



FATORES PLÁSTICOS *ETA* PARA A DETERMINAÇÃO DE INTEGRAL J E CTOD UTILIZANDO ESPÉCIMES SE(T) HOMOGÊNEOS E DISSIMILARES¹

Felipe Cavalheiro Moreira²
Gabriel Prado de Oliveira³
Gustavo Henrique B. Donato³

RESUMO

Este trabalho apresenta procedimentos para a determinação experimental de integral J e CTOD (δ) utilizando o método *eta* (η) e espécimes SE(T) solicitados por pinos e garras constituídos de material homogêneo e também contendo soldas mecanicamente dissimilares. É inicialmente apresentado o arcabouço conceitual necessário e na sequência são detalhados os diversos modelos de elementos finitos desenvolvidos para as análises. Como resultados, são apresentados fatores η para a determinação de integral J e δ considerando a presença de dissimilaridade. A principal motivação é viabilizar a obtenção de propriedades de fratura a partir de espécimes SE(T), a fim de reduzir o conservadorismo na avaliação de integridade de dutos e vasos de pressão, os quais apresentam similares condições de fratura. Neste cenário, os resultados representam uma contribuição ao entendimento dos espécimes SE(T) e encorajam a continuidade das pesquisas já que não se encontram disponíveis em normas correntes.

Palavras-chave: Espécimes SE(T); CTOD; Integral J ; Juntas soldadas; Dissimilaridade mecânica.

PLASTIC *ETA* FACTORS TO DETERMINE EXPERIMENTAL J-INTEGRAL AND CTOD USING HOMOGENEOUS AND MISMATCHED SE(T) SPECIMENS

Abstract

This work presents procedures for experimental estimation of J - integral and CTOD (δ) using the *eta* (η) method and SE(T) specimens in clamped and pin-loaded conditions. Homogeneous materials and also specimens containing mismatched welded joints are considered. The conceptual background is presented, followed by the details of the various finite element models developed for the analyses. As results, are presented η factors for J and CTOD experimental estimation. The main objective is to allow fracture toughness experimental evaluation using SE(T) specimens to reduce the conservatism in integrity assessments of pipelines and pressure vessels, which present very similar fracture conditions. Consequently, the results contribute for a better understanding of SE(T) specimens and encourage further developments since they are not available in current standards.

Key-words: Structural integrity; SE(T) specimens; CTOD; J - integral; Welded joints; Weld mismatch.

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

² Aluno do curso de Engenharia Mecânica do Centro Universitário da FEI.

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

1 INTRODUÇÃO

Metodologias convencionais de avaliação de integridade estrutural e criticidade de defeitos (p. ex.: API579,⁽¹⁾ SINTAP⁽²⁾) são baseadas na teoria de mecânica da fratura e assumem que um único parâmetro é capaz de caracterizar forças motrizes de trinca e a resistência à fratura de um material.⁽³⁾ Sob condições elasto-plásticas de sollicitação macroscópica, este parâmetro pode ser a integral J ou o (análogo) CTOD (*crack tip opening displacement* - δ), os quais são forças motrizes de trinca, mas também medidas de tenacidade à fratura por clivagem (por meio de seus valores críticos - J_c ou δ_c).^(3,4) A determinação experimental de J e CTOD é realizada por meio de normas como ASTM E1820⁽⁵⁾ e ASTM E1290,⁽⁶⁾ as quais empregam espécimes SE(B), C(T) ou DC(T) contendo trincas profundas ($a/W \geq \approx 0,45$) e impõem severas restrições dimensionais às amostras para garantir elevada triaxialidade de tensões e a severidade do defeito. Na maioria dos casos práticos de aplicação, porém, as condições de ensaio acabam por gerar excessivos níveis de conservadorismo (baixos resultados experimentais de tenacidade à fratura) e incorrem em manutenções/substituições prematuras ou desnecessárias.

É o caso de sistemas dutoviários e vasos de pressão. Diversos estudos conduzidos por entidades como SINTEF, DNV e TWI apontam que tais componentes apresentam baixa triaxialidade, devido à sollicitação (predominantemente tratativa com tensões de membrana e pressão interna) e das relativamente menores espessuras e profundidades de defeitos. Aí, os campos de tensões à frente de trincas contrastam fortemente com os de espécimes SE(B) e C(T), propiciando diferentes condições de fratura^(7,8). Assim, corpos-de-prova SE(T) (*single edge notched tension*) vêm sendo estudados nos últimos anos e investigações numéricas conduzidas pelo SINTEF e por Cravero et al.^(7,8) demonstraram que estes espécimes (com similares espessuras e profundidades relativas de defeito) apresentam melhor caracterização dos campos de tensões à frente de defeitos presentes em componentes pressurizados se comparados aos SE(B) e C(T), garantindo similar comportamento à fratura e precisão na avaliação de integridade.^(7,8) O problema é que as normas ASTM E1820⁽⁵⁾ e ASTM E1290⁽⁶⁾ não incorporam procedimentos para a avaliação de fratura utilizando espécimes SE(T). Cravero e Ruggieri⁽⁹⁾ apresentaram soluções para a determinação de J em espécimes SE(T) para materiais homogêneos e variadas geometrias, o que representa importante contribuição. Porém, importantes pontos como a avaliação de δ , diferentes geometrias e a avaliação de fratura de soldas mecanicamente dissimilares permanecem como questões em aberto.

Em especial a avaliação do comportamento à fratura de juntas soldadas de aços ferríticos operando na região de transição dúctil-frágil (incluindo o metal de solda e a zona termicamente afetada - ZTA) representa importante papel na avaliação de integridade estrutural. Os processos de soldagem introduzem severos ciclos térmicos na região de solda, causando deterioração microestrutural, tensões residuais, defeitos (p. ex.: falta de penetração, trincamento, inclusão de escória, porosidade) e redução da tenacidade à fratura.⁽¹⁰⁾ A fim de reduzir a incidência de falhas, os códigos de fabricação (p. ex.: API 1104,⁽¹¹⁾ SA-Z662-99⁽¹²⁾) preconizam o uso de metais de adição com resistência mecânica superior àquela dos respectivos metais de base (condição usualmente referida na língua inglesa como *overmatching*). O objetivo é desviar parte da deformação plástica para o metal de base menos resistente, no qual a resistência à fratura é presumivelmente maior e menos defeitos ocorrem. Porém, a existência de tal dissimilaridade mecânica da solda (DMS) pode alterar severamente a relação entre carregamento remoto e

forças motrizes de trinca, inserindo dificuldades na determinação de J e δ como evidenciado por Donato e Ruggieri⁽¹³⁾ para espécimes SE(B). Assim, a investigação de procedimentos para a acurada determinação de J e CTOD em espécimes SE(T) homogêneos e dissimilares de variadas geometrias se mostra essencial.

