limitam o crescimento da trinca nos corpos-de-prova como as características geométricas nestes. O critério geométrico para os corpos-de-prova, (equação 2.18), foi baseado em dados experimentais desenvolvidos por LANDES e BEGLEY (12), que ensaiando no aço A533B indicavam que o valor de alfa igual a 25 era apropriado para este tipo de material. As condições geométricas são cumpridas no ensaio basicamente para garantir o estado plano de deformações na ponta da trinca. Esta consideração é fundamental que seja obedecida de modo que a base matemática da INTEGRAL-J seja satisfeita (13). Além disso, o cumprimento desta restrição geométrica será sinal de independência com relação ao valor de J_{IC} .

Também é preciso lembrar que estas restrições têm sido desenvolvidas para crescimento estável de trinca (fratura por coalescência de microcavidades). Outras restrições geométricas deverão ser aplicadas para mecanismos diferentes

de crescimento de trinca tal como clivagem ou fratura intergranular (58).

Com referência a limitação do crescimento da trinca, tem-se definido que localizando os pontos da curva-R entre duas linhas paralelas traçadas a partir de $a = 0.15\text{mm}$ e $a = 1.5\text{mm}$, estar-se-á também restringindo o crescimento da trinca para 6% do ligamento "b", o que garante a validade do emprego desse corpo-de-prova, para o traçado da curva de regressão.

A reta chamada de linha de arredondamento da ponta da trinca (blunting line-BL) (equação 2.17) foi desenvolvida por LANDES e BEGLEY (12) que observaram que o crescimento da trinca (stretch zone-SZ), nas fases iniciais do carregamento e antes do início da fratura, era igual a metade do deslocamento de abertura (figura 2.2) isto é:

$$\Delta a_{sz} = 0.5 \cdot \delta \quad (2.19)$$

que com a seguinte relação, (17) :

$$J = m \cdot \sigma_y \cdot \delta \quad (2.20)$$

temos que:

$$J = 2 \cdot \sigma_o \cdot \Delta a_{sz} \quad (2.21)$$

Como se observa, igualou-se $m \cdot \sigma_y$ a σ_o e subsequentemente fez-se $m = 1$.

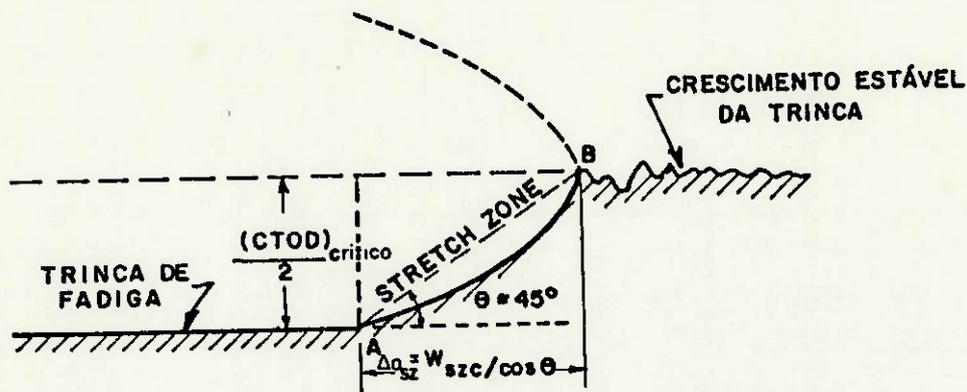


Figura 2.2 Ilustração esquemática do processo de arredondamento da ponta da trinca (blunting process). Observa-se que o CTOD é igual a 2 vezes o crescimento que a trinca sofreu durante este processo ($CTOD = 2 \tan 45^\circ \Delta a_{sz}$).

2.2.4 Problemática do ensaio de JIC

Como foi mencionado, o objetivo principal do ensaio padronizado da INTEGRAL-J é: identificar o valor da INTEGRAL-J na iniciação do crescimento da trinca. Neste item serão discutidas as fontes que provocam erro na determinação experimental de JIC.

2.2.4.1 A linha de arredondamento da ponta da trinca

O emprego da equação (2.21) tem apresentado concordância com os resultados experimentais obtidos por LANDES e BEGLEY (14). Entretanto, para materiais que em geral apresentam grande capacidade de encruamento e baixa

resistência, o uso desta equação tem sido inadequada, resultando em um JIC superestimado.

Por outro lado, é conveniente mencionar que no desenvolvimento desta reta, é assumido na equação (2.20) o valor de $m = 1$. Alguns trabalhos teóricos que empregam o método dos elementos finitos e que consideram o comportamento do material como perfeitamente plástico (inexistência de encruamento) e um estado plano de deformações, geralmente fornecem valores de "m" na faixa de 1 a 2 (15). Já, os valores experimentais são ainda mais contraditórios, devido a que estes encontram-se entre 1 e 3 tal como indicam as referências (15)-(21).

A dispersão deste último tipo de resultado, acredita-se que seja provocada pelas diferentes condições na qual foram praticados os ensaios. Portanto, é razoável supor que "m" será dependente de fatores como: i) tipo de material ii) temperatura e iii) geometria do corpo-de-prova. Ter assumido como condição única que $m = 1$, tal como fixa a norma ASTM, parece ser uma postura um pouco duvidosa na luz destes resultados.

Também no desenvolvimento da relação (2.19) é assumido que a formação do arredondamento da ponta da trinca (blunting process) segue o modelo apresentado na figura 2.3. Por exemplo, BROEK (21) no seu trabalho experimental define este modelo como:

$$\Delta a_{az} = 0.7 \cdot \delta \quad (2.22)$$

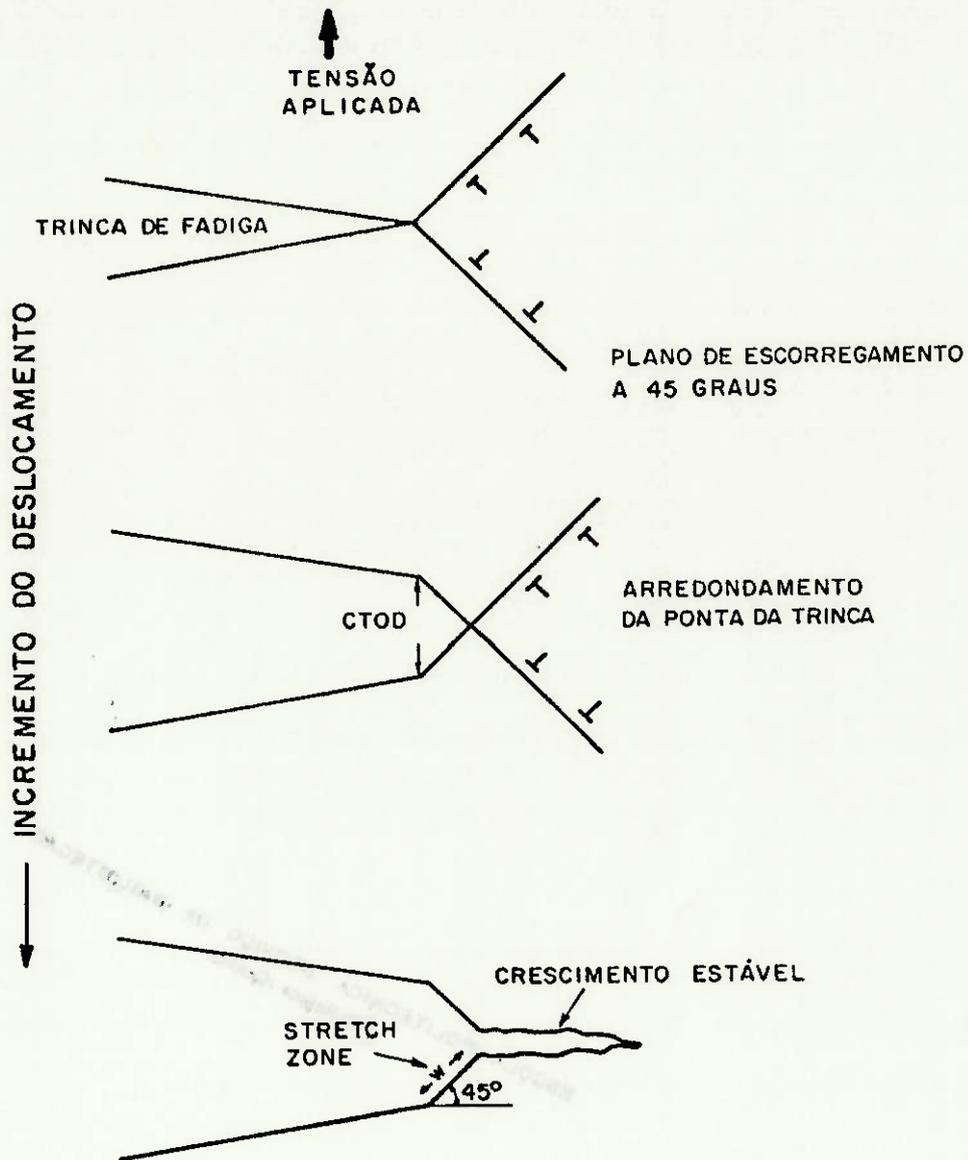


Figura 2.3 Modelo da formação do arredondamento da ponta da trinca (blunting process). Os planos de escorregamento do material estão a 45 graus da frente da trinca.

pelo que se supõe, devido a sua base experimental, que a relação (2.19) não será constante e dependerá basicamente do material que circunda a ponta da trinca e da posição exata onde são feitas as medições sob esta. Na pesquisa desta relação encontra-se dificuldades que também são devidas à dispersão dos resultados obtidos tal como apresentado nas referências (22)-(27).

2.2.4.2 A superestimação do valor da INTEGRAL-J

A INTEGRAL-J determinada segundo a equação (2.15) dará sempre um valor maior que o real. Esta integral, de acordo com equação (2.5), poderia ser determinada ensaiando-se vários corpos-de-prova com diferentes tamanhos de trinca.

Para evitar preparar diferentes tipos de amostras, LANDES e BEGLEY (14), propuseram que fossem ensaiados corpos-de-prova iguais, mas com diferentes níveis de deslocamentos. Este método apresenta resultados diferentes do método original, tal como esquematizado na figura 2.4 onde se pode verificar que a medida em que o deslocamento do corpo-de-prova é maior, o erro induzido com este método também será maior. A área entre essas duas curvas indica o grau de erro existente. Portanto, a curva-R calculada pelo método da norma, terá uma maior inclinação do que a calculada com o método original (figura 2.5). O problema desta distorção se faz presente no traçado da reta de regressão linear, por isso é que a norma limita o crescimento da trinca para 1.5mm.

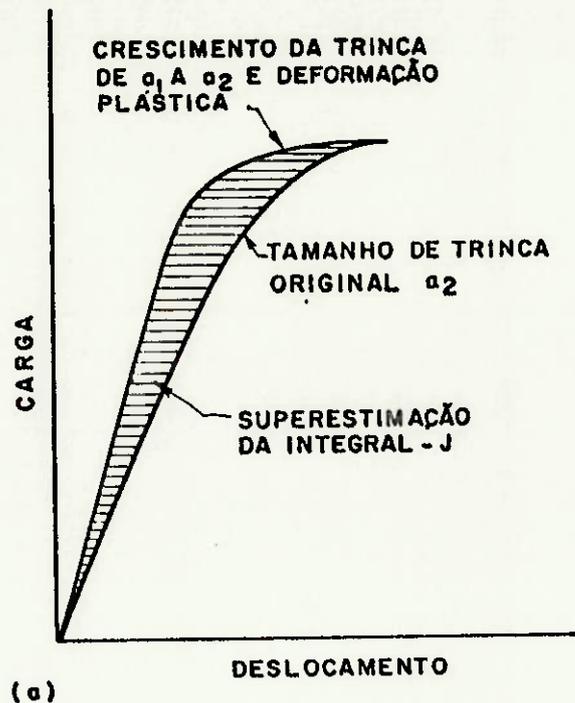


Figura 2.4 Esquema que mostra o erro na medição do "J" causada pelo crescimento da trinca de a_1 até a_2 e a deformação plástica do corpo-de-prova.

Algumas formulações que levam em conta este problema, têm sido desenvolvidas para o cálculo da INTEGRAL-J. A primeira delas foi proposta por GARWOOD (28) e é a chamada técnica dos 3 parâmetros. Este método é uma adaptação da norma com a diferença que se considera a energia consumida no crescimento da trinca. Note-se que na figura 2.4 a área da curva do corpo-de-prova com tamanho original de trinca a_1 considera a deformação plástica mais o crescimento da trinca até a_2 . Esta fórmula é a seguinte:

$$J_{TP} = J_{n-1} \cdot \frac{W - a_n}{W - a_{n-1}} + \frac{2 \cdot U_n}{B \cdot (W - a_{n-1})} \quad (2.23)$$

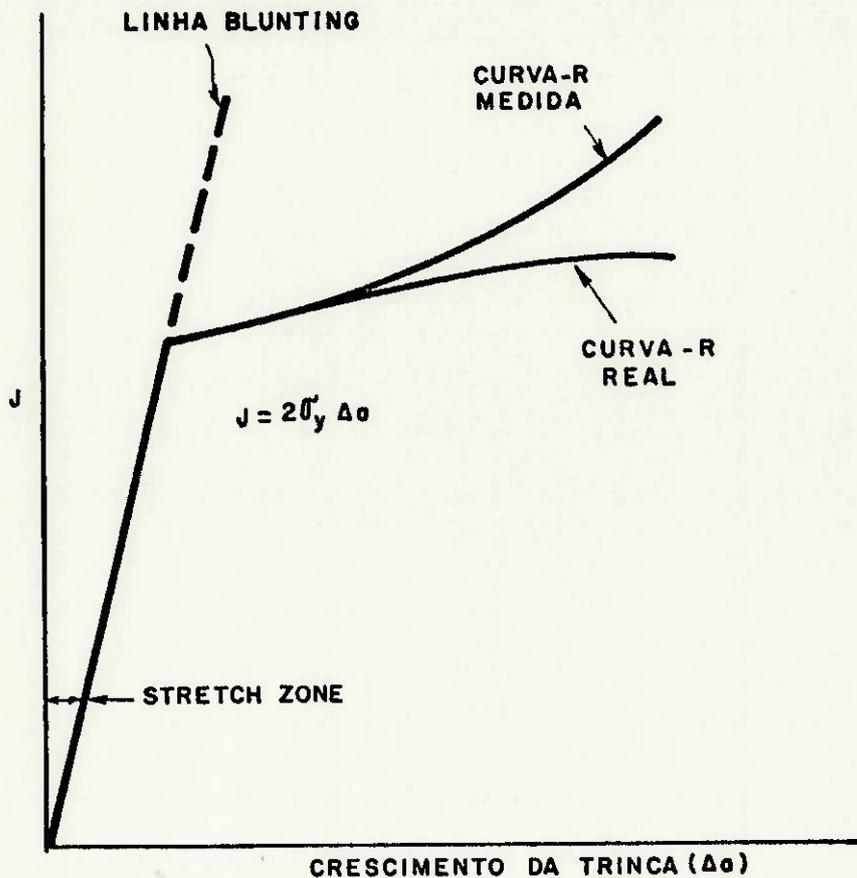


Figura 2.5 Ilustração esquemática da curva-R em termos de "J". Note-se a diferença sobre a sua inclinação causada pela superestimação da área abaixo da curva do ensaio, tal como apresentado na figura anterior.

onde o subscrito "n-1" e "n", definem dois pontos consecutivos na curva de carregamento e " U_n " é o trabalho feito entre os pontos onde a trinca incrementou-se de " a_{n-1} " até " a_n ".

Um outro método na determinação da INTEGRAL-J é o chamado método de simples estimação (29). Usando-se este método evita-se a determinação da área abaixo da curva de carregamento necessitando-se somente do deslocamento final

do ponto de aplicação da carga e o carregamento associado. A expressão é a seguinte:

$$J_{SE} = \frac{Q_n \cdot q_n}{B \cdot (W - a_n)} + \frac{L \cdot \sigma_y}{S} \cdot (W - a_n) \cdot q_p \quad (2.24)$$

onde:

- n...Corpo-de-prova n.
- Q_n ..Valor final da carga.
- q_n ..Valor do deslocamento final.
- a_n ..Tamanho final da trinca.
- q_p ..Componete plástica do deslocamento.
- σ_y ..Tensão de escoamento.
- S...Distância entre os pontos de apoio, igual a $4 \cdot W$.
- L...Grau de severidade das tensões na ponta da trinca, conhecido como constraint.

Um outro método não muito difundido é o proposto por SHEN-WAI (32) que é conhecido como método do ponto único e segue a seguinte formulação:

$$J_{PU} = \left[1 + \beta \cdot \frac{J_o}{W - a_o} \right] J_o \quad (2.25)$$

onde:

$$J_o = \frac{M_j \cdot Q_n \cdot q_n}{B \cdot (W - a_o)}$$

$$\beta = \frac{E}{6\pi \cdot (1 - \nu^2) \cdot \sigma_y^2}$$

$$M_j = 0.227 + 2.6839 \cdot (a_o / W) - 2.3119 \cdot (a_o / W)^2$$

2.2.4.3 Erros na determinação do deslocamento do ponto de aplicação da carga

O método descrito na norma requer a medida do deslocamento do ponto de aplicação da carga. Para o corpo-de-prova em tensão, a medida desta característica é direta, através do emprego de um clip-gauge instalado no entalhe. No caso do corpo-de-prova tipo 3 apoios a flexão, este deslocamento é determinado através de um equipamento instalado na máquina de ensaio conhecido como LVDT (Linear Variable Differential Transformer). Os resultados fornecidos por este último método precisam ser corrigidos devido aos deslocamentos provenientes das deformações elásticas do próprio equipamento. Um método confiável de contornar este problema é proposto por BUZZARD e FISHER na referência (33).

Alternativamente, o ponto de deslocamento da carga pode ser medido através da instalação de uma barra comparadora adicional ao equipamento padrão do ensaio (17). Este método, porém, sofre a desvantagem de ser anti-econômico e ser de difícil aplicação para corpos-de-prova pequenos. O último método que procura superar este problema é o que emprega dois clip-gauges instalados no corpo-de-prova permitindo o cálculo indireto do deslocamento. Este procedimento está descrito na referência (34).

2.2.5 Métodos experimentais alternativos

O método de levantamento da curva-R descrito na seção 2.2.3, é conhecido também como método dos múltiplos corpos-

de-prova. Este método, como se explicou, requer normalmente o ensaio de pelo menos 5 amostras.

Uma das grandes vantagens desta técnica é a não ambiguidade na determinação do comprimento inicial e final da trinca, sendo por outro lado, esta tarefa uma das mais laboriosas de executar.

Nesta seção examinar-se-ão outras técnicas de determinação da curva-R, que como regra geral, empreguem somente um corpo-de-prova.

2.2.5.1 Método do descarregamento parcial (Unloading Compliance Method)

Este procedimento alternativo é o mais amplamente usado e o que maior pesquisa têm recebido nos últimos tempos (34)-(36). O princípio básico deste, é baseado no fato de que após o corpo-de-prova sofrer deformação plástica durante o ensaio, e ser descarregado num certo ponto, existem condições de se determinar o ângulo da curva produzida no descarregamento, e portanto, a variação do tamanho inicial da trinca. Como se sabe, a parte elástica da curva carga-deslocamento está relacionada com o tamanho de trinca através da chamada função de Compliance.

Na determinação do tamanho da trinca, associado a certo descarregamento, pode-ser-á empregar curvas teóricas ou curvas calibradas para a geometria do corpo-de-prova que se quer ensaiar. Para aumentar a exatidão dos resultados, têm sido empregados sistemas digitais de amplificação do sinal

de saída da máquina de ensaio. Recentemente, o Instituto de Soldagem da Inglaterra (Welding Institute-WI) têm aperfeiçoado as técnicas de execução deste método (36). Um dos pontos de maior importância indicados nos relatórios do WI é a recomendação do não emprego deste método na avaliação de trincas superficiais e também do emprego de entalhe lateral (side-groove) nos corpos-de-prova, para aumentar a precisão dos resultados.

2.2.5.2 Método do ultra-som

Outro método que têm sido empregado na monitoração do avanço da trinca é o que emprega um transdutor ultrasônico. O princípio de uso constitui-se no acompanhamento do avanço da pre-trinca do corpo-de-prova solicitado, através do instrumental usado em ensaios não-destrutivos de ultra-som. CLARK e KNOTT (37) empregaram este método com sucesso na determinação do JIC do aço HY-130. Também no Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo-IPT, tem-se procurado o emprego deste procedimento tal como apresentado na referência (38).

2.2.5.3 O método da zona de intensa deformação plástica (Stretch Zone Method)

Este método têm sido recentemente aplicado na determinação do valor crítico de "J" com resultados satisfatórios (23), (26), (27), (39). O princípio é baseado no fato de que durante o carregamento inicial do corpo-de-

prova, um processo de intensa deformação plástica (blunting process), ocorre na ponta da trinca, tomando esta, uma forma arredondada. Na medida em que o "J" aplicado aumenta, simultaneamente produz-se-á um crescimento aparente da trinca até que o processo de fratura aconteça. O comprimento desta zona deformada manter-se-á constante após a fratura ter ocorrido. O valor da INTEGRAL-J a partir do momento em que esta característica se faz constante é a medida do JIC. O valor da zona de deformação na ponta da trinca pode ser determinado através de técnicas de fractografia. A base teórica, no cálculo de JIC através desta técnica, é idêntica a explicada na seção 2.2.4.1. Por outro lado, a maior desvantagem deste método é a grande dispersão encontrada nas medidas da zona de deformação.

2.3 O DESLOCAMENTO DA ABERTURA NA PONTA DA TRINCA-CTOD

2.3.1 Considerações iniciais do ensaio do CTOD

A aplicação da equação (2.26) na determinação do CTOD não é um processo simples, por isso, com a finalidade de dar um emprego prático deste parâmetro, WELLS (40) publicou um documento onde recomendava o procedimento na determinação deste parâmetro. Neste, WELLS reconhecia que não forneceria valores exatos do CTOD, mas, poderia oferecer uma boa aproximação.

A formulação proposta para a determinação do CTOD é baseada na hipótese que o corpo-de-prova, durante o ensaio,

tem um movimento angular sobre um eixo que se encontra a uma distância igual a " $r_P(w-a)$ " da ponta da trinca onde o valor " r_P " é determinado experimentalmente. Portanto, através de relações geométricas e com ajuda das medições que se fazem num ponto distante e alinhado na superfície do corpo-de-prova, é deduzido o CTOD.

Posteriormente com base nos estudos feitos por DAWES (17), publicou-se uma norma que fornece um método para a determinação do CTOD (11) a qual é atualmente empregada.

2.3.2 Definição física do CTOD

É aceito que o CTOD se define como o deslocamento de abertura na ponta da trinca. O problema desta definição encontra-se na localização da posição exata onde é feita a medida desta característica. Para contornar este problema, dois modelos têm sido propostos como soluções, em virtude das semelhanças encontradas nos seus resultados (teóricos), com as medições experimentais de observação direta na ponta da trinca. Estas definições a saber são:

(i) DAWES (17) no seu trabalho propôs que a trinca se deslocava de sua posição original, alguns microns para frente, provocando um arredondamento. Este crescimento não era gerado pela formação de uma nova superfície da trinca, mas sim, pelo escorregamento do material sob planos a 45 graus. O reconhecimento deste conceito permitiria que a medição do CTOD fosse realizada na altura da trinca original e

(ii) RICE (5) propôs que a medição do CTOD fosse efetuada sob os dois pontos que se encontram na intersecção das faces extremas e das retas traçadas a 90 graus a partir do centro da ponta arredondada da trinca.

2.3.3 Derivação do CTOD

Usando o método da plasticidade de DUGDALE (4), é possível relacionar a tensão aplicada e o tamanho da trinca, dando-se uma solução elástica ao problema. Como é apresentado na figura 2.6 o comprimento total da trinca é considerado " $(2a+2r_y)$ ". Tendo em consideração que

$2a \gg 2r_y$, e tomando em conta as relações que fornece a Mecânica da Fratura Linear Elástica temos para o estado plano de tensões:

$$CTOD = \delta = \frac{K^2}{E \cdot \sigma_y} \quad (2.26)$$

onde:

K...Fator de intensificação de tensões.

A equação (2.26) pode ser generalizada considerando-se os diferentes valores relatados na literatura (13), (15)-(17) definindo-se o CTOD como:

$$\delta = \frac{K}{m \cdot \sigma_y \cdot E} \quad (2.27)$$

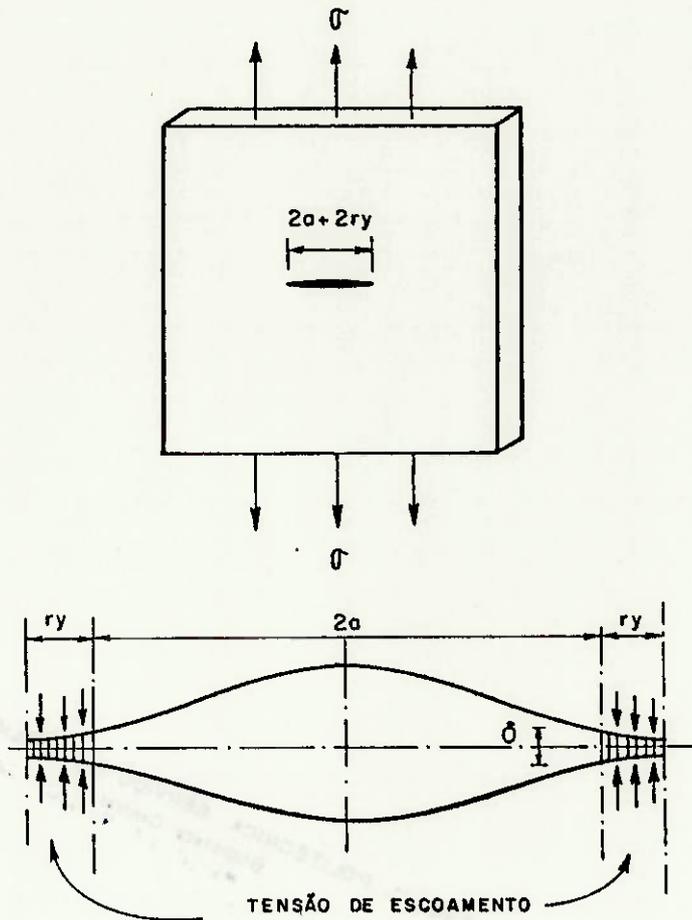


Figura 2.6 Modelo de DUGDALE.

