

PROCEDIMENTO FAD PARA AVALIAÇÃO DE ESTRUTURAS SOLDADAS INCLUINDO EFEITOS DE DISSIMILARIDADE MECÂNICA. PARTE II: EXPERIMENTOS E APLICAÇÃO¹

Gustavo Henrique. B. Donato²

Claudio Ruggieri³

Resumo

Procedimentos ECA baseados na filosofia FAD têm larga aplicação prática na avaliação de estruturas de grande responsabilidade como vasos de pressão e tubulações de óleo e gás contendo trincas. Porém, sua utilização em componentes soldados com heterogeneidades entre as propriedades dos metais de base e adição (situação usualmente denominada *weld strength mismatch*) permanece uma questão em aberto. Isto motivou o desenvolvimento de uma metodologia adaptada de FAD baseada em critérios micromecânicos capaz de incorporar os efeitos de *mismatch* na determinação de forças motrizes de trincas (p.ex.: J e CTOD) e os efeitos da dissimilaridade sobre cargas limite. Neste contexto, o presente artigo apresenta uma aplicação exploratória da metodologia proposta à previsão de falha de juntas soldadas dissimilares de aço API X80. No geral, a metodologia proposta indica uma redução nos desvios de previsão de falha apresentados pelas metodologias convencionais e encoraja a utilização de abordagens locais para avaliações de juntas dissimilares.

Palavras-chave: Integridade estrutural; Juntas soldadas; Juntas dissimilares; Metodologia FAD.

FAD PROCEDURE FOR WELDED STRUCTURES EVALUATION INCLUDING EFFECTS OF WELD STRENGTH MISMATCH. PART II: EXPERIMENTS AND APPLICATIONS

Abstract

FAD-based ECA procedures are usually applied for assessing high responsibility structures like pressure vessels and pipelines containing defects. However, its application to welded mismatched components remains a potential open issue. This context motivated the development of an adapted micromechanics-based FAD methodology which incorporates mismatch effects on crack driving forces (e.g.: J e CTOD) evaluation and on limit loads estimation schemes. In this context, the present work presents an exploratory application of the proposed methodology in the failure prediction of API X80 mismatched joints. In general, the proposed methodology show better agreement with experimental results and encourage the use of local approach procedures for assessments of dissimilar joints.

Key words: Structural integrity; Welded joints; Mismatched joints; FAD Methodology.

¹ *Contribuição técnica ao 64º Congresso Anual da ABM, 13 a 17 de julho de 2009, Belo Horizonte, MG, Brasil.*

² *Professor do Departamento de Engenharia Mecânica do Centro Universitário da FEI, gdonato@fei.edu.br*

³ *Prof. Livre Docente do Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da Escola Politécnica da USP, claudio.ruggieri@poli.usp.br*

1 INTRODUÇÃO

Juntas soldadas são uma necessidade nas estruturas mecânicas atuais, as quais por sua vez exigem níveis de segurança e confiabilidade operacionais cada vez mais elevados, objetivando redução de custos, aumento de eficiência operacional, otimização de vida útil e, mais importante, a eliminação de acidentes causadores de danos ambientais, prejuízos financeiros e riscos à população. Assim, o estudo da resistência à fratura de juntas soldadas representa um componente-chave na avaliação de integridade estrutural, já que a presença de soldas acaba por ampliar a complexidade das práticas de projeto e avaliação. Tal constatação é especialmente importante quando se trata de estruturas de grande responsabilidade como vasos de pressão e sistemas dutoviários, incluindo facilidades *onshore* e *offshore*.

Observações experimentais⁽¹⁻⁴⁾ revelam a ocorrência freqüente de defeitos na forma de trincas em juntas soldadas (p.ex., falta de penetração, trincamento a quente ou a frio, mordeduras, formação de trincas por hidrogênio, trincas oriundas de corrosão sob tensão, etc.). Os códigos correntes voltados ao projeto e fabricação de dutos para transporte de óleo e gás fornecem rigorosas regras para soldagem, inspeção e testes de linhas de transmissão (p. ex., API 1104⁽⁵⁾ e CSA Z662⁽⁶⁾), e estabelecem critérios simplificados de aceitação de defeitos de fabricação baseados em ensaios de mecânica da fratura, qualificação de mão de obra e controle dos procedimentos de soldagem. Tais códigos, porém, não incorporam procedimentos específicos do tipo “*fitness-for-service*” (FFS) para avaliação de trincas de fabricação, instalação ou mesmo operação em regiões de solda. Isto faz com que, em busca de segurança operacional, os supra citados procedimentos recomendem a construção de juntas soldadas em condição *overmatch* (metal de adição com resistência mecânica mais elevada que o metal de base). Tal condição favorece o desvio das deformações plásticas para o metal de base, do qual se espera melhor controle microestrutural, menos defeitos e conseqüente melhor comportamento à fratura, aumentando a capacidade de carga geral da estrutura.