Como um passo nesta direção, este trabalho desenvolve um estudo dos procedimentos para determinação de J e CTOD incluindo efeitos de geometria e dissimilaridade mecânica da solda (DMS) utilizando fatores plásticos η . São investigados espécimes SE(T) solicitados por garras e por pinos contendo juntas mecanicamente dissimilares e trincas centrais. Fatores η alternativos obtidos utilizando a metodologia do EPRI^(3,4) e o método da separação de carga⁽⁴⁾ servem como balizamento para a metodologia desenvolvida e serão pontualmente apresentados. Os estudos são baseados em modelos altamente refinados de elementos finitos e os resultados apresentados contribuem para ampliar o entendimento sobre avaliação de resistência à fratura usando espécimes SE(T).

2 METODOLOGIAS PARA DETERMINAÇÃO DE J E CTOD

As metodologias mais utilizadas para avaliação prática de J são os métodos η (*eta*) e EPRI.⁽³⁾ Em ambos, J é contabilizada a partir das contribuições elástica e plástica da energia de deformação do corpo trincado em modo I, na forma:⁽³⁾

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

Aqui, J_{el} representa a parcela elástica da integral J e pode, conseqüentemente, ser determinada diretamente a partir do fator de intensidade de tensões (K_I) como

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

Aí, E' representa o módulo de elasticidade para condições de estado plano de deformações ($E' = E/(1-\nu^2)$) e B e W representam a espessura e a largura do corpo-de-provas respectivamente (vide Fig. 1). A função $f(a/W)$ representa um fator de intensidade de tensões dependente da geometria e pode ser determinado para espécimes SE(T) a partir de estudos de Chiodo e Ruggieri.⁽¹⁴⁾

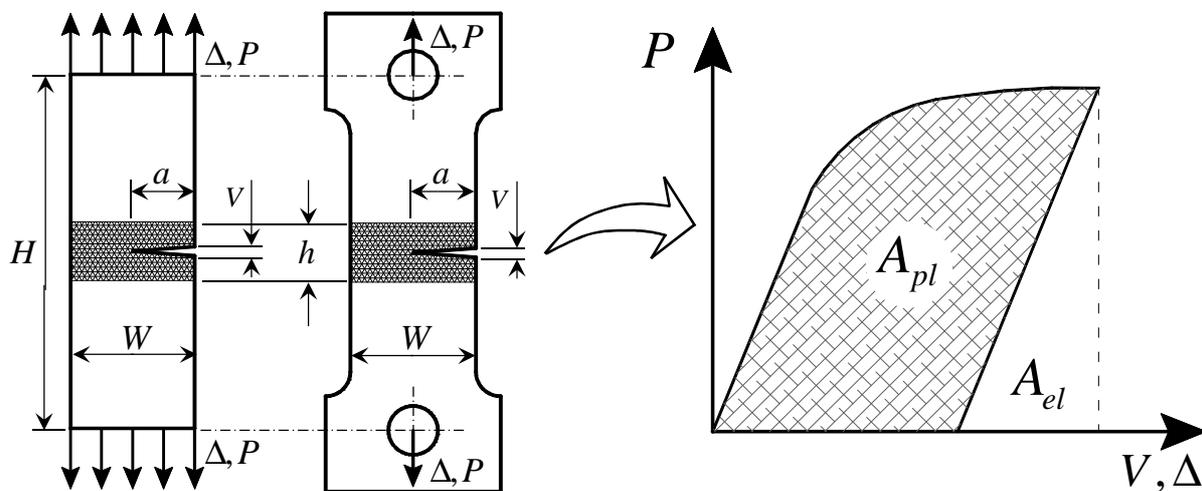


Figura 1. Características dimensionais e de solicitação de (a) espécime SE(T) solicitado por garras e (b) espécime SE(T) solicitado por pinos. (c) Decorrente curva de carga vs. deslocamento.

Para a determinação da parcela plástica (J_{pl}) de J (vide Eq. (1)), as duas metodologias de interesse ao trabalho são brevemente descritas na sequência.

2.1 Método η (*eta*)

O método *eta* se baseia na interpretação de J como taxa de liberação de energia e admite a sua decomposição em parcelas elástica e plástica (Eq. (1)). Como proposto por Sumpter e Turner,⁽¹⁵⁾ J_{pl} pode ser obtida como

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

onde A_{pl-i} representa a área plástica sob a curva de carga *vs.* deslocamento (com $i = CMOD$ (V) ou $i = LLD$ (Δ), dependendo do deslocamento a ser usado) e a representa o tamanho da trinca.⁽³⁾ O fator η_{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.⁽¹⁶⁾ Os fatores correspondentes η_{J-V} e $\eta_{J-\Delta}$ apresentam valores distintos, mas são igualmente válidos para determinar J_{pl} .

Baseando-se na interpretação de J como taxa de liberação de energia e na sua relação com o CTOD (δ)⁽⁴⁾, uma formulação similar à Eq. (1) pode ser utilizada para a avaliação de δ na forma:^(3,4)

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K_I^2 \cdot (1 - \nu^2)}{m \cdot \sigma_{flow} \cdot E} + \frac{\eta_{\delta-i} \cdot A_{pl-i}}{\sigma_{flow} \cdot B \cdot (W - a)}. \quad (4)$$

onde m é um adimensional dependente do estado de tensões e das propriedades de material (usualmente adotado 2 na literatura corrente)⁽³⁾ e $\sigma_{flow} = (\sigma_{ys} + \sigma_{uts})/2$. Assim, o método *eta* se torna igualmente aplicável para a determinação de δ .

O método *eta* admite que a energia de deformação do espécime é a combinação de uma parcela devida à presença de trinca e outra parcela resultante do corpo íntegro (sem defeito).^(3,4) Assim, para trincas profundas, pode-se admitir que a grande maioria da deformação está contida na região do ligamento remanescente e a parcela de energia de deformação relativa à presença de trinca é fortemente dominante. Por outro lado, deve-se ter cautela na aplicação do método *eta* para trincas rasas, nas quais o campo de deformações é comparativamente difuso ao longo do espécime tornando a energia do corpo sem trinca a princípio não negligenciável. Uma breve reflexão sobre tal ocorrência será endereçada adiante.