2.3.4 Método experimental na determinação do CTOD

A determinação da resistência da fratura em termos de CTOD está completamente descrito na norma Inglesa BS 5762 (11). A seguir serão descritos sucintamente alguns detalhes deste ensaio:

(i) corpos-de-prova: o corpo-de-prova empregado neste ensaio é do tipo SENB. A espessura do mesmo têm sido considerada igual a espessura do material que se quer avaliar. A finalidade disto será o de reproduzir o mesmo grau de severidade de tensões. O uso de pre-trinca de fadiga faz-se necessário também pelo motivo acima citado. A norma faz restrições sobre o formato final da trinca de fadiga. Trincas com formatos curvos distorcerão os resultados do ensaio. A medida do comprimento da pre-trinca e a trinca que resulta após o ensaio, é feita tomando-se a média das medições dos pontos localizados a 25%, 50% e 75% da espessura. Têm sido discutido que este método de medição não é confiável para alguns materiais e, por isso, tem-se optado pelo método da média dos 9 pontos (36). O corpo-de-prova obrigatoriamente terá que possuir pre-trincas profundas ($0.45 < a/w < 0.60$) para que seja válido o modelo de cálculo em que se baseia a norma;

(ii) dispositivos empregados: os dispositivos usados no ensaio devem ser projetados de tal forma a evitar a fricção destes com o corpo-de-prova. Como é necessária a medição da abertura da boca do entalhe, é instalado um clip-gauge o qual deverá possuir um grau de linearidade de 1% ;

(iii) procedimento do ensaio e análise dos resultados:

o objetivo de ensaio será a determinação do CTOD num ponto de interesse da curva carga-deslocamento. A norma BS-5762 identifica quatro possíveis tipos de CTOD os quais poderam ser considerados como características do material (figura 2.7). Quando a fratura do corpo-de-prova é completamente frágil, desde seu início até o final, ou se a fratura é iniciada fragilmente e depois de um curto período é detida, o CTOD é definido como crítico, isto é, δ_c (tipo 1 e 2a na figura 2.6). Este valor deve ser considerado como a característica do material. A iniciação frágil da fratura do corpo-de-prova solicitado, pode ser precedida do crescimento estável da trinca. Neste caso o CTOD de iniciação é definido como δ_i , sendo que depois que o comprimento da trinca alcança um valor crítico o corpo-de-prova ainda solicitado fraturará fragilmente, δ_u (tipo 2b).

Finalmente, em materiais dúteis, a curva carga-deslocamento apresenta-se de um modo contínuo e crescente ao longo de toda sua extensão, até que se atinge o patamar superior da curva. A característica deste ponto é definido como CTOD de carga máxima ou δ_m (tipo 2b).

Para a determinação dos quatro valores possíveis do CTOD (δ_c , δ_i , δ_u , e δ_m), deverá ser aplicada convenientemente a seguinte expressão:

$$\delta = \delta_o + \delta_p = \frac{K^2 \cdot (1-\nu^2)}{2 \cdot \sigma_y \cdot E} + \frac{r_p \cdot (W - a_o) \cdot V_p}{r_p \cdot W + 0.6a_o + z} \quad (2.28)$$

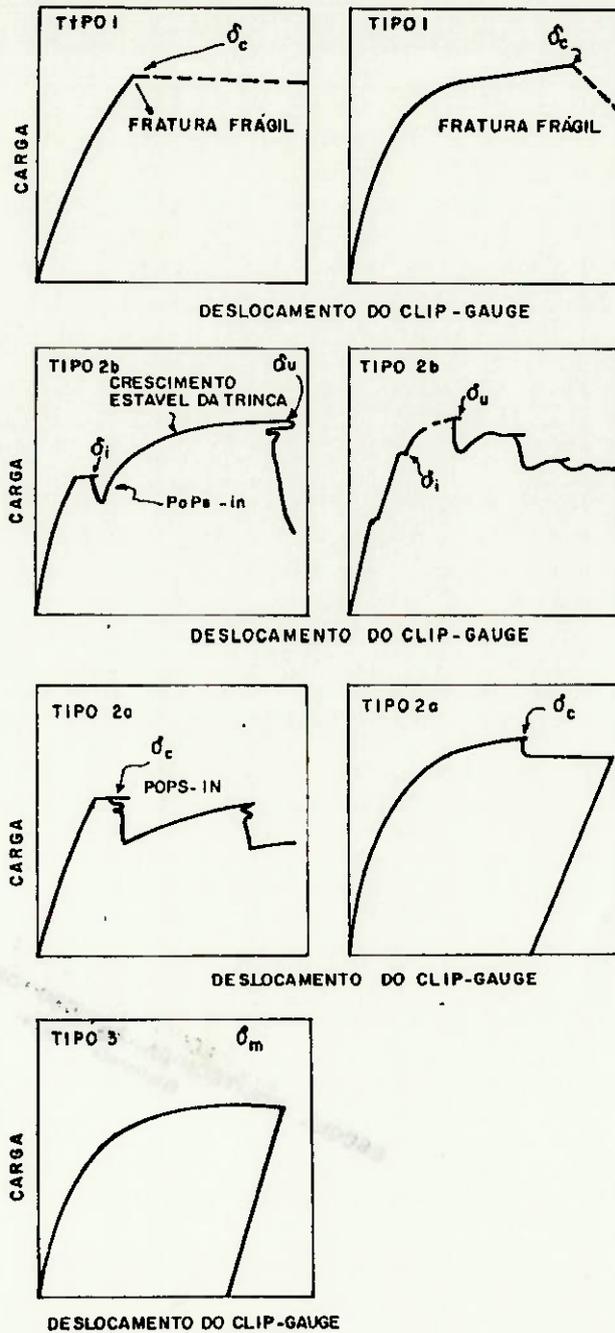


Figura 2.7 Exemplos de registros de curvas possíveis para o ensaio do CTOD. Tipo 1, fratura frágil sem crescimento estável da trinca (δ_c). Tipo 2, fratura com crescimento estável da trinca (δ_i) e posterior fratura instável (δ_u). Tipo 3, CTOD para carga máxima (δ_m). As figuras 2b e 2a apresentam a ocorrência do fenômeno denominado pops-in.

onde:

r_p ...Fator plástico de rotação igual a 0.4

W,z...Dimensões do corpo-de-prova

a_0 ...Comprimento inicial da trinca

V_p ...Componente plástica do clip-gauge

Os subscritos "e" e "p" indicam parte elástica e plástica do CTOD, respectivamente. O valor de "K" é determinado com a expressão:

$$K = \frac{Y \cdot P}{B \cdot W^{1/2}} \quad (2.29)$$

onde:

Y...Coeficiente numérico função (a / W)

P...Carga final do ensaio e

B...Espessura do corpo-de-prova.

Por outro lado, a norma BS-5762 recomenda o emprego do método de ensaios múltiplos para definir o ponto onde é iniciado o crescimento estável da trinca (δ_i). A regressão linear traçada com os pontos experimentais obtidos deve ser extrapolada até o cruzamento com o eixo do CTOD, sendo esta, a característica de iniciação procurada.

2.3.5 Problemática do ensaio do CTOD

2.3.5.1 O fator plástico de rotação r_p

Um dos pontos problemáticos do ensaio do CTOD é o modelo adotado para determinar esta característica. Devido a

dificuldade de se medir o CTOD de modo direto, foi que se optou pelo modelo da rótula plástica, o qual, além de não ser exato possui certas restrições e limitações. Como pode ser notado na equação (2.28) o uso de um fator de rotação plástica implica que o corpo-de-prova girará sobre um eixo que se encontra a 0.4 vezes o ligamento " $(W-a)$ ". Isto limita o emprego da norma para corpos-de-prova com pre-trincas profundas, de tal modo que as faces laterais do entalhe permaneçam sem se deformar durante todo o ensaio.

ROBINSON e TETELMAN estudaram o uso deste modelo obtendo bons resultados. Eles aplicaram técnicas de réplica na ponta da trinca para medir diretamente o CTOD. Estas medições foram comparadas com os resultados obtidos da utilização de uma fórmula que não difere muito da norma. Neste trabalho verificou-se que o fator de rotação, r_p , variava desde zero, no começo do ensaio (condição elástica), até próximo de 0.5 quando o corpo-de-prova encontrava-se deformado (condição plástica).

Por outro lado, recentemente, XIAO e HUANG (41) estudaram experimentalmente a variação do fator de rotação r_p , com a carga P/PL (onde PL é a carga limite). Estes pesquisadores encontraram que para P/PL igual a 0.9, as variações deste fator de rotação eram regulares e dentro de uma faixa de 0.4 a 0.5, no entanto para $P/PL < 0.9$, os valores de r_p eram irregulares e maiores que 0.5.

Em vista desta dispersão dos resultados, ZHANG e WANG (42) levantaram experimentalmente os valores de r_p para

diferentes geometrias de corpos-de-prova. Estas experiências mostraram que para valores de $a/W = 0.1$ o rP é igual a 0.15 e aumenta conforme é acrescida a relação de a/W , até um valor de 0.5.

PRATAP e PANDEY (43) apresentaram um modo de cálculo do fator plástico de rotação um pouco diferente. Este modelo é baseado no tamanho da zona plástica na frente da ponta da trinca. Uma das conclusões deste trabalho é que rP é altamente dependente da tensão de escoamento do material.

2.3.5.2 A dispersão dos resultados

Outro ponto problemático nos ensaios do CTOD é a grande dispersão dos resultados encontrados. PISARSKI na referência (44) indica que este fenômeno é provocado pela influência da espessura do corpo-de-prova no micro-mecanismo da fratura.

Os resultados mostram que para uma mesma temperatura e espessuras decrescentes, o valor crítico do CTOD aumenta. ANDERSON (31) no seu trabalho aponta que poderia se aplicar dois tipos de justificativa deste fenômeno. A primeira baseada na natureza estatística da fratura por clivagem e a segunda que é relacionada ao estado de tensões na ponta da trinca.

Com referência a primeira, a fratura por clivagem depende basicamente da distribuição e tamanho das partículas de segunda fase ou inclusões no material, nas vizinhanças da ponta da trinca. Estatisticamente, o valor crítico do CTOD, dependerá da quantidade do material frente a ponta da

trinca, isto é, geometrias maiores possuirão uma maior quantidade de material ensaiado, e portanto, mais probabilidades de encontrar focos de fratura.

A outra explicação baseia-se no estado de tensões na ponta da trinca. Para maiores espessuras, as tensões serão mais severas devido ao estado triaxial gerado. Esta elevação das tensões efetivas fazem com que as particulas frágeis fraturem.

Em vista destes problemas de dispersão, especialmente sob a temperatura de transição, ANDERSON (31) propôs a inclusão de um segundo parâmetro que leve em conta as influências geométricas no CTOD. Este trabalho elabora um procedimento experimental para a determinação da severidade de tensões na ponta da trinca. Do mesmo modo, propõe um modelo teórico-experimental para a determinação do valor crítico do CTOD na zona da temperatura de transição, obtendo resultados não muito satisfatórios.

Igualmente, vários pesquisadores têm estudado o efeito geométrico no valor crítico do CTOD. Por exemplo, GARWOOD (45), através de um estudo experimental, faz uma comparação do comportamento de fratura com corpos-de-prova de diferentes geometrias e solicitações. Dentro das suas conclusões, a que desperta maior interesse, é o fato que o uso de entalhes laterais (side-groove), pouco afeta o valor do ponto de iniciação da fratura, mas diminui notavelmente o ângulo da curva-R. Isto possivelmente está relacionado com a

eliminação dos planos de escorregamento (Shear-lips), gerados nas superfícies do corpo-de-prova.

Uma das vantagens do uso do CTOD de iniciação (δ_i) é a sua aparente invariabilidade na zona de transição, sendo que, por isso, é considerado como uma "propriedade do material". HARRISON, na referência (46), concluiu que o CTOD de iniciação (δ_i) não é afetado pelas mudanças geométricas do corpo-de-prova. Porém, o emprego deste parâmetro como característica do material parece ser conservador demais, já que são encontrados valores críticos que em alguns casos atingem valores iguais a 5 vezes o valor de iniciação (47).

Estudos feitos recentemente mostraram que o δ_i (do mesmo modo o JIC) é susceptível às mudanças da relação a/W. Por exemplo, YOU e KNOTT (48) trabalhando no material HY-80 e HY-130, chegaram a demonstrar experimentalmente que para uma mudança de 0.5 a 0.1 de a/W, o δ_i aumenta quase 3 vezes seu valor. Este fenômeno explica-se com a consideração da deformação do corpo-de-prova, sendo que, para corpos-de-prova com trincas profundas, a deformação pode ser descrita pelo modelo de rotação (plastic hinge) descrito na seção anterior. Já corpos-de-prova com trincas superficiais, a deformação plástica interage com as superfícies do mesmo, provocando um relaxamento do estado de tensões na ponta da trinca. As referências (42), (49)-(53), também fazem uma avaliação do efeito da relação a/W sobre o valor do CTOD de

iniciação e de JIC, sendo todas coincidentes nos seus resultados.

2.3.6 Métodos alternativos

Na determinação do CTOD de iniciação a norma BS 5762 usa o método de ensaio de múltiplos corpos-de-prova. Este procedimento tem a desvantagem de ser oneroso além de consumir tempo. Por isso, será conveniente a determinação da característica de fratura através de métodos que usem somente um corpo-de-prova.

Por outro lado, para a determinação do CTOD, têm sido desenvolvidas equações que evitem o uso do ambíguo fator plástico de rotação e/ou melhorem a exatidão no cálculo da componente plástica do deslocamento V_p , ambos empregados na equação (2.28).

2.3.6.1 O Método da infiltração

Este método foi aplicado pela primeira vez por ROBINSON e TETELMAN (15) dando bons resultados. Basicamente, a técnica consiste em infiltrar uma solução de silicone com catalisador na ponta da trinca, logo que o ensaio tenha sido iniciado. Após chegar ao deslocamento desejado, o corpo-de-prova é mantido carregado até que o material infiltrado endureça. Posteriormente, a replica é retirada e seccionada, de modo que se possa observar o perfil da ponta da trinca no microscópio. O material geralmente empregado é o silicone de uso dental Xantropen Azul.

2.3.6.2 Métodos alternativos no cálculo da componente elástica do CTOD

O cálculo da componente elástica, δ_e , da equação (2.28) é realizado através da seguinte equação:

$$\delta_e = \frac{Y^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot P^2}{2 \cdot \sigma_y \cdot E \cdot B^2 \cdot W} \quad (2.30)$$

De acordo com a norma BS-5762 existem vários critérios para seleccionar o valor da carga "P". Estes critérios podem ser resumidos em:

(i) P é igual a carga máxima atingida no ensaio (no caso de δ_m);

(ii) P é igual a carga correspondente ao ponto do início da fratura instável (no caso de δ_c ou δ_u) e

(iii) P é igual a carga final do ensaio (no caso do cálculo de δ_i).

A equação (2.29) representa o deslocamento elástico da ponta da trinca, portanto "P" deverá também representar a carga limite de comportamento elástico do corpo-de-prova. Portanto, adotando-se qualquer dos critérios da norma sobreestimar-se-á o valor de δ_e .

Recentemente, CAMINHA e BASTIAN (54) apresentaram um método de cálculo de "P" elástico. Pelos resultados, o emprego deste novo método fornece uma menor dispersão do valor da característica. Para os dois tipos de materiais empregados nestes ensaios, o valor de "Pe" calculado pela

norma, foi de 1.5 a 4.5 vezes maior que o determinado segundo a nova técnica desenvolvida por estes pesquisadores.

Por outro lado, na determinação da componente elástica do deslocamento pelo método da norma (V_e), alguns erros podem ser introduzidos por causa da dificuldade de execução da técnica, aqui recomendada. Por isso, métodos analíticos têm sido desenvolvidos para superar esta fonte de erros. Neste sentido, o WI tem publicado um documento onde se recomendam os procedimentos da determinação da tenacidade de materiais dúcteis (34). Neste estudo, recomenda-se a utilização da seguinte equação para corpos-de-prova tipo SENB:

$$V_e = \frac{24 \cdot P(1-\nu^2) \cdot (1+1.7 \cdot z/W)}{B \cdot E} \cdot (a_0/W) \cdot \xi \quad (2.31)$$

onde:

$$\xi = 0.76 - 2.28 \cdot (a_0/W) + 3.87 \cdot (a_0/W)^2 - 2.24 \cdot (a_0/W)^3 + \frac{0.66}{(1-a_0/W)^2}$$

Uma variante que parece atrativa é o emprego desta equação conjuntamente com o valor da carga " P_e " recomendada por CAMINHA e BASTIAN.

2.3.6.3 Método do duplo clip-gauge

Como dito na seção 2.3.5, existe problemas na determinação de um valor adequado do fator plástico de rotação " r_P ". Para contornar este problema têm sido desenvolvido o método do uso de 2 clip-gauges simultaneamente. O princípio deste método é a determinação

do CTOD através de relações geométricas obtidas com os dois deslocamentos medidos, resultando a seguinte equação:

$$\delta = \frac{V_1 \cdot (z_2 + a_0) - V_2 \cdot (z_1 + a_0)}{z_2 - z_1} \quad (2.32)$$

onde "V1" e "V2" são os deslocamentos. Este procedimento tem sido aplicado com êxito nos trabalhos desenvolvidos por WILLOUGHBY (34), COTTERELL (50) e QUING-FEN-LI (52).

2.3.6.4 Método do ponto de aplicação da carga

Quando no ensaio registra-se simultaneamente os deslocamentos de abertura da trinca e do ponto de aplicação da carga, cabe a possibilidade de calcular o CTOD de duas maneiras: (i) usando a equação fornecida pela norma e, (ii) empregando o valor do deslocamento da aplicação da carga através da seguinte equação:

$$\delta^{\Delta} = \delta_{\bullet}^{\Delta} + \delta_P^{\Delta} = \frac{K^2 \cdot (1-\nu^2)}{2 \cdot \sigma_y \cdot E} + \frac{r_p (W - a_0) \cdot \Delta p}{W} \quad (2.33)$$

onde :

Δp ... Componente plástica do deslocamento do ponto de aplicação da carga.

r_p ... Fator plástico de rotação.

Este método torna-se interessante desde que possibilita o cálculo da INTEGRAL-J e o CTOD simultaneamente. Neste caso, é necessário compatibilizar as duas normas com relação a geometria do corpo-de-prova e carregamento de fadiga do mesmo. Nas referências (51) e (52), encontra-se o uso da equação (2.33) com resultados que variam dentro de uma faixa de 5% quando comparados com os valores fornecidos pelo uso da norma BS-5762. Nessas referências sugere-se o uso da média entre estes dois resultados como valor final do CTOD.

2.4 RELAÇÃO ENTRE O CTOD E A INTEGRAL-J

Esta relação é função de variáveis como temperatura, geometria, condições de carregamento, e propriedades do material e é definida pela equação (2.20). Vários trabalhos, principalmente experimentais, têm sido desenvolvidos com a finalidade de avaliar esta relação. ANDERSON (18) fez um estudo comparativo da INTEGRAL-J e o CTOD, analisando de maneira quantitativa e qualitativa. Um dos pontos interessantes deste estudo é a análise que fez da relação para diferentes configurações de carregamento, que como esperado, o valor de "m" foi maior na medida em que o estado de tensões foi mais severo.

Igualmente, PARANJE e BANERJEE (19) propuseram a seguinte equação:

$$m = 3.32 \cdot \sqrt{a_o / W - (a_o / W)^2} \quad (2.34)$$

, de onde se deduz que "m" aumenta até um valor de $a/W = 0.5$ ponto onde começa a decrescer.

Dentro desta série de estudos também destaca-se, pela sua amplitude, o trabalho feito por PEREZ PINA e TOLOY, que após ensaiar em diversas condições dois tipos de aços concluíram que fatores como a temperatura, crescimento estável e valor da tenacidade não são determinantes na relação da INTEGRAL-J e o CTOD, e que existe, para a faixa de a/W empregadas por ambas as normas, uma tendência do valor de "m" de ser constante.

-CAPITULO III-

CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL, DETALHES EXPERIMENTAIS E RESULTADOS

3.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Conforme o exposto no capítulo anterior é evidente que existe uma problemática envolvida na concepção e execução dos ensaios padronizados de Mecânica da Fratura. Os estudos já feitos neste campo são a vezes até contraditórios, deixando claro que o problema não está ainda bem definido. Visando uma maior compreensão desta problemática, foi preparada uma série de ensaios de maneira a tentar alcançar este objetivo. Devido a falta de recursos materiais e econômicos, nos ensaios a serem executados, tentou-se aproveitar ao máximo possível os corpos-de-prova preparados, de tal forma que fosse obtida a maior quantidade de informações. Por exemplo, executou-se simultaneamente os ensaios de CTOD e da INTEGRAL-J, mediante uma previa compatibilização dos requisitos de ambas as normas. A seguir apresenta-se os resultados da caracterização do material empregado nos ensaios.

3.2 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL

O material base selecionado para este estudo foi um aço liga temperado e revenido, conhecido como HY-80. Este material é especificado na norma MIL-STD-16216 G (55). Os ensaios com o referido material foram feitos com uma chapa de 28.57mm de espessura.

3.2.1. Análise química

Os resultados da análise química efetuada através de uma amostra de HY-80 são apresentados na Tabela 3.1. Estes ensaios foram executados nos laboratórios da BAUER-ABBO.

3.2.2 Ensaio mecânicos

A avaliação das propriedades mecânicas do material, foi efetuada através dos ensaios de tração e impacto. A seguir são apresentadas as condições de execução dos ensaios e os resultados obtidos:

a) Ensaio de tração:

Foram retirados dois corpos-de-prova para ensaios de tração nas seguintes posições;

(i) um corpo-de-prova transversal à direção de laminação, no centro da espessura da chapa e

(ii) um corpo-de-prova paralelo à direção de laminação, também no centro da espessura.

Os corpos-de-prova foram usinados de acordo com a especificação FED-STD-151 método 211.

Tabela 3.1 Resultados da análise química no aço HY-80.

Elemento	Composição nominal (% Peso)	Valor obtido (% Peso)
Carbono	0.20 m ^{ax} .	0.13
Manganês	0.10-0.45	0.32
Fósforo	0.028 m ^{ax} .	0.016
Enxofre	0.025 m ^{ax} .	0.010
Silício	0.12-0.38	0.28
Níquel	1.30-3.95	2.32
Cromo	0.04-2.40	1.25
Molibdênio	1.97-0.63	0.30
Titânio	0.02 m ^{ax} .	0.01
Vanádio	0.03 m ^{ax} .	0.045
Cobre	0.25 m ^{ax} .	0.05

NOTA.-Como pode ser observado todos os elementos, com exceção do vanádio, encontram-se dentro da especificação.

Os resultados obtidos nos ensaios efetuados são apresentados na Tabela 3.2.

b) Ensaio de Impacto:

Através do ensaio Charpy foi verificada a tenacidade do material. Os corpos-de-prova foram retirados da chapa de HY-80 conforme com os padrões do FED-STD-151 da seguinte forma;

(i) três corpos-de-prova transversais à direção de laminação e

(ii) três corpos-de-prova longitudinais à direção de laminação.

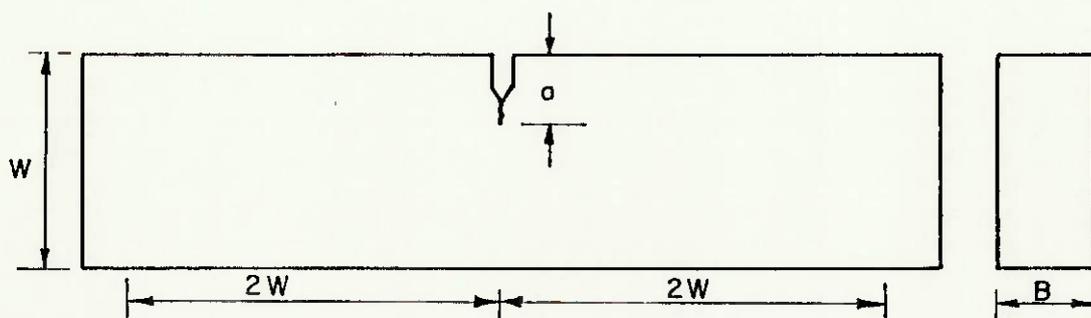
Em ambos os casos o plano do centro da chapa coincidiu com uma das faces dos corpos-de-prova. Igualmente, o entalhe foi perpendicular à superfície da chapa.

A Tabela 3.3 apresenta os resultados dos ensaios Charpy efetuados no material base HY-80. Pode-se verificar que os valores obtidos estão acima do valor mínimo especificado.

3.3 PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

3.3.1 Os ensaios padronizados da INTEGRAL-J e o CTOD

Para os ensaios de CTOD e a INTEGRAL-J, procedeu-se conforme as normas BS-5762 e ASTM B13-81, respectivamente. Os corpos-de-prova foram retirados da chapa na direção longitudinal com o entalhe ao longo da espessura (direção L-T), tendo igualmente, a sua geometria selecionada de modo a satisfazer ambas as normas simultaneamente, como mostra a figura 3.1.



