

# AVALIAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DE CURVAS DE CRESCIMENTO DE TRINCAS (CURVAS R) EM AÇO AISI 1020 UTILIZANDO ESPÉCIMES SE(T) SOLICITADOS POR PINOS E GARRAS<sup>1</sup>

Felipe Cavalheiro Moreira<sup>2</sup>  
Gabriel Prado de Oliveira<sup>2</sup>  
Gustavo Henrique B. Donato<sup>3</sup>  
Rodrigo Magnabosco<sup>4</sup>

## Resumo

Espécimes SE(T) têm sido alvo de grande interesse para a determinação de resistência à fratura de aços estruturais aplicáveis a dutos e componentes pressurizados, como resultado da similaridade entre os campos de tensões à frente de defeitos, o que não ocorre em espécimes convencionais C(T) e SE(B). Este trabalho aplica o método da flexibilidade no descarregamento em conjunto com a elaboração de modelos de elementos finitos para a determinação experimental de curvas R utilizando espécimes SE(T) solicitados por garras e pinos de mesma profundidade relativa de trinca. Um aço AISI 1020 é utilizado como estudo de caso para exemplificar a aplicação da metodologia e para viabilizar as observações experimentais desejadas. Os resultados obtidos permitem a avaliação crítica da metodologia, das curvas de carga *vs.* deslocamento e das curvas de crescimento de trinca, além de evidenciarem as dificuldades experimentais encontradas para os dois tipos de espécimes ensaiados.

**Palavras-chave:** Integridade estrutural; Fratura dúctil; Espécimes SE(T); Curvas R; Método da flexibilidade no descarregamento.

## EXPERIMENTAL AND NUMERICAL EVALUATION OF CRACK GROWING CURVES (R-CURVES) OF AISI 1020 STEEL USING PIN-LOADED AND CLAMPED SE(T) SPECIMENS

### Abstract

SE(T) specimens are of great interest for the determination of fracture toughness and crack growth resistance of structural steels applied to pipelines and pressurized components, as a result of the similarity between stress fields in the near-tip region, which is not found in conventional C(T) and SE(B) specimens. This work applies the unloading compliance method supported by finite element models for the experimental evaluation of R-curves, using pin-loaded and clamped SE(T) specimens with equivalent crack depths. AISI 1020 steel samples were tested as an example for the experimental methodology. The obtained results allow critical evaluation of load *vs.* displacement and R-curves, and moreover allow the discussion of the experimental difficulties found in testing both specimen geometries.

**Key-words:** Structural integrity; Ductile fracture; SE(T) specimens; R-Curves; Unloading compliance method.

<sup>1</sup> Contribuição técnica ao 65<sup>o</sup> Congresso Anual da ABM, 26 a 30 de julho de 2010, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

<sup>2</sup> Aluno do curso de Engenharia Mecânica do Centro Universitário da FEI.

<sup>3</sup> Professor do Depto. de Engenharia Mecânica do Centro Universitário da FEI, gdonato@fei.edu.br

<sup>4</sup> Professor do Depto. de Engenharia Mecânica do Centro Universitário da FEI, rodrmag@fei.edu.br



## 1 INTRODUÇÃO

Procedimentos convencionais que orientam ensaios de tenacidade à fratura (p. ex: ASTM E1820,<sup>(1)</sup> ASTM E1290<sup>(2)</sup>), assim como as práticas para avaliação de integridade estrutural (p. ex.: API579<sup>(3)</sup>) são usualmente baseados na teoria de mecânica da fratura e assumem que um único parâmetro (p. ex.:  $J$  ou CTOD- $\delta$ ) é capaz de descrever as condições de fratura e os campos de tensões e deformações à frente de trincas. Tais parâmetros são vistos como forças motrizes de trinca e seus valores críticos ( $J_c$  ou  $\delta_c$ ) como propriedades de resistência à fratura de um material.<sup>(1)</sup> Para materiais que operam sob severa plastificação e dos quais se deseja conhecer a resposta mecânica frente à ocorrência de propagação dúctil de defeitos a Integral  $J$  e o CTOD são usados para a determinação experimental de curvas de crescimento de trinca ( $J-R$  ou  $\delta-R$  - chamadas curvas R).<sup>(4)</sup> Por meio destas, pode ser quantificada a resistência do material ao rasgamento dúctil e conduzida a avaliação de integridade estrutural.<sup>(4,5)</sup>

A determinação experimental de curvas R usualmente emprega a ASTM E1820,<sup>(1)</sup> a qual utiliza espécimes em flexão SE(B) ou compactos em tração C(T) contendo trincas profundas ( $a/W \geq 0,45$ ) a fim de garantir elevada triaxialidade de tensões e a severidade do defeito. O objetivo central é garantir condições de crescimento de trinca sob dominância  $J$ , permitindo que os resultados sejam extrapolados para a avaliação de estruturas em geral.<sup>(4,5)</sup> Para tal, severas restrições dimensionais são impostas aos espécimes<sup>(1,4)</sup>. Embora conceitualmente positiva, tal preocupação faz com que os resultados de tenacidade aí obtidos sejam demasiadamente conservadores se aplicados à avaliação de dutos e vasos de pressão, nos quais as menores espessuras e profundidades de defeito, em conjunto com a solicitação predominantemente trativa, causam grande perda de restrição à plasticidade (relaxamento das tensões), fazendo com que os campos de tensões à frente de trincas e as condições de fratura contrastem fortemente com os encontrados nos espécimes SE(B) e C(T). O resultado prático é que surgem diferentes condições de fratura e espécimes SE(B) ou C(T) com trincas profundas fornecem valores reduzidos de tenacidade à fratura se comparados às condições de falha de dutos e vasos de pressão, incorrendo em manutenções ou substituições desnecessárias/prematuras, com elevados custos.<sup>(6)</sup>

Diversos pesquisadores propuseram alternativas (p. ex.: metodologias bi-paramétricas  $J-Q$ ,<sup>(5)</sup>  $J-T$ ,<sup>(5)</sup>  $J-A_2$ <sup>(7)</sup>), as quais são bem sucedidas na descrição dos campos de tensões para tais condições de menor restrição à plasticidade, mas não são capazes de corrigir os valores de tenacidade obtidos de espécimes convencionais SE(B) ou C(T). Para a avaliação de dutos e vasos de pressão, investigações numéricas conduzidas pelo SINTAP e por Cravero et al.<sup>(8,9)</sup> demonstraram que corpos-de-provas SE(T) solicitados por pinos e garras apresentam muito boa caracterização da triaxialidade e dos campos de tensões à frente de defeitos (longitudinais e circunferenciais) presentes em componentes pressurizados, atenuando significativamente o conservadorismo dos espécimes SE(B) e C(T). Tais espécimes SE(T) usualmente apresentam espessura igual ao do duto ou vaso de pressão a ser avaliado, além de similares profundidade relativa e posição do defeito, propiciando mesmo comportamento à fratura, colapso plástico e conseqüentemente maior precisão nas atividades de avaliação de integridade estrutural com melhor aproveitamento dos recursos.<sup>(8,9)</sup>