2.2 Método EPRI

O método EPRI foi proposto em 1976 por Shih e Hutchinson,⁽¹⁷⁾ e publicado em 1981 nos Estados Unidos pelo “*Electric Power Research Institute*”. Segundo este método, admitindo modelo constitutivo de Ramberg-Osgood⁽³⁾ e a solução do campo HRR para integral J , a análise dimensional indica que J_{pl} (para espécimes em tração) pode ser alternativamente escrita em função da carga aplicada P como

$$J_{pl} = \alpha \cdot \epsilon_0 \cdot \sigma_0 \cdot \frac{b \cdot a}{W} \cdot h_1 \cdot \left(\frac{P}{P_0} \right)^{n+1}. \quad (5)$$

Aqui, σ_0 e ε_0 representam a tensão e a deformação de escoamento (0,2% *offset*), n representa o expoente de encruamento, $\alpha = 1$, P_0 representa a carga limite e h_1 representa um adimensional dependente da geometria e do encruamento.⁽³⁾ Adicionalmente, o método EPRI permite a obtenção de fatores η a partir de estimativas de CMOD (V_{pl}) e LLD (Δ_{pl}) plásticos. Tal procedimento, assim como o método da separação de carga, é descrito em Anderson⁽³⁾ e Saxena⁽⁴⁾ e não será apresentado.

3 PROCEDIMENTOS COMPUTACIONAIS

3.1 Modelos de Elementos Finitos

Modelos de elementos finitos altamente refinados em estado plano de deformações foram desenvolvidos para uma ampla variedade de espécimes SE(T) 1-T ($B = 25,4mm$ e geometria convencional $W = 2 \cdot B$) solicitados por pinos e garras. A opção por modelos em estado plano de deformações é baseada em investigações conduzidas pelos autores e trabalhos de Tobar e Ruggieri,⁽¹⁹⁾ os quais demonstram que os benefícios do desenvolvimento de modelos 3D ou com diferentes relações W/B são desprezíveis para os fins de avaliação dos fatores η aqui pretendidos. Assim, a matriz de análise desenvolvida incorpora modelos bidimensionais com diversas profundidades relativas de trinca ($a/W = 0,1$ a $a/W = 0,7$ com incremento de 0,05), comprimentos relativos do espécime ($H/W = 4, 6, 8$ e 10) e juntas soldadas (idealizadas retangulares) de diferentes larguras ($2h = 5, 10, 15$ e 20) contendo trincas centrais (vide Fig. 1). As configurações de trincas consideradas cobrem uma ampla faixa de razões de largura do cordão sobre ligamento remanescente ($0,056 \leq h/b \leq 0,667$), as quais são consistentes com faixas usuais na prática e estudadas por Eripret e Hornet⁽²⁰⁾ para espécimes SE(B).

A Figura 2 exemplifica os modelos de elementos finitos construídos para um espécime com $a/W = 0,5$, $H/W = 6$. O padrão de malha nas proximidades da trinca permite a simulação de diferentes larguras de cordão ($2h$) utilizando a mesma malha. Tal estratégia facilita os procedimentos computacionais e beneficia a comparabilidade dos resultados obtidos. A região de interface entre metal de base (MB) e metal de solda (MS) é modelada como junta bi-material sem a consideração das diferentes propriedades mecânicas presentes na zona termicamente afetada. A malha apresenta configuração focal na ponta da trinca com raio inicial de ponta $\rho_0 = 2,5\mu m$. A simetria permite que somente metade do modelo seja estudado, com as devidas condições de contorno. Em média, estes apresentam 5.900 nós e 2.850 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,⁽²¹⁾ 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, apresentou forte independência do caminho de integração e o CTOD foi avaliado usando a metodologia 90^o.⁽²⁾ Todos os pós-processamentos necessários utilizaram código dedicado escrito em linguagem C#.

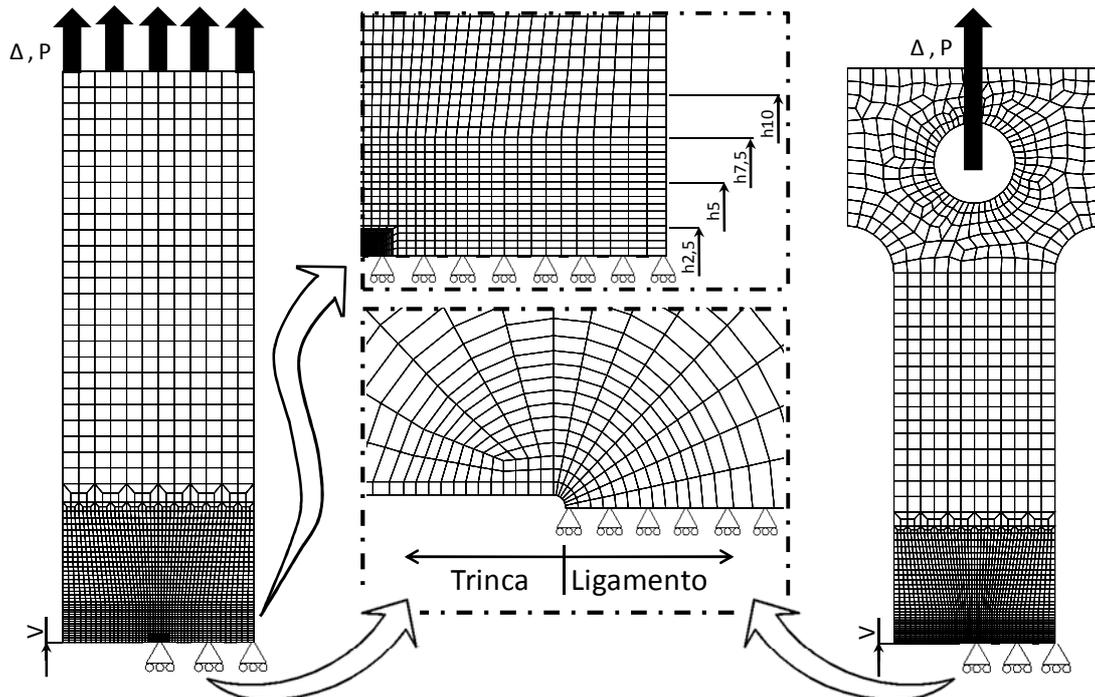


Figura 2. Modelos de elementos finitos com $a/W = 0,5$ e $H/W = 6$ desenvolvidos para (a) espécime SE(T) solicitado por garras e (b) espécime SE(T) solicitado por pinos.