MATERIAL ...	AÇO LIGA TEMPERADO - REVENIDO HY-80
CORPO DE PROVA ...	TIPO 3 APOIOS (SEN B)
LARGURA (W) ...	50 mm
ESPESSURA (B) ...	25 mm
TRINCA DE FADIGA (a) ...	$0,5W - 0,55W$
DISTANCIA ENTRE APOIOS. (s) ...	$4W$

Figura 3.1 Geometria dos corpos-de-prova empregados nos ensaios.

Tabela 3.2 Resultados dos ensaios de tração no aço HY-80.

Tipo	Valores Especificados		Valores Obtidos	
	Longit. (MPa)	Trans. (MPa)	Longit. (MPa)	Trans. (MPa)
Limite Resist.	---	---	735	742
Limite escoam. (0.2% Proof Stress)	572.4-679.7	572.4-679.7	620	627
Alongamento em 2"	minimo 20 %	minimo 20 %	27 %	28 %
Redução de área	minimo 55 %	minimo 55 %	75.8 %	79.9 %

Tabela 3.3 Resultados dos ensaios Charpy no aço HY-80.

Corpo-de-prova	Temperatura (graus Celcius)	Energia Absorvida (Joules)
01	-84	114.7
02	-84	223.1
03	-84	238.8
04	-84	113.3
05	-84	243.2
06	-84	175.0

NOTA.-Pode-se verificar que os valores obtidos estão acima do especificado na referência (55), que é 67.8 Joules para uma temperatura de -84 graus Celcius.

Os ensaios foram efetuados em equipamentos MTS-50 do Laboratório de Soldagem e Ensaio Especials do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo-IPT. Os corpos-de-prova empregados foram os de flexão (SENB), pela sua facilidade em usinagem quando comparados com os de tipo tração (CTS). Através da solicitação cíclica destes, foram introduzidas trincas de fadiga respeitando-se paralelamente as especificações das normas empregadas. Para cumprir tal finalidade, assumiu-se o valor da carga limite fornecida pela norma ASTM-B13-B1 em vista de seu menor valor ao ser, este requisito comparado para ambas as normas. Dentro desta mesma perspectiva de validade simultânea dos ensaios, tem-se que o intervalo de comprimento de trincas de fadiga aceitáveis é de 0.5 a 0.55 vezes a largura "W" do corpo-de-prova. Os ensaios foram controlados por deslocamento e executados a temperatura ambiente. Foram utilizados para cada ensaio três registradores simultâneos, obtendo-se assim gráficos de: i) carga / curso do atuador hidráulico ii) carga / abertura do clip-gauge 1 instalado na face superior do corpo-de-prova e iii) carga / abertura do clip-gauge 2 instalado na face lateral do corpo-de-prova (vide figura 3.2).

Para o cálculo da INTEGRAL-J é necessário quantificar a área sob a curva, associada à energia envolvida no processo de deformação, sendo que para cumprir esta tarefa fez-se uso de um planimetro. Porém, há que se considerar que não sendo, a máquina de ensaio empregada idealmente rígida, parte da

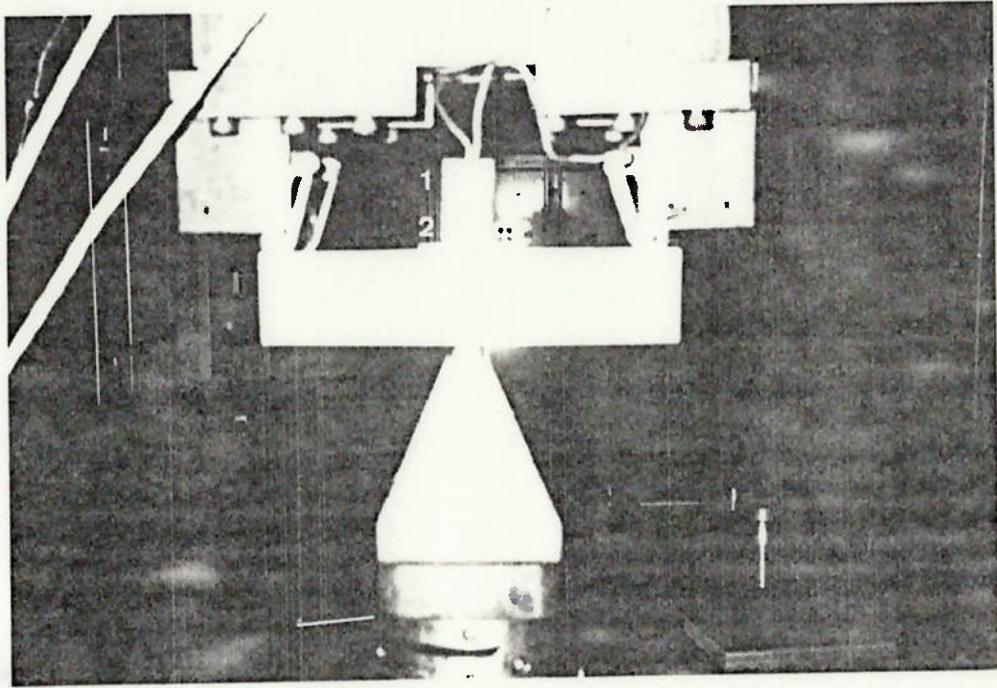


Figura 3.2 Vista de um corpo-de-prova com dois clip-gauges instalados durante os ensaios.

energia certamente foi alocada na deformação elástica desta durante o ensaio. Esta parcela deve ser descontada do valor total obtido na curva e, neste estudo utilizou-se o método proposto por BUZZARD e FISHER (33), cujo princípio se baseia na medida da rigidez do conjunto máquina de ensaio / corpo-de-prova, e a posterior aplicação de uma correção.

Após atingir um ponto de interesse na curva carga/deslocamento, cada corpo-de-prova foi fadigado com a finalidade da posterior observação do aspecto da fratura e da medição da propagação estável da trinca. Esta última tarefa foi executada com ajuda de uma lupa graduada, usando-se, para a determinação do tamanho inicial e final da trinca, o método da média de 9 pontos. Sobre isto, a norma BS-5762 indica o uso da média de 3 pontos localizados a 25%, 50% e 75% da espessura. Não obstante, o WI, no documento da referência (36), recomenda, principalmente para materiais dúcteis, o emprego da primeira técnica devido a que a frente da trinca não é reta durante o crescimento.

Por outro lado, com a finalidade de se fazer comparações, foram aproveitados os resultados dos ensaios de Mecânica da Fratura feitos pelo Departamento de Engenharia Naval da EPUSP no ano de 1984 (56). Estes ensaios foram também realizados com o aço HY-80 no Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo, sendo que, fez-se algumas alterações nos resultados obtidos nesse estudo: o valor da área abaixo das curvas dos ensaios, foram recalculadas com a ajuda do planímetro obtendo-se resultados

um pouco diferentes dos originais. Também, nesses ensaios registraram-se simultaneamente os valores de abertura do clip-gauge e deslocamento do atuador hidráulico da máquina de ensaio. Os requisitos para compatibilizar as Normas ASTM-813-81 e BS-5762 foram verificados, sendo considerados satisfatórios.

3.3.2 O método do duplo clip-gauge

Para verificar a validade do uso da técnica do duplo clip-gauge nesta série de ensaios, aproveitou-se os corpos-de-prova para instalar um segundo clip-gauge, tal como mencionado anteriormente. A maior dificuldade encontrada foi na colagem do dispositivo que recebe o clip-gauge. Idealmente este dispositivo deve estar parafusado ao corpo-de-prova, sendo que igualmente é recomendado que a sua localização seja o mais exata possível, em vista dos erros que poderão ser introduzidos no cálculo posterior dos parâmetros desejados.

3.3.3 O método da determinação experimental da linha de arredondamento da ponta da trinca (BL)

Com a finalidade de estudar a problemática apresentada com o uso da BL proposta pela norma ASTM-813-81 na determinação do JIC, seguiu-se a seguinte metodologia:

(i) carregou-se três corpos-de-prova, devidamente pre-trincados, até deslocamentos localizados abaixo do valor crítico JIC, previamente determinado conforme o item 3.3.1;

(ii) após o ensaio, cada corpo-de-prova foi fadigado para facilitar a identificação das superfícies e posteriormente quebrado;

(iii) o cálculo do valor da INTEGRAL-J para cada corpo-de-prova foi feito através do uso da fórmula fornecida pela norma ASTM-813-81 e do método de correção recomendado na referência (33);

(iv) preparou-se uma amostra de cada corpo-de-prova com a finalidade de possibilitar a posterior medição do tamanho do crescimento da trinca durante seu arredondamento (Δa_{az}). Esta tarefa foi executada com o uso do microscópio eletrônico de varredura do Instituto de Física da USP. Um método confiável na determinação desta característica é feito através de medições sobre micrografias tomadas em pontos localizados a 25%, 50% e 75% da espessura. A figura 3.3a ilustra esquematicamente como foram executadas estas medições, e a figura 3.3b apresenta um exemplo de micrografia obtida com estas amostras;

(v) com a finalidade de verificar a confiabilidade dos dados tomados pela metodologia antes explicada, preparou-se um corpo-de-prova padrão de medidas conhecidas sendo sua geometria escolhida de tal forma a simular o processo de arredondamento que sofre a trinca, tal como visto na figura 3.4. Posteriormente, na mesma posição em que foram feitas as

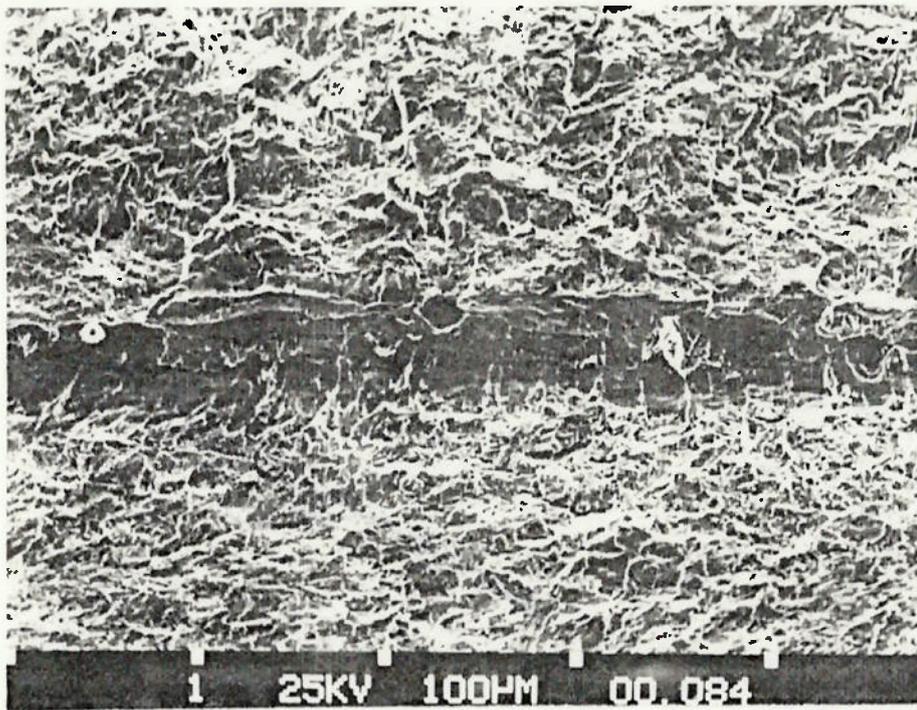
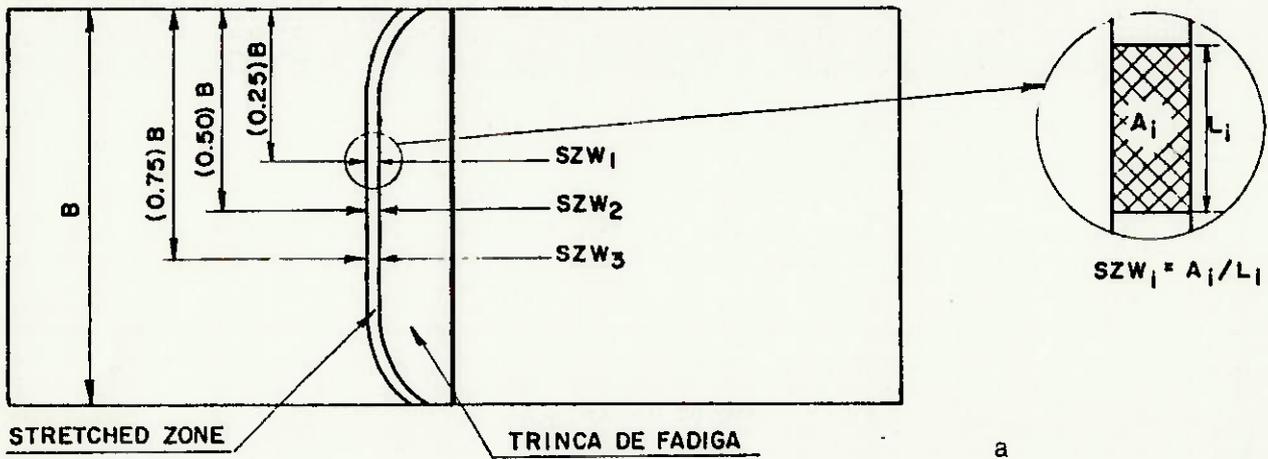
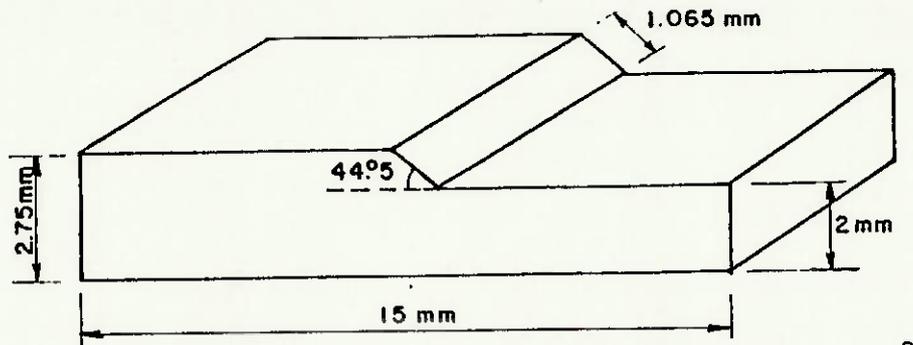
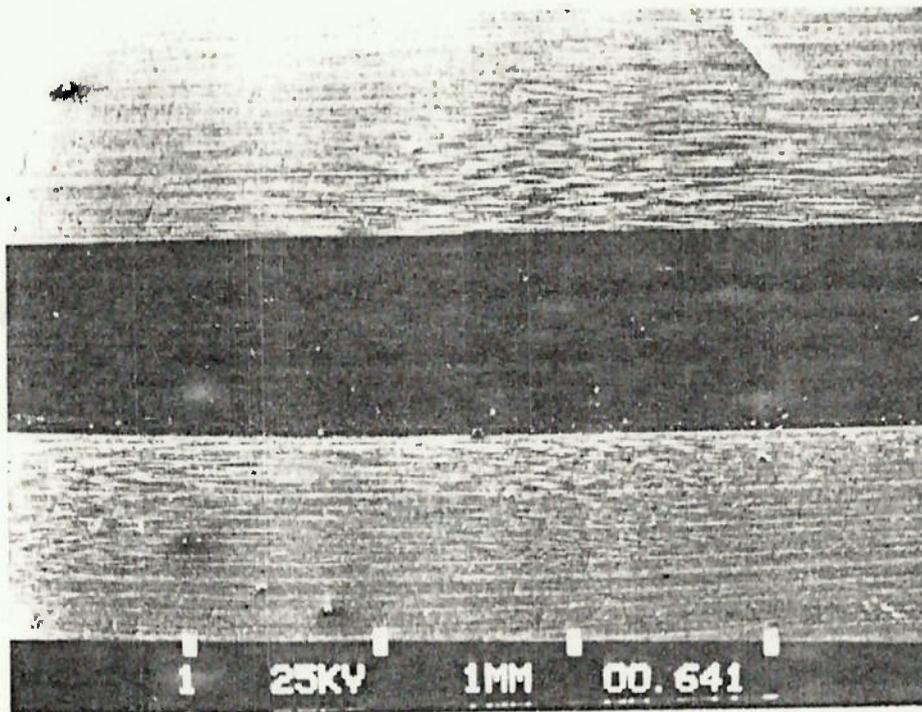


Figura 3.3 (a) Técnica empregada para a medição do arredondamento da ponta da trinca. (b) Vista de uma micrografia mostrando esta característica. Percebe-se a formação de um "buraco" gerado possivelmente, por uma heterogeneidade no material das vizinhanças da ponta da trinca.



a



b

Figura 3.4 (a) Padrão de verificação empregado nas medições da "stretch-zone". (b) Vista do padrão pelo microscópio eletrônico de varredura. Note-se que a parte sombreada mede, de acordo a própria escala, 1 mm., sendo esta a sua medida real. O padrão foi colocado no microscópio de tal forma que o feixe de eletrons incidiu a 90 graus com a superfície inclinada do padrão.

micrografias, o padrão foi colocado no microscópio eletrônico de varredura, possibilitando a determinação de um fator de correção que seria aplicado às medições feitas nas micrografias e

(vi) contando-se com os valores de INTEGRAL-J e o valor do crescimento de trinca durante seu arredondamento (antes do início da fratura), levantou-se uma linha de regressão com 3 pontos, determinando-se assim, a BL experimental desejada.

3.3.4. O método do descarregamento parcial (compliance)

Como foi explicado no capítulo anterior, o uso do método fornecido pelas normas ASTM-813-81 e BS-5762 na determinação do parâmetro de iniciação de fratura, implica no ensaio de pelo menos 5 corpos-de-prova, tornando estas técnicas, demoradas e onerosas. Em vista disto, vários métodos têm sido propostos de tal forma a determinar estes parâmetros com o ensaio de somente um corpo-de-prova. A grande desvantagem destas técnicas é a pouca confiabilidade na determinação do tamanho de trinca associada a um certo ponto sobre a curva de ensaio.

O método que mais tem recebido a atenção dos estudiosos deste campo têm sido o do "compliance" (34). Seu princípio é baseado no fato de que após o corpo-de-prova sofrer deformação plástica, e ser descarregado parcialmente, existem condições de se determinar este parâmetro no ponto sobre a curva, associado ao início do descarregamento. O

valor do compliance posteriormente será relacionado com o tamanho da trinca através de relações determinadas teórica ou experimentalmente. A metodologia aqui empregada foi a seguinte:

(i) empregou-se o entalhe lateral no corpo-de-prova, de tal forma a provocar um crescimento mais uniforme da trinca ao longo da espessura, melhorando portanto, a qualidade dos resultados finais. A espessura efetiva do corpo-de-prova foi calculada através da seguinte relação:

$$B_e = B - \frac{(B - B_n)^2}{B} \quad (3.1)$$

onde:

B...Espessura nominal

B_e...Espessura após o entalhe lateral

Na referência (36) é recomendado que, a profundidade do entalhe lateral não exceda de um valor igual a 0.25 vezes a espessura nominal "B", em vista dos problemas que surgiriam na propagação da pre-trinca de fadiga. Neste ensaio empregou-se uma profundidade de 0.24B ;

(ii) uma vez colocado o corpo-de-prova na máquina de ensaio, deformou-se este na faixa elástica até definir claramente seu compliance inicial. Cargas de até 0.4 vezes a carga limite foram empregadas com tal fim. Subsequentemente, o corpo-de-prova foi carregado, e parcialmente descarregado, de modo consecutivo durante a execução do ensaio. Os

descarregamentos não ultrapassaram o 10% do valor da carga associada ao ponto sobre a curva onde se deu início o processo de descarregamento. Nestes ensaios foram executados 20 descarregamentos, sendo que idealmente deveriam ser de 30. Assim mesmo, registrou-se simultaneamente os deslocamentos do clip-gauge e do acionador hidráulico da carga (LVDT). A figura 3.5 apresenta a curva obtida neste ensaio ;

(iii) um dos problemas enfrentados na aplicação desta técnica, foi o acompanhamento do crescimento da pre-trinca de fadiga. Devido ao entalhe lateral, o crescimento desta trinca, confundia-se com a linha de fundo do entalhe, precisando-se portanto do uso de lupa e refletores de iluminação. Esta tarefa seria mais viável, se o entalhe lateral inicial fosse menos profundo e após pre-trincado o corpo-de-prova, completar-se-ia o entalhe na profundidade desejada ;

(iv) uma vez com a curva registrada, calculou-se o valor do compliance para cada descarregamento executado. Esta tarefa é o ponto crítico do método, sendo esta muito demorada e sujeita a incertezas. Recomenda-se empregar pelo menos 5 pontos de cada descarregamento na determinação da sua regressão linear. A escala da carga no ensaio deverá ser adequada, de tal forma a facilitar a obtenção dos dados, sendo que a escala usada no presente estudo foi a de 250 kgf/cm ;

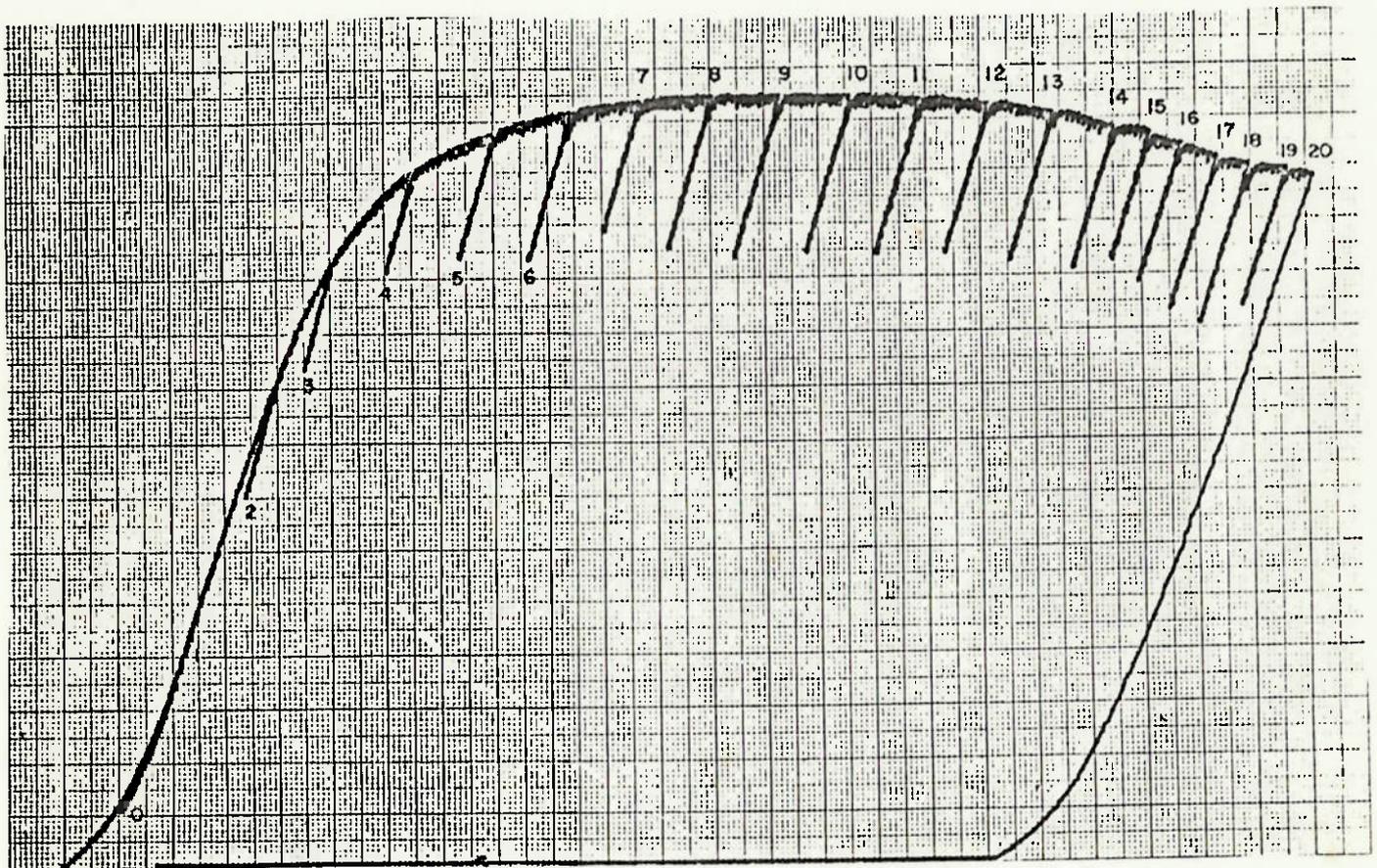


Figura 3.5 Curva de ensaio obtida pelo método do "compliance".

(v) com os valores do compliance, aplicou-se a formulação recomendada na referência (36), obtendo-se o tamanho de trinca associado.

3.3.5 O método fractográfico na determinação de JIC e o CTOD crítico

Este método tem sido utilizado com êxito nos estudos das referências (21)-(27), (39). O princípio é baseado em que, durante o carregamento inicial do corpo-de-prova, gera-se um processo de intensa deformação plástica provocando um arredondamento da ponta da trinca e conseqüentemente um pequeno crescimento desta. A medida que se aumenta a carga, se aumenta o "J" aplicado como também a magnitude deste arredondamento, até um ponto onde começa a fratura. A partir deste instante o tamanho da zona deformada na ponta da trinca (stretch zone-SZ) conservar-se-á constante com os incrementos posteriores de carga próprios do ensaio. A INTEGRAL-J no ponto onde esta característica se torna invariável, é o valor do JIC.