O desafio prático é que normas atuais não incorporam procedimentos para a avaliação de fratura utilizando espécimes SE(T). Cravero e Ruggieri<sup>(10)</sup> apresentaram soluções para a avaliação de curvas  $J - R$  em espécimes SE(T) para materiais homogêneos e variadas geometrias, o que representa importante esforço na direção de futuros procedimentos padronizados. Porém, métodos para a avaliação de CTOD e aplicações experimentais utilizando solicitação por garras e pinos permanecem como questões a se investigar. Como um passo nesta direção, este trabalho aplica o método da flexibilidade no descarregamento em conjunto com a elaboração de modelos de elementos finitos para a determinação experimental de curvas  $J - R$  e  $\delta - R$  utilizando espécimes SE(T) solicitados por garras e pinos de mesma profundidade relativa de trinca. Um aço AISI 1020 é utilizado como estudo de caso para exemplificar a aplicação da metodologia e identificar as dificuldades enfrentadas. Os resultados obtidos fornecem fatores  $\eta$ ,  $\gamma$  e  $m$  que ampliam o conhecimento sobre espécimes SE(T), além de dados experimentais que permitem a avaliação crítica da metodologia, das curvas de carga vs. deslocamento, curvas de crescimento de trinca e dificuldades experimentais encontradas para os dois tipos de espécimes ensaiados. O objetivo central é, então, expandir as discussões sobre a determinação experimental de resistência à fratura utilizando espécimes SE(T).

## 2 METODOLOGIA PARA A DETERMINAÇÃO DE CURVAS $J-R$ / $\delta-R$

Os principais procedimentos atualmente em uso para a determinação experimental de curvas R utilizam um único espécime solicitado monotonicamente com sucessivos descarregamentos parciais durante a solicitação (Fig. 1). O método *eta* ( $\eta$ )<sup>(4)</sup> é aplicado para a determinação de  $J$  e  $\delta$  atuantes em cada instante da solicitação, enquanto o método da flexibilidade no descarregamento<sup>(10)</sup> é utilizado para estimar o comprimento instantâneo da trinca, a partir da variação da rigidez do espécime como resultado da propagação do defeito. Esta seção apresenta os principais procedimentos aplicados no presente trabalho, sendo que detalhes podem ser encontrados na norma ASTM E1820<sup>(1)</sup> e no trabalho de Cravero e Ruggieri.<sup>(10)</sup>

A determinação da integral  $J$  segundo a metodologia *eta* ( $\eta$ ) se baseia na separação desta em suas parcelas elástica ( $J_{el}$ ) e plástica ( $J_{pl}$ ) oriundas da energia de deformação de um corpo trincado sob modo  $I$  de solicitação, na forma:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad . \quad (1)$$

A parcela elástica da integral  $J$  é igual à taxa de liberação de energia ( $G$ ) e pode, portanto, ser determinada diretamente a partir de  $K_I$  como

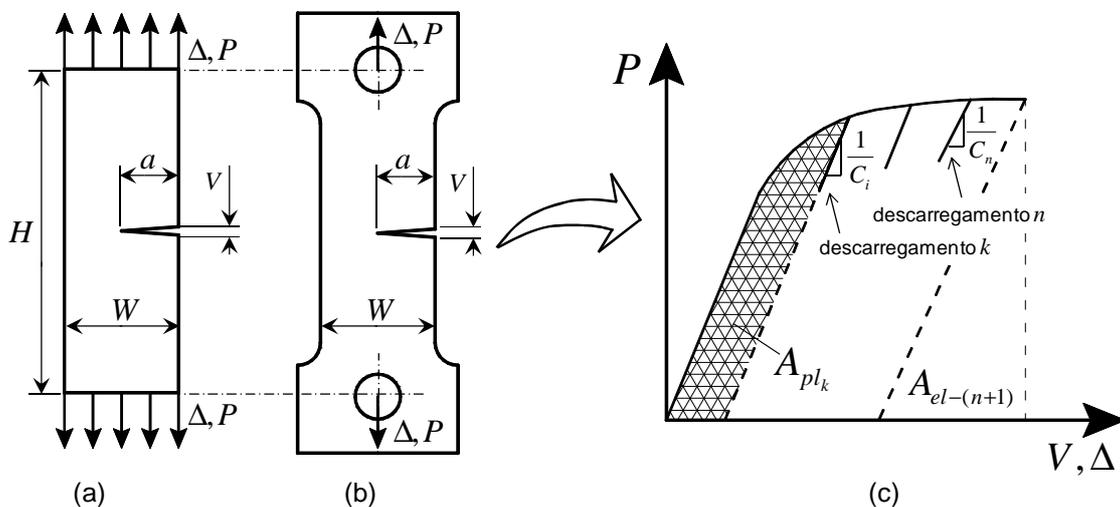
$$J_{el} = \frac{K_I^2}{E'} \quad ; \quad K_I = \frac{P}{B_N \cdot \sqrt{W}} \cdot f(a/W) \quad . \quad (2)$$

Aí,  $E'$  representa o módulo de elasticidade para condições de estado plano de deformações ( $E' = E / (1 - \nu^2)$ ) e  $B_N$  e  $W$  representam a espessura (líquida) e a largura do corpo-de-prova respectivamente (Figura 1). A carga  $P$  é obtida diretamente do ensaio mas, para espécimes SE(T)-pino deve ser corrigida para compensar a rotação do corpo-de-prova.<sup>(1,10)</sup> A função  $f(a/W)$  representa um fator de intensidade de tensões dependente da geometria e, para espécimes SE(T), está disponível nos estudos de Chiodo e Ruggieri.<sup>(11)</sup>

A parcela plástica de  $J$  ( $J_{pl}$ ) pode ser obtida a partir da área plástica sob a curva de carga  $v.s.$  deslocamento como proposto por Sumpter e Turner,<sup>(12)</sup> na forma

$$J_{pl} = \frac{\eta_{J-i} \cdot A_{pl-i}}{B_N \cdot (W - a)}, \quad (3)$$

onde  $A_{pl-i}$  representa a área plástica sob a curva de carga  $v.s.$  deslocamento (Fig. 1c - com  $i = CMOD (V)$  ou  $i = LLD (\Delta)$ , dependendo da grandeza de deslocamento a ser usada) e  $a$  representa o tamanho da trinca.<sup>(4)</sup> Assim como a carga  $P$ , o CMOD para espécimes SE(T)-pino deve ser corrigido por rotação.<sup>(1,10)</sup> O fator  $\eta_{J-i}$  representa um adimensional que contabiliza a contribuição da energia de deformação plástica imposta ao espécime para a parcela plástica de  $J$  em avaliação.<sup>(5)</sup> Os fatores correspondentes  $\eta_{J-V}$  e  $\eta_{J-\Delta}$  apresentam valores distintos, mas são igualmente válidos para a determinação de  $J_{pl}$ .



