Instituto Panamericano de Ingeniería Naval
Instituto Pan-americano de Engenharia Naval
Pan-american Institute of Naval Engineering

XI CONGRESO PANAMERICANO DE INGENIERIA NAVAL,
TRANSPORTE MARITIMO E INGENIERIA PORTUARIA.

ALGUMAS CONSIDERACOES DOS ENSAIOS DE MECANICA DE FRATURA PARA MATERIAIS DUTEIS.

PAPER Nº 11

ALDO OLCESE RODRIGUEZ
Depto. Engenharia Naval
Escola Politecnica da USP
BRASIL

Algumas considerações dos ensaios de mecânica de Fratura para materiais dúteis

ENG. ALDO OLCESE RODRIGUEZ
DPTO. ENGENHARIA NAVAL
ESCOLA POLITECNICA DA USP

O presente trabalho tem por objetivo apresentar alguns dos aspectos mais relevantes das tècnicas consagradas mundialmente, (1)-(2), para a determinação das propriedades de fratura para materiais com comportamento dúctil, isto è : a **INTEGRAL-J** e o deslocamento de abertura na ponta da trinca **CTOD**. Inicialmente, serão apresentados alguns dos conceitos bàsicos que definem apropriadamente estes parâmetros de fratura. A seguir, são apresentadas algumas das caracteristicas dos ensaios alternativos existentes que visam a determinação do valor crítico dos mesmos, a saber, o **JIC** e o **CTODi**. Com a finalidade de estudar a aplicabilidade dos novos mètodos e verificar alguns aspectos discutiveis das normas em vigência, programou-se uma serie de ensaios num aço liga temperado-revenido sendo estes executados no Laboratorio de Soldagem e Ensaios Especiais do Instituto de Pesquisas do Estado de São Paulo, IPT. Os resultados indicam que o uso destas tècnicas alternativas torna-se atrativa em vista de : ***i)*** o pouco material que requerem quando comparadas com as normas e ***ii)*** o tempo requerido para obter resultados satisfatorios. Estes aspectos são importantes de considerar em vistas das restrições econômicas e de material que, normalmente, o pesquisador enfrenta em seus estudos de pesquisa. Nestes ensaios demonstra-se a aplicabilidade do microscòpio eletrônico de varredura em : ***i)*** o estudo do inicio do processo de fratura e ***ii)*** a determinação de dimensões caracteristicas da ponta da trinca. Com relação aos pontos discutíveis das normas da INTEGRAL-J e o CTOD, verifica-se que a linha de arredondamento da ponta da trinca (**blunting line, BL**) è extremamente dependente do material, sendo que, valores do JIC na faixa de 15% a menos foram encontrados com a linha de arrendodamento determinada nestas experiências. O fator de plàstico de rotação, **rp**, adotado na fòrmula de determinação do CTOD apresenta-se como independente das proriedades do material sem embargo algumas considerações podem der feitas: ***i)*** a rigor o valor do **rp** não è constante durante toda a execução do ensaio e aproxima-se ràpidamente a um valor "aproximado" a 0.4 quando o corpo-de-prova inicia a se deformar plàsticamente e ***ii)*** o uso do mètodo do duplo **clip-gauge** na determinação do CTOD para deslocamentos que ultapassem a carga màxima do corpo-de-prova, apresenta-se como atrativo em vista de que està tècnica não precisa de um valor fixo do **rp** para determinar

o CTOD, e è nesta fase do ensaio onde o valor deste fator precisa ser acurado em vista do peso que o componente plàstico do CTOD possui no seu valor final.

1- Conceitos Bàsicos

A Mecânica da Fratura Linear Elàstica (MFLE) tem sido grandemente desenvolvida durante os ultimos 40 anos. É possivel encontrar publicações bem completas sobre este campo (3),(4). O paràmetro caracteristico que "representa" o nivel do campo de tensões e deformações na ponta da trinca tem sido designado como Fator de Intensificação de Tensões KI (modo I de carregamento-**Opening**) e possui a siguente forma:

$$K_I = \sigma_{ij} \cdot \sqrt{2\pi r} \cdot f(\theta) \qquad (1)$$

Como se observa, KI depende linearmente da carga aplicada, do tamanho da trinca e da geometria do corpo. Soluções elàsticas deste fator, para diversas geometrias, podem ser encontrada na bibliografia (3).

Para materiais dûteis, este parâmetro não è aplicavel devido a que estes, geralmente, apresentam grandes deformações plàsticas (**Large Scale Yielding-LSY**) no inicio da fratura. A figura 1 mostra esquemàticamente como que è o processo de fratura nestas ûltimas condições.

A seguir , discutir-se-à os conceitos que caracterizam a iniciação da trinca (estacionària) em condições de **LSY**.

1.1- Definição da Integral-J

A Integral-J pode ser definida como uma integral de linha independente do caminho de integração adotado (**path independent**) aplicàvel para materiais idealizados como elasto-plàsticos (elàstico não linear) quando tratados atravès da teoria da plasticidade. Esta integral, a qual è bidimensional, està definida por:

$$J = \int_\Gamma \left(W \cdot dy - T \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \cdot ds \right) \qquad (2)$$

onde :

W = Energia de deformação.
T = Vetor de tração sobre o contorno adotado.
ds = Elemento do contorno adotado.
u = Vetor de deslocamento.

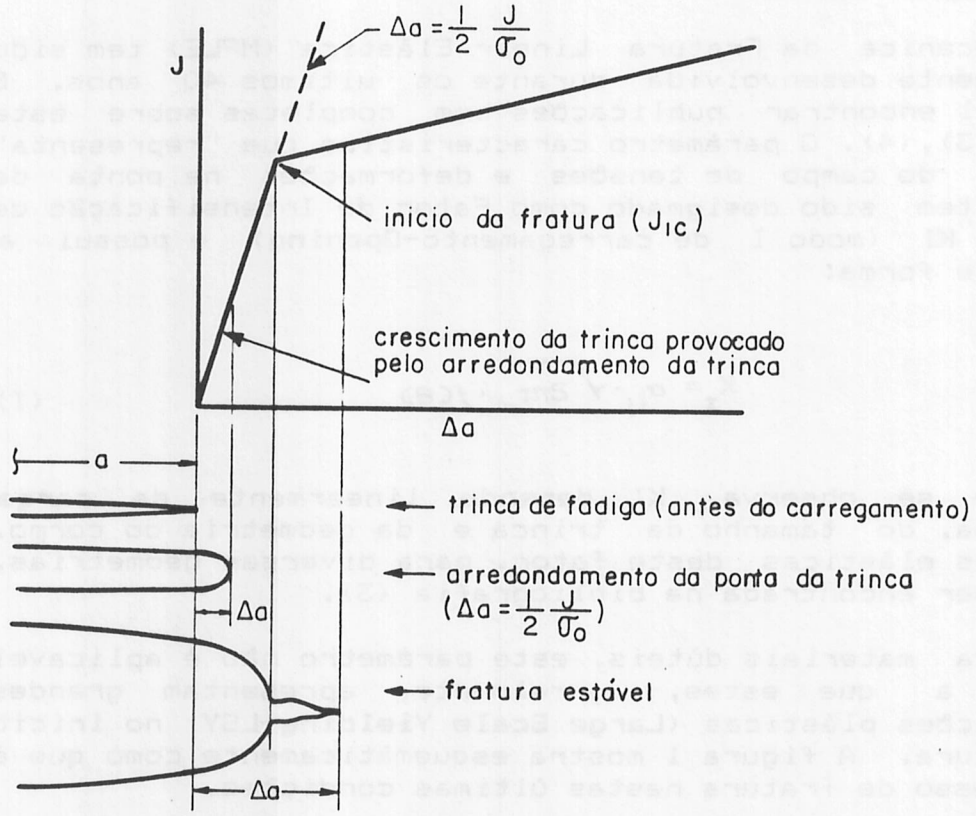


Figura 1- Apresentação esquemática das fases da fratura para um material com alta dutilidade.