A medida da SZ pode ser determinada através do uso de técnicas de fractografia, sendo que no presente estudo empregou-se o microscópio eletrônico de varredura do Instituto de Física da USP para se fazer estas medições. Nesta perspectiva, foram retiradas 4 amostras dos corpos-de-prova previamente ensaiados na determinação da curva-R segundo a norma ASTM-813-81. Posteriormente, estas foram colocadas no microscópio de varredura tal como apresentado

na figura 3.6. Aqui, para cada corpo-de-prova (ao igual que no estudo da BL) também foram feitas micrografias sobre os pontos localizados a 25%, 50% e 75% da espessura usando-se o planímetro na determinação destas medidas como previamente detalhado na figura 3.4a. A maior dificuldade encontrada na aplicação desta técnica, foi a diferenciação do contorno final da SZ e o início do crescimento estável da trinca, portanto a necessidade de contar com no mínimo 4 amostras. A figura 3.7 apresenta uma micrografia típica empregada nestes cálculos experimentais, onde pode ser observado este aspecto. Com o valor médio da SZ (considerado como valor crítico), faz-se uso da relação 2.20, na determinação do valor de JIC. Na aplicação desta fórmula, adotou-se para "m" um valor igual a 1.8 por razões que explicar-se-ão mais adiante. Igualmente teve-se condições de determinar o valor do CTOD de iniciação com o emprego da equação (2.18).

E necessário lembrar, que no desenvolvimento das duas equações acima citadas, foi assumida a hipótese que o plano da formação da SZ encontra-se localizado sobre um plano a 45 graus da pre-trinca de fadiga. Para verificar este processo, preparou-se uma amostra que possibilite a observação direta deste processo. Esta amostra foi retirada no meio da espessura de um dos corpos-de-prova empregados na determinação da BL experimental. Seguidamente a amostra foi introduzida ao microscópio eletrônico de varredura permitindo a identificação deste fenômeno.

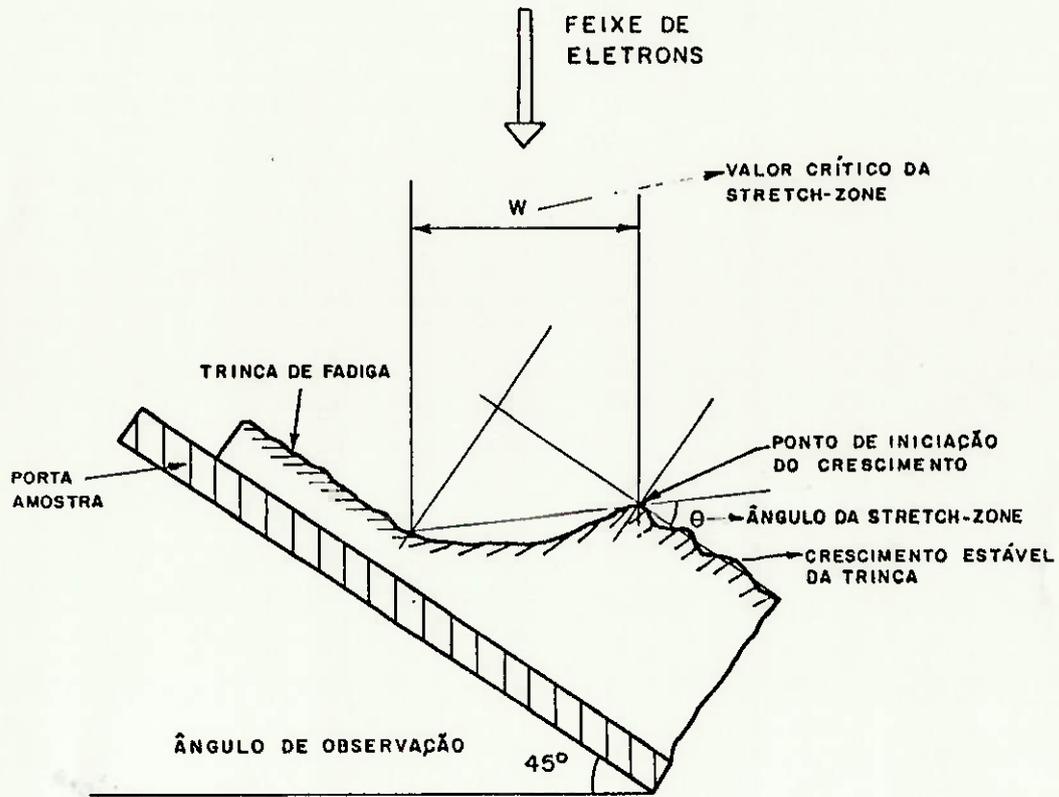


Figura 3.6 Ilustração esquemática da forma como foram colocadas as amostras no microscópio eletrônico de varredura.

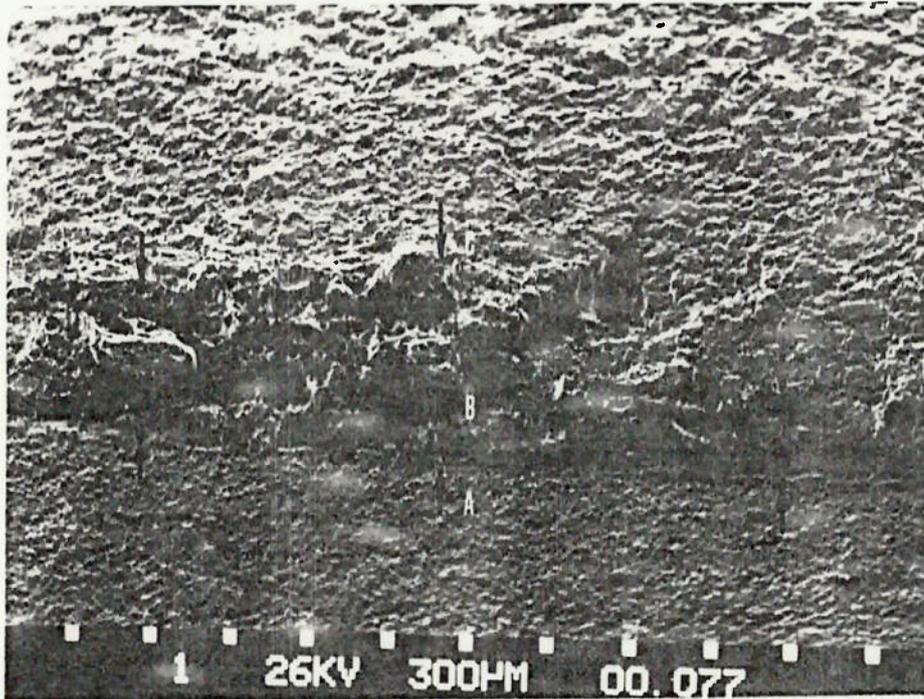


Figura 3.7 Imagem obtida da zona de fratura com microscópio eletrônico de varredura. Observa-se uma real dificuldade para identificar com exatidão o fim da stretch-zone e o início do crescimento estável da trinca. Identifica-se as seguintes superfícies de fratura: "A" trinca de fadiga, "B" stretch-zone, e "C" crescimento estável.

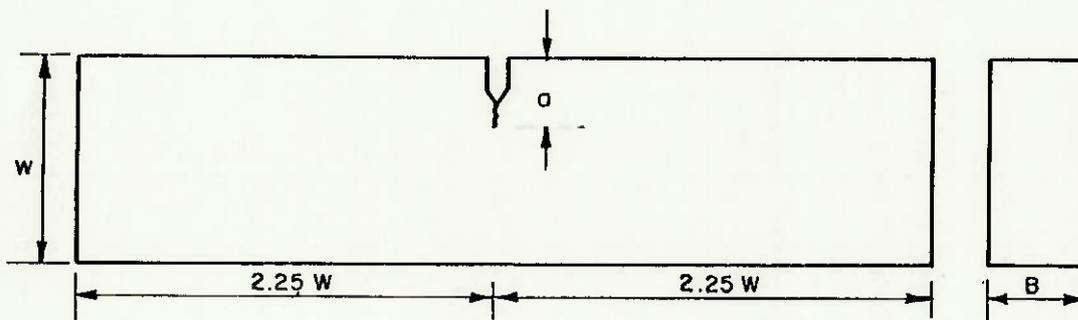
3.3.6 O método da infiltração

No presente estudo, verificou-se também a aplicação deste método, que têm sido aplicado com êxito nos estudos experimentais das referências (16) e (57). Com tal finalidade, seguiu-se a seguinte metodologia:

(i) empregou-se o silicone de uso dental Xantropen Azul como material de impressão do formato da ponta da trinca. A maior dificuldade no uso desta técnica foi encontrar a mistura adequada com o catalisador de endurecimento que acompanha o produto. Lógicamente, a medida que é maior a quantidade de catalisador é menor o tempo de endurecimento. Na execução deste método, empregou-se aproximadamente 3.5 medidas de Xantropen por 0.5 de catalisador ;

(ii) com a finalidade de facilitar a introdução do silicone na ponta da trinca preparou-se 4 corpos-de-prova tal como apresentado na figura 3.8. Como pode ser observado estes obedecem a uma relação de a/W menor do que 0.18 e

(iii) após a infiltração do silicone, carregou-se o corpo-de-prova até o deslocamento desejado, mantendo-se a máquina de ensaio, na condição de carga (hold) por um período de 30 minutos. Após isto, o corpo-de-prova foi fadigado com a finalidade de facilitar a identificação da superfície de fratura. Seguidamente, o silicone já endurecido, foi retirado do corpo-de-prova verificando-se a sua penetração. Impressões que não penetraram até 0.05mm. da ponta da trinca, foram consideradas como inválidas.



MATERIAL ...	TIPO LIGA TEMPERADO-REVENIDO HY-80
CORPO DE PROVA...	TIPO 3 APOIOS (SEN B)
LARGURA (W)...	50 mm
ESPESSURA (B)...	0,5 W
TRINCA DE FADIGA (a)...	MENOR DO QUE 0.18 W

Figura 3.8 Corpos-de-prova com trinca superficial usados nos ensaios.

3.3.7 Avaliação do efeito da mudança de geometria nos corpos-de-prova nas propriedades de fratura

A avaliação do efeito da mudança de geometria do corpo-de-prova nas propriedades de fratura é interessante pois como alguns estudos indicam (42), (44), (45), (48)-(53), o JIC e o CTOD de iniciação não seriam propriedades constantes do material, sendo estes função de características como o tamanho inicial da pre-trinca de fadiga. Deve ser lembrado que, estes parâmetros determinados segundo as normas específicas de ensaio, vem sendo usados em estudos de avaliação de integridade de estruturas e qualificação de processos de soldagem. O fato destes serem variáveis com relação a geometria do corpo-de-prova, provocaria sérios erros de interpretação nestes estudos em vista que a maioria dos defeitos, como os de soldagem, não são do tipo "profundo" tal como as trincas usadas nos corpos-de-prova das normas ASTM-B13-B1 ou BS-5762. Com a finalidade de avaliar esta problemática, foi seguida a metodologia abaixo descrita:

(i) foram preparados 4 corpos-de-prova com trincas iniciais, do tipo superficial, de tal modo que a relação a/W não ultrapasse o valor de 0.18 e

(ii) ensaiou-se estes corpos-de-prova de forma a obter uma curva-R. Uma das dificuldades encontradas nesta fase, foi o cálculo do CTOD e a INTEGRAL-J, em razão da não validade das formulações das respectivas normas, para este tipo de geometria.

Em relação ao primeiro parâmetro, a equação fornecida pela norma BS-5762 supõe que o corpo-de-prova obedece ao modelo da rótula plástica, porém, quando a trinca inicial do corpo-de-prova é superficial, a deformação atingirá além do ligamento da frente da ponta da trinca, as partes laterais do entalhe como também a superfície superior do corpo-de-prova. Nestas circunstâncias, o modelo da rótula plástica não será mais válido.

O problema acima descrito apresenta-se somente para corpos-de-prova que sofrem grandes deformações plásticas durante o ensaio. Para contorná-lo, o emprego de um fator de rotação r_p menor do que 0.4 têm sido usado por vários pesquisadores (51)-(53). Lembra-se que, para a determinação da curva-R, será suficiente carregar os corpos-de-prova até deslocamentos que não excedam em grande escala o deslocamento associado a carga máxima do ensaio. Portanto, a equação que também será usada no presente estudo obedece a:

$$\delta = \delta_e + \delta_p = \frac{K^2 \cdot (1 - \nu^2)}{2 \cdot \sigma_y \cdot E} + \frac{0.3 \cdot (W - a_0) \cdot V_p}{0.3W + 0.7a_0 + z} \quad (3.2)$$

Nota-se que o valor do fator plástico de rotação r_p é de 0.3.

Igualmente, para o cálculo da INTEGRAL-J empregou-se a formulação (2.23) proposta por GARWOOD (29) a qual não requer do uso do fator "n" que relaciona a área da curva de ensaio com a energia alocada para o crescimento da trinca.

Nota-se que o valor deste fator (igual a 2) usado na norma ASTM-813-81 é válido somente para trincas profundas, isto é, maiores que 0.5 vezes a largura "W" do corpo-de-prova.

3.4 RESULTADOS

3.4.1 A INTEGRAL-J e o CTOD

As dimensões dos corpos-de-prova satisfizeram os requisitos de ambas as normas, com exceção de 3 espécimes, que apresentaram um valor menor do que 0.5 para a relação a/W . Este resultado não seria permitido em vista da perspectiva de compatibilização das normas ASTM-813-81 e BS-5762. Lembra-se que a primeira norma fixa um valor mínimo desta relação de 0.5 em virtude a validade da fórmula de cálculo da INTEGRAL-J. Porém, pode ser verificado nas referências (58), (59) e no trabalho publicado pelo WI (36), que o valor desta relação pode ser relaxada até um mínimo de 0.45, sem comprometer os resultados finais. O valor médio conseguido nos corpos-de-prova foi de 0.49, pelo que se acredita que possam ser considerados como válidos.

O gráfico da figura 3.9 apresenta a curva-R em termos da INTEGRAL-J determinada a partir dos dados fornecidos pela referência (56). O valor crítico do "J" calculado para essa curva foi de 676 KJ/m². Igualmente, na figura 3.10 encontra-se a curva-R derivada dos resultados do presente trabalho, sendo que o JIC nesta oportunidade resultou em 600 KJ/m². Em

CURVA-R HY-80

B = 28 MM.

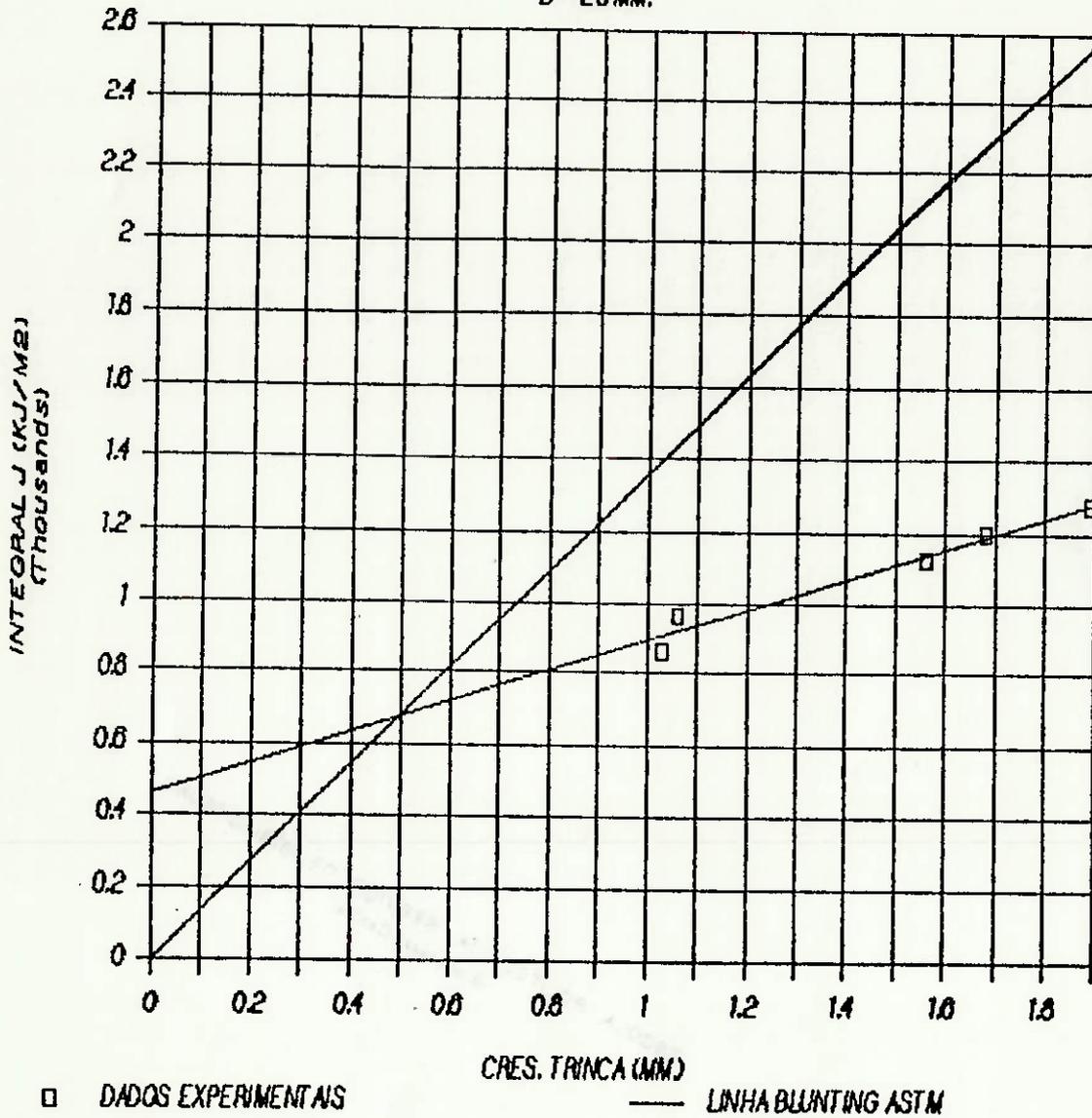


Figura 3.9 Curva-R obtida com os dados da referência (56).

CURVA-R

B=25MM. HY-80

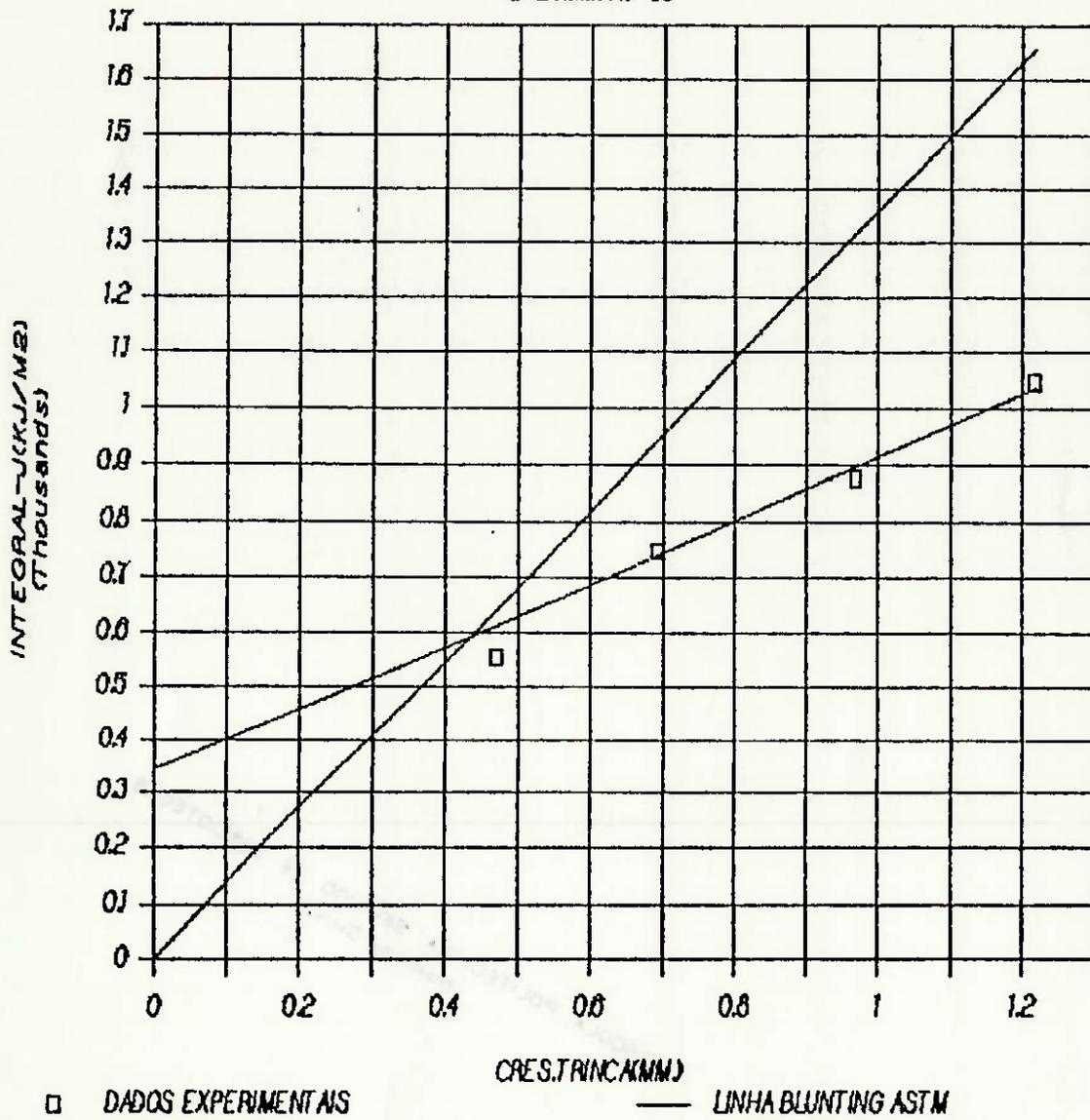


Figura 3.10 Curva-R obtida para a INTEGRAL-J no presente estudo.

ambos os ensaios foram satisfeitas as restrições geométricas impostas pela norma. Por outro lado, com a finalidade de verificar o efeito da diminuição que a espessura produz, na figura 3.11 compara-se as curvas de ambos os estudos.

Com a finalidade de traçar uma regressão linear que forneça maior confiabilidade, levantou-se uma terceira curva-R que considera todos os dados experimentais obtidos nos dois ensaios, lembrando que ambos foram feitos no aço HY-80. O JIC, neste último caso, foi igual a 677.69 KJ/m², sendo que este valor será considerado como referência para futuras comparações com os métodos alternativos. Entretanto, para verificar a aplicabilidade das formulações de cálculo alternativas para a INTEGRAL-J, apresentadas no capítulo anterior, a tabela 3.4 mostra um resumo destes valores para todos os corpos-de-prova de ambos os estudos.

Em relação a CTOD, a figura 3.12 e 3.13 apresentam as curvas-R obtidas de acordo com a norma BS-5762, sendo que para o presente trabalho resultou um valor crítico de 0.34mm e para o da referência (56), 0.36mm. Da mesma maneira, a figura 3.14 apresenta uma comparação de ambas as curvas e a tabela 3.5 um resumo dos valores obtidos com as formulações alternativas de cálculo do CTOD.

3.4.2 O método do duplo clip-gauge

Este método permite o cálculo do fator plástico de rotação r_p usado na norma BS-5762 como também o deslocamento

Comparacao da Curva-R

diferentes geometrias

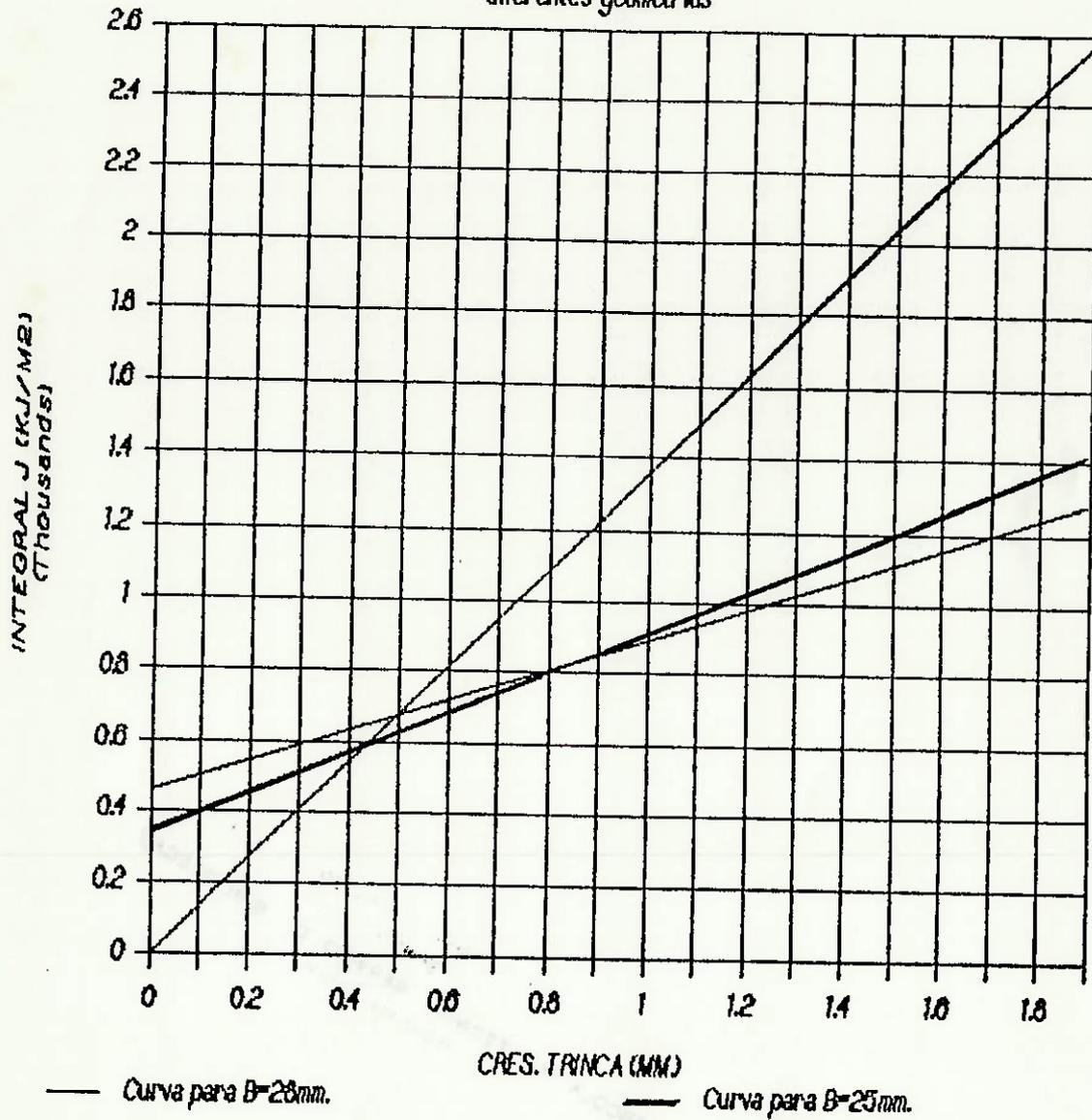


Figura 3.11 Comparação das curvas-R para a INTEGRAL-J.