**Figura 1.** Características dimensionais e de solicitação de (a) espécime SE(T)-garra, (b) espécime SE(T)-pino e (c) decorrente curva de carga com múltiplos descarregamentos.

Porém, a metodologia apresentada até o momento admite como premissa que a trinca é estacionária (não ocorre crescimento, ou o mesmo é negligenciável<sup>(5)</sup>). Tal hipótese é violada quando da ocorrência de significativo crescimento de trinca, caso no qual as curvas de carga  $v.s.$  deslocamento são severamente alteradas como resultado da redução de rigidez do espécime. Este fenômeno tem de ser levado em conta, já que tanto a rigidez como as áreas plásticas necessárias aos procedimentos são sensivelmente alteradas. A alternativa adotada pela ASTM E1820<sup>(1)</sup> é aplicar a mesma metodologia, porém de forma incremental, a partir da atualização dos valores de  $J_{el}$ ,  $J_{pl}$ , e tamanho da trinca a partir dos descarregamentos parciais (Figura 1) induzidos durante o ensaio. Assim, para o  $n$ ésimo descarregamento, vem

$$J^n = J_{el}^n + J_{pl}^n = \frac{(K_I^n)^2}{E'} + \left[ J_{pl}^{n-1} + \frac{\eta_{J-i}^n \cdot (A_{pl-i}^n - A_{pl-i}^{n-1})}{B_N \cdot (W - a)_{n-1}} \right] \cdot \left[ 1 - \frac{\gamma_{n-1}}{(W - a)_{n-1}} (a_n - a_{n-1}) \right] \quad (4)$$

onde o fator  $\gamma$  é uma correção para crescimento de trinca e pode ser avaliado a partir da solução dos fatores  $\eta_{J-\Delta}$  para a geometria estudada na forma:<sup>(13)</sup>



$$\gamma_{n-1} = \left[ -1 + \eta_{J-\Delta}^{n-1} - \left( \frac{(W-a)_{n-1}}{W} \cdot \frac{\eta_{J-\Delta}^{n-1}}{\eta_{J-\Delta}^{n-1}} \right) \right], \text{ com } \eta_{J-\Delta}^{n-1} = \left. \frac{d\eta_{J-\Delta}}{d(a/W)} \right|_{n-1}. \quad (5)$$

No procedimento apresentado, podem ser igualmente utilizados resultados experimentais de carga vs. CMOD- $V$  ou carga vs. LLD- $\Delta$  com os respectivos fatores  $\eta_{J-i}$  ( $i = V$  ou  $i = \Delta$ ). O fator  $\gamma$  apresentado pela Eq. (5), porém, deve ser deduzido a partir de resultados exclusivamente de  $\eta_{J-\Delta}$ , pela característica intrínseca de energia de deformação da evolução de carga vs. LLD- $\Delta$ , sobre a qual está suportada a derivação da formulação apresentada<sup>(10)</sup>. Baseando-se na interpretação de  $J$  como taxa de liberação de energia e na sua relação com o CTOD ( $\delta$ ),<sup>(4)</sup> uma formulação similar à Eq. (1) pode ser utilizada para a avaliação de  $\delta$  na forma:<sup>(1,4,5)</sup>

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K_I^2 \cdot (1-\nu^2)}{m_{SSY} \cdot \sigma_{flow} \cdot E} + \frac{\eta_{\delta-i} \cdot A_{pl-i}}{\sigma_{flow} \cdot B \cdot (W-a)}. \quad (6)$$

Aí, a parcela elástica é diretamente obtida de  $K_I$ , o fator  $\eta_{\delta-i}$  contabiliza a contribuição da energia de deformação plástica ao  $\delta$  e  $\sigma_{flow} = (\sigma_{ys} + \sigma_{uts})/2$ . O fator  $m_{SSY}$  é um fator adimensional (usualmente atribuído valor 2 pela literatura corrente) dependente unicamente das propriedades de material ( $n$  e  $\sigma_0/E$  - sendo  $\sigma_0$  uma tensão de referência, usualmente  $\sigma_{ys}$  ou  $\sigma_{flow}$ ) se não violadas as condições SSY.<sup>(4)</sup> A parcela elástica de CTOD apresentada acima deriva dos estudos de Shih,<sup>(14)</sup> o qual sugeriu que para condições SSY de plasticidade restrita na ponta da trinca,  $J$  e CTOD ( $\delta$ ) se relacionam de forma unívoca como

$$\delta = \frac{J}{m_{SSY} \cdot \sigma_0}. \quad (7)$$

Para condições de avançada plasticidade à frente da trinca (*Large Scale Yielding - LSY*), porém, trabalhos de Mcmeeking e Parks<sup>(15)</sup> e Shih e German<sup>(16)</sup> demonstram que a relação entre  $J$  e  $\delta$  depende não só das propriedades de material, mas também da configuração geométrica e estado de tensões,<sup>(4)</sup> não possibilitando o uso direto da Eq. (7) para os totais de  $J$  e  $\delta$ . Entretanto, dependendo da geometria em avaliação, uma relação funcional dedicada entre  $J$  e  $\delta$  pode ser encontrada, mesmo se excedidas as condições SSY.<sup>(15,16)</sup> As normas ASTM E1290 (2) e a recentemente revisada ASTM E1820<sup>(1)</sup> (a partir de 2009), se aproveitam deste fato avaliado em espécimes SE(B) e C(T) (obedecidos níveis mínimos de encruamento<sup>(1,4)</sup>) e expressam o  $\delta$  na forma alternativa (note similaridade com a Eq. (4))

$$\delta^n = \frac{1}{m \cdot \sigma_{flow}} \left[ \frac{(K_I^n)^2}{E'} + \left[ J_{pl}^{n-1} + \frac{\eta_{J-i}^n \cdot (A_{pl-i}^n - A_{pl-i}^{n-1})}{B_N \cdot (W-a)_{n-1}} \right] \cdot \left[ 1 - \frac{\gamma_{n-1}}{(W-a)_{n-1}} (a_n - a_{n-1}) \right] \right]. \quad (8)$$

Tal fator  $m$  está disponível para SE(B) e C(T)<sup>(1)</sup> (função da geometria e do material) e pôde ser determinado numericamente para os espécimes SE(T) estudados neste trabalho, já que foi verificada uma relação proporcional entre  $J$  e  $\delta$  mesmo na ausência de dominância  $J$ . Assim, curvas  $J-R$  ou  $\delta-R$  podem ser determinadas desde que os fatores  $\eta$  ou alternativamente  $m$  discutidos acima estejam disponíveis.