A metodologia para a determinação experimental da INTEGRAL-J está completamente descrita na norma ASTM 813-81 da Sociedade Americana de Ensaios e Materiais (**American Society for Testing and Materials-ASTM**)(1).

1.2 O CTOD

E 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 è feita a medida desta caracteristica. Para contornar este problema, dois modelos têm sido propostos como soluções, em virtude das semelhanças encontradas nos seus resultados (teòricos), com as medições experimentais de observação direta na ponta da trinca. Estas definições a saber são;

(i) DAWES (5) 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 superficie 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 (6) 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.

Usando o mètodo da plasticidade de DUGDALE (7), è possivel relacionar a tensão aplicada e o tamanho da trinca, dando-se uma solução elàstica ao problema. Tomando em conta as relações que fornece a **MFLE** temos que:

$$\delta = \frac{K}{m \cdot \sigma_y \cdot E} \qquad (3)$$

Igualmente:

$$J = m \cdot \sigma_y . \delta \qquad (4)$$

„onde"**m**" è um parâmetro da ordem da unidade. O procedimento experimental para a determinação do CTOD esta descrito na norma Inglesa BS-5762 (2).

2- Mètodos Alternativos

O mètodo de levantamento da curva-R descrito nas referências (1) e (2) è conhecido também como **mètodo dos mûltiplos corpos-de-prova.** Este mètodo requer normalmente o ensaio de pelo menos 5 amostras. Uma das grandes vantagens desta tècnica è a não ambiguidade na determinação do comprimento inicial e final da trinca no corpo-de-prova após o ensaio, sendo em contra-parte esta tarefa uma das mais laboriosas de executar.

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

2.1- Mètodo do descarregamento parcial

Este procedimento alternativo è o mais amplamente usado e o que maior pesquisa têm recebido nos ûltimos tempos (8),(9). O princîpio bàsico deste, è baseado no fato de que após o corpo-de-prova sofrer deformação plàstica 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 elàstica da curva carga-deslocamento està relacionada com o tamanho de trinca através da chamada função de **Compliance.**

Na determinação do tamanho da trinca, associado a certo descarregamento, pode-ser-à empregar curvas teòricas 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 saîda da màquina de ensaio. Recentemente, o Instituto de Soldagem da Inglaterra (**Welding Institute**) têm aperfeiçoado as tècnicas de execução deste mètodo (9). Um dos pontos de maior importância indicados nesses relatòrios è a recomendação do não emprego deste mètodo 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- O mètodo da zona de intensa deformação plàstica

Este mètodo têm sido recentemente aplicado na determinação dos valores crîticos dos parâmetros de fratura com resultados satisfatòrios (10), (11), (12), (13),(14). O princîpio è baseado no fato de que durante o carregamento inicial do corpo-de-prova, um processo de intensa deformação plàstica (**blunting process**), ocorre na ponta da trinca, tomando esta, uma forma arredondada. Na medida em que o "J" aplicado aumenta, simultâneamente produzir-se-à um crescimento aparente da trinca atè que o processo de fratura aconteça. O comprimento desta zona

deformada (stretch zone-SZ) manter-se-à constante após a fratura ter ocorrido. O valor da INTEGRAL-J a partir do momento em que esta característica se faz constante è a medida do JIC.

A dimensão da SZ pode ser determinada através de tècnicas de fractografia sendo que a maior desvantagem do uso deste mètodo è a grande dispersão encontrada nas medidas da zona de deformação. A figura 2 apresenta esquemàticamente como que è processo de deformação plàstica que sofre a ponta da trinca num corpo-de-prova. A SZ relaciona-se com o CTOD da siguente maneira:

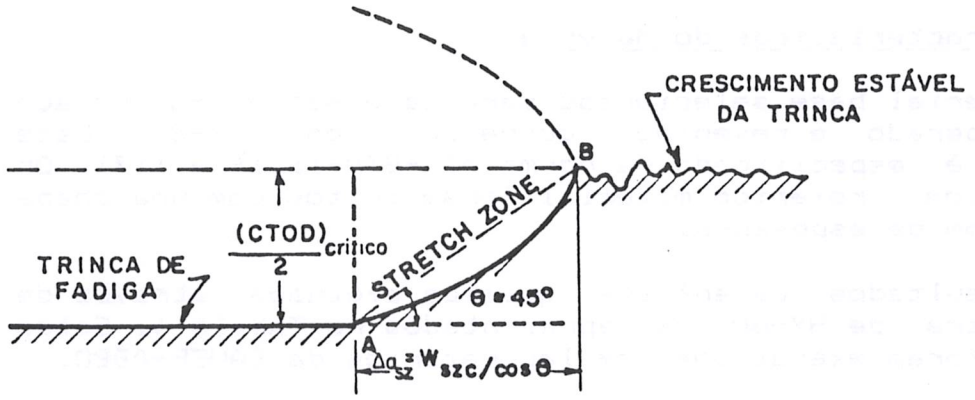


Figura 2 Ilustração esquemàtica do processo de arredondamento da ponta da trinca (blunting process). Observa-se que o CTOD è igual a 2 vezes o crescimento que a trinca sofreu durante este processo (CTOD = 2 tan 45 Δ a_{sz}.

$$\delta = 2 \cdot \tan g\, \theta \cdot \Delta a_{sz} \qquad (5)$$

2.3 Mètodo do duplo clip-gauge

Como dito na introdução, existem problemas na determinação de um valor adequado do **rp**. Para contornar este problema têm sido desenvolvido o mètodo do uso de 2 **clip-gauges** simultàneamente. O princìpio deste mètodo è a

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

$$\delta = \frac{V_1 \cdot (z_2 + a_o) - V_2 \cdot (z_1 + a_o)}{z_2 - z_1} \qquad (6)$$

,onde Vl e V2 são os deslocamentos superior e inferior dos **clip-gauges** instalados no corpo-de-prova. Este procedimento têm sido aplicado com êxito nos trabalhos desenvolvidos por WILLOUGHBY (8), COTTERELL (15) e QUING-FEN-LI (16).

3- Particularidades Experimentais

3.1- Características do Material

O material base selecionado para este estudo foi um aço liga temperado e revenido, conhecido como HY-80. Este material è especificado na norma MIL-STD-16216 G (17). Os ensaios com o referido material foram feitos com uma chapa de 28.57mm de espessura.

Os resultados da anàlise química efetuada através de uma amostra de HY-80 são apresentados na Tabela 1. Estes ensaios foram executados nos laboratòrios da BAUER-ABBO.

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 à direção longitudinal, também no centro da espessura. Os corpos-de-prova foram usinados de acordo com a especificação FED-STD-151 mètodo 211. Os resultados obtidos nos ensaios efetuados são apresentados na Tabela 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

Tabela 1 Resultados da anàlise química no aço HY-80.

Elemento	Composição nominal (% Peso)	Valor obtido (% Peso)
Carbono	0.20 màx.	0.13
Manganès	0.10-0.45	0.32
Fòsforo	0.028 màx.	0.016
Enxofre	0.025 màx.	0.010
Silício	0.12-0.38	0.28
Níquel	1.30-3.95	2.32
Cromo	0.04-2.40	1.25
Molibdènio	1.97-0.63	0.30
Titànio	0.02 màx.	0.01
Vanadio	0.03 màx.	0.045
Cobre	0.25 màx.	0.05

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

Tabela 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 %

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 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.