Tabela 3.4 Resumo dos valores da INTEGRAL-J calculados com as formulações alternativas.

Crescimento da Trinca (mm)	JSC KJ/m ²	JC KJ/m ²	JSE KJ/m ²	JPU KJ/m ²
1.89	1316.23	1275.92	1279.45	1257.86
1.68	1239.19	1201.91	1210.11	1201.76
1.56	1170.54	1127.86	1120.21	1113.49
1.06	1026.97	966.27	965.11	941.16
1.03	902.13	864.23	858.88	830.03
1.22	1087.95	1047.12	1096.19	1091.00
0.97	919.03	875.46	901.37	921.00
0.69	792.13	747.61	770.58	760.00
0.47	592.30	554.62	538.44	570.38

NOTA.-JSC...Método da norma ASTM-813-81 sem corrigir.
 JC...Método da norma ASTM-813-81 corrigido.
 JSE...Método de simples estimação (equação 2.24)
 JPU...Método do ponto Único (equação 2.25)

Tabela 3.5 Resumo dos valores do CTOD calculados a partir das fórmulas alternativas.

Crescimento da Trinca (mm)	CTOD N (mm)	CTOD DCG (mm)	CTOD DP (mm)
1.89	1.110	-----	1.100
1.68	1.039	-----	1.038
1.56	0.953	-----	0.951
1.06	0.821	-----	0.821
1.03	0.727	-----	0.725
1.22	0.948	1.045	0.946
0.97	0.798	0.929	0.797
0.69	0.666	0.797	0.662
0.47	0.583	-----	0.580

NOTA.- (1) CTOD N.....Método da norma BS-5762.
 CTOD DCG...Método do duplo clip-gauge (equação 2.32).
 CTOD DP....Método do ponto de aplicação da carga (equação 2.33).

(2) As linhas indicam que nesses ensaios não se obtiveram resultados.

CTOD CRITICO-CURVA-R

B=28MM. HY-80

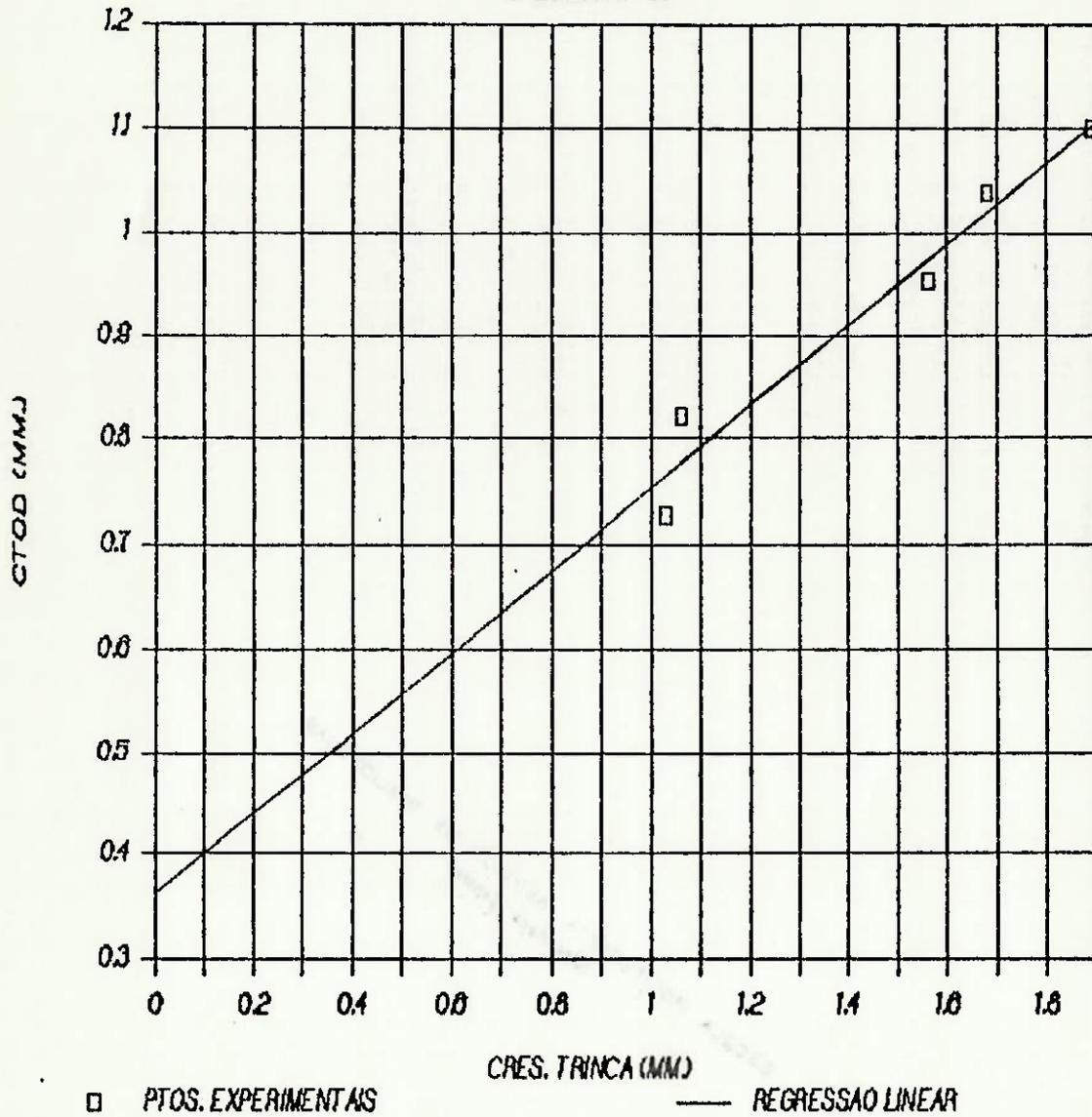


Figura 3.12 Curva-R do CTOD obtida segundo o estudo da referência (56).

CTOD CRITICO-CURVA-R

HY-80

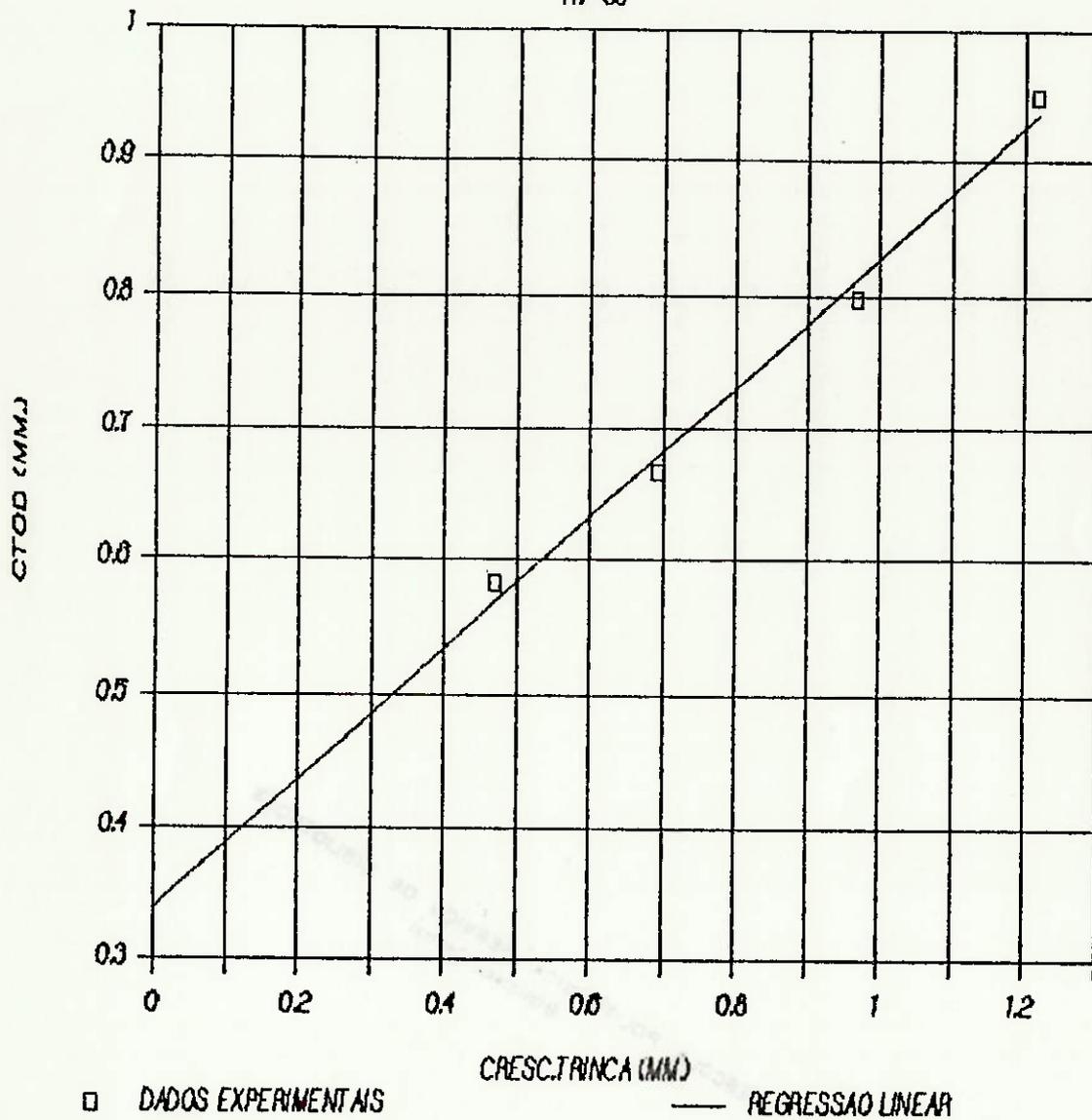


Figura 3.13 Curva-R obtida no presente estudo em termos do CTOD.

CTOD CRITICO PARA DIFERENTES GEOMETRIAS

HY-80

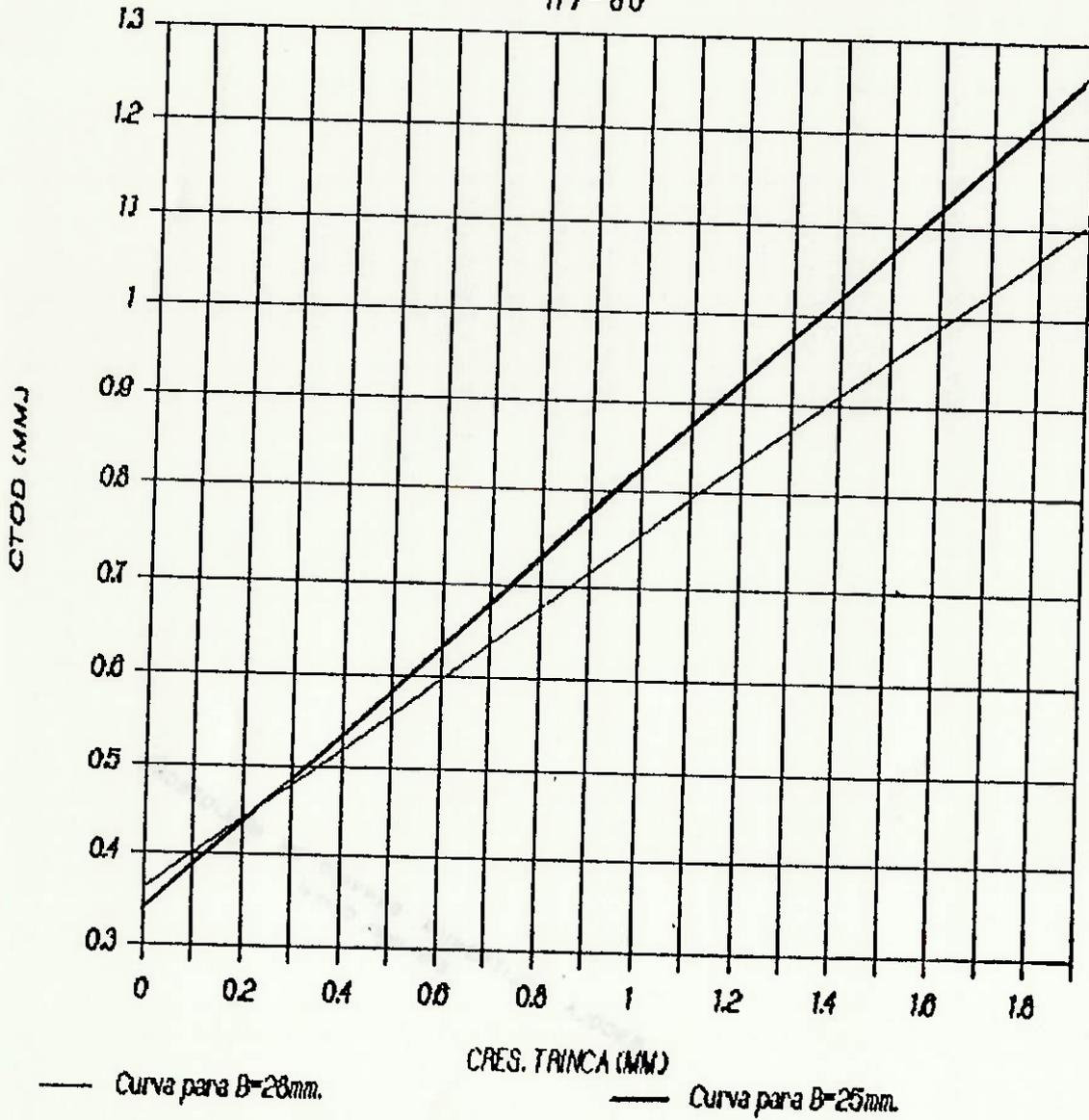


Figura 3.14 Comparação das curvas-R para o CTOD.

real do ponto de aplicação da carga. Os gráficos das figuras 3.15 e 3.16 apresentam respectivamente estes resultados.

3.4.3 Determinação experimental da linha de arredondamento da ponta da trinca (BL)

A tabela 3.6 faz um resumo dos valores experimentais da SZ encontrados nas amostras ensaiadas no microscópio eletrônico de varredura. O gráfico da figura 3.17 apresenta simultaneamente a BL experimental obtida, e a que propõe a norma ASTM-813-81.

3.4.4 O método do descarregamento parcial (compliance)

A tabela 3.7 apresenta os resultados encontrados com o uso da técnica do "compliance". Também o gráfico da figura 3.18 ilustra a variação do valor do compliance em função ao número dos descarregamentos aplicados durante o ensaio. Já os gráficos das figuras 3.19 e 3.20 apresentam os resultados em termos de JIC e o CTOD de iniciação, sendo que estes valores são iguais a 400 KJ/m² e 0.32 mm, respectivamente.

3.4.5 O método fractográfico na determinação de JIC e o CTOD crítico

A micrografia apresentada na figura 3.21 ilustra como foi o processo de arredondamento da ponta da trinca. Observa-se que este processo se gerou num plano inclinado de 38 a 40 graus, em relação a trinca de fadiga. Igualmente, a micrografia da figura 3.22 apresenta outra vista do mesmo

Rp METODO DUPLO CLIP-GAUGE

Corpo-de-Prova #3

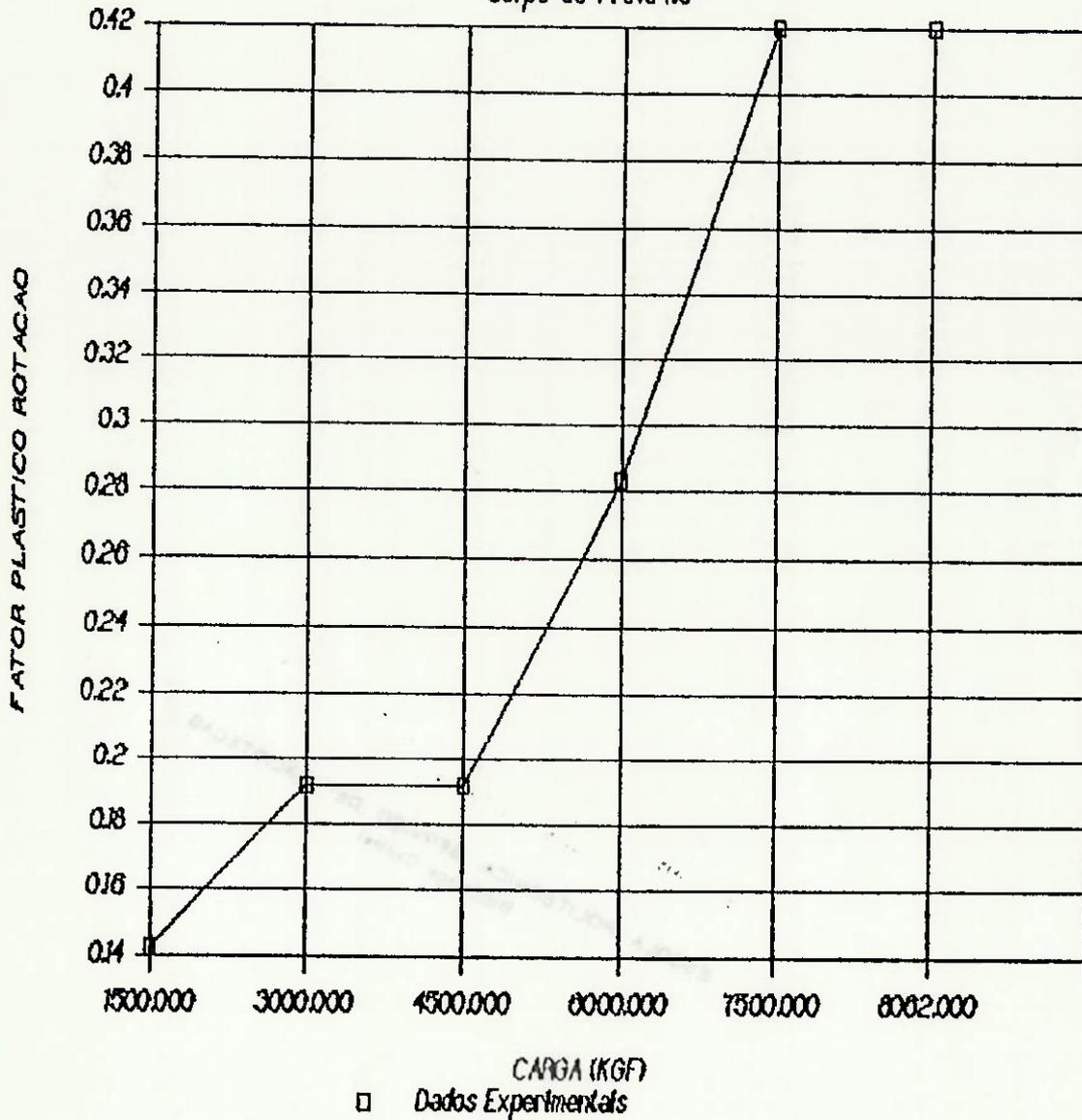


Figura 3.15 Comportamento do fator plástico de rotação r_p durante a execução de um dos ensaios. Como regra geral, em todos os ensaios onde registraram-se este tipo de curva, o r_p mudou rapidamente seu valor a partir dos 4500 Kgf., de 0.18 até 0.4.

METODO DUPLO CLIP-GAUGE

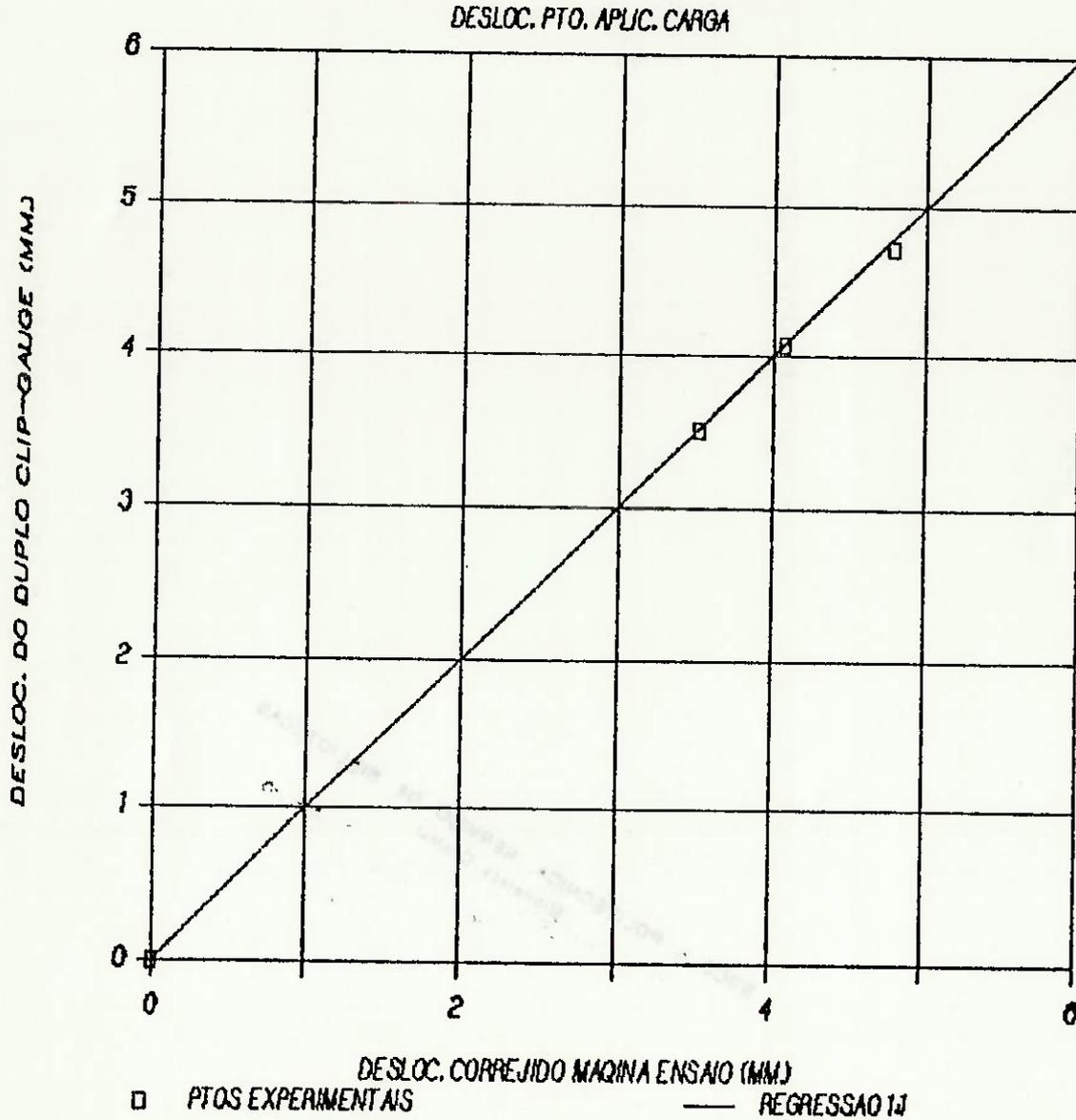


Figura 3.16 Comparação do valor do deslocamento do ponto de aplicação da carga obtida pelo método do duplo clip-gauge e o valor corrigido do mesmo parâmetro obtido pelo equipamento LVDT da máquina de ensaio.

Tabela 3.6 Valores da medida experimental da SZ (W) para a determinação experimental da linha de arredondamento da ponta da trinca.

Corpo-de-prova	Local da medida (% da Espessura)	Valor obtido para W (microns)
01	25	77.269
01	50	57.348
01	75	65.679
		Média 66.765
02	25	75.091
02	50	91.535
02	75	59.645
		Média 75.420
03	25	50.989
03	50	37.740
03	75	48.493
		Média 45.740

NOTA.-De acordo a figura 2.2 o crescimento da trinca para cada corpo-de-prova (antes do inicio da fratura), será igual a "W" vezes o cosseno do ângulo formado entre a trinca de fadiga e o seu crescimento estável.

Tabela 3.7 Resultados obtidos com a técnica do compliance.

Número de descarregamentos	Compliance calculado (mm/Kgf)*10E-5	Tamanho atual (mm)	Crescim. trinca (mm)	Valor J (KJ/m2)	Valor CTOD (mm)
00	7.35	24.46	-0.046	-----	-----
01	7.20	24.28	-0.234	-----	-----
02	6.06	24.02	-0.492	-----	-----
03	7.00	24.02	-0.492	-----	-----
04	7.22	24.30	-0.209	-----	-----
05	7.20	24.28	-0.234	-----	-----
06	7.20	24.28	-0.234	-----	-----
07	7.55	24.71	0.198	383.69	0.344
08	7.70	24.88	0.377	459.69	0.412
09	8.10	25.34	0.833	537.89	0.476
10	8.20	25.45	0.944	611.94	0.543
12	8.50	25.77	1.265	760.43	0.685
14	8.07	25.98	1.471	893.03	0.814
16	9.00	26.28	1.771	966.87	0.882
17	9.30	26.57	2.059	999.60	0.922
18	9.50	26.76	2.246	1036.23	0.956
19	9.75	26.98	2.472	1073.35	0.990
20	1.01	27.32	2.813	1096.73	1.012

NOTA.-(1) As medidas físicas da trinca inicial e final foram 24.51mm e 27.736mm respectivamente. Os descarregamentos 00 e 20 foram o inicial e final.