3.2 Modelos Constitutivos Considerados

Foram considerados modelos constitutivos elasto-plásticos obedecendo teoria de plasticidade incremental (J_2) e critério de von Mises em pequenas deformações. O comportamento tensão vs. deformação obedece a um modelo na forma:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} \quad \varepsilon \leq \varepsilon_0 ; \quad \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad \varepsilon > \varepsilon_0 , \quad (6)$$

onde os parâmetros são os mesmos apresentados pela Eq. (5) e a transição entre os regimes linear e de potência é feito por uma atenuação cúbica para evitar discontinuidades nas tangentes. As propriedades de material consideradas são características de aços de aplicação estrutural, com metal de base com $E = 206 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$, $\sigma_{ys} = 412 \text{ MPa}$ e $n = 10$. A condição de dissimilaridade mecânica é descrita pelo parâmetro denominado HM (Heterogeneidade Mecânica) definido como $HM = \sigma_{ys}^{MS} / \sigma_{ys}^{MB}$. Os casos considerados cobrem desde severa sub-resistência do cordão de solda ($HM = 0,6$), passando pela condição de unirresistência ($HM = 1,0$), até casos de severa sobre-resistência ($HM = 2,0$), como apresenta a Tabela 1.

O expoente de encruamento foi estimado usando uma relação polinomial entre tensão limite de escoamento e encruamento aplicável a aços estruturais: $n = 5$ 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). Adicionalmente, para a estimativa de σ_{uts} necessária à determinação da tensão σ_{flow} utilizada pela Eq. (4), considera-se a manutenção de volume ao longo da deformação plástica e a relação entre tensão verdadeira e de engenharia para se estimar σ_{uts} na forma:⁽¹⁾

$$R = \frac{\sigma_{uts}}{\sigma_{ys}} = \left(\frac{1}{0,002 \cdot n} \right)^{1/n} / \exp(1/n) . \quad (7)$$

4 EVOLUÇÃO DA ZONA PLÁSTICA À FRENTE DE TRINCAS EM DUTOS E ESPÉCIMES SE(T) COM DISSIMILARIDADE MECÂNICA NA SOLDADA (DMS)

A Figura 3 corrobora (por meio da dimensão e formato da zona plástica para mesmo carregamento normalizado $J/(b \cdot \sigma_0)$ e condição $HM=1$) a grande similaridade dos campos de tensões à frente de trincas entre dutos (neste caso com trinca longitudinal – Figura 3a) e espécimes SE(T) solicitados por garras e pinos (Figuras 3b e 3c respectivamente), fomentando o grande interesse pelos espécimes SE(T) na caracterização das condições de fratura de dutos e vasos de pressão sob mesmo carregamento. Tal configuração e dimensões das zonas plásticas destoam das encontradas em espécimes SE(B), como investigado por Donato e Ruggieri.⁽²²⁾

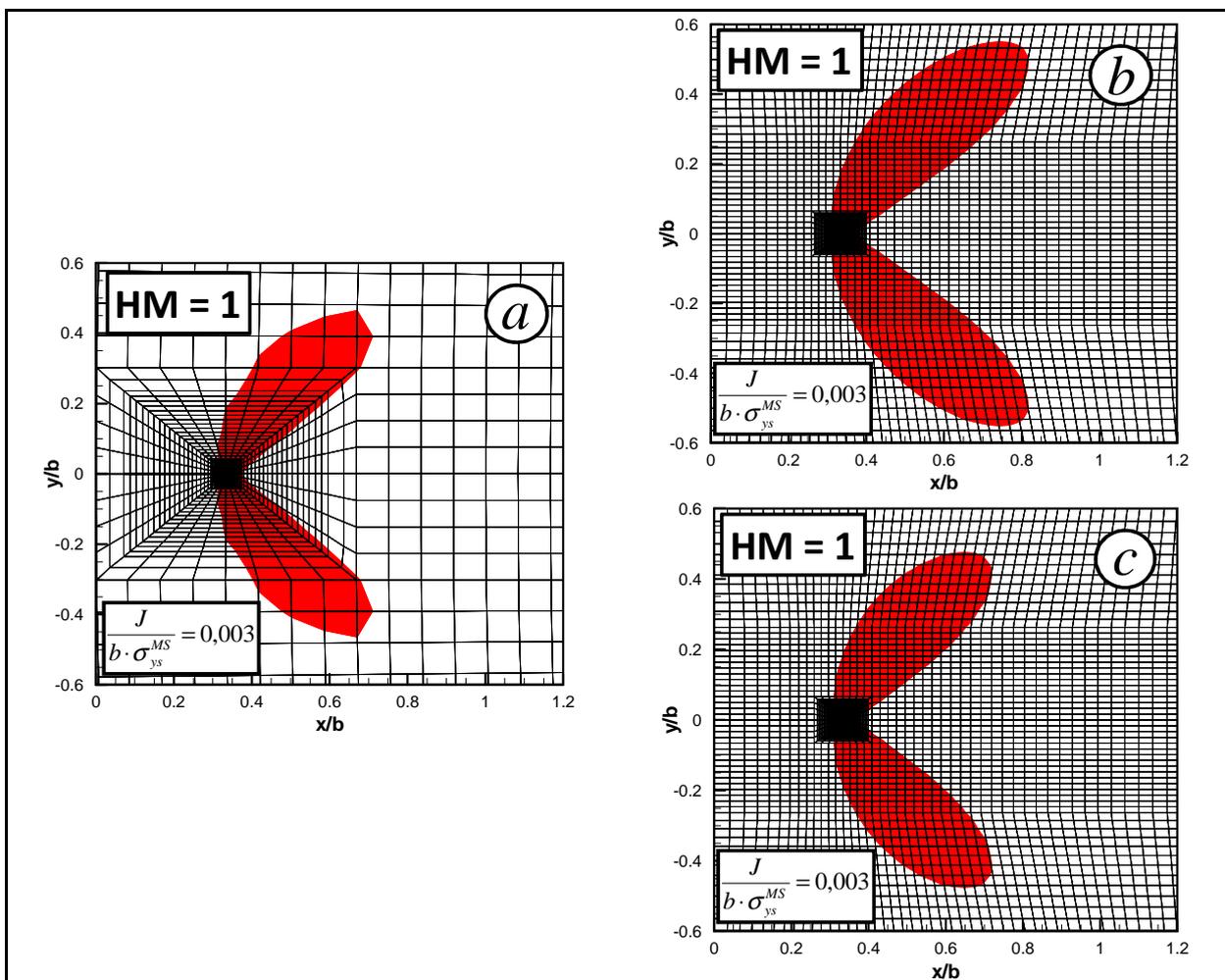


Figura 3. Similaridade dos campos de tensões em termos da zona plástica à frente de trincas em (a) duto contendo defeito longitudinal de profundidade relativa de 25% da espessura, (b) espécime SE(T) solicitado por garras e (c) espécime SE(T) solicitado por pinos. Espécimes SE(T) apresentam $H/W = 6$, $a/W = 0,25$ e $HM = 1$. A zona plástica é definida como o lugar geométrico dos elementos nos quais $\sigma_{vM} \geq \sigma_{ys}^{MS}$, com σ_{vM} representando a tensão equivalente de von Mises.