3.2- Os ensaios padronizados da INTEGRAL-J e o CTOD

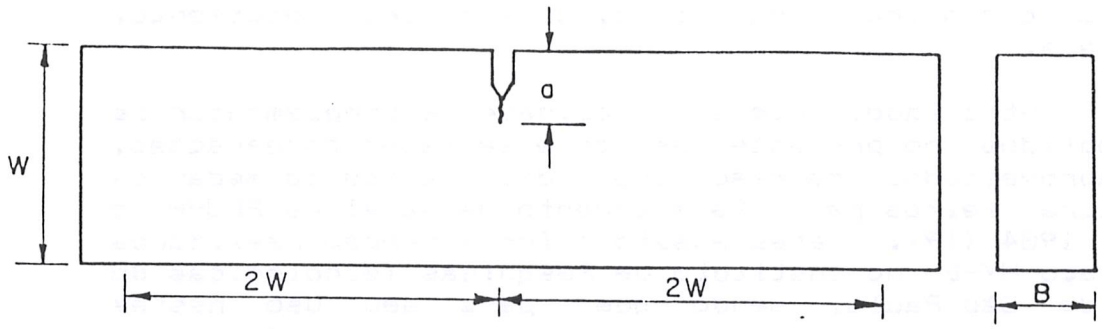
Para os ensaios de CTOD e a INTEGRAL-J, procedeu-se conforme as normas ASTM 813-81 (1) e BS-5762 (2). Os corpos-de-prova foram retirados da chapa na direção longitudinal com o entalhe ao longo da espessura (direção L-T), tendo igualmente, a sua geometria selecionada de modo a satisfazer ambas as normas simultâneamente, como mostra a figura 3. Os ensaios foram efetuados em equipamentos MTS-50 do Laboratório de Soldagem e Ensaios Especiais do Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo-IPT. Os corpos-de-prova empregados foram os de flexão (SENB). 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-813-81 em vista de seu menor valor ao ser, este requesito 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 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 carga vs o curso do atuador hidráulico, carga vs a abertura do **clip-gauge** 1, instalado na face superior do corpo-de-prova, e carga vs a abertura do **clip-gauge** 2, instalado na face lateral do corpo-de-prova.

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 planímetro. Porém, há que se considerar que não sendo, a máquina de ensaio empregada idealmente rígida , parte da 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 (18), 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.

Tabela 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 (17), que è 67.8 Joules para uma temperatura de -84 graus Celcius.



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)...	0,5 W - 0.55 W
DISTANCIA ENTRE APOIOS. (s)...	4 W

Figura 3 Geometria dos corpos-de-prova empregados nos ensaios.

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 Instituto Inglês de Soldagem (**Welding Institute**) no documento da referência (9), recomenda, principalmente para materiais dúteis, o emprego da primeira técnica devido a que a frente da trinca, durante seu crescimento, não é reta.

Por outro lado, com a finalidade de complementar os dados obtidos no presente estudo e se fazer comparações, foram aproveitados os resultados dos ensaios de mecânica da fratura feitos pelo Departamento de Naval da EPUSP no ano de 1984 (19). Estes ensaios foram também realizados com o aço HY-80 no Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo, sendo que, para seu uso nestes trabalho fez-se previamente algumas alterações nos resultados obtidos em aquela oportunidade: o valor da área abaixo das curvas dos ensaios, foram recalculadas com a ajuda do planímetro obtendo-se resultados um pouco diferentes do que os originais. Também, nesses ensaios registraram-se simultâneamente 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, encontrándo-se satisfatórios.

4- Resultados

As dimensões dos corpos-de-prova satisfizeram os requisitos de ambas as normas com exceção que, 3 destes 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, como é verificado nos estudos das referências (20),(21) e no trabalho publicado pelo Instituto Inglês de Soldagem (9), 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 4 apresenta,simultâneamente, as curvas-R em termos da INTEGRAL-J determinadas a partir dos dados obtidos no presente estudo e os fornecidos pela referência (19). O valores críticos calculados foram de 600 KJ/m2 e 676 KJ/m2, respectivamente. 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

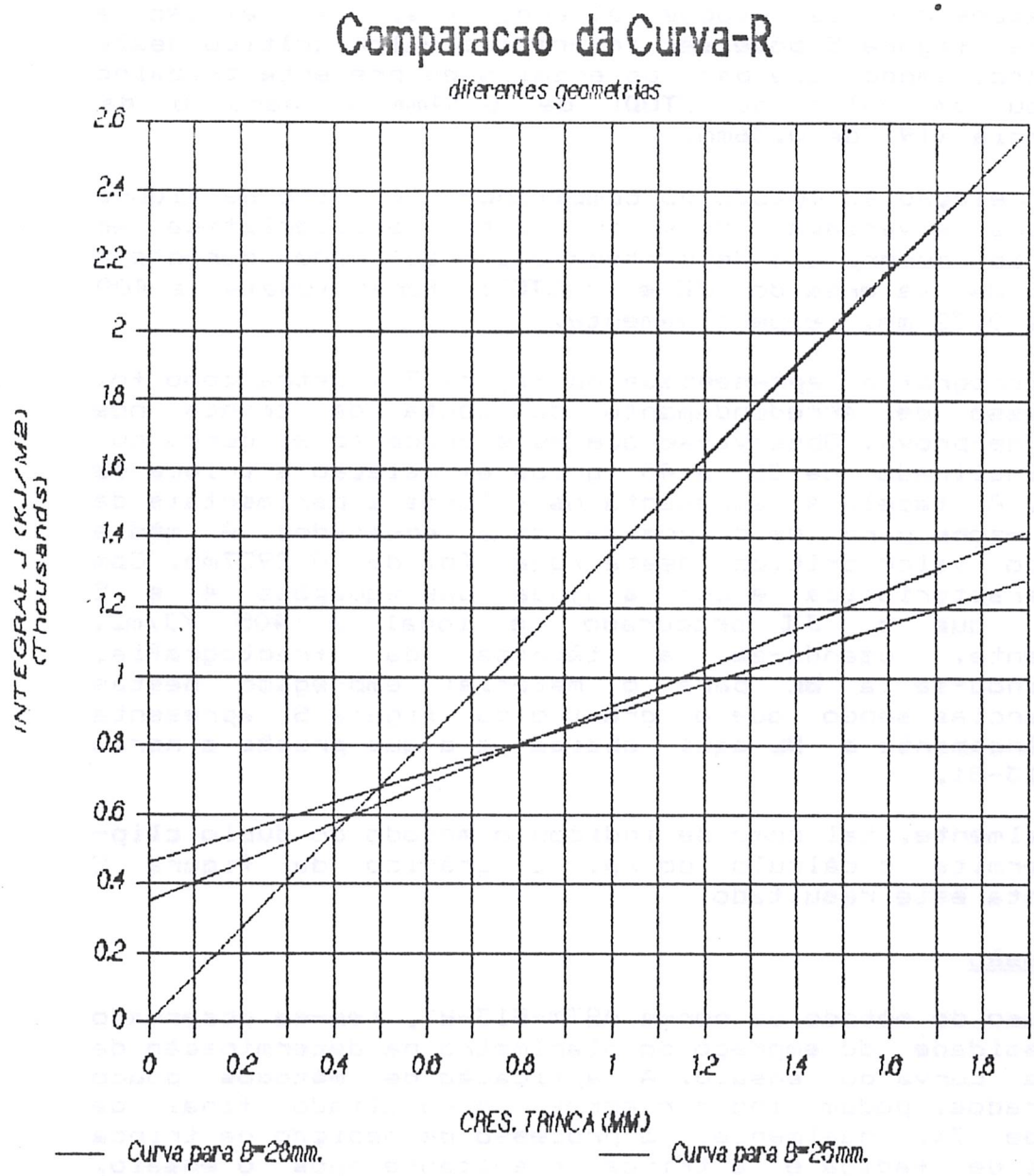


Figura 4 Comparação das Curvas-R derivadas das experiências do presente estudo e as da referência (19).

JIC, neste último caso, foi igual a 677.69 KJ/m2. Este valor será considerado como referência para futuras comparações com os métodos alternativos. Em relação a CTOD, da figura 5 pode ser inferido o valor crítico deste parâmetro, sendo que para os ensaios do presente trabalho resultou um valor do **CTODi** de 0.34mm e para o da referência (19) de 0.36mm.