(2) Os valores da INTEGRAL-J foram calculados através da fórmula da norma ASTM-813-81 e corrigidos de acordo o procedimento da referência (33).

(3) Os valores do CTOD foram calculados através da fórmula da norma BS-5762.

(4) Nos descarregamentos que não figuram, não se obtiveram dados do compliance confiáveis.

Tabela 3.8 Valores encontrados da SZ para determinação da INTEGRAL-J crítico e o CTOD de iniciação.

Corpo-de prova	Local da Medida (% da Espessura)	Valor obtido para W (mm)
01	25	0.3606
01	50	0.3047
01	75	0.2620
		Média 0.3091
02	25	0.2809
02	50	0.2008
02	75	0.1614
		Média 0.2140
03	25	0.2980
03	50	0.2234
03	75	0.2752
		Média 0.2650
04	25	0.4897
04	50	0.2905
04	75	0.3690
		Média 0.3830
		Média final 0.2927

NOTA.-Igualmente, de acordo com a figura 2.2, o crescimento da trinca (previa ao início da fratura) será igual a "W" vezes o cosseno do ângulo formado entre a trinca de fadiga e o seu crescimento estável. Como visto na micrografia da figura 3.21, este ângulo é aproximadamente igual a 40 graus o que resulta um crescimento final da trinca, durante o seu arredondamento de 0.2242 mm.

Comparacao linhas Blunting

Norma ASTM-Experimental

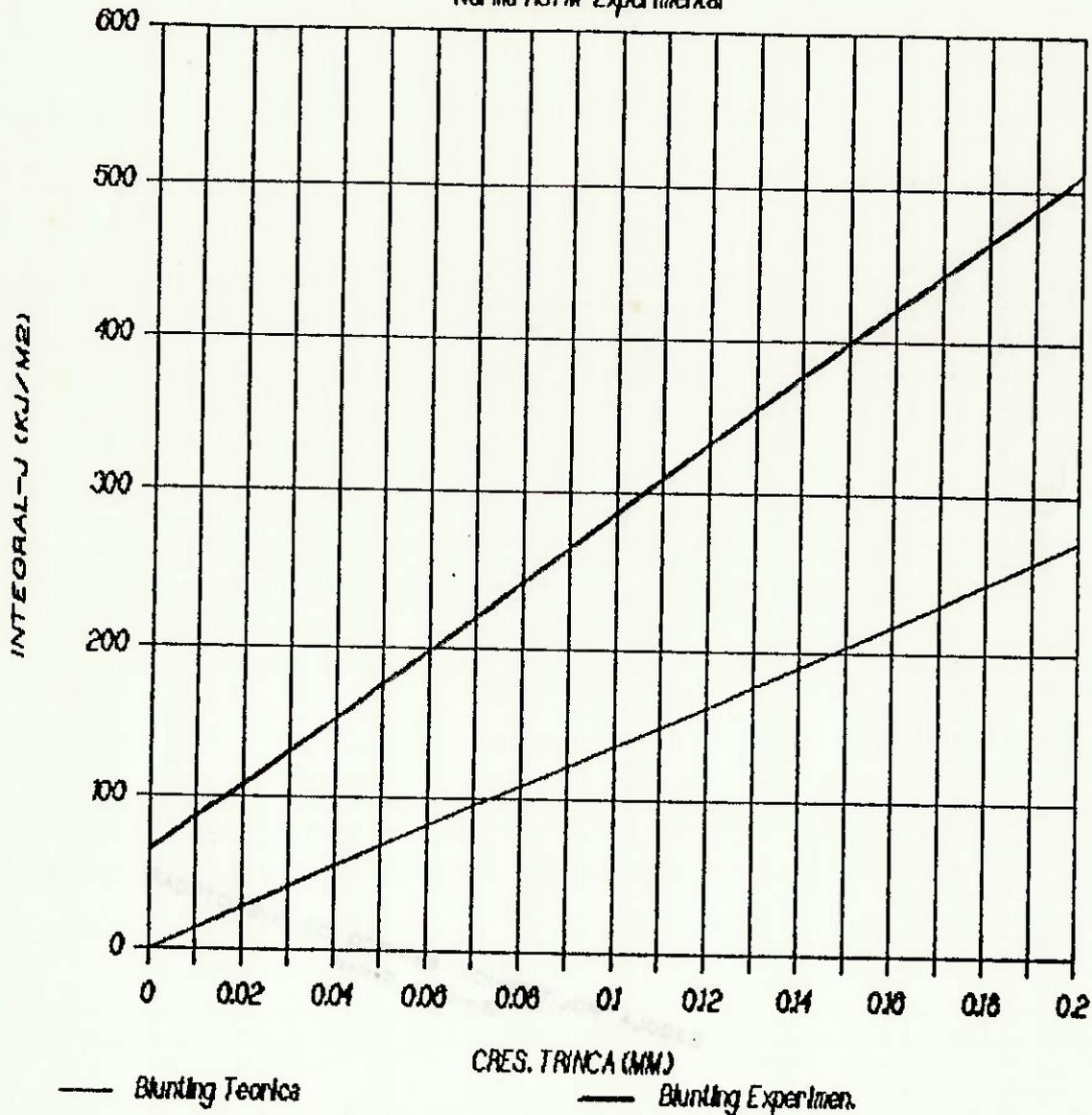


Figura 3.17 Comparação da linha "blunting" experimental obtida no presente estudo e a que propõe a norma ASTM-813-81. Verifica-se uma sensível diferença na inclinação de ambas as linhas.

METODO COMPLIANCE

HY-80

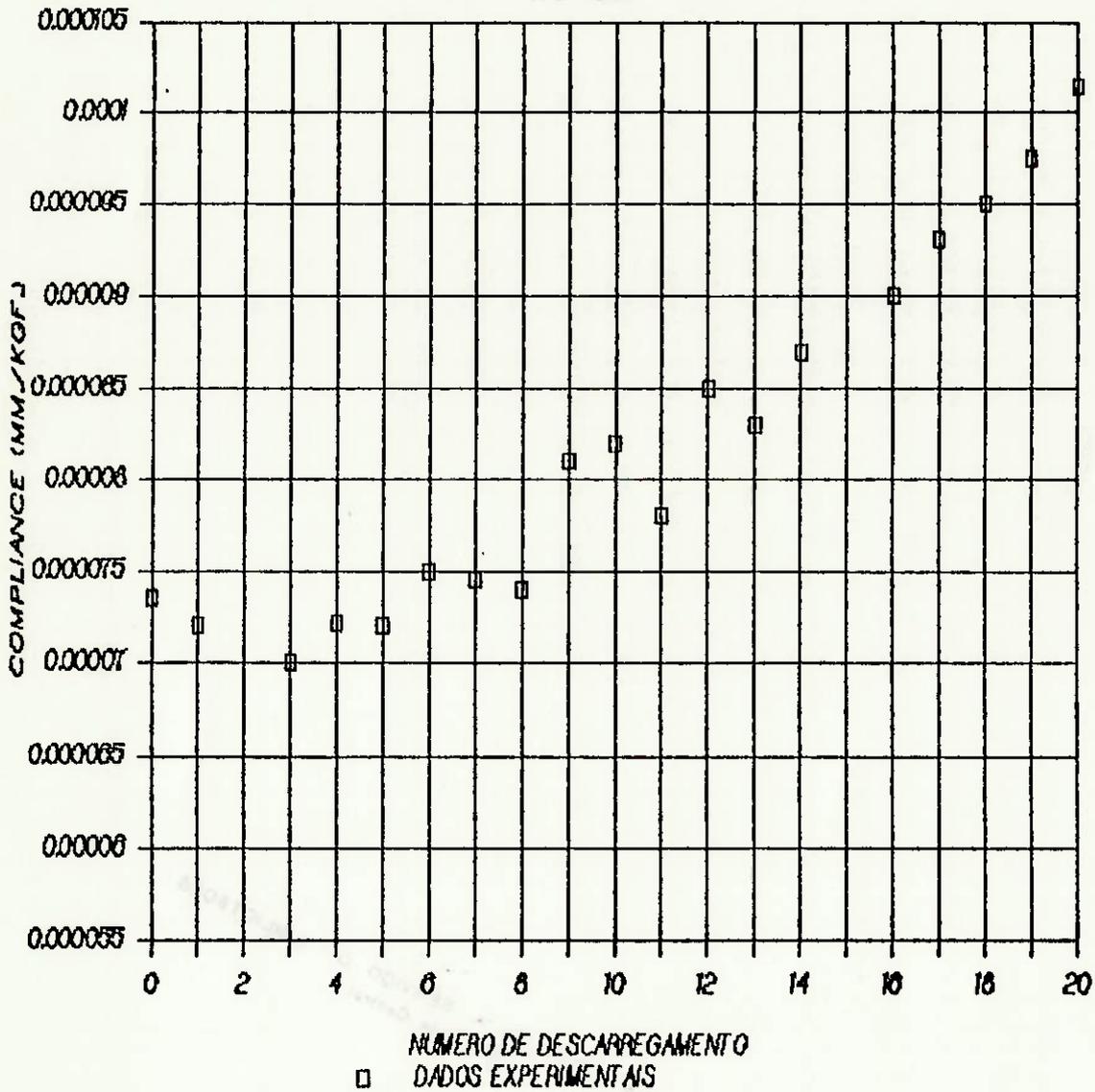


Figura 3.18 Variação do valor do compliance em função dos descarregamentos parciais aplicados durante o ensaio.

CURVA-R METODO COMPLIANCE

HY-80

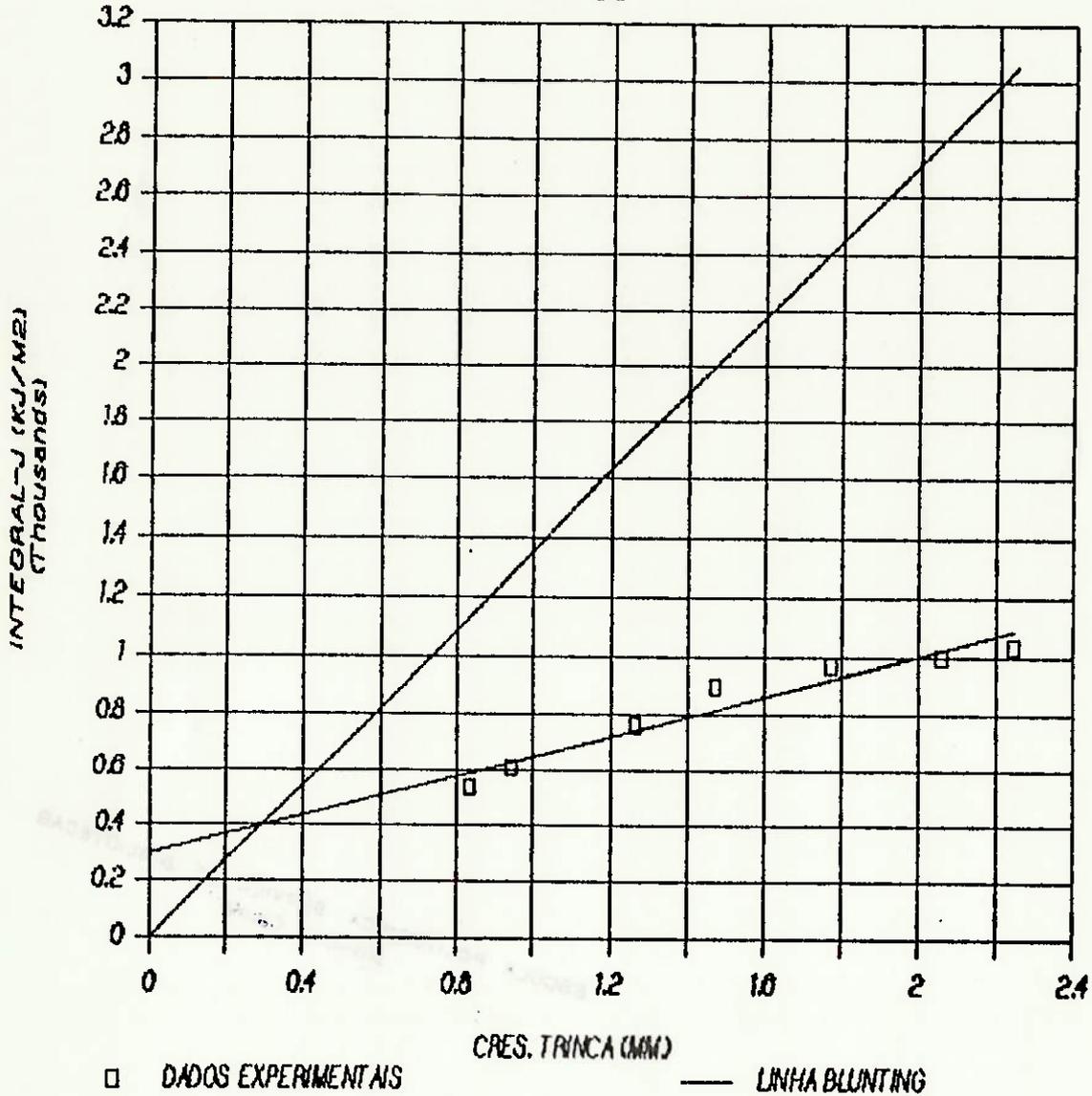


Figura 3.19 Determinação do JIC através do método do compliance.

CTOD METODO COMPLIANCE

HY-80

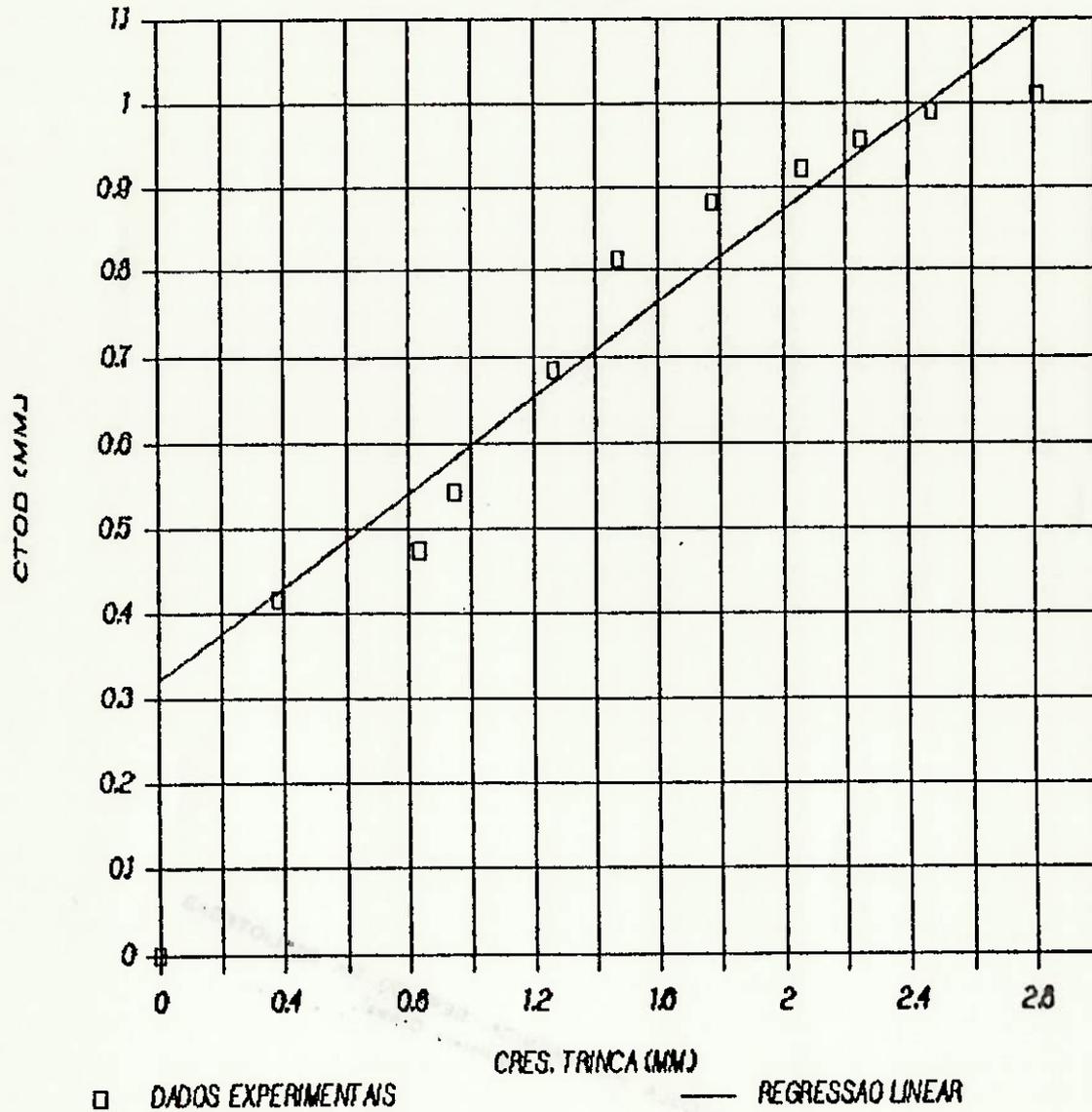


Figura 3.20 Determinação do CTOD de iniciação pelo método do compliance.

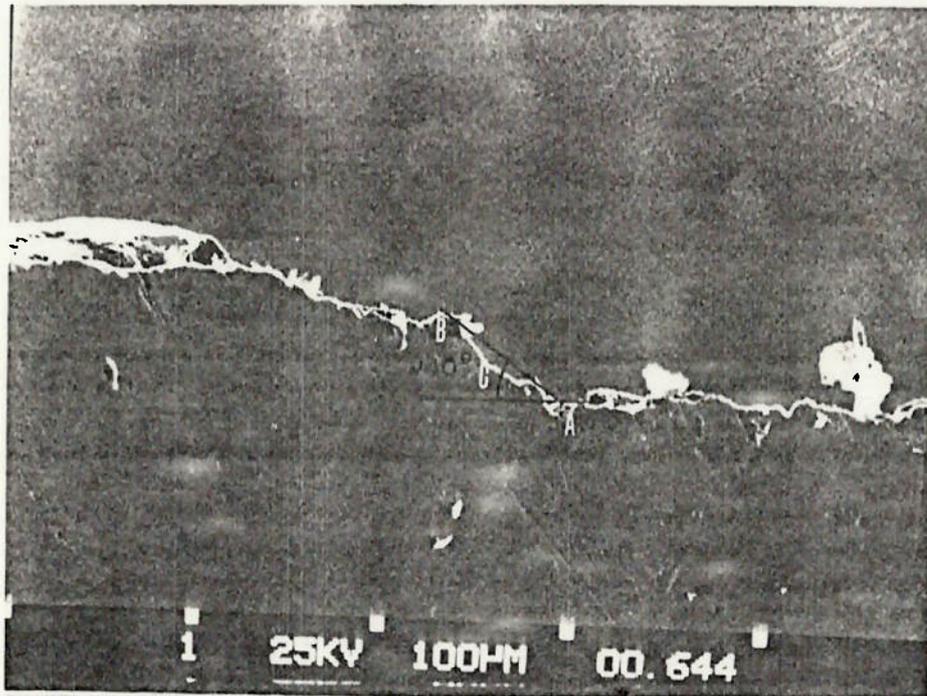


Figura 3.21 Micrografia que apresenta o processo de arredondamento da ponta da trinca. Observa-se claramente um ângulo, de aproximadamente 40 graus (sobre a superfície C), entre a pre-trinca (superfície A) e a pos-trinca de fadiga (superfície B).

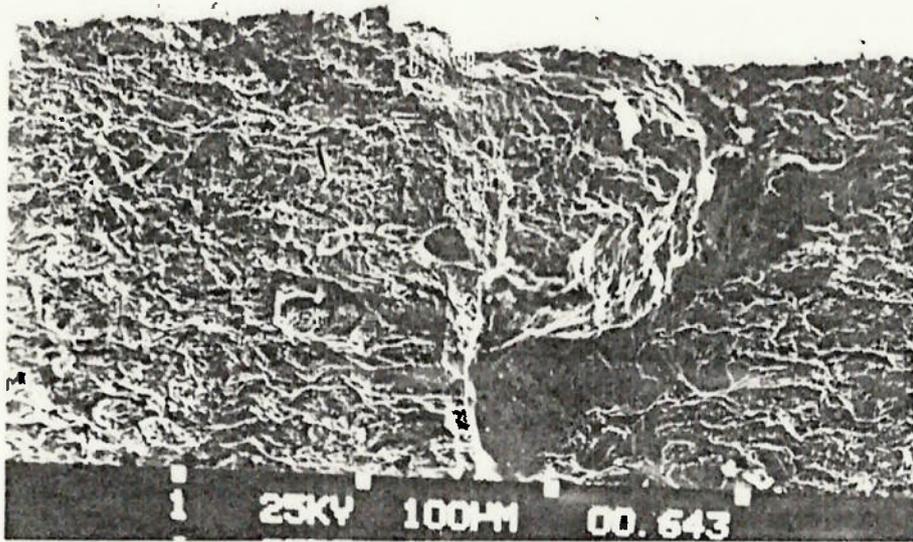


Figura 3.22 Vista auxiliar do processo de arredondamento da ponta da trinca. Verifica-se uma clara diferença entre as superfícies A-C-B.

processo, onde distingue-se claramente as diferenças das superfícies da fratura. A tabela 3.8 apresenta os valores experimentais da SZ para os corpos-de-prova ensaiados. A média final do valor crítico desta zona foi de 0.2927mm. Com esta característica e com a ajuda da equação 2.20 tem-se que o JIC procurado é igual a 405 KJ/m².

Entretanto, a figura 3.23 apresenta um gráfico onde projetou-se o valor do crescimento da trinca, durante o seu processo de arredondamento, até a interseção com a nova BL previamente determinada, fornecendo um valor de JIC aproximado de 570 KJ/m². Também, neste mesmo gráfico é apresentado a curva-R de referência, determinada segundo a norma ASTM-B13-B1.

Igualmente, o valor de iniciação do CTOD pode ser inferido da aplicação da seguinte relação (vide figura 2.2):

$$\delta = 2 \cdot \text{tang } \theta \cdot \Delta a_{sz} \quad (3.3)$$

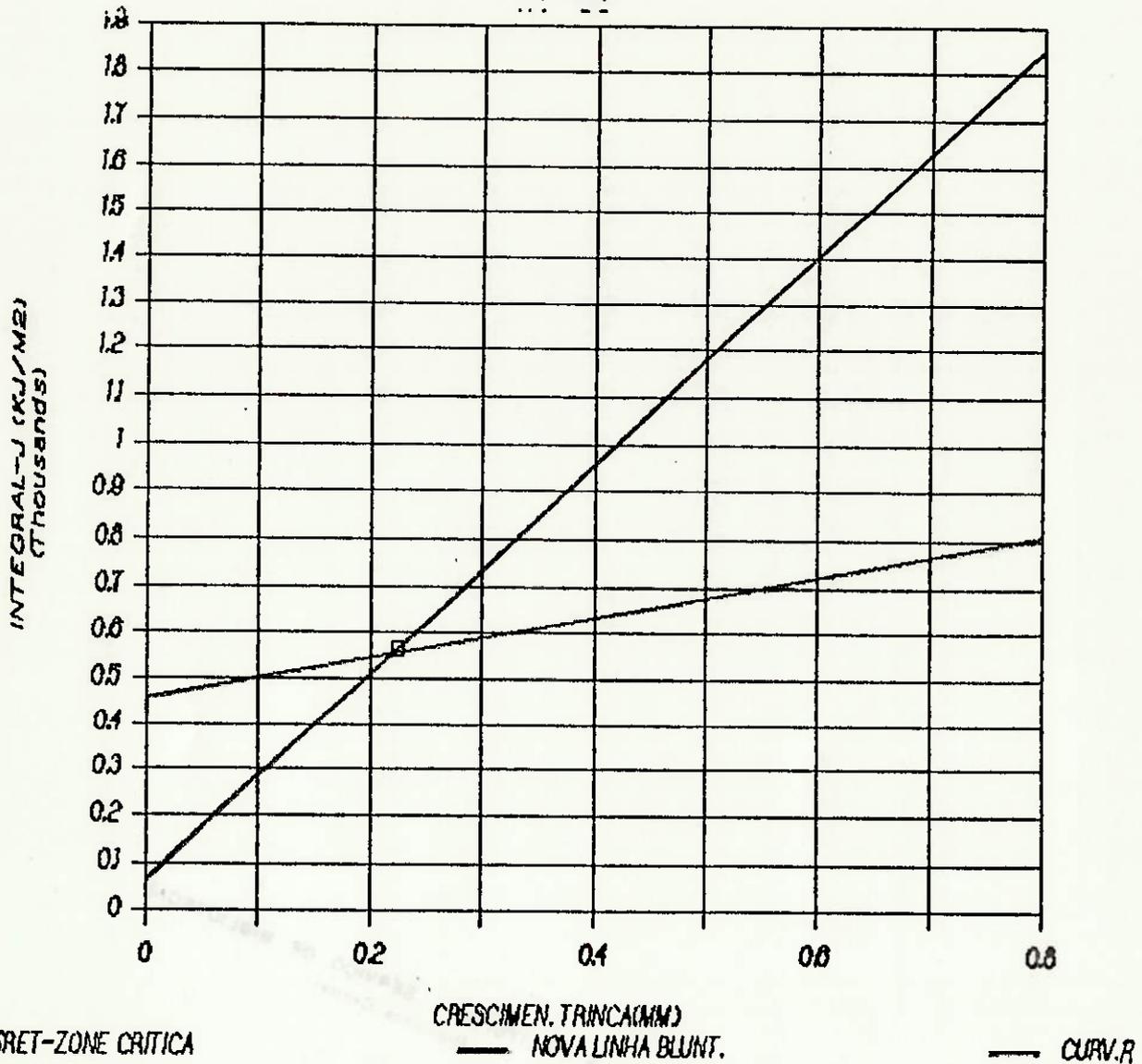
onde:

θ ... Ângulo entre os planos da trinca de fadiga e o crescimento estável da mesma (figura 2.2).