Determinadas as forças motrizes de trincas, o segundo passo fundamental para a adequada determinação experimental de curvas R é a determinação do tamanho instantâneo da trinca ao longo da evolução do carregamento. Uma revisita

à Figura 1 demonstra que a inclinação de cada um dos múltiplos descarregamentos induzidos ao longo do ensaio representa a rigidez (ou o inverso da flexibilidade) instantânea do corpo-de-provas, a qual é função do tamanho da trinca ( $a/W$ ). O tamanho de trinca pode ser determinado seguindo a metodologia recomendada na ASTM E1820<sup>(1)</sup> adaptada segundo os resultados de flexibilidade e correção por rotação apresentados por Cravero e Ruggieri<sup>(10)</sup> para espécimes SE(T).

### 3 PROCEDIMENTOS COMPUTACIONAIS

Para ampliar as discussões disponíveis na literatura e viabilizar o ensaio de espécimes SE(T) tanto para  $J$  como  $\delta$ , modelos altamente refinados de elementos finitos foram desenvolvidos para espécimes 1-T ( $B = 25,4mm$  e geometria convencional  $W = 2 \cdot B$ ) solicitados por pinos e garras a fim de determinar os fatores  $\eta$ ,  $\gamma$  e  $m$  de interesse aos ensaios. A matriz de análise desenvolvida incorpora modelos bidimensionais em estado plano de deformações com diversas profundidades relativas de trinca ( $a/W = 0,1$  a  $a/W = 0,7$  com incremento de 0,05), comprimento relativo do espécime  $H/W = 6$  e propriedades de materiais representativas de aços estruturais ferríticos ( $E = 206GPa$ ,  $\nu = 0,3$  e condições:  $n = 5$  e  $E/\sigma_{ys} = 800$  (elevado encruamento),  $n = 10$  e  $E/\sigma_{ys} = 500$  (encruamento moderado) e  $n = 20$  e  $E/\sigma_{ys} = 300$  (baixo encruamento)). Os modelos constitutivos obedecem teoria de plasticidade incremental ( $J_2$ ) e critério de von Mises em regime de pequenas deformações, seguindo um modelo elasto-plástico na forma

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{ys}} = \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \quad \varepsilon \leq \varepsilon_{ys} ; \quad \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{ys}} = \left( \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^n \quad \varepsilon > \varepsilon_{ys} , \quad (9)$$

onde  $\sigma_{ys}$  e  $\varepsilon_{ys}$  representam a tensão e a deformação de escoamento (0,2% offset).

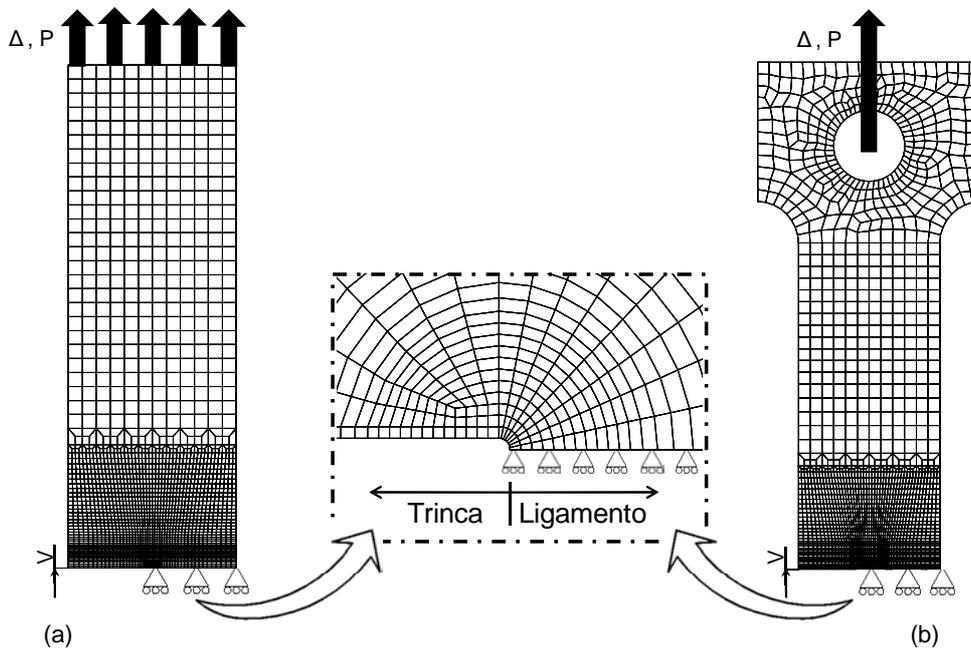
Adicionalmente, para a estimativa de  $\sigma_{uts}$  necessária à determinação da tensão  $\sigma_{flow}$  utilizada pelas Equações (6 e 8), considera-se a manutenção de volume ao longo da deformação plástica verdadeira para se estimar  $\sigma_{uts}$  na forma:<sup>(3)</sup>

$$R = \frac{\sigma_{uts}}{\sigma_{ys}} = \left( \frac{1}{0,002 \cdot n} \right)^{1/n} / \exp(1/n) . \quad (10)$$

A Figura 2 ilustra os modelos de elementos finitos construídos para um espécime com  $a/W = 0,5$  e  $H/W = 6$ . A malha apresenta configuração focal na ponta da trinca com raio inicial de ponta  $\rho_0 = 2,5\mu m$ . Pela simetria, somente metade do modelo se faz necessária, com as devidas condições de contorno. Em média, os modelos apresentam 5900 nós e 2850 elementos 3D hexaédricos de 8 nós tri-lineares (com espessura unitária). Os modelos são solicitados por incrementos de deslocamento e para simular estado plano de deformações todos os nós tiveram restritos os graus de liberdade na direção da espessura do espécime. Os modelos desenvolvidos foram processados utilizando o código de pesquisa WARP3D,<sup>(8)</sup> o qual incorpora modelo constitutivo de Mises ( $J_2$ ) tanto para pequenas como para grandes deformações. A integral  $J$  foi obtida por integração de domínio e apresentou forte independência do caminho de integração nas regiões avaliadas



(domínios fora da altamente plastificada ponta da trinca). O CTOD foi avaliado usando a metodologia  $90^{0(4)}$  e, assim como todos os demais pós-processamentos necessários, utilizou código dedicado escrito em linguagem C#.



**Figura 2.** Modelos de elementos finitos com  $a/W = 0,5$  e  $H/W = 6$  desenvolvidos para (a) espécime SE(T) solicitado por pinos e (b) espécime SE(T) solicitado por garras.