Tabela 1. Propriedades de materiais adotadas para as análises

Nível de Dissimilaridade Mecânica - <i>HM</i>	Metal de Solda		Metal de Base	
	σ_{ys} (MPa)	<i>n</i>	σ_{ys} (MPa)	<i>n</i>
<i>HM</i> = 0,6	247	4,7	412	10
<i>HM</i> = 0,8	330	7,3	412	10
<i>HM</i> = 1,0	412	10	412	10
<i>HM</i> = 1,2	494	12,8	412	10
<i>HM</i> = 1,5	618	17,4	412	10
<i>HM</i> = 2,0	824	25,5	412	10

Ainda, as Figuras 4(a-b) e 4 (c-d) evidenciam o efeito da DMS (*HM*) na zona plástica à frente de defeitos para SE(T)-garra e SE(T)-pino respectivamente. Fica evidenciado que, para mesmo carregamento normalizado (e sob dominância *J*), condições de sobre-resistência (aqui *HM*=1,5) acarretam menores zonas plásticas se comparadas a condições de sub-resistência (*HM*=0,8), causando o desvio de parte da deformação para o metal de base. Pode-se notar ainda que espécimes SE(T)-pino apresentam zonas plásticas ligeiramente menores, mas o efeito da DMS no formato e dimensão destas é essencialmente similar para ambos os espécimes.

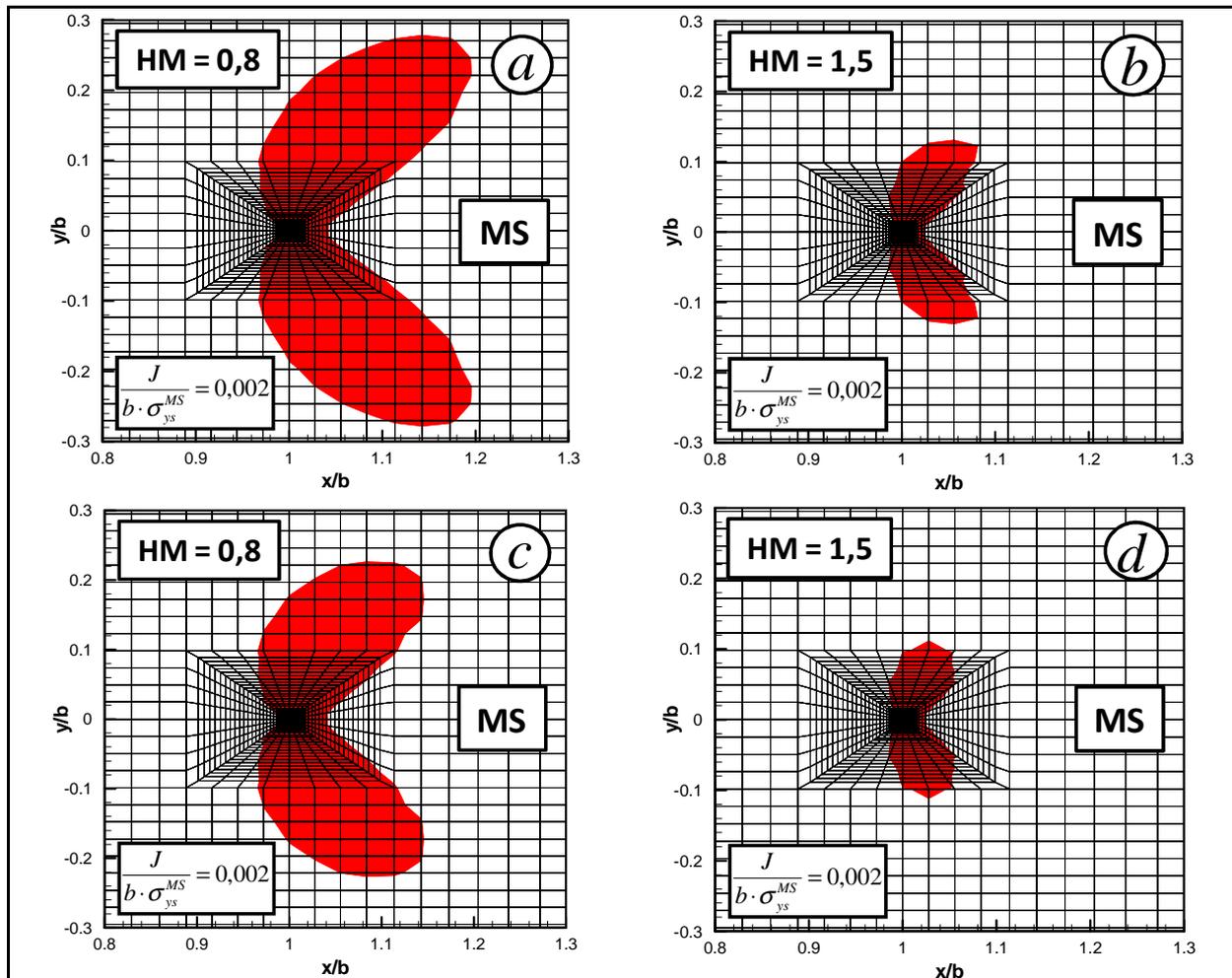


Figura 4. Efeito da existência de DMS na evolução da zona plástica à frente de defeitos para espécimes (a,b) SE(T)-garra com crescentes níveis de *HM* e (c,d) SE(T)-pino com crescentes níveis de *HM*. Todos os modelos apresentam mesma condição de carregamento normalizado $J/(b\sigma_0)$. Os espécimes SE(T) apresentam $H/W=6$ e $a/W=0,5$. A zona plástica é definida como o lugar geométrico dos elementos nos quais $\sigma_{vM} \geq \sigma_{ys}^{MS}$.