Portanto, tem-se que o CTOD de iniciação, determinado por esta técnica, é igual a 0.36mm.

JIC METODO STRETCH ZONE

HY-80



□ SRET-ZONE CRITICA

— NOVA LINHA BLUNT.

— CURV.R

Figura 3.23 Determinação do JIC através do valor crítico do crescimento da trinca durante seu arredondamento (Δa_{sz}) e a nova BL. Observa-se que o valor do JIC desejado, resultante da projeção de Δa_{sz} sobre esta linha experimental, fornece um valor idêntico ao determinado com a interseção da curva-R do material e a nova BL.

3.4.6 Método da infiltração

Não se conseguiram resultados positivos no uso desta técnica em razão da grande dificuldade de encontrar a mistura certa entre o silicone e o catalisador. Pequenas mudanças neste último elemento fizeram com que a mistura endurecesse rapidamente, não permitindo a sua penetração na ponta da trinca. Esta mesma problemática foi prevista por YOU e KNOTT (48) para o aço HY-80, em virtude ao formato "zig-zag" do crescimento da trinca, não permitindo a penetração do silicone.

3.4.7 Avaliação do efeito da mudança da geometria nos corpos-de-prova nas propriedades de fratura

As figuras 3.24 e 3.25 apresentam uma comparação das curvas-R para trincas profundas e superficiais, em termos da INTEGRAL-J e CTOD respectivamente, lembrando-se que estas propriedades, para o primeiro tipo de trincas, foram determinadas seguindo a metodologia fornecida nas respectivas normas.

3.4.8 Valor do parâmetro "m" na relação da INTEGRAL-J e o CTOD

Com o uso da equação (2.33) e com os valores obtidos da INTEGRAL-J e o CTOD calculou-se o valor deste parâmetro para todos os corpos-de-prova resultando o gráfico da figura 3.26.

CURVA-R PARA DIFERENTES GEOMETRIAS

TRINCAS SUPERFICIAIS E PROFUNDAS

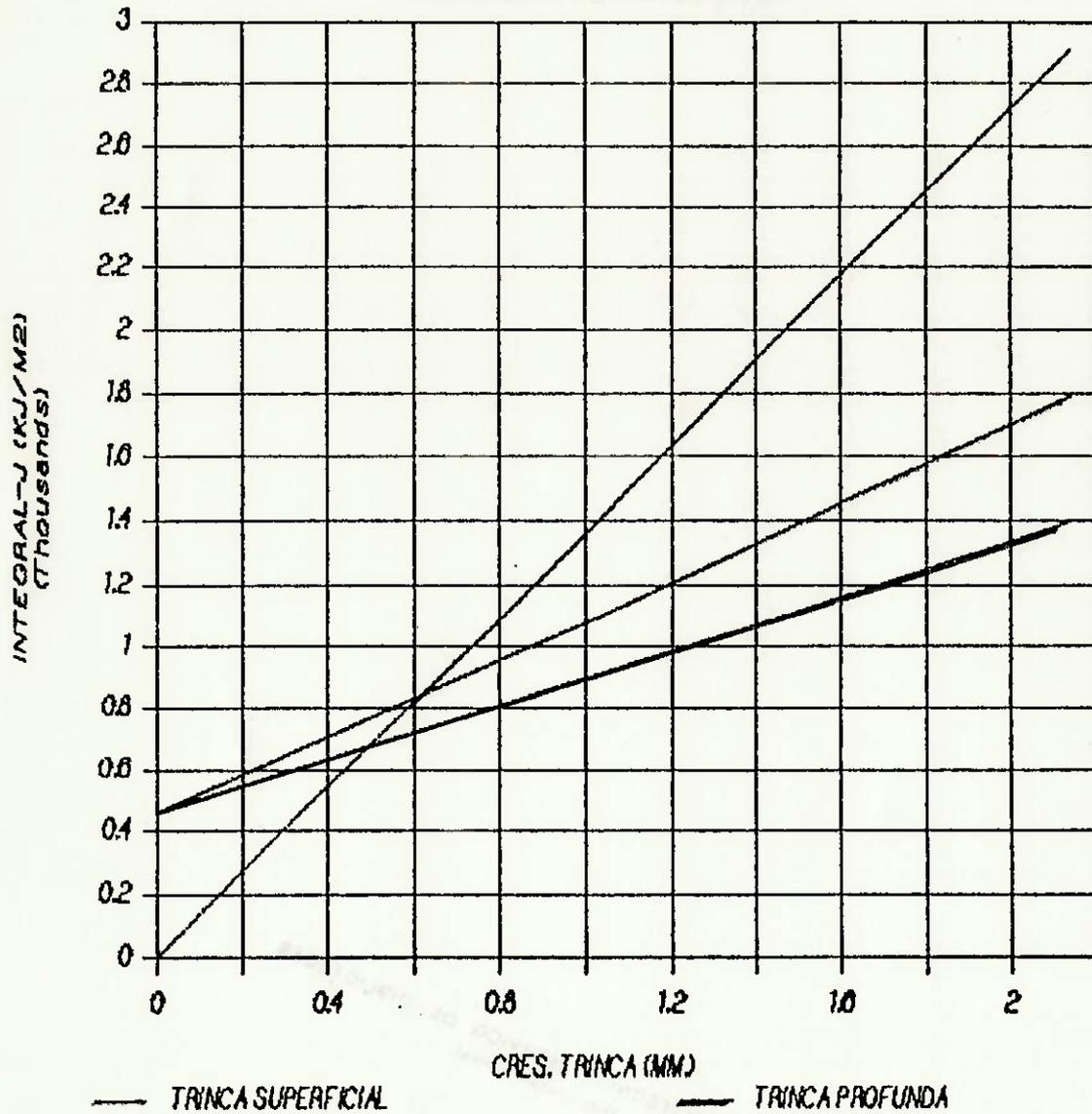


Figura 3.24 Comparação das curva-R para trincas profundas e superficiais em termos da INTEGRAL-J.

COMPARAÇÃO DAS DUAS GEOMETRIAS

TRINCAS SUPERFICIAIS E PROFUNDAS

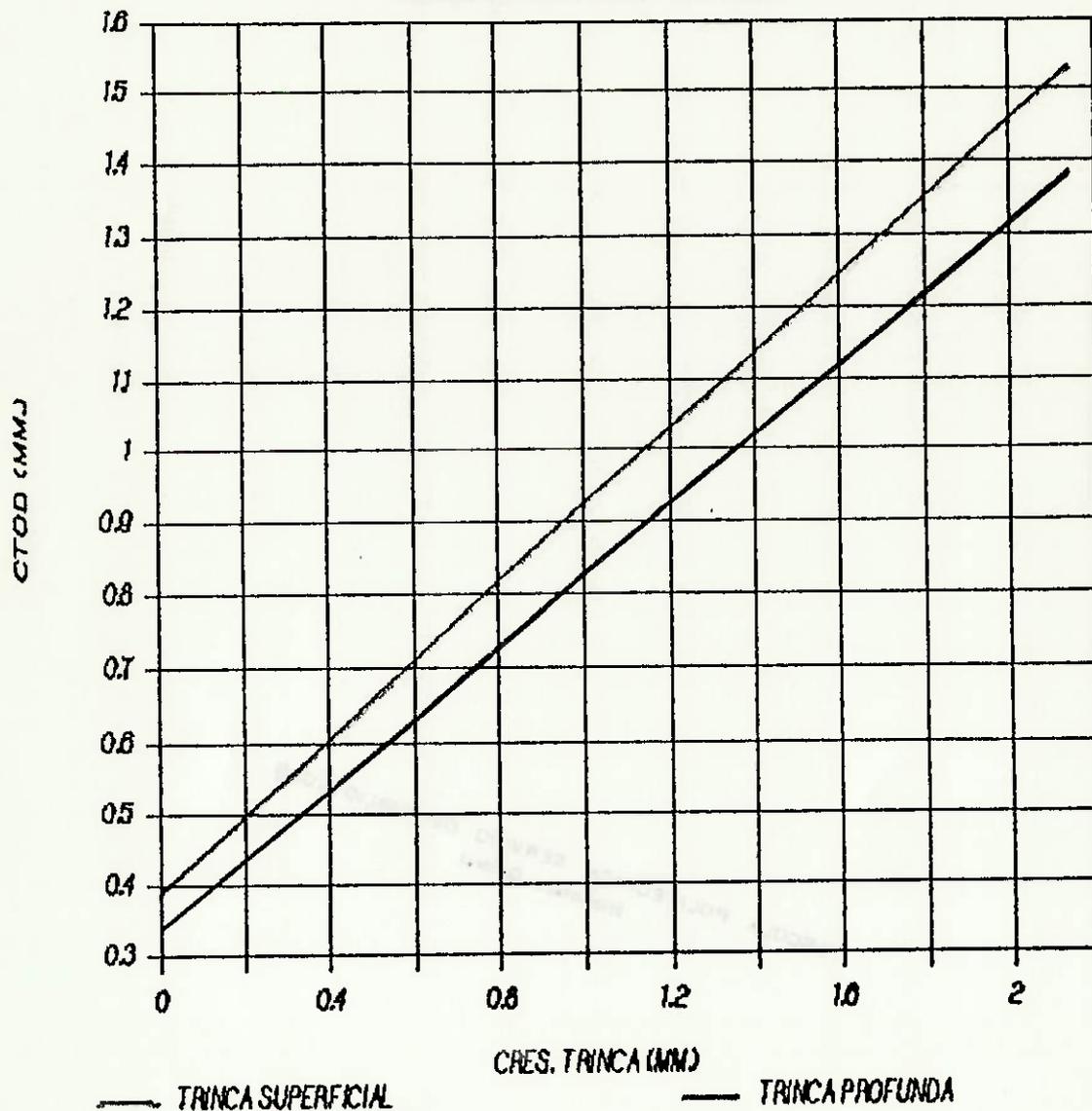


Figura 3.25 Comparação da curvas-R para trincas superficiais e profundas em termos do CTOD.

VARIACAO DO PARAMETRO "m"

PARA A/W-05 E A/W-02

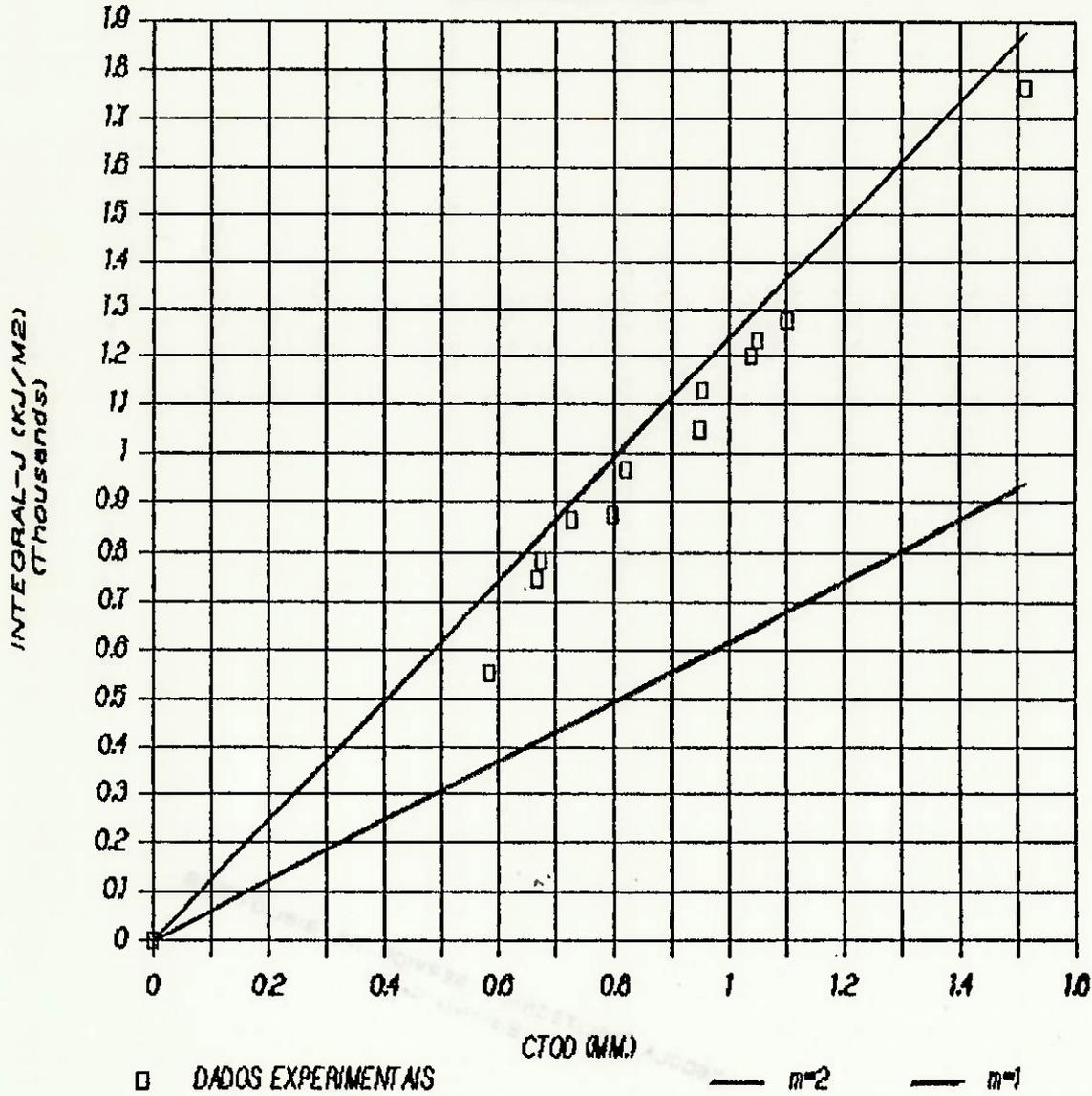


Figura 3.26 Valor do parâmetro "m" para todas as geometrias estudadas.

-CAPITULO IV-

ANALISE DOS RESULTADOS

4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Um dos principais objetivos deste trabalho foi o de realizar um estudo da problemática envolvida na execução dos ensaios da Mecânica da Fratura e apresentar resultados que ajudem a compreensão dos métodos alternativos existentes. Assim, considerando-se as restrições, principalmente econômicas, tentou-se aproveitar ao máximo os corpos-de-prova e o uso da máquina de ensaio, com a aplicação simultânea de novos métodos que estão relacionados com o estudo dos parâmetros da Mecânica da Fratura. Verifica-se, após a execução dos ensaios programados, a viabilidade do uso destes métodos. A seguir, na mesma sequência de assuntos seguida no capítulo III, discutir-se-á os resultados experimentais obtidos.

4.2 OS ENSAIOS PADRONIZADOS DA INTEGRAL-J E O CTOD

4.2.1 A INTEGRAL-J

No uso do método da norma ASTM-813-81, tem-se observado a necessidade do emprego do planimetro na determinação da área

da curva do ensaio. A aplicação de métodos pouco aprimorados, podem induzir erros no resultado final que podem chegar na ordem de 7%. Igualmente, o processo de medição da trinca inicial de fadiga e a trinca resultante após o ensaio, converte-se em uma tarefa demorada, e portanto o emprego de uma lupa graduada faz-se também necessária. Os erros que são cometidos na medição destes parâmetros afetarão o resultado final, e em especial a inclinação da curva-R, também conhecida como Tearing Modulus.

Também é importante a consideração dos deslocamentos elásticos produzidos pela deformação da máquina de ensaio, tal como pode ser apreciado nos resultados dos valores da INTEGRAL-J na tabela 3.4. O uso de técnicas que possibilitem a correção da curva, tal como a proposta por BUZZARD e FISHER, faz-se indispensável na determinação do valor de JIC.

Igualmente, será de muita importância, possuir material suficiente para preparar pelo menos 3 a 4 corpos-de-prova extras, que sirvam de substitutos caso que se apresentem problemas durante a execução dos ensaios.

O uso de fórmulas alternativas no cálculo da INTEGRAL-J que não precisem de dados como a área abaixo da curva, torna-se útil no sentido que abrevia o tempo na determinação da curva-R. Neste trabalho empregou-se as formulações desenvolvidas pelos pesquisadores GARWOOD (equação 2.23) e SHEN-WAI (equação 2.24) as quais apresentaram bons

resultados quando comparadas com a equação que fornece a norma, tal como aprecia-se na tabela 3.4.

A diferença encontrada nos valores do JIC que foram determinados através das curvas-R apresentadas nas figuras 3.10 e 3.11, estão dentro da própria dispersão na execução do ensaio, embora possa ser justificada pelo fato que a origem do material empregado em ambos os estudos foi diferente. É oportuno lembrar, que o processo de iniciação da fratura é extremamente dependente das partículas de segunda fase que se localizam nas vizinhanças da ponta da trinca e o fato que exista um padrão que qualifique ambos os aços como HY-80, não garante que estes sejam idênticos. Finalmente, as geometrias dos corpos-de-prova e as condições próprias de ambos os ensaios foram um pouco diferentes, portanto, não é de todo estranho este tipo de resultado. Mesmo assim, a curva-R da figura 4.1, a qual reúne todos os pontos experimentais, deixa claro que existe uma tendência bem definida na formação de uma única curva-R.

A diferença encontrada na inclinação das curvas-R apresentadas nas figuras 3.10 e 3.11 aparece em virtude das diferentes espessuras usadas em ambos os ensaios. O estado de tensões existente na frente da ponta da trinca é função da geometria do corpo-de-prova e tem extrema influência no processo que segue após iniciada a fratura. Portanto, no estudo de avaliação da integridade de estruturas, será conveniente que a espessura do corpo-de-prova seja compatível com a dimensão da peça a ser avaliada.

CURVA-R HY-80

TODOS PTOS. EXPERIMENTAIS

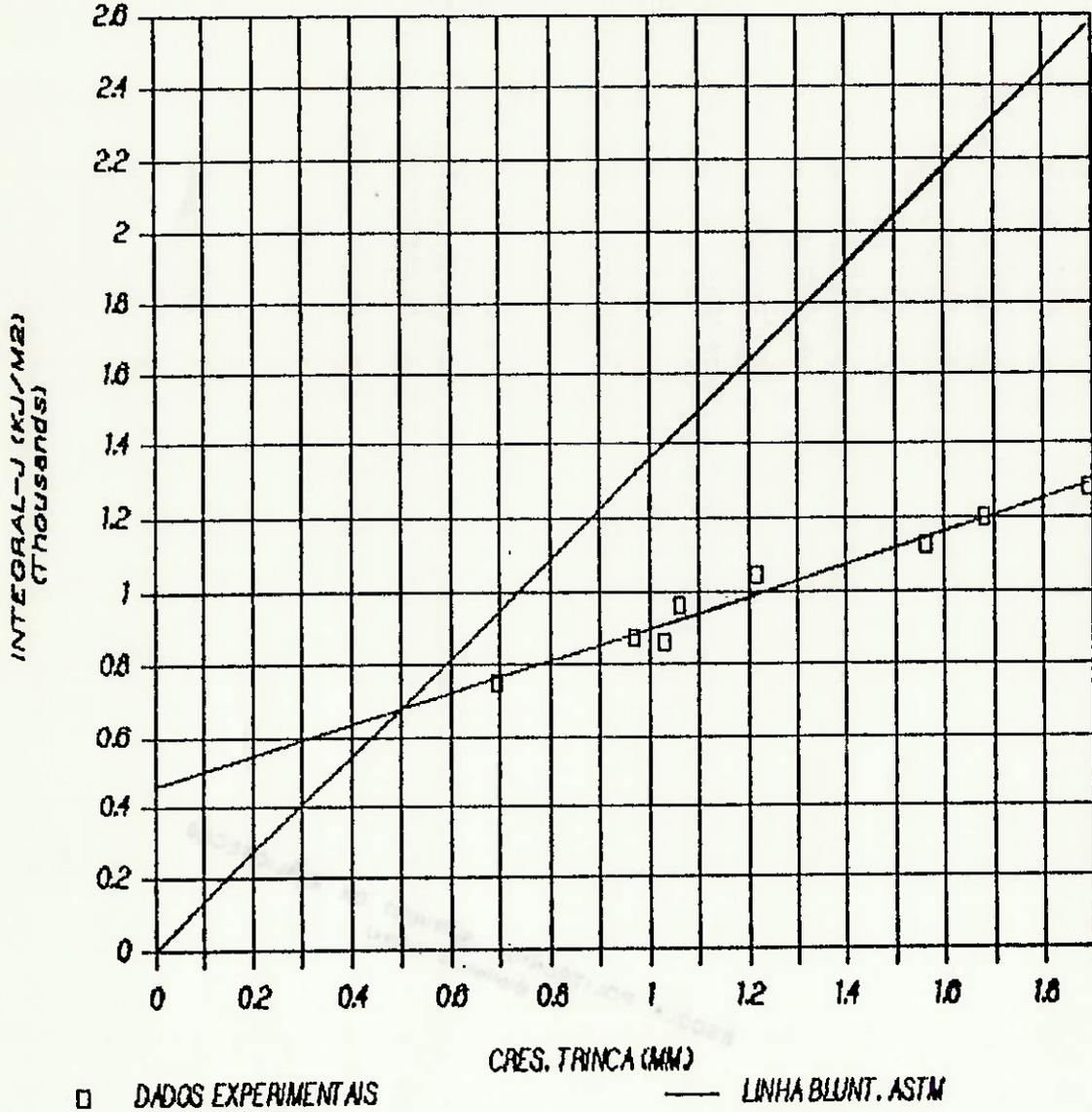


Figura 4.1 Curva-R levantada com todos os pontos experimentais. Nota-se uma clara tendência de formar uma única linha.

Infelizmente, na determinação do JIC, a norma ASTM-813-81, aceita o resultado como válido sempre e quando sejam cumpridas certas condições geométricas (equação 2.17) que garantam o estado plano de deformações na ponta da trinca. Não obstante, tendo em consideração a origem experimental em que se baseiam estas restrições e o fato de que atualmente existe uma clara tendência de compatibilizar as normas ASTM-813-81 e BS-5762, tal como exposto na referência (59), considera-se necessário um estudo que reavalie este aspecto.

4.2.2 O CTOD

Uma das grandes vantagens do uso do CTOD é o fato que a norma BS-5762 não possui restrições geométricas a satisfazer, assim não é necessário garantir um estado de tensões pre-estabelecido na ponta da trinca. Como antes mencionado, este aspecto torna-se importante quando avalia-se a integridade de componentes estruturais. Neste ponto cabe indicar que o Instituto de Normas Britânicas (British Standard) têm publicado um método referente ao emprego do CTOD na avaliação de estruturas o qual têm sido empregado com êxito, principalmente na avaliação de plataformas Off-Shore (60).

Não obstante, conforme apresentado na referência (18), existe uma certa tendência de desmerecer o emprego do CTOD, em razão da sua débil base teórica. Lembra-se que o princípio que a norma BS-5762 fundamenta-se na aplicação da expressão (2.27), é de que o corpo-de-prova, durante o

ensaio, gira sob uma rótula hipotética localizada a uma distância " $r_p(W-a)$ " da ponta da trinca.

A curva da figura 3.15 apresenta, para os ensaios do presente estudo, como r_p aumentou rapidamente até um valor aproximado de 0.4, logo que o corpo-de-prova começou a se deformar plásticamente. Como se observa, em geral, este processo iniciou-se quando a carga atingiu 4500 Kgf. Portanto, o uso de 0.4 como o valor padrão para o fator plástico de rotação parece adequado, na medida em que a totalidade dos corpos-de-prova foram ensaiados até carregamentos que ultrapassaram os 4500 kgf.

O emprego da equação (2.30) na determinação do deslocamento elástico do clip-gauge, é um método rápido e confiável que evita a introdução de pequenos erros. Da mesma forma, a aplicação de formulações alternativas no cálculo do CTOD, tal como a equação (2.32), é perfeitamente viável, desde que, diferenças da ordem de 0.5% foram encontradas quando comparadas com os resultados da norma BS-5762. A tabela 3.5 ilustra este aspecto.

Com relação as diferenças encontradas no CTOD de iniciação (figura 3.14), estas são atribuídas as mesmas causas que foram explicadas para a INTEGRAL-J. No entanto, acredita-se que esta divergência seja melhor representada quando é expressa em termos do CTOD devido a que esta técnica está "menos" sujeita a influência de erros que se geram durante a aplicação da norma.

4.2.3 O método do duplo clip-gauge

Os maiores problemas encontrados na aplicação desta técnica, foram a instalação do suporte do clip-gauge inferior e também o registro simultâneo das curvas que foram fornecidas pelo ensaio. Dois corpos-de-prova se perderam por estas causas.

Este método além de possibilitar a determinação do r_p , também permite o cálculo do CTOD de uma maneira diferente da apresentada na norma, tal como mostra a equação (2.31). Os valores calculados a partir desta fórmula, foram maiores que os da norma BS-5762 (vide tabela 3.5). Nota-se que, quanto menor foi o CTOD, a diferença entre ambas as técnicas foi, contrariamente, maior. Esta discrepância provavelmente é devida a que a fórmula usada na norma BS-5762, assume um valor para "m" igual a 2 na parcela elástica do CTOD (equação 2.26). A medida que o deslocamento no ensaio aumenta, esta parcela elástica possui menos peso no valor total do CTOD.