Para uma avaliação objetiva de tais componentes trincados, são comumente utilizados procedimentos ECA (*Engineering Critical Assessment*) baseados em mecânica da fratura,⁽⁷⁾ os quais utilizam-se de diagramas FAD (*Failure Assessment Diagrams*) e quantificam a interação entre fratura frágil por clivagem e colapso plástico como mecanismos competidores para a ocorrência de falha estrutural (p. ex.: R6,⁽⁸⁾ BS7910,⁽⁹⁾ SINTAP,⁽¹⁰⁾ API 579⁽¹¹⁾ e o Código ASME Seção XI⁽¹²⁾). Contudo, tais procedimentos são idealmente válidos para materiais homogêneos e, embora o uso de *overmatch* seja mecanicamente positivo, acaba por invalidar a direta aplicação de tais metodologias. A presença de propriedades mecânicas dissimilares em juntas soldadas (condição denominada *weld strength mismatch*) altera os campos de tensões nas proximidades da trinca, alterando as forças motrizes de trinca (tais como J e CTOD) e cargas de colapso plástico para um determinado carregamento remoto, afetando diretamente as trajetórias de carga de diagramas FAD.

A fim de reduzir tais limitações dos procedimentos atuais, o presente artigo em sua parte I (metodologia micromecânica)⁽¹³⁾ apresenta o arcabouço conceitual de uma metodologia adaptada de FAD baseada em critérios micromecânicos (utilizando-se da tensão de Weibull - σ_w - corrigida por deformação plástica) capaz de incorporar os efeitos de *mismatch* na determinação de forças motrizes de trincas (p.ex.: J e CTOD) e os efeitos da dissimilaridade mecânica sobre cargas limite. O

presente artigo complementa as propostas apresentadas por meio de uma aplicação exploratória da metodologia apresentada na previsão de falha de juntas soldadas dissimilares de aço API X80 em condição *overmatch*. Para tal, são descritos os resultados experimentais disponíveis, procedimentos computacionais utilizados e resultados obtidos. No geral, o uso da metodologia proposta aponta para uma redução nos desvios de previsão de falha apresentados pelas metodologias convencionais e encoraja a utilização de abordagens locais para avaliações de integridade estrutural de juntas dissimilares.

2 METODOLOGIA FAD

2.1 Metodologia Convencional

Em abordagens convencionais do tipo FAD,⁽⁷⁾ uma linha de falha independente de geometria e propriedades de material é construída baseando-se na relação entre carregamento normalizado na ponta da trinca, K_r , e o carregamento (remoto) normalizado aplicado, L_r , na forma $K_r = f(L_r)$, onde os pontos de avaliação (ou trajetória de carga – vide Fig. 1) são definidos como

$$K_r = \frac{K_I(P, a)}{K_{mat}} \quad \text{e} \quad L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{ys}} \quad . \quad (1)$$

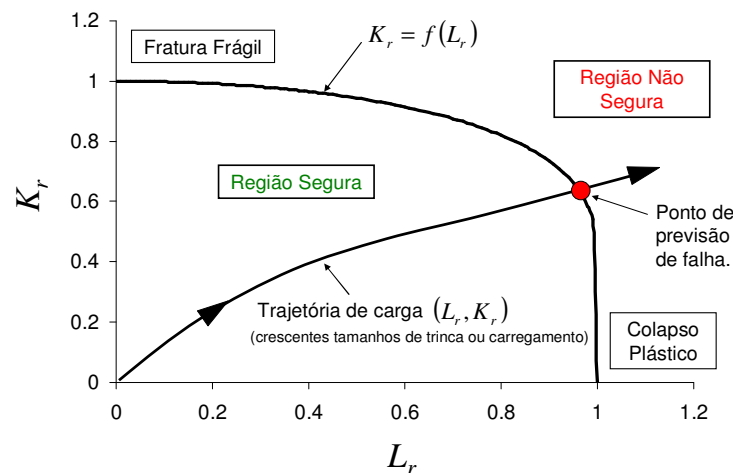


Figura 1. Ilustração esquemática da metodologia FAD convencional.

Aqui P representa a carga (remota) aplicada, a define o tamanho da trinca, K_I quantifica a força motriz de trinca linear elástica, K_{mat} representa a tenacidade à fratura do material, σ_{ys} é a tensão de escoamento e σ_{ref} representa uma tensão de referência ligada ao colapso plástico do ligamento remanescente da trinca.⁽⁹⁾ A avaliação de integridade estrutural de componentes trincados é baseada na posição relativa do ponto de avaliação descrito (L_r, K_r) em relação à curva FAD. O componente é simplesmente considerado seguro se o ponto de avaliação se encontra dentro (abaixo) da curva, ao passo que é considerado potencialmente inseguro se o ponto se encontra sobre ou acima da mesma. Adicionalmente, pontos

de avaliação mais próximos da abscissa têm a falha governada por colapso plástico, enquanto no caso inverso a falha é predominantemente frágil.

Os procedimentos de maior cultura atual de aplicação são BS 7910⁽⁹⁾ e API 579,⁽¹¹⁾ cujos níveis normais de avaliação (nível 2A da BS7910 e o nível 2 da API 579) são equivalentes em sua formulação básica e se utilizam da curva FAD na forma

$$K_r = [1 - 0,14(L_r)^2] \cdot \{0,3 + 0,7 \exp[-0,65(L_r)^6]\} , \quad L_r \leq L_r^{m\acute{a}x} \quad (2)$$

onde o parâmetro de corte, $L_r^{m\acute{a}x}$, reflete um critério simplificado para prevenir colapso plástico localizado e considerar o encruamento pós escoamento observado em aços carbono ferríticos e aços inoxidáveis austeníticos.