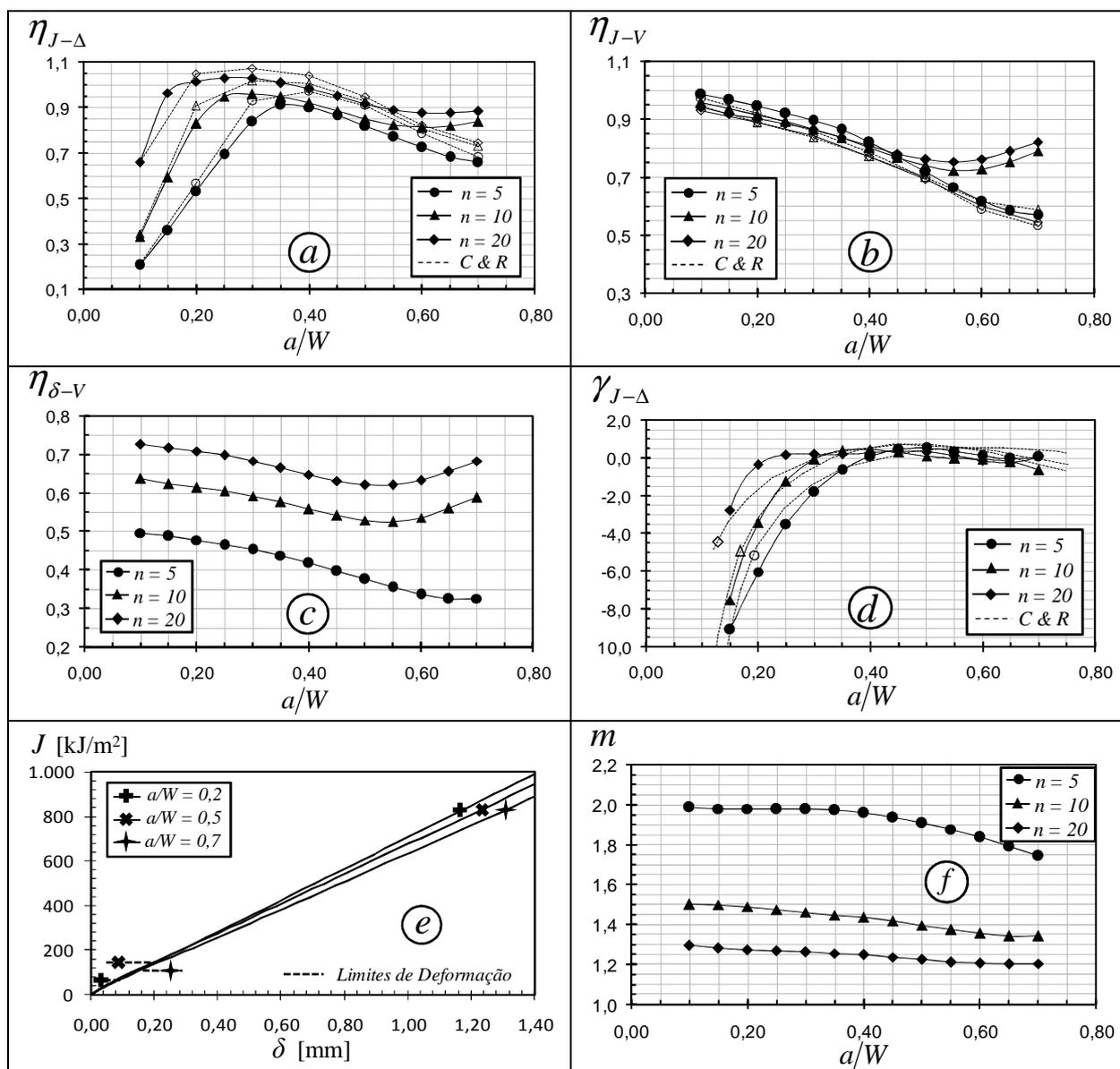
#### 4 RESULTADOS NUMÉRICOS DE SUPORTE À METODOLOGIA

Os modelos numéricos apresentados na seção 3 foram utilizados para a obtenção de fatores  $\eta$ ,  $\gamma$  e  $m$  para toda a matriz de análise simulada de espécimes SE(T) solicitados por garras e pinos. A determinação de tais fatores segue da solução das Equações 2, 3, 5, 6 e 8 a partir dos resultados fornecidos pelos modelos numéricos. Detalhes podem ser encontrados no trabalho de Donato <sup>(18)</sup> e não serão aprofundados por questões de brevidade.