Com relação ao método do **compliance** o gráfico da figura 6 ilustra a variação do valor desta característica em função ao número dos descarregamentos aplicados durante o ensaio. Os valores do **JIC** e o **CTODi** foram iguais a 400 KJ/m2 e 0.32 mm, respectivamente.

A micrografia apresentada na figura 7 ilustra como foi o processo de arredondamento da ponta da trinca nos corpos-de-prova. Observa-se que este processo se gerou num plano inclinado de 38 a 40 graus em relação a trinca de fadiga. A tabela 4 apresenta os valores experimentais da **stretch-zone** 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 das equações 4 e 5 tem-se que o **JIC** procurado é igual a 405 KJ/m2. Igualmente, usando-se a técnica da fractografia, determinou-se a **BL** para o material empregado nestas experiencias sendo que o gráfico da figura 8 apresenta simultâneamente a **BL** aquí obtida e a que propõe a norma ASTM-813-81.

Finalmente, tal como se indicou o método do duplo **clip-gage** permite o cálculo do ***rp***. O gráfico da figura 9 apresenta este resultado.

5- Discussão

No uso do método da norma ASTM-813-81, tem-se observado a necessidade do emprego do planímetro na determinação da área da curva do ensaio. A aplicação de métodos pouco aprimorados, podem induzir erros no resultado final da 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 è importante a consideração dos deslocamentos elásticos produzidos pela deformação da máquina de ensaio. O uso de técnicas que possibilitem a correção da curva, tal como a proposta por BUZZARD e FISHER (18), faz-se indispensável na determinação do valor de JIC.

A diferença encontrada nos valores do JIC que foram determinados através das curvas-R apresentadas na figura 4

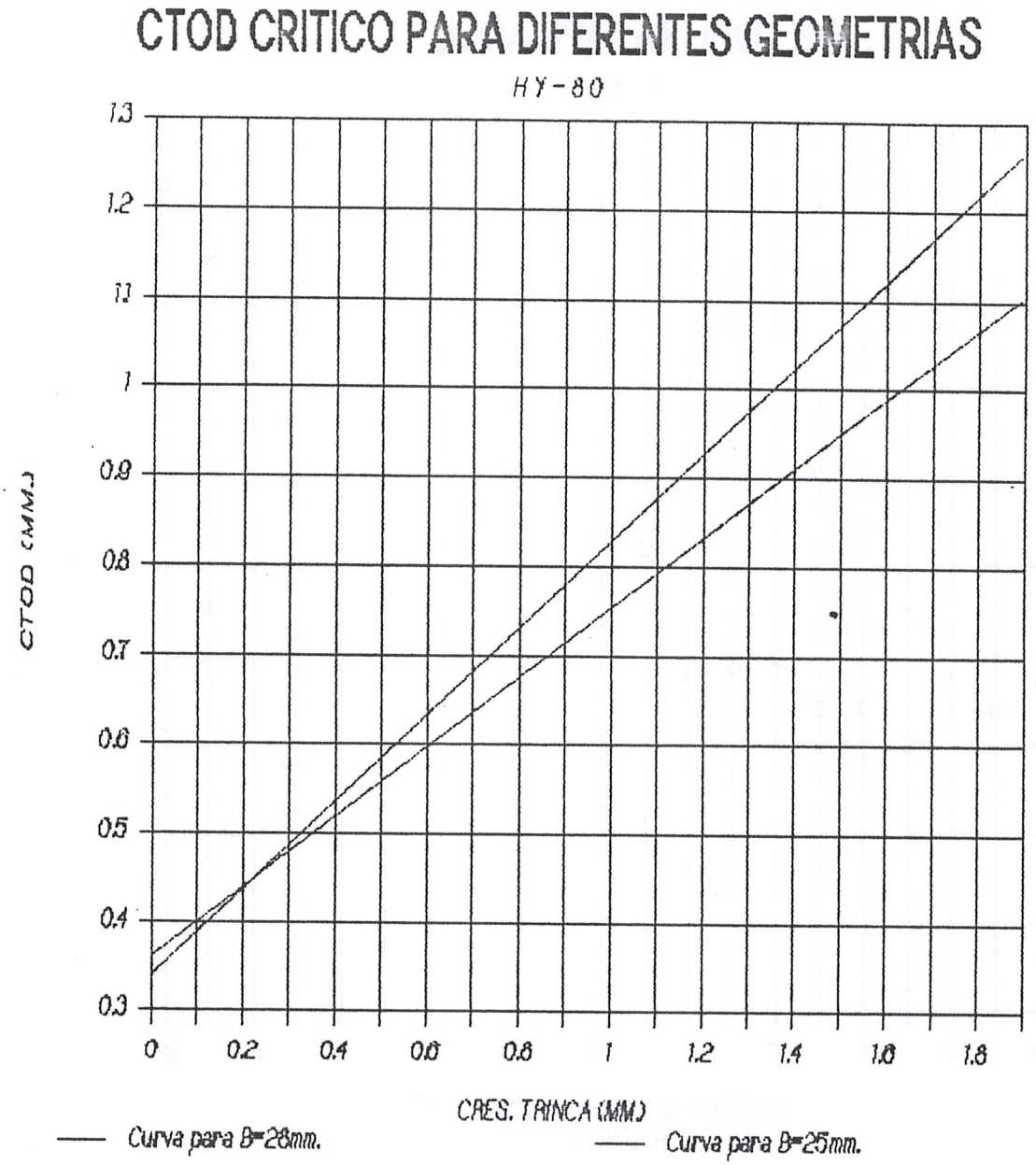


Figura 5 O CTOD para o presente estudo e o da referência (19)