2.2 Metodologia Adaptada Proposta Considerando Juntas Dissimilares

Juntas soldadas dissimilares nas proximidades de defeitos acabam por alterar o campo de tensões, como mensurado pelos parâmetros da mecânica da fratura K_I , integral J e seu correspondente CTOD (*Crack Tip Opening Displacement* – Abertura da Ponta da Trinca – δ) 7. Tal fenômeno, em conjunto com os inerentes prejuízos ao controle microestrutural criados pelos processos de soldagem, alteram os valores de tenacidade à fratura (p.ex.: valores críticos de K_I , J ou CTOD) de juntas dissimilares em relação aos respectivos metais de base. Como ensaios experimentais de juntas soldadas são usualmente onerosos e de difícil execução, principalmente de componentes em escala real, o presente artigo em sua parte I⁽¹³⁾ apresentou um modelo correlativo de tenacidades a partir do qual a tenacidade de juntas soldadas dissimilares pode ser estimada a partir dos dados de metal de base (ou condição *evenmatch*) e poucas calibrações experimentais.

Para tal, a tensão de Weibull corrigida por deformação plástica,⁽¹⁴⁾ σ_w , é adotada como descritora dos efeitos micromecânicos da presença de dissimilaridade sobre a tenacidade à fratura, sendo capaz de acoplar o microregime de fratura (o qual inclui um critério local de falha e as tensões que se desenvolvem à frente da trinca) com o carregamento macroscópico remoto (tal como a integral J). A questão-chave de tal metodologia consiste na interpretação de σ_w como uma força motriz de trinca, acoplada ao simples axioma de que a fratura por clivagem ocorre quando σ_w atinge um valor crítico $\sigma_{w,c}$. Para uma mesma condição de temperatura, o modelo de escala relaciona um valor específico de σ_w à ativação da fratura por clivagem para diferentes configurações soldadas trincadas com diferentes níveis de *mismatch*, mesmo que os parâmetros de carregamento (tais como J e CTOD) variem largamente devido às diferentes soldas dissimilares. Assim, a Fig. 2 apresenta o modelo correlativo proposto segundo o qual, de posse da tenacidade à fratura de uma estrutura “A” (por exemplo um espécime SE(B) homogêneo), mesmos níveis de tensão de Weibull normalizadas permitem a estimação dos valores de tenacidade de uma estrutura “B” (por exemplo uma chapa em tração) contendo trincas em soldas dissimilares e carregamentos quaisquer, para mesmo material base e mesmas condições de temperatura. Modelos devidamente refinados de elementos finitos utilizando formulação de grandes deformações fornecem a relação funcional entre tensão de Weibull normalizada vs. carregamento remoto.

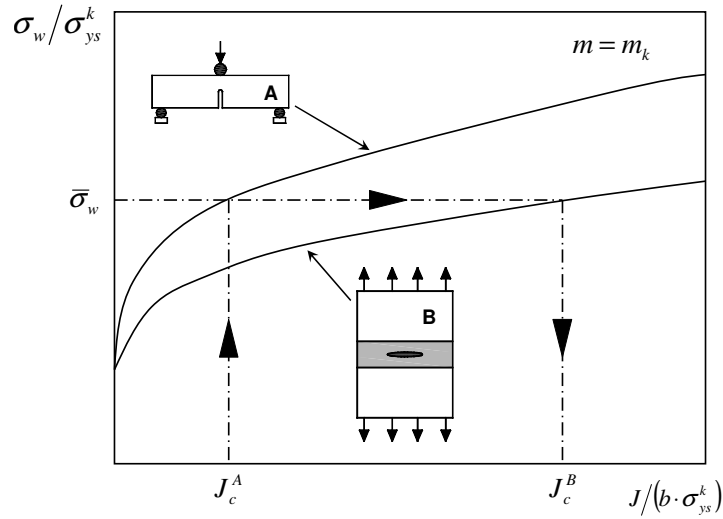


Figura 2. Modelo de escala baseado em tensão de Weibull para corrigir valores de tenacidade para diferentes condições de trinca, carregamento e de *mismatch*.

Por conveniência, define-se um parâmetro β como a razão entre as tenacidades das configurações respectivamente B e A, na forma

$$\beta(M_L, m) = \frac{J_c^B}{J_c^A}. \quad (3)$$

Aplicando-se o modelo de transferabilidade proposto na correção de diagramas FAD, a variação de tenacidade à fratura, caracterizada por exemplo pela integral J , é quantificada na forma

$$J_{MS} = J_{MB} \cdot \beta(M_L, m) \quad (4)$$

onde J_{MS} e J_{MB} representam a integral J do componente com solda dissimilar e do componente constituído de metal base (ou condição *evenmatch*), respectivamente. Assim, pode ser redefinido o termo K_r dos pontos de avaliação no FAD (definido em termos de integral J , já que $K_r = \sqrt{J_r}$ 9) na forma

$$K_r = \sqrt{\frac{J}{J_{mat}}} = \sqrt{\frac{J}{J_{MS}}} = \sqrt{\frac{J}{J_{MB} \cdot \beta(M_L, m)}} \quad (5)$$

onde a força motriz de trinca aplicada ao componente é descrita pela integral J e J_{MS} representa a correspondente tenacidade à fratura já corrigida para os efeitos da presença de uma junta soldada com *mismatch*. A correção apresentada é fortemente dependente da distribuição de microdefeitos dos materiais (caracterizada pelo módulo de Weibull m), o que será discutido na aplicação prática apresentada na seção 4.