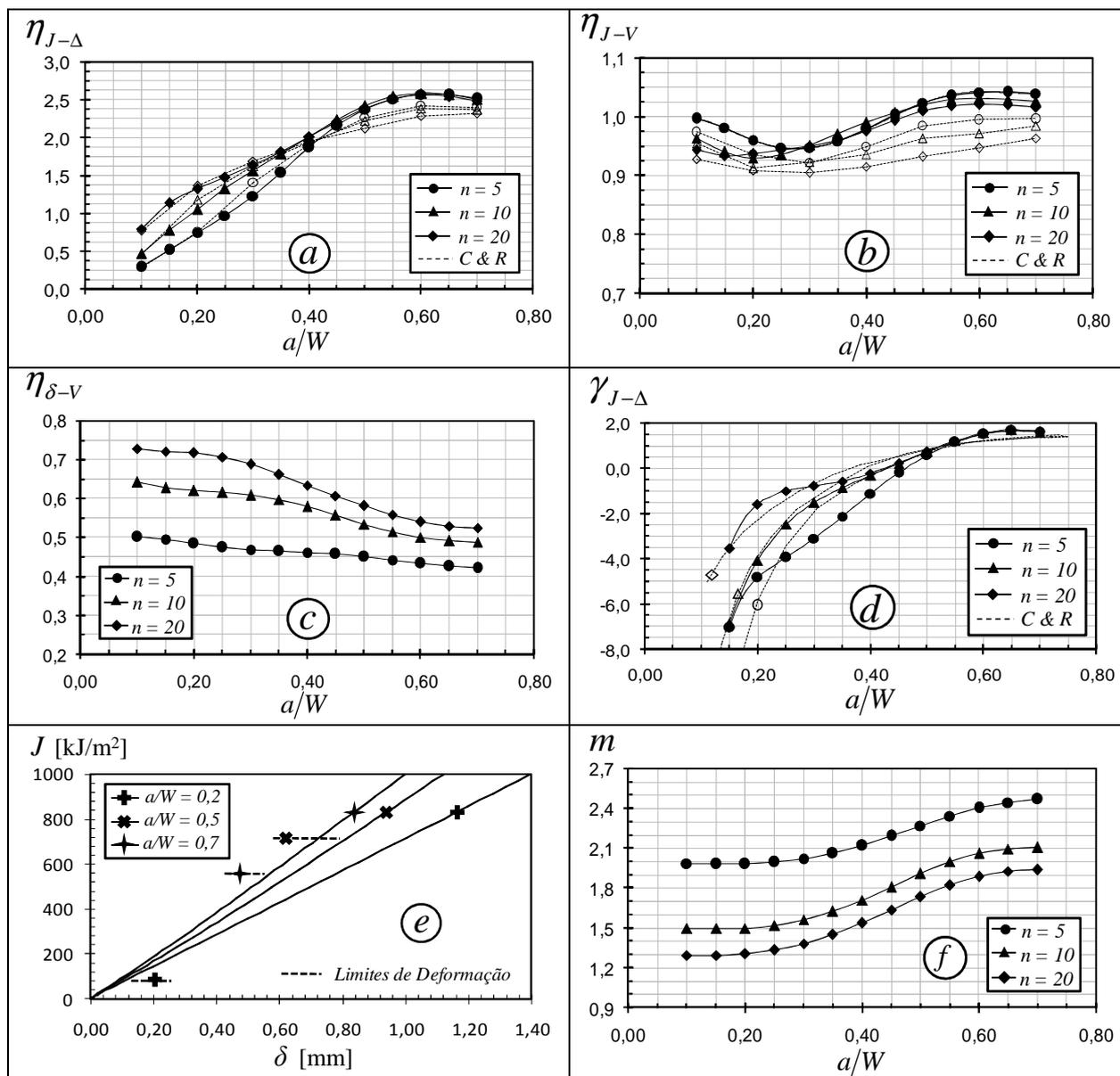
As Figuras 3 e 4 apresentam alguns resultados selecionados aplicáveis às geometrias ensaiadas no presente trabalho e essenciais para a avaliação experimental conduzida na sequência. Ajustes de curvas não foram utilizados nos resultados apresentados para permitir a exata verificação das tendências. As Figuras 3(a-b) e 4(a-b) apresentam os fatores  $\eta_{J-i}$  respectivamente para SE(T)-garra e SE(T)-pino. Nota-se grande sensibilidade à profundidade relativa de trinca ( $a/W$ ), especialmente se utilizadas curvas de carga baseadas em LLD- $\Delta$ . Por outro lado, a influência das propriedades mecânicas do material é menos pronunciada. Trincas rasas representam o pior cenário e as variações chegam a  $\approx 225\%$ . Comparações com resultados de Cravero e Ruggieri<sup>(10)</sup> mostram exatamente as mesmas tendências, exceto para trincas bastante profundas ( $a/W > \sim 0,6$ ), as quais exigem investigação futura já que foi verificada no presente trabalho adequada independência do caminho de integração de  $J$ , mas as malhas utilizadas aqui e em <sup>(10)</sup> diferem em termos de refinamento. As Figuras 3(c) e 4(c) apresentam os fatores  $\eta_{\delta-v}$  para utilização com a Eq. (6), com notável sensibilidade às propriedades do material. As Figuras 3(d) e 4(d) apresentam os fatores  $\gamma$  segundo a Eq. (5) e



comparações com resultados ajustados de Cravero e Ruggieri<sup>(10)</sup> demonstram resultados bastante similares, com evidente estabilização para trincas profundas. As Figuras 3(e) e 4(e) apresentam a linearidade encontrada entre  $J$  e  $\delta$  utilizando os modelos não-lineares em pequenas deformações, mesmo bastante além do limite de deformação avaliado numericamente (modelos em grandes deformações demonstraram mesmo comportamento, mas por dificuldade de convergência não atingiram valores de  $J$  além de  $\sim 550 \text{ kJ/m}^2$  e não são apresentados). Por fim, as Figuras 3(f) e 4(f) apresentam os respectivos fatores  $m$  caso se deseje utilizar a Eq. (8) para o levantamento de curvas  $\delta$ - $R$  em concordância com a metodologia corrente da ASTM (atentando-se, porém, às limitações de encruamento,  $J_{\text{máx}}$  e  $\delta_{\text{máx}}$  aí encontradas).



**Figura 3.** Resultados numéricos para espécimes SE(T)-garras com  $H/W=6$ , variadas geometrias e propriedades de materiais. (a) Fatores  $\eta_J$  baseados em LLD, (b) fatores  $\eta_J$  baseados em CMOD, (c) fatores  $\eta_\delta$  baseados em CMOD, (d) fatores  $\gamma$ , (e) linearidade entre  $J$  e  $\delta$  para  $n=10$  e (f) fatores  $m$  para a determinação experimental de  $\delta$  segundo metodologia adotada pela ASTM. Dados de referência obtidos de Cravero e Ruggieri<sup>(10)</sup>, disponíveis somente para  $J$ .



**Figura 4.** Resultados numéricos para espécimes SE(T)-pino com  $H/W=6$ , variadas geometrias e propriedades de materiais. (a) Fatores  $\eta_J$  baseados em LLD, (b) fatores  $\eta_J$  baseados em CMOD, (c) fatores  $\eta_\delta$  baseados em CMOD, (d) fatores  $\gamma$ , (e) linearidade entre  $J$  e  $\delta$  para  $n=10$  e (f) fatores  $m$  para a determinação experimental de  $\delta$  segundo metodologia adotada pela ASTM. Dados de referência obtidos de Cravero e Ruggieri<sup>(10)</sup>, disponíveis somente para  $J$ .

## 5 PROGRAMA EXPERIMENTAL E CURVAS R OBTIDAS

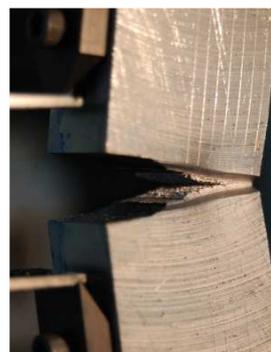
Ensaios de tração foram conduzidos em 8 espécimes de AISI 1020 com 6 mm de diâmetro útil segundo norma ASTM E8-M<sup>(19)</sup> em temperatura ambiente (22°C). A Tabela 1 reporta as propriedades mecânicas encontradas, incluindo o coeficiente de resistência e o expoente de encruamento obtidos das curvas tensão vs. deformação verdadeiras (aí,  $n \approx 5$  e  $E/\sigma_{ys} \approx 670$  : elevado encruamento, definindo os dados das Figuras 3 e 4 aplicáveis ao aço AISI 1020).