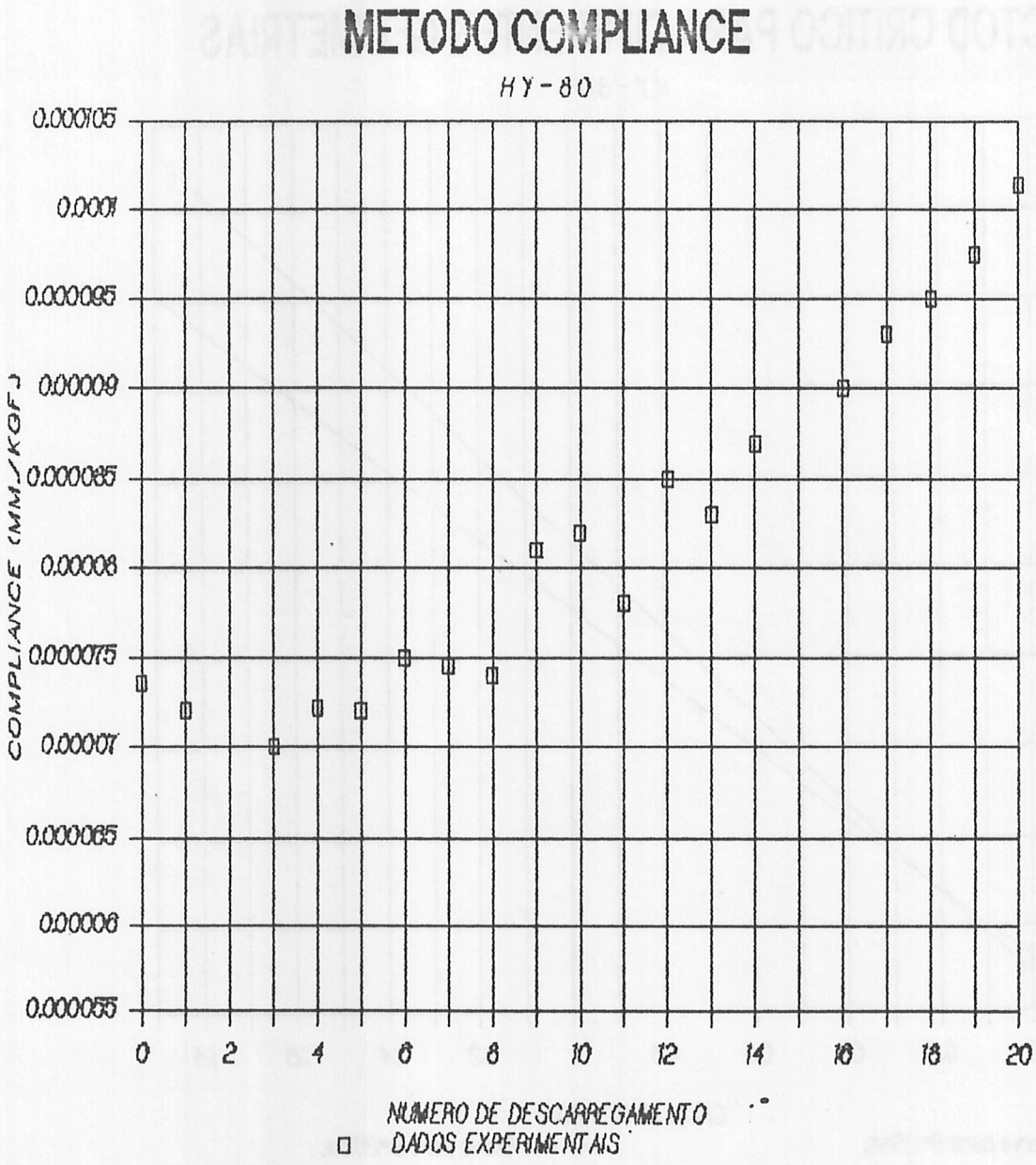


Figura 6 Variação do valor do compliance em relação aos descarregamentos aplicados durante o ensaio.

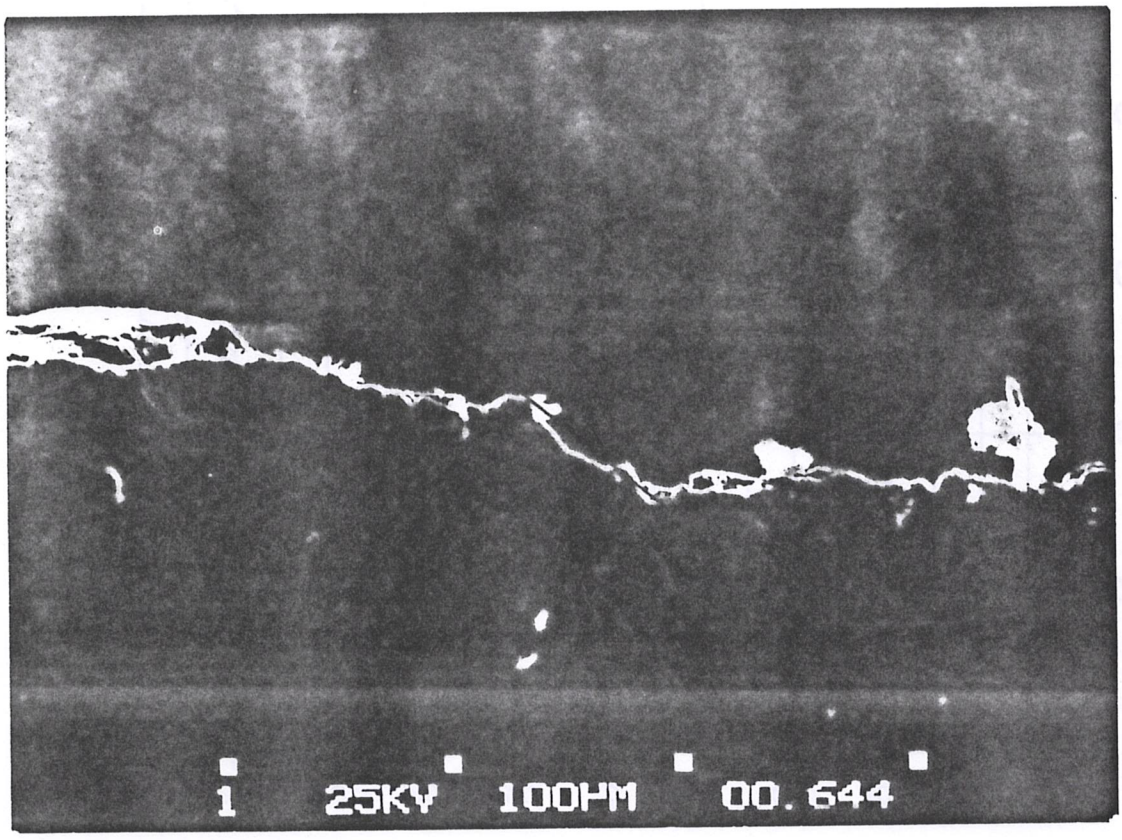


Figura 7 Micrografia que apresenta o processo de arredondamento da ponta da trinca. Nota-se as siguentes superficies: (A) pre-trinca de fadiga (B) a SZ e (C) pos-trinca de fadiga.

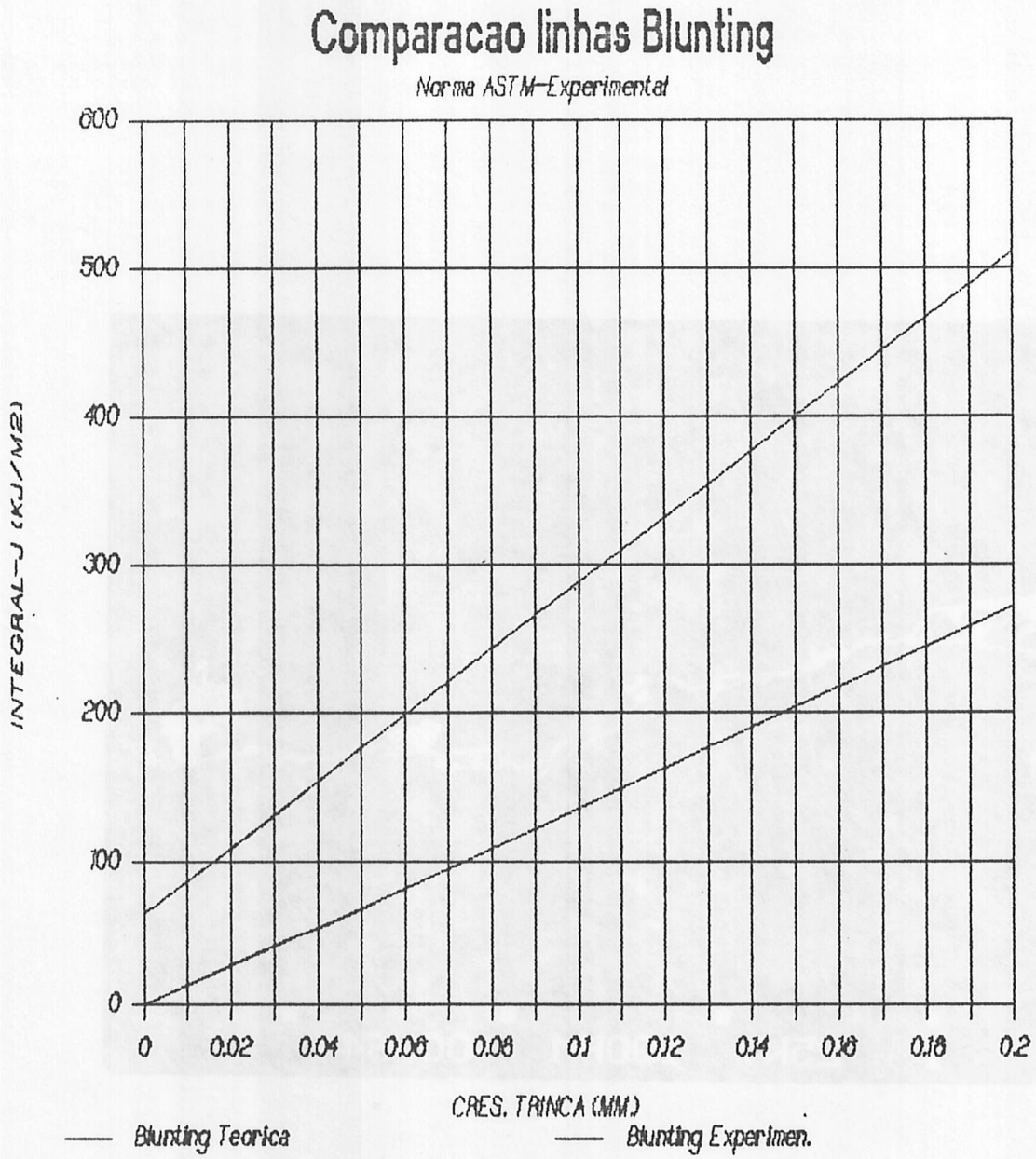


Figura 8 Comparação da linha de arredondamento da ponta da trinca obtida no presente trabalho e a que propõe a norma ASTM-813-81.