Adicionalmente à correção da parcela de fratura frágil dos diagramas FAD, modelos numéricos de elementos finitos incorporando o modelo constitutivo dos diferentes materiais constituintes da junta dissimilar permitem a estimação de cargas limite adequadas às estruturas com *weld mismatch*. O atingimento da tensão limite $\sigma_{c,t}$ é definido quando a tensão equivalente de Von Mises, σ_e , atinge uma tensão de referência (podendo esta ser $\sigma_{flow} = (\sigma_{ys} + \sigma_{uts})/2$ para parcial consideração da plasticidade ou a própria tensão limite de resistência σ_{uts} para total consideração da contribuição da plasticidade para o aumento da capacidade de carga), ao longo de todo o ligamento remanescente. Assim, a abscissa dos diagramas FAD (L_r) originalmente descrita pela Eq. (1) tem seu denominador original σ_{ys} substituído pelo valor numericamente corrigido para juntas dissimilares $\sigma_{c,t}$, na forma

$$L_r = \frac{\sigma}{\sigma_{c,t}}. \quad (6)$$

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL

Diversos ensaios experimentais de fratura foram conduzidos por Minami et al.⁽¹⁵⁾ em estruturas soldadas constituídas de aço API X80. O procedimento e as condições de soldagem seguem práticas aplicadas à elaboração de soldas circunferenciais em dutos realizadas no campo. As Figuras 3(a) e (b) apresentam as configurações soldadas testadas, as quais incluem espécimes de fratura SE(B) com trinca profunda e espécimes de chapa tipo M(T) com trinca superficial semi-elíptica posicionada no centro do cordão de solda. Definindo-se por conveniência o nível de *mismatch* como $M_L = \sigma_{ys}^{MS} / \sigma_{ys}^{MB}$ (onde MS e MB representam os metais de solda e de base, respectivamente), são de interesse prático duas condições de *mismatch* ensaiadas: *evenmatch* ($M_L = 1,0$) e 10% *overmatch* ($M_L = 1,1$). Os espécimes SE(B) possuem espessura $B = 25$ mm, largura $W = 25$ mm, distância entre apoios $S = 100$ mm e profundidade relativa de trinca $a/W = 0,5$. As placas apresentam espessura $B = 25$ mm, largura $2W = 400$ mm e comprimento $L = 300$ mm. A trinca superficial tem comprimento $2c = 100$ mm e profundidade $a = 6$ mm. Em todos os espécimes a largura do cordão de solda é de 10 mm.

O material estudado é um aço de alta resistência e baixa liga (ARBL) de grau 550 equivalente a um aço API 5L X80.⁽¹⁶⁾ O procedimento de soldagem foi conduzido com processo GMAW com aporte de calor variando entre 0,3 e 0,9 kJ/mm dependendo da seqüência de passes. Ensaios de tração conduzidos em espécimes longitudinais à solda fornecem os dados tensão-deformação na temperatura de interesse (-5°C). A solda em condição *evenmatch* apresenta escoamento de 581 MPa (σ_{ys}) e 670 MPa de limite de resistência (σ_{uts}). A solda em condição 10% *overmatch* apresenta escoamento de 621 MPa (σ_{ys}) e 691 MPa de limite de resistência (σ_{uts}). Ambos os materiais apresentam baixos níveis de encruamento ($\sigma_t/\sigma_{ys} \approx 1,11-1,15$) de tal forma que os efeitos de *mismatch* relativos ao encruamento são considerados negligenciáveis. Demais propriedades mecânicas são: módulo de elasticidade $E = 206$ GPa e coeficiente de Poisson $\nu = 0,3$.

Os ensaios dos espécimes SE(B) foram conduzidos à temperatura $T = -5^{\circ}\text{C}$, a qual se encontra na região de transição dúctil-frágil. Resultados de carga vs. abertura da boca da trinca (CMOD) foram obtidos para cada corpo-de-prova utilizando-se extensômetro diretamente afixado ao espécime. Exames posteriores à falha estabeleceram o nível de crescimento estável da trinca precedente à falha. Enquanto os resultados de tenacidade apresentados por Minami et al.⁽¹⁵⁾ foram obtidos por meio da norma BS7448,⁽¹⁷⁾ no presente trabalho os valores críticos de tenacidade (J_c) foram recalculados por meio da metodologia *eta*, utilizando-se de fatores devidamente estimados numericamente para juntas soldadas apresentados no trabalho de Donato e Ruggieri,⁽¹⁸⁾ a fim de evitar a propagação de erros. A Fig. 3(c) apresenta os resultados obtidos dos espécimes SE(B) e evidencia o severo efeito do *mismatch* sobre a tenacidade à fratura. Neste caso, os valores de tenacidade para condição 10% *overmatch* são aproximadamente 100% mais elevados em relação à condição *evenmatch*.

