

AVALIAÇÃO DE DEFEITOS EM ESTRUTURAS SOLDADAS INCLUINDO EFEITOS DE DISSIMILARIDADES MECÂNICAS UTILIZANDO A METODOLOGIA FAD

Gustavo H. B. Donato¹, Claudio Ruggieri²

¹ Departamento de Engenharia Naval e Oceânica (PNV-EPUSP), Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, gudonato@gmail.com

² Departamento de Engenharia Naval e Oceânica (PNV-EPUSP), Universidade de São Paulo, São Paulo, Brasil, claudio.ruggieri@poli.usp.br

Resumo

Procedimentos de avaliação de componentes trincados baseados na filosofia FAD (e.g. BS 7910 e API 579) desempenham um papel-chave para projeto, fabricação e operação de estruturas como vasos de pressão e dutos de óleo e gás. Porém, a aplicação destes procedimentos a componentes soldados com heterogeneidades entre as propriedades dos metais de base e de adição (situação usualmente denominada *weld strength mismatch*) permanece uma questão em aberto. O *mismatch* altera fortemente os campos de tensões e as forças motrizes de trinca (e.g. J e CTOD) em comparação ao material homogêneo. Altera ainda as cargas de colapso plástico dos componentes, complicando a interação entre fratura e instabilidade plástica precedente à falha. É neste cenário que este trabalho apresenta o arcabouço de uma metodologia FAD adaptada baseada em critérios micromecânicos (utilizando-se da tensão de Weibull - σ_w) que considera os efeitos de *mismatch* sobre forças motrizes de trincas. Como refinamento adicional, cargas limite adaptadas para a presença de *mismatch* são incluídas nas trajetórias de carga da metodologia proposta. Uma aplicação prática à previsão de falha de juntas soldadas em aço API X80 fornece a avaliação da eficácia do procedimento. Os resultados obtidos suportam fortemente o uso da metodologia proposta.

Palavras-chave – Junta Soldada, Dissimilaridade Mecânica, Metodologia FAD, Tensão de Weibull

Abstract

Procedures for crack-like defect assessments based upon the FAD philosophy (e.g. BS 7910 and API 579) play a key role in design, fabrication and operation of pressure vessels and piping systems including oil and gas pipelines. However, the application of these procedures in welded structural components with mismatch in tensile properties between the weld and base metals remain a potential open issue. Weld strength mismatch may significantly alter stress fields and crack-tip driving forces, such as J and CTOD, when compared to homogeneous material. Mismatch also affects the plastic collapse loads for the structural component which further complicates the interplay between fracture and plastic instability before failure. In this context, this work presents the framework for a micromechanics-based FAD methodology (building upon the Weibull stress - σ_w) which incorporates the effects of weld strength mismatch on crack-tip driving forces. As a further refinement, limit load solutions considering the effects of mismatch are incorporated in the loading trajectories of the modified FAD procedure. Fracture testing of weldments made of an API X80 pipeline steel provides the data needed to validate the micromechanics-based FAD analysis in failure prediction. The results lend strong support to the application of the proposed methodology.

Keywords – Welded Joint, Strength Mismatch, FAD Methodology, Weibull Stress

1. Introdução

A avaliação de integridade estrutural de juntas soldadas de aço desempenha um papel-chave nas etapas de projeto, fabricação e operação segura de sistemas dutoviários de alta pressão, incluindo facilidades *onshore* e *offshore*. Observações experimentais revelam a ocorrência freqüente de defeitos na forma de trincas em regiões soldadas, particularmente soldas circunferenciais conduzidas em campo. Tais defeitos são usualmente trincas planares oriundas de falta de penetração, trincamento a quente ou a frio, mordeduras ou trincas oriundas de corrosão sob tensão (American Welding Society, 1987; National Energy Boarding, 1996). Frente à crescente demanda pelo aumento da produtividade, aliada à necessidade de garantia de segurança operacional e atendimento dos rígidos requisitos ambientais, procedimentos robustos para a avaliação de integridade estrutural se tornam ferramentas centrais na definição de tamanhos críticos de trinca, os quais são diretamente considerados para decisões de reparo, substituição ou programas de extensão de vida de componentes em serviço. Códigos e procedimentos correntes voltados ao projeto e fabricação de dutos para transporte de óleo e gás fornecem regras para soldagem, inspeção e testes de linhas de transmissão (vide, por exemplo, API 1104 (American Petroleum Institute, 1999) e CSA Z662 (Canadian Standards Association, 1999)). Enquanto tais códigos fornecem critérios simplificados para a aceitação de defeitos de fabricação baseados em qualificação da mão de obra e ensaios de mecânica da fratura, os mesmos não contemplam procedimentos específicos do tipo “*fitness-for-service*” (FFS) para a avaliação de trincas oriundas de fabricação, instalação ou mesmo operação em regiões de soldas. Para que sejam amenizados os potenciais efeitos deletérios dos defeitos presentes em soldas sobre a integridade estrutural, os referidos procedimentos exigem o uso de juntas soldadas com metal de solda (MS) com resistência mecânica superior à resistência mecânica do metal de base (MB) (uma condição usualmente referida como *overmatch*). Soldas em condição *overmatch* propiciam o desvio de grande parte da deformação plástica para o metal de menor resistência mecânica (no caso MB), o qual presumivelmente apresenta melhor controle microestrutural e maior tenacidade à fratura, amplificando, portanto, a capacidade de carga global da estrutura.