Tabela 4 Valores encontrados da stretch-zone para determinação da INTEGRAL-J e CTOD críticos.

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
		Mèdia 0.3091
02	25	0.2809
02	50	0.2008
02	75	0.1614
		Mèdia 0.2140
03	25	0.2980
03	50	0.2234
03	75	0.2752
		Mèdia 0.2650
04	25	0.4897
04	50	0.2905
04	75	0.3690
		Mèdia 0.3830
		Mèdia final 0.2927

NOTA.- De acordo com a figura 2, o crescimento da trinca desejado será igual a W vezes o coseno do ângulo formado entre a trinca de fadiga e o seu crescimento estável. Como visto na micrografia da figura 3.21 este ângulo è aproximadamente igual a 40 graus o que resulta um crescimento final da trinca, durante o seu arredondamento (antes do início da fratura), de 0.2242 mm.

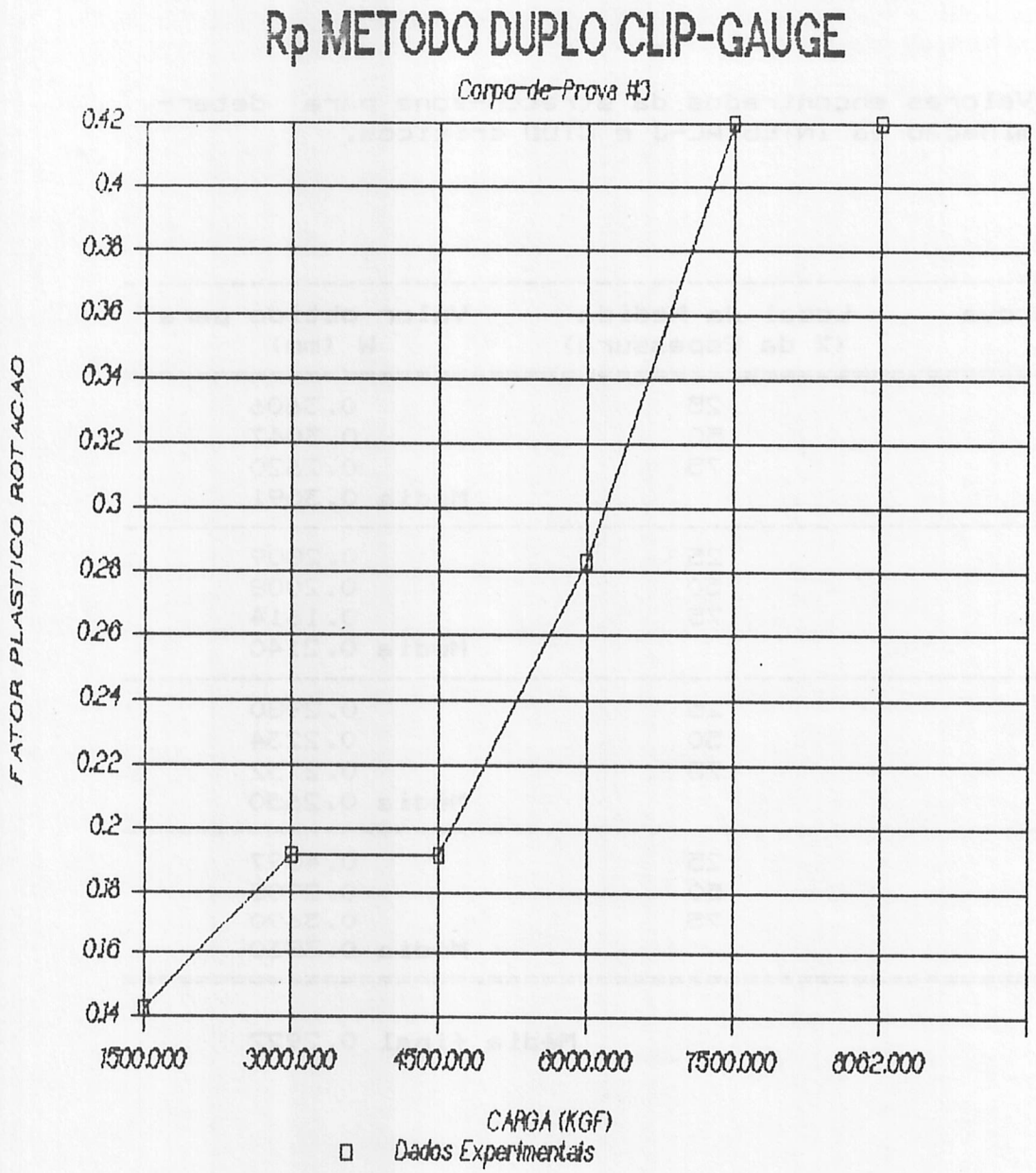


Figura 9 Variação do valor do rp em relação a carga aplicada durante o ensaio.

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 è extremamente depedente das particulas 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 è de todo estranho este tipo de resultado.

A diferença encontrada na inclinação das curvas-R apresentada na figura 4 aparece em virtude das diferentes espessuras usadas em ambos os ensaios. O estado de tensões existente na frente da ponta da trinca è função da geometria do corpo-de-prova e têm 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.

Uma das grandes vantagens do uso do CTOD è o fato que a norma BS-5762 (2) não possui restrições geométricas a satisfazer de tal forma que se garanta um estado de tensões pre-estabelecido na ponta da trinca e que este parâmetro pode ser usado sobre toda a curva de transição do material. Lembra-se que a norma da referência (1) è prescrita para o patamar superior desta curva (**upper shelf**). Não obstante, como è manifestado na referência (22), existe uma certa tendência de desmerecer o emprego do CTOD, em razão da sua débil base teórica: o principio que a norma BS-5762 fundamenta-se que o corpo-de-prova, durante o ensaio, gira sob uma rótula hipotética localizada a uma distância **rp(W-a)** da ponta da trinca. A curva da figura 9 apresenta como **rp** aumentou rapidamente até um valor aproximado de 0.4, logo que o corpo-de-prova começou a se deformar plàsticamente. Como se observa, em geral, este processo iniciou-se quando a carga atingiou 4500 Kgf. Portanto, o uso de 0.4 como o valor padrão para o fator plàstico de rotação parece adequado, na medida em que a totalidade dos corpos-de-prova foram ensaiados até carregamentos que ultrapassaram os 4500 kgf. Com relação as diferenças encontradas no CTOD crítico (figura 5), estas podem ser atribuidas as mesmas causas que foram explicadas para a INTEGRAL-J. No entanto, acredita-se que esta divergência seja melhor representada quando è expressa em termos do CTOD devido a que esta técnica está "menos" sujeita a influência de erros que se geram durante a aplicação das normas.