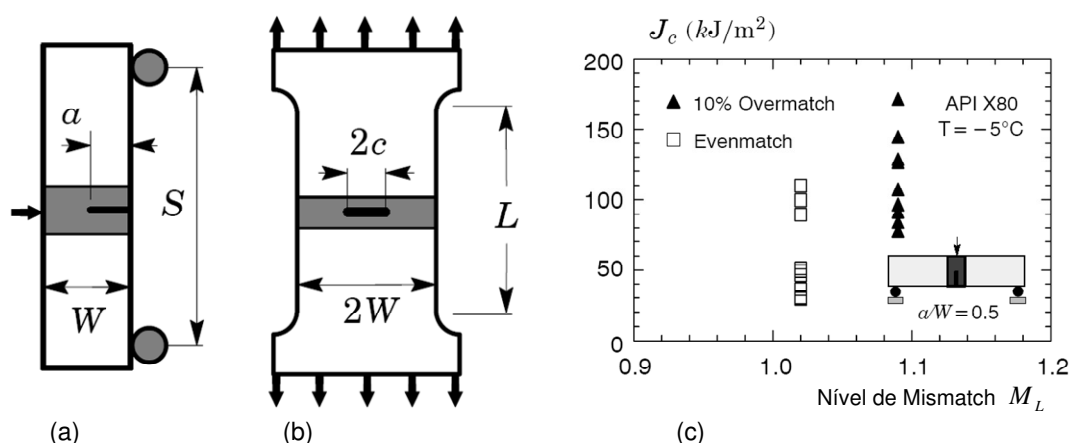


Figura 3. Ensaios realizados por Minami et al. 15. (a) Espécimes SE(B), (b) espécimes de placa M(T) com trinca superficial semi-elíptica. (c) Valores experimentais de tenacidade para espécimes SE(B) feitos em aço API X80 em duas condições de *mismatch* ensaiados a -5°C .

Ensaios de fratura foram também conduzidos em espécime de placa M(T) em condição 10% *overmatch* à mesma temperatura $T = -5^{\circ}\text{C}$. Resultados de deformação remota aplicada (\mathcal{E}) vs. abertura da boca da trinca (CMOD) foram obtidos utilizando-se de extensômetro afixado ao espécime. Ocorreu fratura por clivagem após pequeno crescimento estável da trinca. Com base nas trajetórias CMOD vs. \mathcal{E} dadas por Minami et al.,⁽¹⁵⁾ a deformação para falha obtida experimentalmente é de $\mathcal{E}_{\text{exp}} \sim 0,24\%$.

4. PREVISÃO DE FALHA DE JUNTAS SOLDADAS

4.1 Procedimentos Computacionais e Modelos de Elementos Finitos

Análises altamente refinadas de elementos finitos foram conduzidas em modelos 3-D dos espécimes SE(B) e M(T) apresentados, como exemplifica a Figura 4 para o corpo-de-prova de placa. Todos os demais modelos apresentam características bastante similares. Uma malha convencional de configuração focal com elementos bastante refinados ao redor da trinca é utilizada com raio inicial da ponta da trinca $\rho_0 = 2,5\mu\text{m}$ (0,0025 mm). A experiência numérica dos autores revela que tal

configuração conduz a valores altamente acurados de integral J . Condições de simetria permitem a modelagem de somente um quarto da placa em análise com as devidas restrições aplicadas aos planos de simetria. O modelo quarto-simétrico apresenta 20 camadas com 10610 elementos 3-D de 8 nós (12243 nós). O modelo é carregado por incrementos de deslocamento para melhor convergência numérica. O código WARP3D⁽¹⁹⁾ utilizado incorpora modelo constitutivo de Mises (J_2) tanto para teoria de pequenas como grandes deformações. A determinação da integral J decorre de um procedimento de integração de linha⁽²⁰⁾ e a determinação do CTOD segue o procedimento 90^{q(7)} em relação aos flancos deformados. As análises utilizam modelos constitutivos elasto-plásticos obtidos diretamente das curvas experimentais de tensão verdadeira vs. deformação verdadeira.

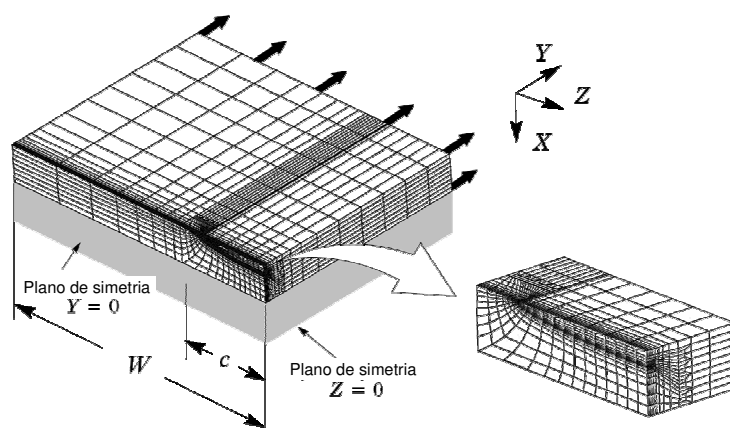


Figura 4. Modelo de elementos finitos utilizado nas análises 3-D de corpo-de-prova M(T) constituído de aço API X80 e com solda representativa de solda circunferencial de dutos.