5 FATORES PLÁSTICOS η

A determinação dos fatores plásticos η derivou da solução das Equações (3-4), a partir do pós-processamento da área plástica sob as curvas de carga *vs.* deslocamento de interesse obtidas numericamente. Os fatores η podem ser entendidos como a inclinação da evolução de J_{pl} (ou δ_{pl}) *vs.* A_{pl-i} devidamente normalizada, como ilustram as Figuras 5(a-b) para J . Mesmo para os casos críticos aí apresentados (condições extremas de HM , a/W e $2h$), fica evidente a linearidade apresentada. O valor considerado é obtido de um ajuste por mínimos quadrados dos resultados na faixa de solitação $0,01 \leq J/(b\sigma_0) \leq 0,08$ (o mínimo R^2 encontrado tanto para J como δ foi 0,989), representativa da prática de ensaios envolvendo desde determinação de tenacidade à fratura por clivagem até curvas $J-R / \delta-R$.

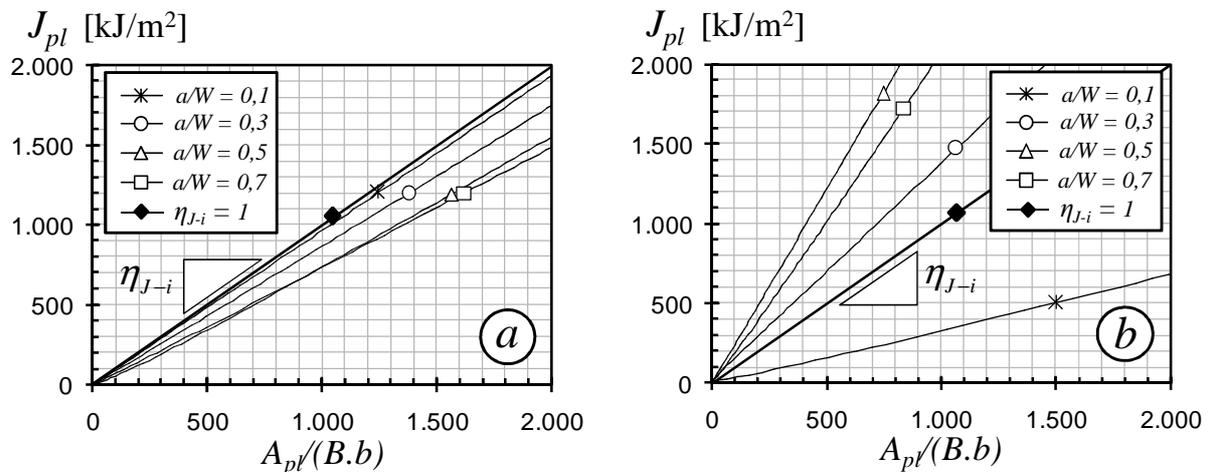


Figura 5. Representação gráfica da determinação numérica de fatores η a partir da relação entre a parcela plástica de J e a área plástica normalizada para espécime SE(T) (a) solitado por garras com $H/W=6$, $2h=5\text{mm}$ e $HM=0,8$ (usando dados de CMOD) e (b) solitado por pinos com $H/W=6$, $2h=20\text{mm}$ e $HM=1,5$ (usando dados de LLD).

As Figuras 6 e 7 apresentam os resultados selecionados da matriz de análise desenvolvida para a determinação de J e δ utilizando a metodologia *eta*. Por questões de objetividade, são aqui apresentados resultados para diferentes geometrias e níveis de HM com $H/W=6$ e $2h=15\text{mm}$. Cordões com tal largura são representativos das dimensões médias de juntas soldadas reais e suportam adequadamente as discussões pretendidas. Ainda, as demais configurações tiveram pequena influência de H/W , $2h$, e comportamento bastante similar em termos de efeito de DMS e a/W , como será apresentado.

Nota-se nas Figuras 6(a) e 7(a) que os fatores $\eta_{J-\Delta}$ são fortemente sensíveis à profundidade relativa de trinca (a/W). Ocorre no geral uma variação linear ascendente com posterior tendência de queda, sendo tal linearidade mais característica nos espécimes SE(T)-pino, nos quais se estende até $a/W \leq 0,55$. Ainda, os fatores $\eta_{J-\Delta}$ são sensíveis ao nível de DMS (HM) para casos de sobre-resistência acima de $HM \geq 1,2$ e principalmente para trincas profundas (chegando a desvios de até $\sim 45\%$). As Figuras 6(b) e 7(b) apresentam os fatores η_{J-V} e revelam que estes são também fortemente sensíveis à profundidade relativa de trinca (a/W). Para SE(T)-garra, ocorre variação linear descendente até $a/W \leq 0,55$, com posterior tendência ascendente. Para SE(T)-pino, por sua vez, a variação apresenta tendência



cúbica. Analogamente ao apresentado anteriormente, o impacto do nível de DMS (HM) é relevante para casos de sobre-resistência acima de $HM \geq 1,2$ e principalmente para trincas profundas (chegando a desvios de até $\sim 60\%$). Por sua vez, as Figuras 6(d) e 7(d) apresentam os fatores $\eta_{\delta-V}$ para a determinação de δ e fica evidente a forte sensibilidade à DMS, fomentando o uso dos resultados aqui reportados. Para as demais condições não apresentadas, os efeitos de HM e a/W seguiram a mesma tendência geral, a largura do cordão de solda se mostrou de impacto relevante para os casos extremos (cordões esbeltos - $2h \approx 5-10$), enquanto o efeito do comprimento relativo do espécime se mostrou pouco pronunciado.