**Tabela 1.** Propriedades mecânicas do aço AISI 1020 obtidas de ensaios de tração conduzidos segundo a ASTM E8M<sup>(19)</sup>

Grandeza	$E$ [MPa]	$S_{ys} = \sigma_{ys}$ [MPa]	$S_{uts}$ [MPa]	$\sigma_{uts}$ [MPa]
Valor	201	302	448	534
Grandeza	$\sigma_{flow}$ [MPa]	$H$ [MPa]	$n$ [ ]	----
Valor	418	836	4,8	----



(a)



(b)

**Figura 5.** (a) SE(T)-pino na máquina de ensaios e (b) durante a propagação dúctil.

Foram conduzidos na sequência os ensaios de propagação de trinca em 2 espécimes SE(T)-garra e 2 espécimes SE(T)-pino (Figuras 5a-b para ilustrações) com as seguintes dimensões geométricas:  $W = 20\text{mm}$ ,  $B = 12\text{mm}$ ,  $H/W = 6$  e  $a/W \cong 0,54$ . Todos os espécimes tiveram o entalhe usinado utilizando eletro-erosão, pré-trincamento em flexão segundo a ASTM E1820,<sup>(1)</sup> posterior usinagem de *side-grooves* ( $0,1 \cdot B$  de cada lado) por meio de brochamento e dimensional da região da trinca avaliado em projetor de perfil. Os ensaios foram conduzidos em máquina universal de ensaios MTS servo-controlada de 250kN, com aquisição de carga, CMOD e LLD. A velocidade geral de sollicitação utilizada foi de 0,6 mm/min e os descarregamentos parciais (3 repetições de 20%) foram conduzidos a cada 0,2mm de CMOD com taxa de 1000N/seg para maior precisão do controle. Embora bastante trabalhosos, os ensaios foram conduzidos sem problemas para ambos os tipos de espécimes. A sollicitação por pinos, porém, exige atenção à qualidade da lubrificação dos contatos e à eliminação de eventuais folgas dos dispositivos empregados (a fim de evitar pequenas instabilidades nos patamares das curvas de carga, fruto de acomodação). As curvas de carga *vs.* deslocamento (CMOD e LLD) para ambos os casos são apresentadas na Fig. 6 e discussões interessantes emergem. Corpos-de-provas sollicitados por pinos apresentam menores cargas para mesmos níveis de deformação, o que é esperado como resultado da liberação do grau de liberdade rotacional. Ainda, fica evidente que tais espécimes apresentam CMOD significativamente maior em relação à configuração sollicitada por garras, como resultado da rotação. Por outro lado, foi verificado que a falha final das duas configurações ensaiadas ocorreu para níveis de LLD surpreendente similares. Entretanto, mais testes são necessários para conclusões a respeito.

Utilizando-se das Equações 4 e 8 e dos resultados das Figuras 3 e 4 para  $n = 5$ , os dados reportados (curvas *P vs. V*) puderam ser pós-processados e as respectivas curvas de crescimento de trinca (curvas *R*) tanto controladas por *J*



como por  $\delta$  obtidas (Figura 7). Todas as recomendações da ASTM E1820 para preparação, ensaio e pós-processamento de resultados foram seguidas para maior garantia de precisão e reprodutibilidade dos resultados. Detalhes podem ser encontrados em ASTM<sup>(1)</sup> e foram suprimidos por limitações de espaço. As curvas R apresentadas pela Fig. 7 apresentam a tendência de crescimento esperada segundo exemplos de literatura<sup>(1,4,5)</sup> tanto para  $J$  como para  $\delta$ , particularmente para o espécime solicitado por garras (Figura 7a). Aí, todos os descarregamentos forneceram dados úteis à elaboração das curvas de propagação (com flexibilidade evidente e  $R^2$  bastante próximo da unidade) e foram auferidos níveis coerentes de integral  $J$ <sup>(10)</sup> e de propagação do defeito a partir de observações físicas ao longo e ao fim do ensaio. Para o corpo-de-prova solicitado por pinos, ao contrário, diversos descarregamentos não tiveram utilidade no pós-processamento já que: i) o espécime sofreu intensa rotação, o que violou algumas hipóteses do procedimento de correção de carga, CMOD e flexibilidade e; ii) a taxa de aquisição dos dados poderia ser aumentada para melhorar a linearidade na tomada das flexibilidades. Assim, os valores apresentados pela Figura 7(b) devem ser considerados ilustrativos e colocados sob suspeição pedindo por futuras investigações complementares. As dificuldades e constatações encontradas motivam a continuidade das presentes investigações.

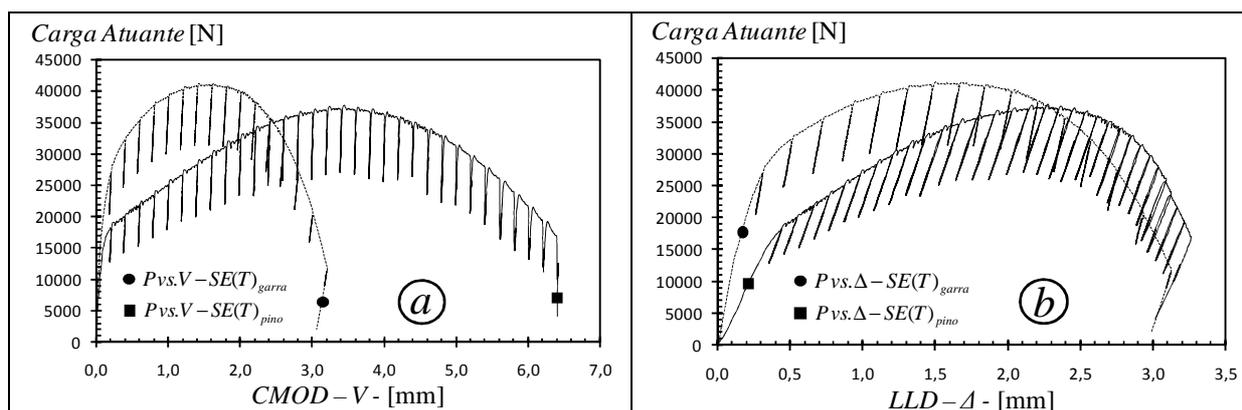


Figura 6. (a) Curvas de carga vs. deslocamento (CMOD) e (b) Curvas de carga vs. deslocamento (LLD) obtidas para dois espécimes representativos ensaiados (um SE(T)-garra e um SE(T)-pino).