4.2 Calibração do Módulo de Weibull

A calibração do módulo de Weibull (m) segue os três passos descritos em Donato e Ruggieri⁽¹³⁾ e se baseia na comparação entre os valores médios de tenacidade à fratura obtidos dos espécimes SE(B) para as condições *evenmatch* ($J_0^{Evenmatch} = 60 kJ/m^2$ - tida aqui como a condição de metal base) e 10% *overmatch* ($J_0^{Overmatch} = 112,0 kJ/m^2$). O processo de calibração consiste da determinação do valor do parâmetro m que corrige adequadamente $J_0^{Evenmatch}$ para seu correspondente $J_0^{Overmatch}$. Os modelos refinados de elementos finitos já descritos permitem a comparação da integral J normalizada para ambos materiais e diferentes valores do módulo de Weibull (m), como apresenta a Fig. 5(a). Cada trajetória apresentada na figura fornece valores normalizados de J_{MB} (*evenmatch*) e J_{MS} (*overmatch*) que conduzem a mesmos níveis da tensão de Weibull (σ_w). Os valores de integral J são normalizados pelas respectivas tensões de escoamento (σ_{ys}) e ligamentos remanescentes da trinca ($b = W - a$ para SE(B) e $b = B - a$ para M(T)). Como pode ser visto na Figura 5(a), o procedimento de calibração conduz no presente caso a $m \approx 8$ para os materiais testados na temperatura de $-5^\circ C$, o que resulta em um fator de correção $\beta(M_L, m) \approx 2$ (Figura 5(b)).

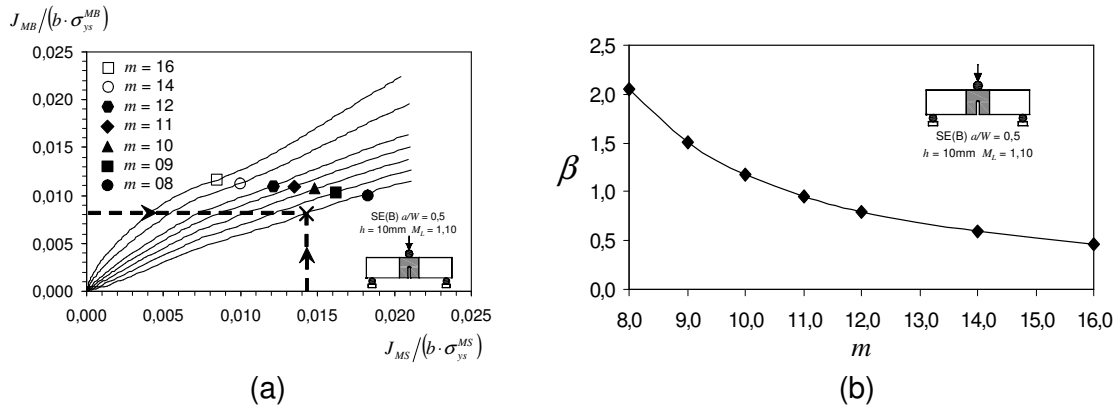


Figura 5. (a) Correção de $J_{MB} \rightarrow J_{MS}$ utilizando o modelo de transferabilidade proposto. As linhas pontilhadas no gráfico representam o procedimento para a calibração do módulo de Weibull (m). (b) Fatores de correção de tenacidade calibrados como função de m para $M_L = 1,1$ e cordão de solda de largura $h=10\text{mm}$.

4.3 Determinação Numérica de Cargas Limite

A determinação da carga limite para o caso de *overmatch* em estudo também segue os procedimentos descritos em Donato e Ruggieri⁽¹³⁾ e considera como critério de instabilidade plástica a igualdade da tensão equivalente de Mises σ_e com a tensão limite de resistência do metal de solda $\sigma_{uts} = 691\text{MPa}$ ao longo do ligamento remanescente, como mostra a Figura 6. A tensão limite obtida com este procedimento é $\sigma_{c,t} \approx 662\text{MPa}$.

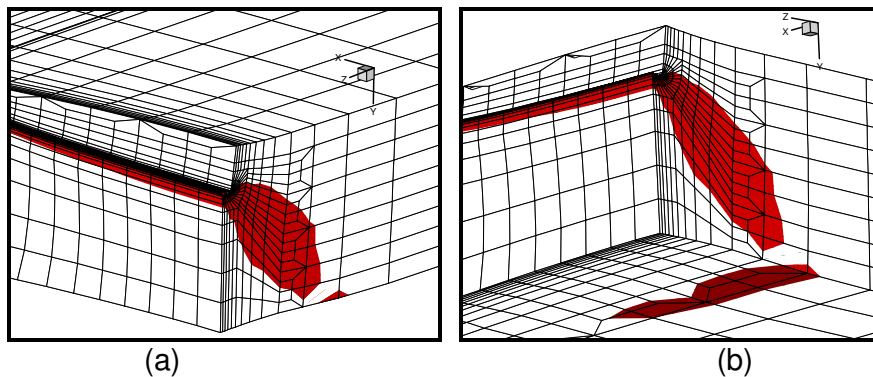


Figura 6. Instabilidade plástica do espécime M(T) com 10% *overmatch*. Região sombreada representa $\sigma_e \geq \sigma_{uts}^{MS}$ (a) vista isométrica superior e (b) vista isométrica inferior.