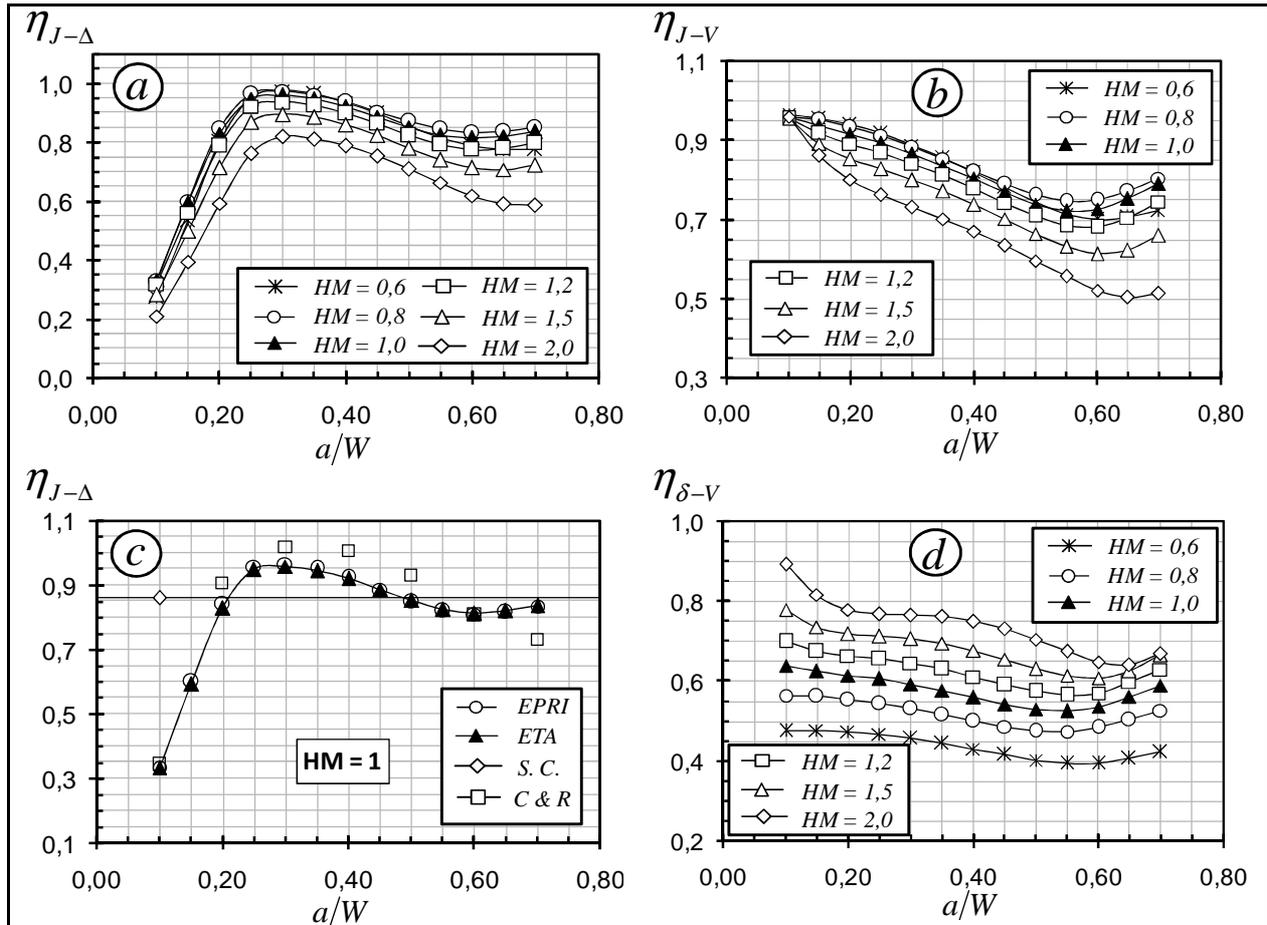


Figura 6. Espécimes **SE(T)-garra** de diferentes geometrias e dissimilaridades: (a) fatores $\eta_{J-\Delta}$ para dados baseados em LLD, (b) fatores η_{J-V} para dados baseados em CMOD, (c) comparação dos fatores η para $HM=1$ obtidos usando o métodos *eta*, EPRI e separação de carga, além de dados de C & R ⁽⁹⁾ e (d) fatores $\eta_{\delta-V}$ para a determinação experimental de δ .

Todos os fatores *eta* estudados apresentam comportamento anômalo para trincas demasiadamente rasas ou profundas, o que questiona a consistência do método *eta* e motiva a investigação. Primeiramente, a Fig. 5 demonstrou que mesmo casos críticos mantêm a linearidade entre J e A_{pl} , o que é um primeiro indício de consistência. Ainda, as Figuras 6(c) e 7(c) demonstram que fatores *eta* calculados pelo método EPRI apresentam valores essencialmente similares qualquer que seja a profundidade do defeito, sendo que o mesmo ocorre com resultados extraídos de Cravero e Ruggieri.⁽⁹⁾ O método da separação de carga (cujas premissas são válidas para trincas profundas $\sim 0,4 \leq a/W \leq 0,6$), mostra também grande consistência com os

resultados aqui obtidos. Assim, acredita-se que a metodologia mantenha a consistência necessária e as limitações do uso de trincas demasiadamente rasas ou profundas residam no atingimento de condições de acentuada plasticidade ou instabilidade local,⁽⁴⁾ cuja não ocorrência deve ser paralelamente checada, por exemplo, por meio do limite de deformação ou cargas-limite.