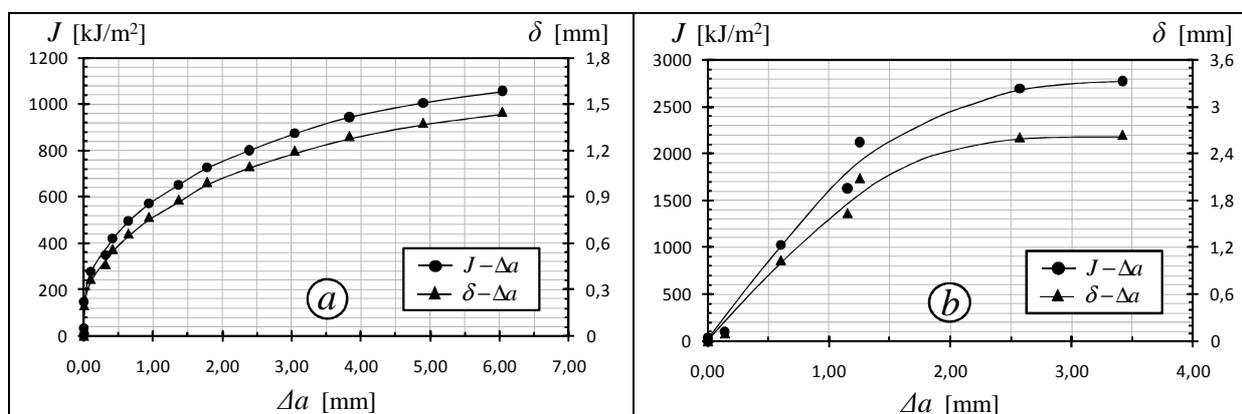


Figura 7. Curvas de propagação ( $J - \Delta a$  e  $\delta - \Delta a$ ) obtidas experimentalmente a partir das curvas apresentadas pela Fig. 6(a) para espécimes (a) SE(T)-garra e (b) SE(T)-pino. Os marcadores representam os descarregamentos. Na Fig. (a), o último descarregamento corresponde à falha.



## 6 CONCLUSÕES

Do presente trabalho pode-se concluir que:

- Os fatores  $\eta$ ,  $\gamma$  e  $m$  mostraram grande sensibilidade ao tipo de espécime (garra ou pino), geometrias e materiais (variações chegam a  $\approx 225\%$ ), o que chama a atenção para a importância da aplicação dos resultados apresentados na avaliação de tenacidade usando espécimes SE(T).
- Os resultados numéricos apresentados para  $\eta_{\delta-V}$  e  $m$ , contribuem para a determinação de  $\delta$  e, juntamente a estudos prévios dos autores e referências, motivam a continuidade das investigações visando suas limitações e validação.
- O tratamento dos dados dos ensaios de fratura exige significativa atenção à avaliação dos descarregamentos parciais e adequado isolamento das flexibilidades para correto acompanhamento do crescimento do defeito. O espécime SE(T)-garra apresentou maior facilidade na análise de tais resultados.
- Os resultados experimentais foram bastante elucidativos da resposta estrutural dos corpos-de-provas em estudo, apontando as principais dificuldades e direcionando a continuidade das pesquisas em busca de resultados adicionais.

## Agradecimento

Investigação patrocinada pela FEI – Fund. Ed. Inaciana Pe. Sabóia de Medeiros com recursos materiais e bolsas de Iniciação Científica para os primeiros autores (FCM e GPO).

## REFERÊNCIAS

- 1 ASTM, “Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness,” ASTM E 1820-09, Philadelphia, 2009.
- 2 ASTM, “Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement,” ASTM E 1290-08, Philadelphia, 2008.
- 3 API, 2000, “Recommended Practice for Fitness-for-Service,” API RP-579.
- 4 Anderson, T. L., 1995, “Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications - 2nd Edition”, CRC, Boca Raton.
- 5 Saxena, A., 1998, “Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers”, CRC, Boca Raton.
- 6 Joyce, J. A., Hackett, E. M., 1993, “Effects of Crack Depth and Mode Loading on the J-R Curve Behavior of a High Strength Steel. ASTM STP1171, pp. 239-263, Philadelphia.
- 7 Yang, S., Chao, Y. J., Sutton, M. A., 1993, “Higher Order Asymptotic Crack Tip Fields in a Power Law Hardening Material”, Engineering fracture Mechanics, V. 45/1, pp. 1-20.
- 8 Cravero, S., Ruggieri, C., 2005, “Correlation of Fracture Behavior in High Pressure Pipelines with Axial Flaws Using Constraint Designed Test Specimens - Part I: Plane-Strain Analyses”, Engineering Fracture Mechanics, Vol.72, pp. 1344-1360.
- 9 Silva L. A. L., Cravero S., and Ruggieri C., 2006, “Correlation of Fracture Behavior in High Pressure Pipelines with Axial Flaws using Constraint Designed Test Specimens - PartII: 3D Effects on constraint”, Eng. Fracture Mechanics, Vol.73, pp. 2123-2138.
- 10 Cravero, S. Ruggieri, C., 2007, “Estimation Procedures of J-Resistance Curves for SE(T) Fracture Specimens Using Unloading Compliance”, Engineering Fracture Mechanics, V.74, p.2735-2757.
- 11 Chiodo, M. S., Ruggieri, C., 2006, “Determinação de Fatores de Intensidade de Tensões (SIFs) em espécimes SE(T) fixados por pinos e garras”, Anais do 61º Congresso Anual da ABM, Rio de Janeiro, Brazil.



- 12 Sumpter, J. D. G., Turner, C., E., 1976, "Method for Laboratory Determination of  $J_c$ ". ASTM STP 601: Cracks and Fracture, pp. 3-18.
- 13 Ernst, H., Paris P. C., Landes, J. D., 1981, "Estimation on J integral and Tearing Modulus T from a Single Specimen Test Record, Fracture Mechanics 13<sup>th</sup> Conference", ASTM STP 743, American Society for Testing and Materials, pp. 476-502.
- 14 Shih, C. F., "Relationship between J-integral and Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks." J. of the Mech. Ph. of Sol., V.29, 1981, pp. 305-326.
- 15 McMeeking, R. M., Parks, D. M., 1979, "On Criteria for J-Dominance of Crack-Tip Fields in Large-Scale Yielding", ASTM special technical publication, n°668, pp. 175-194.
- 16 Shih, C. F., German, M. D., 1981, "Requirements for a One Parameter Characterization of Crack Tip Fields by the HRR Singularity", Int. J. of Fracture, V. 17, n° 1., p.27-43.
- 17 Koppenhoefer, K., Gullerud, A., Ruggieri, C., Dodds, R. and Healy, B., 1994, "WARP3D: Dynamic Nonlinear Analysis of Solids Using a Preconditioned Conjugate Gradient Software Architecture." Structural Research Series (SRS) 596. UILU-ENG-94-2017. University of Illinois at Urbana-Champaign.
- 18 Donato, G. H. B., 2009, "Effects of Weld Strength Mismatch on CTOD and J Estimation Procedures Applicable to Clamped SE(T) Specimens Containing Square Groove Welds with Center Cracks". Proceedings of 20<sup>th</sup> Int. Cong. of Mech. Eng., Gramado, Brazil.
- 19 ASTM, "Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials", ASTM E8/E8M-09, Philadelphia, 2009.