4.4 Previsão de Falha de Placas Soldadas

Para verificar a influência da abordagem micromecânica desenvolvida nos procedimentos de avaliação de integridade, esta seção aplica a metodologia FAD proposta utilizando a correção baseada em tensão de Weibull corrigida por deformação plástica à placa soldada ensaiada por Minami et al.⁽¹⁵⁾ Dentro da presente metodologia, a estimativa da deformação de falha do componente é obtida do cruzamento da trajetória de carga (L_r, K_r) com a curva FAD descrita pela Eq. (2) (Figura 1). Para fins de comparação, é também apresentada a previsão de falha por

meio da API 579.⁽¹¹⁾ Embora a disponibilidade de dados dos materiais e análises refinadas de elementos finitos neste caso em particular permitam a aplicação de níveis avançados de FAD (tais como 3B da API579 ou 2B da BS7910), o objetivo da presente comparação é avaliar níveis equivalentes em termos de dados de entrada e que sejam de usual aplicação prática, como os níveis 2 dos referidos procedimentos. Refinamentos adicionais representados pelos níveis mais elevados podem posteriormente ser aplicados caso se mostrem necessários. Os coeficientes de segurança recomendados pela API 579 são tomados unitários em ambas as avaliações aqui desenvolvidas, já que se tem grande controle sobre os dados de entrada tanto experimentais como numéricos (especialmente geometria de trinca e carregamentos). Adicionalmente, tensões residuais foram desconsideradas ao longo da análise já que, segundo verificações conduzidas com a BS7910, a consideração das mesmas representa influências inferiores a 0,3%.

A Figura 7(a) apresenta a curva FAD e as previsões de falha da chapa em estudo obtidas por meio da API 579 nível 2 e por meio da metodologia de FAD proposta corrigida pela tensão de Weibull (incluindo correção por deformação plástica). Como refinamento adicional, é também apresentada a previsão considerando a metodologia FAD proposta incorporando tanto as correções por tensão de Weibull como correções provenientes de cargas limite devidamente estimadas (definidas como LL – do inglês *Limit Load*). Assim, as intersecções entre a curva FAD e as trajetórias de carga da Fig. 7(a) (identificadas pelo sinal +) definem as deformações de falha previstas a partir de cada um dos métodos (ε_{prev}).

Para melhor análise dos resultados, a Fig. 7(b) fornece a deformação de falha prevista para o espécime de placa testado utilizando-se da metodologia FAD. Os diferentes símbolos no gráfico representam os valores previstos pelas três metodologias mencionadas (API579 nível 2, nova proposta incorporando só correções por σ_w e nova proposta completa incorporando correções por σ_w e carga limite - LL). Uma linha de referência define a igualdade entre resultados experimentais e valores previstos e auxilia na visualização da alteração dos valores previstos. A Tabela 1 compara os valores obtidos pelas três metodologias em relação ao resultado experimental de deformação para a falha. Aqui, é convenientemente definido um erro de previsão ($\Lambda = (\varepsilon_{exp} - \varepsilon_{prev}) / \varepsilon_{exp}$). A avaliação de integridade aqui conduzida indica boa efetividade do procedimento de FAD baseado em critérios micromecânicos proposto na previsão de falha estrutural de componentes soldados. O resultado experimental se encontra bastante próximo da previsão obtida com o modelo adaptado proposto (com desvios de somente 2,5% se aplicado o modelo completo proposto, ou desvios de 5,5% se não aplicadas as correções adicionais de carga limite). Em contraste, a previsão obtida por meio da API 579 apresenta desvios da ordem de 20,5%, bastante mais conservadores. Tais resultados representam uma redução de até ~80% nos desvios da previsão de falha e fornecem suporte à utilização de abordagens micromecânicas para a avaliação de integridade estrutural de juntas dissimilares.

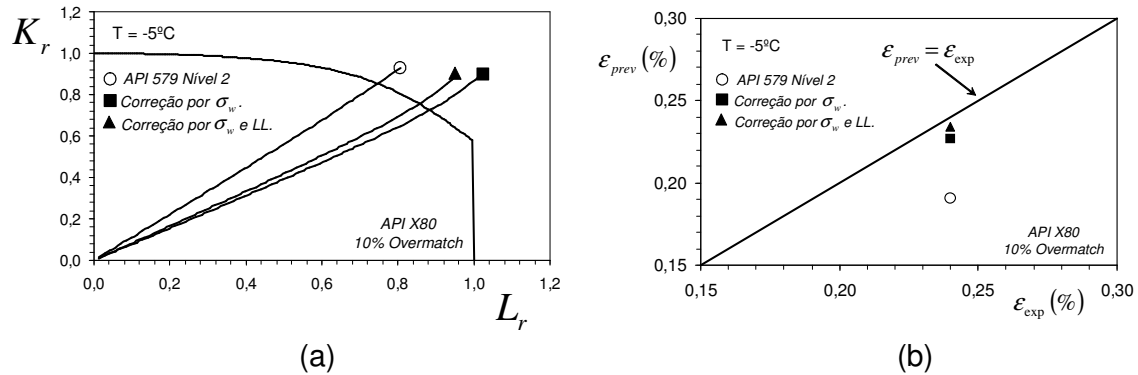


Figura 7. (a) Previsão de falha via FAD para a placa em estudo utilizando a API 579 e o modelo proposto sem e com as correções de carga limite. (b) Previsões da falha (deformação remota) para placa em estudo (10% *overmatch*) utilizando a API 579 e o procedimento adaptado proposto.