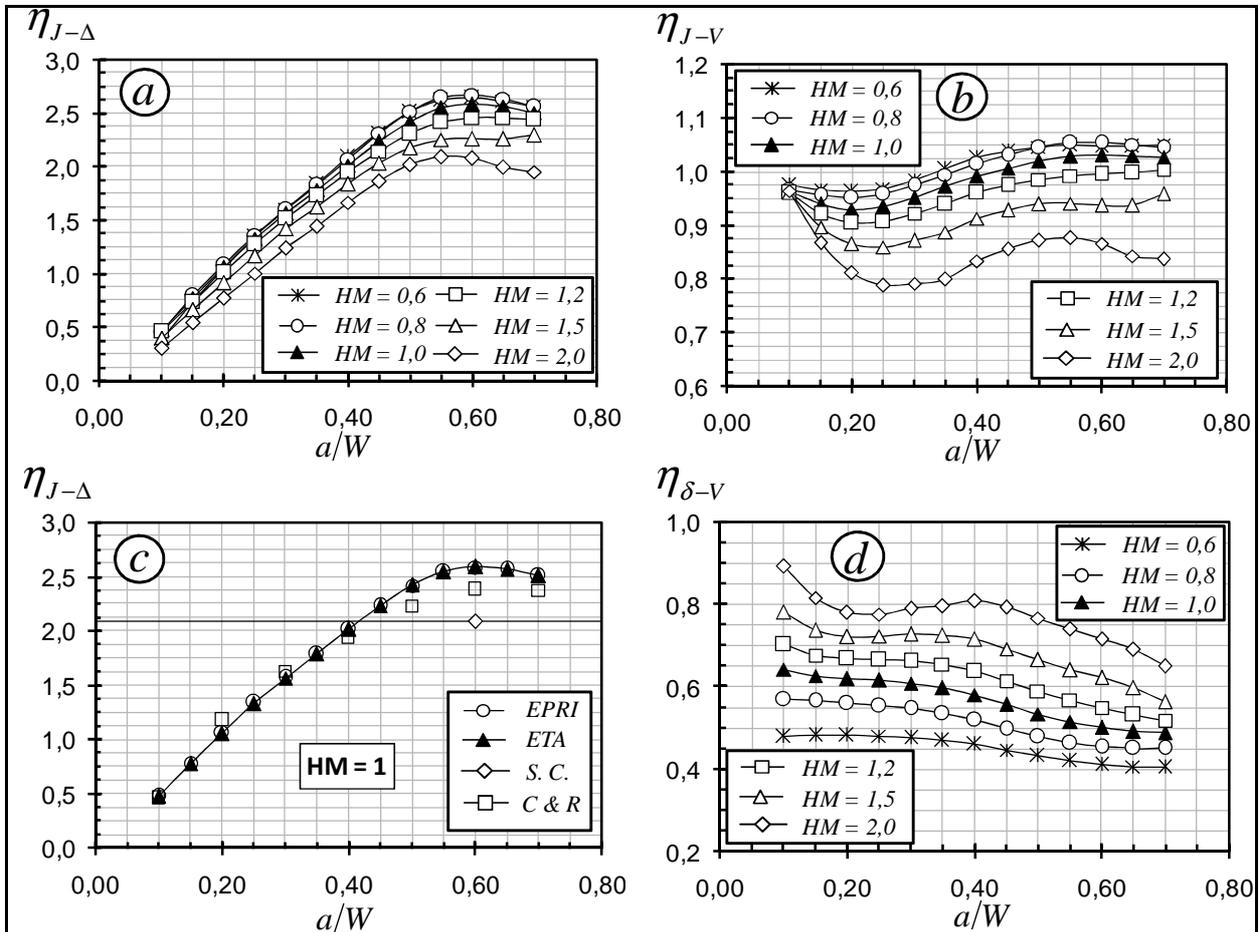


Figura 7. Espécimes **SE(T)-pino** de diferentes geometrias e dissimilaridades: (a) fatores $\eta_{J-\Delta}$ para dados baseados em LLD, (b) fatores η_{J-V} para dados baseados em CMOD, (c) comparação dos fatores η para $HM=1$ obtidos usando o métodos *eta*, EPRi e separação de carga, além de dados de C & R⁽⁹⁾ e (d) fatores $\eta_{\delta-V}$ para a determinação experimental de δ .

6 CONCLUSÕES

Do presente trabalho pode-se concluir que:

- Espécimes SE(T) e dutos com trinca longitudinal apresentam zonas plásticas essencialmente similares como resultado direto do carregamento predominantemente trativo. Assim, denotam similares condições de fratura.
- Metais de solda mais resistentes que os de base (sobre-resistência - $HM > 1$) acarretam menores zonas plásticas, causando o desvio de parte da deformação para o metal de base menos resistente. Tal redução é similar em forma e dimensão tanto para SE(T)-garra como para SE(T)-pino.

- A linearidade da relação entre J_{pl} e A_{pl} é mantida mesmo para condições críticas de dissimilaridade e profundidade de trinca, suportando os fatores η apresentados. Ainda, as comparações com resultados da literatura, método EPRI e da separação de carga apontam para a validade da metodologia.
- Os fatores η apresentados no geral mostram grande sensibilidade ao tipo e geometria do espécime e do cordão de solda. A DMS se mostra muito relevante para sobre-resistência a partir de $HM \geq \sim 1,2$. Assim, a consideração dos presentes resultados é de interesse na determinação acurada de J e δ usando espécimes SE(T) e motiva o avançar dos estudos.

AGRADECIMENTO

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

REFERÊNCIAS

- 1 API, 2000, “*Recommended Practice for Fitness-for-Service*”, API RP-579.
- 2 *Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry: SINTAP*, July, 1999.
- 3 Anderson, T. L., 1995, “*Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications - 2nd Edition*”, CRC Press, Boca Raton.
- 4 Saxena, A., 1998, “*Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers*”, CRC Press, Boca Raton.
- 5 American Society for Testing and Materials (ASTM), “*Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*”, ASTM E 1820-09, Philadelphia, 2009.
- 6 ASTM, “*Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement*”, ASTM E 1290-09, Philadelphia, 2009.
- 7 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.
- 8 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.
- 9 Cravero, S. Ruggieri, C., 2007, “*Estimation Procedures of J-Resistance Curves for SE(T) Fracture Specimens Using Unloading Compliance*”, Eng. Frac. Mech., V.74, p.2735-2757.
- 10 Kerr, W. H., 1976, “*A Review of Factors Affecting Toughness in Welded Steels*”, International Journal of Pressure Vessel and Piping, Vol. 4, pp. 119-141.
- 11 API, 1999, “*Welding of Pipelines and Related Facilities*”, API 1104, 19th Edition.
- 12 Canadian Standards Association, 1999, “*Oil and Gas Pipeline Systems*”, SA-Z662-99.
- 13 Donato, G. H. B., and Ruggieri, C., 2009, “*Effects of Weld Strength Mismatch on J and CTOD Estimation Procedure for SE(B) Specimens*”, International Journal of Fracture, DOI 10.1007/s10704-009-9377-9.
- 14 Chiodo, M. S., and 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, Brasil.
- 15 Sumpter, J. D. G., Turner, C., E., 1976, “*Method for Laboratory Determination of Jc*”. ASTM STP 601: Cracks and Fracture, ASTM, pp. 3-18.



- 16 Rice, J. R., Paris, P. C. and Merke, J. G., 1973, "Some Further Results of *J*-integral Analysis and Estimates", Progress in Flaws Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM STP 536, American Society for Testing and Materials, pp 231-245.
- 17 Shih, C.F. e Hutchinson, J.W., "Fully Plastic Solutions and Large-Scale Yielding Estimates for Plane Stress Crack Problems", J. of Eng. Mat. and Tech., Vol. 98, 1976, pp. 289-295.
- 18 Shih, C. F., "Relationship between the *J*-integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks", J. Mech. and Phys. of Solids, V.29, 1981, pp. 305-326.
- 19 Tobar, L. M. P., Ruggieri, C., 2009, "Estimation Procedure of *J* and CTOD Fracture Parameters for SE(T) Fracture Specimens Based on the η Method", In: Proceedings of the 20th International Congress of Mechanical Engineering, Brazil.
- 20 Eripret, C., Hornet. P., 1997, "Fracture Toughness Testing Procedures for Strength Mismatched Structures", In: Mis-matching of Interfaces and Welds, GKSS, Geestchacht.
- 21 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. University of Illinois.
- 22 Donato, G. H. B., Ruggieri, C., 2007, "Effects of Weld Strength Mismatch on Estimation Procedures for *J* and CTOD Fracture Parameters Using SE(B) Specimens". PVP 2007, TX.