Em relação ao uso da técnica do **compliance** verifica-se que o JIC obtido foi 40% menor que o fornecido pela norma ASTM-813-81. Esta grande dispersão nos resultados do JIC,

pode surgir do fato que , na realidade, a curva-R não é uma linha reta. Em principio, não existirá problema para encontrar o ponto de desvio com o uso do presente mètodo pelo grande número de dados com que se conta para determinar a regressão linear, porèm, sèrios problemas deverão aparecer no uso do mètodo da norma ASTM-813-81, onde por razões de economia, tender-se-á a um uso mínimo de corpos-de-prova. Neste sentido, a validade do emprego desta tècnica pode ser sustentada pela semelhança com o resultado do JIC obtido com o uso de tècnicas de observação direta, tal como o mètodo da fractografia que se tratará a seguir. Igualmente, existe uma diferença mínima entre a tamanho inicial e final da trinca medidos com os com esta tècnica calculados.

A vantagem do uso da tècnica da fractografia è que este mètodo não se estará sujeito ás: *i)* incertezas inerentes ao traçado da curva-R e *ii)* ás restrições geomètricas da norma ASTM-813-81. Por outro lado, um dos pontos discutíveis na sua aplicação è a necessidade de assumir valores teòricos nas equações de cálculo do JIC (equações 4 e 5). 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 figura 7, este ângulo teve um valor aproximado de 40 graus. Este resultado confirma o proposto por Broek (10), quen sustenta que este processo è caracterìstico do material que circunda a ponta da trinca. Neste sentido, obteve-se um valor crìtico para o CTOD de 0.36mm o qual è muito parecido com o valor fornecido pela norma BS-5762 (0.34mm), o que confirmaria que o corpo-de-prova realmente comportou-se seguindo o modelo da rôtula plàstica. Com relação a determinação de JIC, no uso da equação 5, assumiu-se para "**m**" um valor igual a 1.8 em vista dos resultados experimentais obtidos para este parâmetro, tal como apresentado na figura 10. Este valor foi de 405 KJ/m2, o que deixa claro a importância na consideração da problemàtica envolvida na determinação do JIC, segundo a norma, em vista da diferença dos resultados.

A finalidade principal do emprego da norma ASTM-813-81 è a determinação do valor crìtico da INTEGRAL-J. Como se sabe, o principio do desenvolvimento da linha **blunting** que propõe a norma, è baseada nas relações 5 e 6. Um dos pontos discutíveis no desenvolvimento teòrico desta linha, è o fato de que, sendo "**m**" um parâmetro extremamente dependente das propriedades do material, se assuma para este, um valor arbitràrio. Recentemente, tem-se discutido a aplicatibilidade desta linha teòrica principalmente quando è usada em materiais com grande resistência a fratura. De forma geral, os resultados experimentais obtidos indicam uma superestimação do valor real do JIC (12), (14). Um dos obstàculos enfrentados no estudo desta

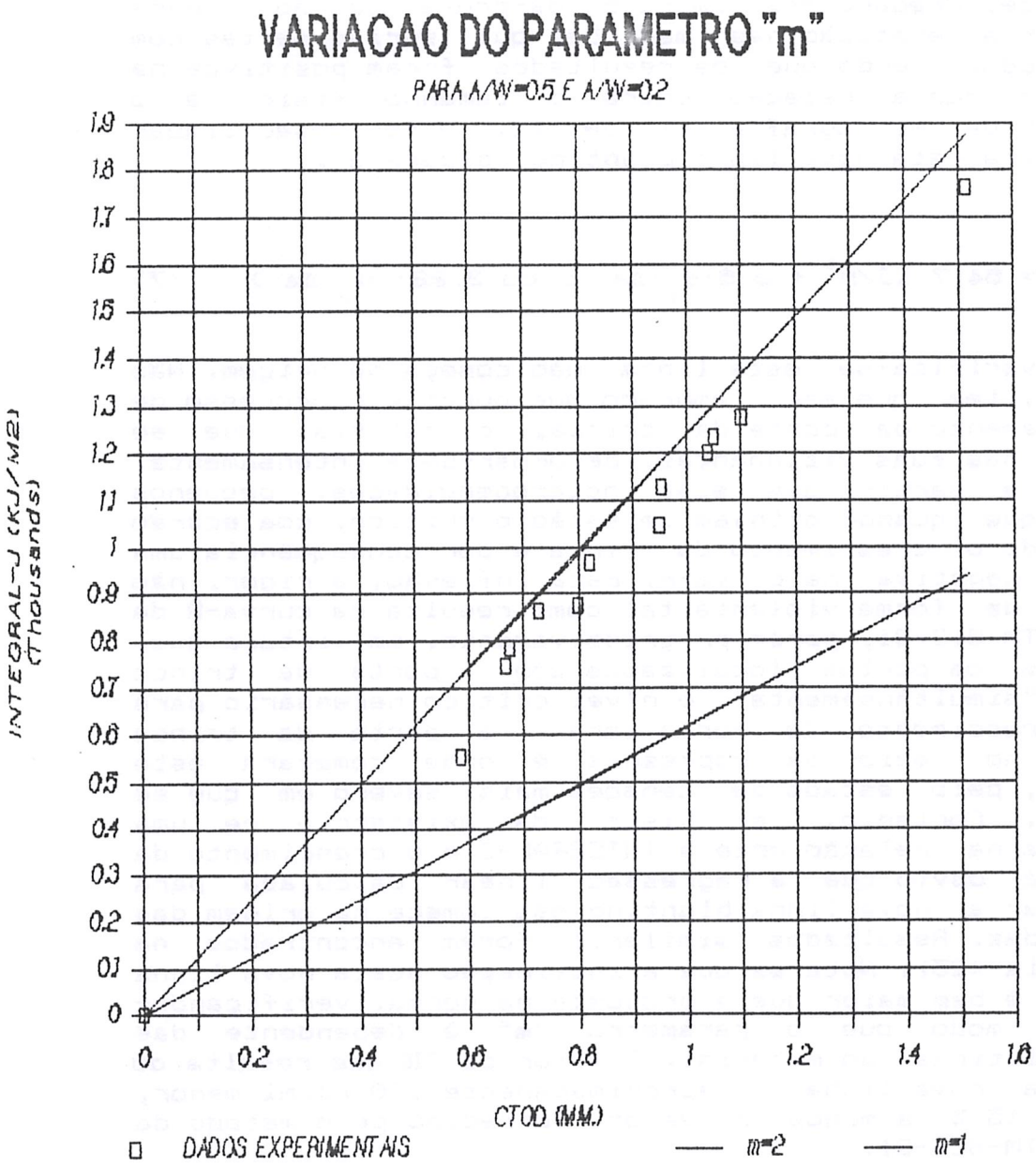


Figura 10 Faixa de variação do parâmetro "m".

problemàtica, foi encontrar um mètodo confiàvel para a medição da SZ, sendo que neste trabalho usou-se o microscòpio eletrònico de varredura para cumprir tal finalidade. Preparou-se um corpo-de-prova padrão para verificar a exatidão nas medições que seriam feitas com este mètodo, sendo que os resultados foram positivos na medida em que a relação entre o tamanho físico e o calculado da micrografia foi de 1:1. A regressão linear obtida para esta nova linha **blunting** obedece a :

$$J = 64.7\ KJ/m^2 + 3.6 \cdot \sigma_y \cdot \Delta a \quad (\text{ ou } 3.28 \cdot \sigma_o \cdot \Delta a) \qquad (7)$$

Como verifica-se 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, deformar-se-à intensamente, gerando a partir das suas heterogeneidades, pequenos buracos que quando atinjam um estàgio crítico, coalecerão 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-813-81, porèm progressivamente, em virtude que, nem todos os pontos localizados sob a ponta da trinca atingem "simultàneamente" o nível crítico necessàrio para o seu crescimento. De forma geral, a parte da trinca situada no meio da espessura è onde começarà este processo, pelo estado de tensões mais severo em que se encontra. Portanto, em vista da existência de uma curvatura na relação ente a INTEGRAL-J e o crescimento da trinca, è obvio que a regressão linear calculada para determinar a nova linha **blunting** não comece na origem das coordenadas. Resultados similares foram encontrados na referência (23). Nota-se que a inclinação desta nova linha **blunting** è bem maior que a proposta na norma, verificando-se deste modo que o parâmetro "**m**" è dependente das caracterìsticas do material. O valor de JIC que resulta do uso desta nova linha, è aproximadamente 100 KJ/m2 menor, isto è, 15 % a menos do valor fornecido pelo mètodo da norma ASTM-813-81.