Tabela 1. Comparação de valores de deformação previstos e medidos experimentalmente para a falha de espécime de aço API X80 soldado em condição 10% *overmatch*

Espécime em API X80	ϵ_{exp} (%)	$\epsilon_{prev} - \text{API 579}$ (%)	$\epsilon_{prev} - \sigma_w$ (%)	$\epsilon_{prev} - \sigma_w / LL$ (%)
10% <i>overmatch</i>	0,240	0,191	0,227	0,234
Desvio ou Erro (Δ)	---	20,5%	5,5%	2,5%

5 CONCLUSÕES

Do presente trabalho pode-se concluir que:

- os resultados obtidos de espécimes SE(B) revelam o expressivo efeito do *mismatch* sobre valores de tenacidade à fratura. Um incremento de até 100% nos valores de tenacidade é observado para o presente caso com 10% *overmatch*;
- a calibração do módulo de Weibull, embora exija a construção de modelos refinados de elementos finitos, permite correlacionar forças motrizes de trinca em componentes de diferentes níveis de dissimilaridade;
- no presente estudo, a previsão de falha utilizando a correção por tensão de Weibull possibilitou sensível redução no conservadorismo da avaliação. A estimação numérica de cargas limites se mostrou como possibilidade de precisão adicional; e
- a metodologia explorada se mostra como protótipo para procedimentos de avaliação de juntas dissimilares baseados em critérios micromecânicos.

Agradecimento

Investigação patrocinada pela Fundação de Amparo à Pesquisa de Estado de São Paulo – FAPESP (Temático 03/02735-6 e Bolsa de Doutorado No. 04/15719-1);

REFERÊNCIAS

- 1 American Welding Society, 1987, “Welding Handbook: Welding Technology”, Eighth Edition, Vol. 1, Miami.
- 2 National Energy Boarding, 1996, “Stress Corrosion Cracking on Canadian Oil and Gas Pipelines”, Report MH-2-95, Calgary.

- 3 Glover, A. G., Hauser, D. and Metzbower, E. A., "Failure of Weldments" in Metals Handbook, Vol. 8, 1986.
- 4 Jutla, T., "Fatigue and Fracture Control of Weldments" in ASM Handbook, Vol. 19, pp. 434-449, 1996.
- 5 American Petroleum Institute, 1999, "Welding of Pipelines and Related Facilities," API-1104, 19th Edition.
- 6 Canadian Standards Association, 1999, "Oil and Gas Pipeline Systems," CSA-Z662-99.
- 7 Anderson, T. L., 1995, "Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications - 2nd Edition", CRC Press, Boca Raton.
- 8 British Energy, 2003, "Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects", R6 Revision 4.
- 9 British Standard Institution, 2005, "Guide on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures," BS7910.
- 10 SINTAP: Structural Integrity Assessment Procedure for European Industry. Final Procedure, 1999.
- 11 American Petroleum Institute, 2000, "Recommended Practice for Fitness-for-Service." API RP-579.
- 12 American Society of Mechanical Engineers, 2004, "ASME Boiler and Pressure Vessel Code." Section XI.
- 13 Donato, G. H. B., Ruggieri, C., "Procedimento FAD para Avaliação de Estruturas Soldadas Incluindo Efeitos de Dissimilaridade Mecânica. Parte I: Metodologia Micromecânica". Proceedings do 64^o Congresso Anual da ABM, 2009.
- 14 Gao, X., Zhang, G., Srivatsan, T.S., "Prediction of cleavage fracture in ferritic steels: a modified Weibull stress model.", in Materials Science & Engineering, A 394, pp. 210-219, 2005.
- 15 Minami, F., Ohata, M., Toyoda, M., Tanaka, T., Arimochi, K., Glover, A. G. and North, T. H., "The Effect of Weld Metal Yield Strength on the Fracture Behavior of Girth Welds in Grade 550 Pipe," Pipeline Technology, Vol. 1, pp. 441-461, 1995.
- 16 American Petroleum Institute, "API Specification for 5L Line pipe" 42nd edition, 2000.
- 17 British Standard Institution, "Fracture Mechanics Toughness Tests", BS 7448, 1991.
- 18 Donato, G.H.B. and Ruggieri, C., "Effects of Weld Strength Mismatch on Estimation Procedures for J and CTOD Fracture Parameters Using SE(B) Specimens" in ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (PVP), San Antonio, Texas, 2007.
- 19 Koppenhoefer, K., Gullerud, A., Ruggieri, C., Dodds, R. and Healy, B., "WARP3D: Dynamic Nonlinear Analysis of Solids Using a Preconditioned Conjugate Gradient Software Architecture," Structural Research Series (SRS) 596. UILUENG- 94-2017. University of Illinois at Urbana-Champaign, 1994.
- 20 Moran, B., and Shih, C.F., "A General Treatment of Crack Tip Contour Integrals." International Journal of Fracture, 35, pp.295-310, 1987.