Posteriormente, uma vez que a deformação plástica no corpo-de-prova é significativa, acredita-se que o CTOD calculado por esta técnica seja mais exato, tendo em vista que não se requer um valor constante do r_p para seu cálculo. A rigor, tal como pode ser observado na figura 3.15, r_p foi maior que o valor de 0.4 assumido na norma, provocando assim, uma subestimação do valor real desta característica de fratura.

4.2.4 Determinação experimental da linha de arredondamento da ponta da trinca

A finalidade principal do emprego da norma ASTM-B13-B1 é a determinação exata do valor crítico da INTEGRAL-J. Como se sabe, o princípio do desenvolvimento da BL que propõe a norma, é baseada nas relações (2.18) e (2.19). Um dos pontos discutíveis no desenvolvimento teórico desta linha, é o fato de que, sendo "m" um parâmetro extremamente dependente das propriedades do material, se assume para este, um valor arbitrário. Recentemente, tem-se discutido a aplicabilidade desta linha teórica principalmente quando é usada em materiais com grande resistência a fratura como o HY-80. De forma geral, os resultados experimentais obtidos apresentam um valor superestimado de JIC (22), (23).

Um dos obstáculos enfrentados no estudo desta problemática, foi encontrar um método confiável para a medição da SZ, sendo que neste trabalho usou-se o microscópio eletrônico de varredura para cumprir tal finalidade. O corpo-de-prova padrão preparado para verificar a exatidão nas medições feitas com este método, deu maior confiabilidade aos resultados uma vez que a relação entre o tamanho físico e o calculado na micrografia foi de 1:1.

A regressão linear obtida para esta nova BL obedece a :

$$J = 64.7 \text{ KJ/m}^2 + 3.6 \cdot \sigma_y \cdot \Delta a \quad (4.1)$$

ou

$$J = 64.7 \text{ KJ/m}^2 + 3.28 \cdot \sigma_o \cdot \Delta a$$

Como se verifica esta linha não começa na origem. Não obstante, tem que ser lembrado que durante o processo de arredondamento da ponta da trinca, o material que se encontra nas suas vizinhanças, deforma-se intensamente, gerando a partir das suas heterogeneidades, pequenos buracos que quando atingem um estágio crítico, coalescem permitindo o crescimento da trinca e por consequência uma inflexão negativa na curva-R.

Esta inflexão, a rigor, não acontece de forma violenta tal como resulta na curva-R da norma ASTM-B13-B1, porém progressivamente, em virtude que, nem todos os pontos localizados sob a ponta da trinca atingem simultaneamente o nível crítico necessário para o seu crescimento. De forma geral, a parte da trinca situada no meio da espessura é onde começará este processo, pelo estado de tensões mais severo em que se encontra.

Portanto, em vista da existência de uma curvatura na relação entre a INTEGRAL-J e o crescimento da trinca, é obvio que a regressão linear calculada para determinar a nova BL não comece na origem das coordenadas. Resultados similares foram encontrados na referência (22).

Igualmente, a inclinação desta nova linha "blunting" é bem maior que a proposta na norma, verificando-se deste modo que o parâmetro "m" é dependente das características do material. O valor de JIC que resulta do uso desta nova linha, é aproximadamente 100 KJ/m² menor, isto é, 15 % a menos do valor fornecido pelo método da norma ASTM-B13-B1.

4.2.5 O método do compliance

O gráfico da figura 3.18 apresenta a variação do compliance a medida que o tamanho da trinca no corpo-de-prova aumenta. O crescimento negativo que se observa nos descarregamentos 1 ao 5 (vide tabela 3.7), é produto próprio do uso desta técnica. O valor de JIC aqui obtido foi de 400 KJ/m², isto é, 40% menor que o fornecido pela norma ASTM-B13-B1. Esta grande dispersão nos resultados do JIC, surge do fato que realmente a curva-R não é uma linha reta. Em princípio, não existirá problema para encontrar o ponto de desvio com o uso do presente método pelo grande número de dados com que se conta para determinar a regressão linear, porém, sérios problemas deverão aparecer no uso do método da norma ASTM-B13-B1, onde por razões de economia, tender-se-á a um uso mínimo de corpos-de-prova.

Neste sentido, a validade do emprego desta técnica pode ser sustentada pela semelhança com o resultado do JIC obtido com o uso de técnicas de observação direta, tal como o método da fractografia que se tratará a seguir. Igualmente, existe uma diferença mínima entre a medida física do tamanho inicial e final da trinca com os aqui calculados o que torna este método confiável.

4.2.6 O método da fractografia na determinação de JIC e o CTOD crítico

A vantagem do uso deste método na determinação do JIC, é que não se estará sujeito às incertezas inerentes ao

traçado da curva-R e às restrições geométricas da norma ASTM-B13-B1. Por outro lado, um dos pontos discutíveis na sua aplicação é a necessidade de assumir valores teóricos nas equações de cálculo do JIC (equações 2.19 e 3.3). Para contornar este problema, neste estudo, verificou-se o ângulo formado pelo plano onde se origina este processo e a trinca de fadiga. Como visto na micrografia da 3.23, este ângulo teve um valor aproximado de 40 graus. Este resultado confirma o proposto por Broek (21), que sustenta que este processo é característico do material que circunda a ponta da trinca.

Neste sentido, obteve-se um valor de iniciação do CTOD de 0.36mm o qual é muito parecido com o valor fornecido pela norma BS-5762 (0.34mm), o que poderia confirmar que o corpo-de-prova realmente comportou-se seguindo o modelo da rótula plástica durante o ensaio.

Com relação a determinação de JIC, no uso da equação 2.20, assumiu-se para "m" um valor igual a 1.8, tendo em vista os resultados experimentais obtidos para este parâmetro, tal como apresentado na figura 3.26. Este valor foi de 405 KJ/m², o que deixa claro a importância na consideração da problemática envolvida na determinação do JIC, segundo a norma, em vista da diferença dos resultados.

Por outro lado, na figura 3.23, o valor do crescimento crítico da trinca determinado por este método (0.2242mm), foi projetado até interceptar a nova BL experimental, resultando, surpreendentemente, um valor de JIC idêntico ao

determinado com o uso da curva-R de referência e o desta nova linha "blunting". Este resultado confirmaria a validade desta nova linha para o aço empregado nos ensaios.

4.2.7 A avaliação do efeito da mudança da geometria nos corpos-de-prova

É interessante verificar, através dos resultados das curvas das figuras 3.24 e 3.25, que a medida em que se diminuiu o tamanho inicial da trinca os valores das propriedades de fratura aumentaram 11% para o CTOD e 21% para a INTEGRAL-J. Esta diferença deve-se à deformação plástica que não se localizou unicamente no ligamento não arrebitado, mas, atingiu a superfície superior do corpo-de-prova como também o material que circunda as laterais do entalhe, permitindo um relaxamento do estado de tensões na ponta da trinca.

A importância na consideração deste fenômeno encontra-se quando se avalia trincas superficiais em componentes estruturais ou quando qualifica-se procedimentos de soldagem. A tendência geral será de aumentar, indevidamente, as exigências nestes processos de avaliação.

4.2.8 Relação entre a INTEGRAL-J e o CTOD

O parâmetro "m" constitui-se numa variável empírica e é função principalmente do fator do encruamento do material. A mudança na geometria dos corpos-de-prova parece não ter importância neste fator, tal como também é citado na

referência (20). Finalmente, nota-se que todos os valores deste parâmetro foram encontrados dentro do intervalo de variação esperado, que foi de 1 a 2 tal como mostrado na figura 3.26.

-CAPITULO V-

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

5.1 CONCLUSÕES FINAIS

Para finalizar o presente trabalho, algumas conclusões merecem ser enfatizadas, a saber;

i) tem-se observado que o emprego de instrumentos tais como o planimetro e a lupa graduada são essenciais na procura de resultados mais exatos. Verifica-se que erros de até 7% no valor final dos parâmetros da fratura, podem ser induzidos pelo uso de técnicas menos aprimoradas. Não menos importante é a consideração dos deslocamentos elásticos produzidos pela máquina de ensaio. O uso de técnicas que permitam a correção da curva de ensaio faz-se indispensável na determinação destes parâmetros ;

ii) a quantidade de material disponível antes da execução do ensaio é um item importante a ser considerado no estudo experimental da fratura. Verificou-se que 30% da totalidade dos corpos-de-prova preparados, sofreram algum problema durante os ensaios ;

iii) o uso de fórmulas alternativas no cálculo dos parâmetros de fratura, torna-se útil no sentido que pode

abreviar o tempo na determinação destes. Verifica-se bons resultados no emprego destas formulações ;

iv) acredita-se que a diferença encontrada nos resultados dos parâmetros críticos de fratura (JIC e o CTOD de iniciação) calculados a partir dos ensaios realizados para o presente trabalho, e os obtidos na referência (56), podem ser enquadradas dentro da própria dispersão na execução deste tipo de ensaios, embora também possa ser justificada pela diferente origem dos materiais usados em ambos os casos ;

v) a diferença na inclinação das curvas-R encontradas no presente trabalho atribui-se principalmente a diferente espessura usada nos corpos-de-prova. O processo após a iniciação do crescimento da trinca é extremamente dependente do estado de tensões ao longo da espessura do corpo-de-prova;

vi) uma das vantagens do uso do CTOD é que a norma BS-5762 não estabelece restrições geométricas que condicionem um estado de tensões para o corpo-de-prova de tal forma de validar os resultados obtidos. Igualmente, este parâmetro de fratura poderá ser usado em qualquer ponto da curva de transição do material, lembrando-se por outro lado que a validade do uso da norma ASTM-B13-B1 é restrita para o patamar superior da curva de transição (upper shelf) ;

vii) o fator plástico de rotação r_p varia rapidamente no começo do ensaio até um valor próximo de 0.4. Observou-se, na generalidade dos casos, que o patamar superior deste

fator alcançou o número citado, logo após o início da deformação plástica nos corpos-de-prova ;

viii) o método do duplo clip-gauge possibilita a determinação do CTOD sem o uso do fator plástico de rotação. Acredita-se que quando o corpo-de-prova tenha sofrido uma considerável deformação plástica, os resultados do emprego desta técnica serão mais exatos que os da norma BS-5762 em vista que não requer-se-à um valor constante do r_p . A rigor, tal como se verifica nos resultados, o valor deste fator não é constante. Igualmente, o uso desta técnica permite o cálculo indireto do valor real do deslocamento do ponto de aplicação da carga com uma excelente aproximação ;

ix) a linha de arredondamento da ponta da trinca (blunting line) obtida no presente estudo, possui uma inclinação de quase o dobro que a proposta na norma ASTM-813-81. O uso desta nova linha produz valores do JIC, 15% a menos dos fornecidos pela norma. Este resultado sugere que o valor do parâmetro "m" assumido no desenvolvimento desta linha, é extremamente dependente das características do material. Igualmente, o ângulo de 45 graus assumido na formação do arredondamento da trinca parece também ser dependente do material em vista da diferença com o resultado obtido deste ângulo no presente trabalho;

x) o uso do método do "compliance" torna-se atrativo pelo grande número de dados que fornece para o levantamento da linha de regressão da curva-R. Este aspecto é importante na determinação do ponto de "desvio" desta curva. A

semelhança dos resultados obtidos através do emprego desta técnica quando comparados aos do método de observação direta (método fractográfico) sugerem que com o ensaio de somente um corpo-de-prova podem ser determinados os parâmetros críticos da fratura. No entanto, grandes cuidados terão que se adotar na determinação do compliance para cada descarregamento efetuado durante o ensaio. Sugiere-se a escolha adequada da escala de carga e a toma de pelo menos 5 pontos para cada descarregamento na determinação da regressão linear ;

xi) a vantagem do uso do método fractográfico na determinação dos valores críticos dos parâmetros de fratura reside em que não se está sujeito as incertezas inerentes do traçado da curva-R, porém, um dos pontos discutíveis do uso desta técnica é a variabilidade dos resultados finais do comprimento do crescimento da trinca durante o processo de arredondamento da sua ponta (stretch zone). Neste estudo verificou-se que as medidas fornecidas pelas micrografias são coincidentes com as medidas reais tal como indicam os resultados obtidos com o uso do padrão de referência ;

xii) é interessante verificar que a diminuição do tamanho inicial da trinca nos corpos-de-prova produz um aumento considerável nos valores dos parâmetros de fratura. Este fato é causado pelo relaxamento do estado de tensões na ponta da trinca. Este resultado pode indicar que tanto o JIC como o CTOD de iniciação, são realmente dependentes da geometria do corpo-de-prova. A importância na consideração

deste aspecto encontra-se por exemplo, na : a) avaliação de procedimentos de soldagens ou b) avaliação da integridade de um componente estrutural. Nestes dois últimos casos os defeitos, na sua maioria são de origem superficial, assim, adotar o valor crítico do parâmetro de fratura, derivado de um corpo-de-prova com trinca "profunda" pode indevidamente aumentar as exigências durante o processo de avaliação e ;

xiii) pelos resultados obtidos, verifica-se que "m" não é muito dependente da geometria do corpo-de-prova. Os valores encontrados para este parâmetro estão dentro da faixa esperada de 1 a 2.

5.2 SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

O desenvolvimento do presente trabalho deixou transparente alguns tópicos de pesquisa que poderiam ser implementados em futuros trabalhos, a saber;

i) execução de outros métodos alternativos tais como o método do ultrassom, visando principalmente, o uso de pouco material. Igualmente, o emprego do método de infiltração apresenta-se como promissor devido que pode revelar como que é o processo de fratura. Portanto, também é sugerido se efectue um estudo que tente revelar a mistura correta entre o silicone e o catalizador a fim de permitir a execução satisfatória deste método alternativo;

ii) o método da fractografia apresenta-se interessante porque define como que é o micromecanismo de fratura na ponta da trinca. Aplicar este método, por exemplo, no estudo

de zonas estreitas tais como a termicamente afetada em uma solda, seria de grande valia. Desta maneira, seria possível discriminar com exatidão as regiões de interesse e os efeitos que as variáveis de soldagem possuem sobre a fratura;

iii) o desenvolvimento de um estudo completo que determine o efeito do entalhe lateral assim como a direção de laminação, torna-se importante devido aos problemas que estes podem causar, principalmente, após a iniciação da fratura e ;

iv) acredita-se que seria interessante estudar um pouco mas a fundo as variáveis que influem no comportamento do parâmetro "m", tais como temperatura e o fator de encruamento do material, em vista da importância que este fator possui nas relações da mecânica da fratura.

-REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS-

- (1) PELLINI, W.S., "Principles of Structural Integrity Technology", Office of Naval Research, Arlington, VA, EUA, 1976.
- (2) ROLFE, S.T. e BARSOM, J.M., "Fracture and Fatigue control in Structures" Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, E.U.A., 1977.
- (3) A.A. WELLS, "Unstable Crack Propagation in Metals Cleavage and Fast Fracture", Cranfield Crack Propagation Symposium, 1, Sept., 1961.
- (4) D.S. DUGDALE, "Yielding of Steels Sheet Containing Slits", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 8, 1960, pp 100.
- (5) RICE, J.R., "A path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain concentration by Notches and Cracks", Journal of Applied Mechanics, 1968, 35 series E (2, June), pp 379-386.

- (6) MACHADO, G., "Estudo Sobre a Soldabilidade de um AçoLiga Temperado e Revenido: Análise da Zona Termicamente Afetada de Juntas Soldadas Reais e obtidas por Simulação", Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Naval, Escola Politécnica de São Paulo, 1983.
- (7) MACHADO, G., "Revisão Bibliográfica Preliminar sobre o Parâmetro J da Mecânica das Fraturas", Estudo Técnico No. 0660, Escritório Técnico de Construção Naval, 1984.
- (8) OLCESE, A., "Os Parâmetros Elasto-Plásticos de Fratura", Seminario de Area apresentado no Departamento de Engenharia Naval, Escola Politécnica de São Paulo, 1986.
- (9) GONÇALVES, E., "Análise de Fraturas em Estruturas Cilíndricas Soldadas", Tese de Livre-Docência, Departamento de Engenharia Naval, Escola Politécnica de São Paulo, 1987.
- (10) AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, ASTM E 813-81, "Standard Test for JIC, a Measure of Fracture Toughness", 1981.
- (11) BRITISH STANDARD, BS 5762, "Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing", 1979.

- (12) LANDES, J.D., e BEGLEY, J.A., "Recent Developments in JIC Testing", American Society for Testing and Materials, ASTM-STP 632, 1977, pp 57-81.
- (13) BROEK, D., "Elementary Engineering Fracture Mechanics", Sijthoff e Noordhoff Alphen aan den Rijn, Holanda, 1978.
- (14) LANDES, J.D., e BEGLEY, J.A., Fracture Analysis, American Society for Testing and Materials, ASTM-STP 560, 1974, pp 170-186.
- (15) SHIH, C.F., "Relationships between the J-Integral and the Crack Opening displacement for stationary and extendings cracks", Journal of Mechanics and Physics Solids, 29, pp 305-326, 1981.
- (16) ROBINSON, J.N., e TETELMAN, A.S., "Measurement of KIC on Small Specimens Using Critical Opening Displacement", American Society for Testing and Materials, ASTM-STP 559, 1974, pp 139-158.
- (17) DAWES, M.G., "Elastic-Plastic Fracture Toughness Based on the COD and J-Contour Integral Concepts", American Society for Testing and Materials, ASTM-STP 668, 1979, pp 307-333.
- (18) ANDERSON, T.L., "A Comparasion of J and CTOD as Fracture Toughnees parameters", The Welding Institute Research Bulletin, Dezembro 1984, pp 401-407.

- (19) PARANJPE, S.A., e BANERJEE, S., "Interrelation of Crack Opening Displacement and J-Integral", Engineering Fracture Mechanics, Vol.11, 1979, pp 43-53.
- (20) PEREZ IPINA, J.E., e TOLOY, H.L., "Effect of Several Physical and Mechanical Variables on the Relation Between COD and J", Engineering Fracture Mechanics, Vol.24, 1986, pp 1-9.
- (21) BROEK, D., "Correlation Between Stretch Zone Size and Fracture Toughness", Engineering Fracture Mechanics, Vol.6, 1974, pp 173-181.
- (22) KOLEDNIK, O., e STUWE, H.P., "An Extensive Analysis of a Jic-Test", Engineering Fracture Mechanics, Vol.24, 1986, pp 277-290.
- (23) YIN, S.W., "An Investigation of the Blunting Line", Engineering Fracture Mechanics, Vol.18, 1983, pp 1025-1036.
- (24) NGUYEN-DUY, P., e BAYARD, S., "Fracture Toughness of 4130 Quenched and Tempered Steel", Journal of Engineering Materials and Technology, Janeiro 1981, Vol.103, pp 55-61.
- (25) MILLS, W.J., "On Relationship Between Stretch Zone Formation and the J-Integral for High Strain-Hardening Materials", Journal of Testing and Evaluation, Vol.9, Janeiro 1981, pp 56-62.

- (26) AMOUZOUVI, K.F., e BASSIM, M.N., "Determination Toughness from Stretch Zone With Measurement in Predeformed AISI Type 4340 Steel", Materials Science and Engineering, 55, 1982, pp 257-262.
- (27) DOIG, P., SMITH, R.F., e FLEWITT, P.E.J., "The Use of Stretch Zone Measurements in Determination of Fracture Toughness of Low Strength Steels", Engineering Fracture Mechanics, Vol.19, 1984, pp 653-664.
- (28) GARWOOD, S.J., ROBINSON, J.N., e TURNER, C.E., "The Measurement of Crack Growth Resistance Curves (R-Curves) Using The J Integral", International Journal of Fracture, 11, 1975, pp 528-530.
- (29) GARWOOD, S.J., "A Method of Estimating the Value of J_R (The Value of J for a Propagating crack) from a Single Specimen", International Journal of Fracture, 14, 1978, pp R21-R24.
- (30) WU SHANG-XIANG, "Relationship between the J-Integral and Crack Opening Displacement for Pure Power Hardening Material", International Journal of Fracture, 17, 1981, pp R63-R66.
- (31) ANDERSON, T.L., "A Constraint-Based Model for Fracture in the Ductile-to-Brittle Transition Region", The Welding Institute Report 248, Agosto 1984.

- (32) SHEN WAI, "Single-Point Method of calculating J-Integral", Journal Huanzhong Engineering Institute, 2, 1978.
- (33) BUZZARD, R.J., e FISHER, D.M., "Load-Displacement Measurement and Work Determination in three-Point Bend Test of Notched or Precracked Specimens", Journal of Testing and Evaluation, Vol.6, Janeiro 1978, pp 35-39.
- (34) WILLOUGHBY, A.A., "On Unloading Compliance Method of Deriving Single-Specimen R-Curves in Three-Point Bending", The Welding Institute Report 153, Agosto 1981.
- (35) GORDON, J.R., "An Assesment of the Accuracy of the Unloading Compliance Method for Measuring Crack Growth Resistance Curves", The Welding Institute Report 325, Dezembro 1986.
- (36) GORDON, J.R., "The Welding Institute Procedure for the Determination of Fracture Resistance of Fully Ductile Metals", The Welding Institute Report 275, Junho 1985.
- (37) CLARK, G., e Knott, J.F. "Acoustic Emission and Ductile Crack Growth in Pressure Vessels Steels", Metal Science 1977, pp 531-536.
- (38) SHOZO, M., e TELLES, R., "Estudo de parâmetros de Tenacidade Aplicado em Rodas Ferroviarias", Revista Politécnica No. 194 Nov/Dez 1986 pp 26-32.

- (39) CLARKE, G.A., LANDES, J.D., e BEGLEY, J.A., "Results of an ASTM Cooperative Test Program on the JIC Determination of HY-130", Journal of Testing and Evaluation Vol.8, No.5, Setembro 1980, pp 221-232.
- (40) WELLS, A.A., "Draft for Development-Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing", British Standard, CU6930-7-AF, Setembro 1971.
- (41) YOU-GU XIAO, e GUO-HAO HUANG, "On Compatibility Between J-Integral and Crack Opening Displacement", Engineering Fracture Mechanics, Vol.16, 1982, pp 83-94.
- (42) ZHANG, D.Z., e WANG, H., "On the Effect of the Ratio a/W on the values of CTOD_i and J_i in Structural Steel", Engineering Fracture Mechanics, Vol.26, 1987, pp 247-250.
- (43) PRATAP, C.R., e PANDEY, R.K., "A New Approach to Determination of CTOD and Axis of Rotation in Small Scale Yielding Situation", Engineering Fracture Mechanics, Vol.19, 1984, pp 1139-1150.
- (44) PISARSKI, H.G., "Influence of Thickness on Critical Crack Opening Displacement (COD) Values and J Values", The Welding Institute Report 90, Maio 1979.
- (45) GARWOOD, S.J., "Geometry and Orientation Effects on Ductile Crack Growth Resistance", International Journal of Pressures Vessels and Piping, 10, 1982, pp 297-319.

- (46) HARRISON, J.D., "The 'State-of-the-Art' in Crack Tip Opening Displacement (CTOD) Testing and Analysis", Metal Construction, Outubro 1980, pp 524-529.
- (47) RITCHIE, R.O., e THOMPSON, A.W., "On Macroscopic and Microscopic Analyses for Crack Initiation and Crack Growth Toughnesses in Ductile Alloys", Metallurgical Transactions A, Vol.16A, Fevereiro 1985, pp 233-248.
- (48) YOU, C.P., e KNOTT, J.F., "Ductile Fracture in High-Strength Structural Steels", Proceedings of the 4th. E.C.F. Conference, 1981.
- (49) DE CASTRO, P.M.S.T., "R-Curve Behavior of Structural Steel", Engineering Fracture Mechanics, Vol.19, 1984, pp 341-357
- (50) COTTERELL, B., LI, Q.-F., ZHANG, D.-Z., e MAI, Y.-W., "On the Effect of Plastic Constraint on Ductile Tearing in a Structural Steel", Engineering Fracture Mechanics, Vol.21, 1985, pp 239-244.
- (51) QINGFEN LI, LIMIN ZHOU, e SHOUREN LI, "The Effect of a/W Ratio on Crack Initiation Values of COD and J-Integral", Engineering Fracture Mechanics, Vol.23, 1986.
- (52) QING-FEN LI, "A Study About J_1 and U_1 in Three Bend Specimens With Deep and Shallow Notches", Engineering Fracture Mechanics, Vol.22, 1985, pp 9-15.

- (53) SUMPTER, J.D.G., "The effect of Notch Depth and Orientation on the fracture Toughnees of Multi-pass Weldments", International Journal of Vessels and Piping 10, 1982, pp 169-180.
- (54) CAMINHA, H.M., e BASTIAN, F.L., "A New Method for Calculating the Elastic Component of the Crack Opening Displacement (COD)", Engineering Fracture Mechanics, Vol.18, 1983, pp 717-723.
- (55) MIL-STD-16216 G (Ships), "Steel Plate, Alloy, Structural High Yield Strenght", Fevereiro, 1973.
- (56) MACHADO, G., "Avaliação do Valor Critico da INTEGRAL-J para o Material HY-80", Estudo Técnico No. 0693 Escritorio Técnico de Construção Naval, 1984.
- (57) FIELDS, B.A., e MILLER, K.J., "A Study of COD and Initiation by Replication Technique", Engineering Fracture Mechanics, Vol.9, 1977 pp 137-146.
- (58) TOWERS, M.A., "The J-Integral", The Welding Institute Research Bulletin, Dezembro 1981, pp 345-349.
- (59) DAWES, M.G., "A J, Equivalent of the CTOD Test-A Proposal", The Welding Institute Research Bulletin, Fevereiro 1982, pp 50-51.
- (60) BRITISH STANDARD, "PD 6493: Guidance on some Methods for Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joints", Março, 1980