Finalmente, verifica-se que os maiores problemas encontrados na aplicação da tècnica do duplo **clip-gauge** foram a instalação do suporte do **clip-gauge** inferior e tambèm o registro simultàneo das curvas que foram fornecidas pelo ensaio. Dois corpos-de-prova estragaram-se por estas causas. Este mètodo alèm de possibilitar a determinação do **rp**, tambèm permite o càlculo do CTOD de uma maneira diferente. Os valores do CTOD calculados a partir deste mètodo, foram maiores que os da norma BS-5762 destacando-se que quanto menor foi o CTOD a diferença entre ambas as tècnicas foi, contrariamente, maior. Esta

discrepância provàvelmente è devida a que a fòrmula usada na norma BS-5762, assume um valor para "m" igual a 2 na parcela elàstica da formulação de càlculo do CTOD sendo que a medida que o deslocamento no ensaio aumente, esta parcela possuirà menos peso no valor total do CTOD. Posteriormente, uma vez que a deformação plàstica no corpo-de-prova è significativa, acredita-se que o CTOD calculado por esta tècnica seja mais exato, tendo em vista que não se requer um valor constante do **rp** para seu càlculo. A rigor, tal como pode ser observado na figura 9, **rp** foi maior que o valor de 0.4 assumido na norma, provocando assim, uma subestimação do valor real desta caracteristica de fratura.

6- Conclusões

Apòs a execução do 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 na faixa de 7% no valor final do parâmetro de fratura, podem ser induzidos pelo uso de tècnicas menos aprimoradas. Não menos importante è a consideracão dos deslocamentos elàsticos produzidos pela màquina de ensaio. O uso de tècnicas que permitam a correção da curva de ensaio faz-se indispensàvel na determinação destes parâmetros ;

ii) acredita-se que a diferença encontrada nos resultados dos parâmetros criticos de fratura calculados a partir dos ensaios realizados para o presente trabalho, e os obtidos na referência (19), podem ser encuadradas dentro da pròpria dispersão na execução deste tipo de ensaios, embora tambèm possa ser justificada pela diferente origem dos materiais usados em ambos os casos ;

iii) a diferença na inclinação das curvas-R encontradas no presente trabalho atribui-se a diferente espessura dos corpos-de-prova usados nos ensaios. O processo apòs a iniciação do crescimento da trinca è extremamemte dependente do estado de tensões ao longo da espessura do corpo-de-prova;

iv) uma das vantagens do uso do CTOD è que a norma BS-5762 não estabelece restricões geomètricas que condicionem um estado de tensões para o corpo-de-prova de tal forma de validar os resultados obtidos, igualmente, este parâmetro de fratura poderà ser usado em qualquer ponto da curva de transição do material. Lembra-se que a validade do uso da norma ASTM-813-81 è restrita para o patamar superior da curva de transição (**upper shelf**) ;

v) o fator plàstico de rotação varia ràpidamente no começo do ensaio atè um valor aproximado de 0.4. Observou-se, na generalidade dos casos, que o patamar superior deste fator alcançou-se logo após o inicio da deformação plàstica nos corpos-de-prova ;

vi) o mètodo do duplo **clip-gauge** possibilita a determinação do CTOD sem o uso do fator plàstico de rotação. Acredita-se que quando o corpo-de-prova tenha sofrido uma consideràvel deformação plàstica, os resultados do emprego desta tècnica serão mais exatos que os da norma BS-5762 em vista que na requer-se-à um valor constante do **rp**. A rigor, tal como se verifica nos resultados, o valor deste fator não è constante.

vii) 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 sugiere que o valor do parâmero "**m**" assumido no desenvolvimento desta linha, è extremamente dependente das caracteristicas do material. Igualmente, o ângulo de 45 graus assumido na formação do arredondamento da trinca parece tambèm ser dependente do material em vista da diferença obtida com o resultado desta caracteristica obtido no presente trabalho;

viii) o uso do mètodo do **compliance** torna-se atrativo pelo grande nûmero de dados que fornece para o levantamento da linha de regressão da curva-R. Este aspecto è importante na determinação do ponto de "desvio" desta curva. A semelhança dos resultados obtidos com esta tècnica quando comparados aos do mètodo de observação direta (mètodo fractogràfico) sugierem que o uso de somente um corpo-de-prova pode ser suficiente na determinação dos parâmetros de 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 e;

ix) a vantagen do uso do mètodo fractogràfico na determinação dos valores crîticos dos parâmetros de fratura reside em que não estar-se-à sujeito as incertezas inerentes do traçado da curva-R, porèm, um dos pontos discutiveis do uso desta tècnica è a variabilidade dos resultados finais do comprimento da **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.

Referências Bibliográficas

(1) AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, ASTM E 813-81, "Standard Test for JIC, a Measure of Fracture Toughness",1981.

(2) BRITISH STANDARD, BS 5762, "Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing", 1979.

(3) BROEK, D., "Elementary Engineering Fracture Mechanics", Sijthoff e Nooordhoff Alphen aan den Rijn, Holanda, 1978.

(4) Knott, J.F., "Fundamentals of Fracture Mechanics", Butterworths, Londres-Boston, Março 1973.

(5) 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.

(6) 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.

(7) D.S. DUGDALE, "Yielding of Steels Sheet Containing Slits", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 8, 1960, pp 100.

(8) WILLOUGHBY, A.A., "On Unloading Compliance Method of Deriving Single-Specimen R-Curves in Three-Point Bending", The Welding Institute Report 153, Agosto 1981.

(9) GORDON, J.R, "The Welding Institute Procedure for the Determination of Fracture Resistance of Fully Ductile Metals", The Welding Institute Report 275, Junho 1985.

(10) BROEK, D., "Correlation Between Stretch Zone Size and Fracture Toughnees", Engineering Fracture Mechanics, Vol.6, 1974, pp 173-181.

(11) NGUYEN-DUY, P., e BAYARD, S., "Fracture Toughnees of 4130 Quenched and Tempered Steel", Journal of Engineering Materials and Technology,Janeiro 1981, Vol.103, pp 55-61.

(12) 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.

(13) 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.

(14) 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.

(15) 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.

(16) 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.

(17) MIL-STD-16216 G (Ships), "Steel Plate, Alloy, Structural High Yield Strenght", Fevereiro, 1973.

(18) 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.

(19) MACHADO, G., "Avaliação do Valor Crítico da INTEGRAL-J para o Material HY-80", Estudo Têcnico No. 0693 Escritorio Têcnico de Contrução Naval, 1984.

(20) TOWERS, M.A., "The J-Integral", The Welding Institute Research Bulletin, Dezembro 1981, pp 345-349.

(21) DAWES, M.G., "A J_1 Equivalent of the CTOD Test-A Proposal", The Welding Institute Research Bulletin, Fevereiro 1982, pp 50-51.

(22) ANDERSON, T.L., "A Comparasion of J and CTOD as Fracture Toughnees parameters", The Welding Institute Research Bulletin, Dezembro 1984, pp 401-407.

(23) KOLEDNIK, O., e STÜWE, H.P., "An Extensive Analysis ofa Jic-Test", Engineering Fracture Mechanics, Vol.24, 1986, pp 277-290.

==========