Procedimentos baseados em mecânica da fratura, também denominados ECA (*Engineering Critical Assessment*), fornecem os meios para a correlação do tamanho de trinca com o carregamento global aplicado, como mensurado pelo fator de intensidade de tensões linear elástico K_I , ou por meio de parâmetros elasto-plásticos de mecânica da fratura, tais como a integral J e seu correspondente CTOD (*Crack Tip Opening Displacement* – Abertura da Ponta da Trinca – δ) (Anderson, 1995). Uma característica-chave de procedimentos baseados em diagramas FAD (*Failure Assessment Diagrams*) é a capacidade de quantificar a interação entre fratura frágil por clivagem e colapso plástico como mecanismos competidores para a previsão de falha estrutural. A metodologia FAD fornece, portanto, um critério altamente eficaz, embora sensivelmente conservador, de aceitação de componentes estruturais trincados e permite uma avaliação conjunta de condições de operação, cargas críticas aplicadas e tamanhos críticos de defeitos. Diversos procedimentos de avaliação de trincas baseados em tal conceito de FAD, tais como R6 (British Energy, 2003), BS7910 (British Standard Institution, 2005), SINTAP (SINTAP, 1999), API 579 (American Petroleum Institute, 2000), e Código

ASME Seção XI (American Society of Mechanical Engineers, 2004), entre outros, são atualmente práticas estabelecidas e amplamente empregadas na averiguação da influência de defeitos em termos de avaliação de integridade estrutural. Contudo, a aplicação (e validação) de tais procedimentos na avaliação de defeitos em componentes estruturais soldados com heterogeneidades de propriedades mecânicas (e possivelmente também de encruamento) entre metal de solda (MS) e metal de base (MB) permanece como uma questão em aberto.

A presença de juntas soldadas por si só representa inerentes prejuízos ao controle microestrutural e pode causar sérios danos à tenacidade à fratura dos materiais estruturais. Adicionalmente, para um dado carregamento remoto, a presença de diferentes propriedades mecânicas em juntas soldadas (condição *weld strength mismatch*) altera severamente as forças motrizes de trincas, tais como J e CTOD, e também as respectivas cargas de colapso plástico, alterando de forma significativa os campos de tensões nas proximidades de trincas e complicando sobremaneira o tratamento da interação entre fratura e colapso plástico precedente à falha. Tais características claramente introduzem complexidades adicionais aos procedimentos do tipo ECA para a avaliação de componentes soldados, particularmente juntas soldadas circunferenciais em dutos de transporte de óleo e gás. A Fig. 1 ilustra, a título de exemplo, as severas alterações no tamanho da zona plástica de espécimes SE(B) com trinca no centro do cordão de solda devido à presença de diferentes níveis de *mismatch* para mesmos níveis de carregamento normalizado (em termos de integral J). Nota-se que o aumento da resistência mecânica do metal de solda (maior *Mismatch Level* - $M_L = \sigma_{ys}^{MS} / \sigma_{ys}^{MB}$) gera grande redução da zona plástica na região da trinca, fruto do desvio de parte da deformação plástica para o metal de base adjacente. Aqui, σ_{ys}^{MS} e σ_{ys}^{MB} representam a tensão de escoamento do metal de solda e de base, respectivamente. A Fig. 2 complementa a idéia com franjas de tensões de Von Mises identificando a zona plástica à frente de trinca em espécime homogêneo e em espécime neste caso com trinca na interface MB/MS. Nota-se, além da alteração na dimensão da zona plástica, a resposta assimétrica da junta. Fica claro, portanto, o severo impacto da presença de dissimilaridades mecânicas sobre a avaliação de integridade de juntas bi-materiais.

É neste cenário que o presente trabalho descreve o desenvolvimento de uma metodologia FAD baseada em critérios micromecânicos que incorpora os efeitos da presença de heterogeneidades mecânicas sobre forças motrizes de trincas. Uma finalidade desta investigação é introduzir o arcabouço conceitual para avaliações de integridade estrutural de componentes soldados baseadas em um parâmetro local de fratura, aqui caracterizado pela tensão de Weibull (σ_w). Outra finalidade é avaliar a efetividade de um modelo de escala de tenacidade baseado em σ_w para a análise de integridade de soldas circunferenciais em dutos com diferentes condições de *mismatch*. Como refinamento adicional, o trabalho contempla uma aplicação exploratória de análises de carga limite considerando efeitos de *mismatch* a fim de corrigir as trajetórias de carga do procedimento FAD em desenvolvimento. Ensaaios de fratura de juntas soldadas confeccionadas em aço API X80 fornecem os dados necessários para validar a metodologia proposta na previsão de falha derivada do procedimento de FAD modificado proposto. Esta aplicação serve de protótipo para uma ampla classe de problemas de avaliação de integridade estrutural envolvendo efeitos de dissimilaridades mecânicas.

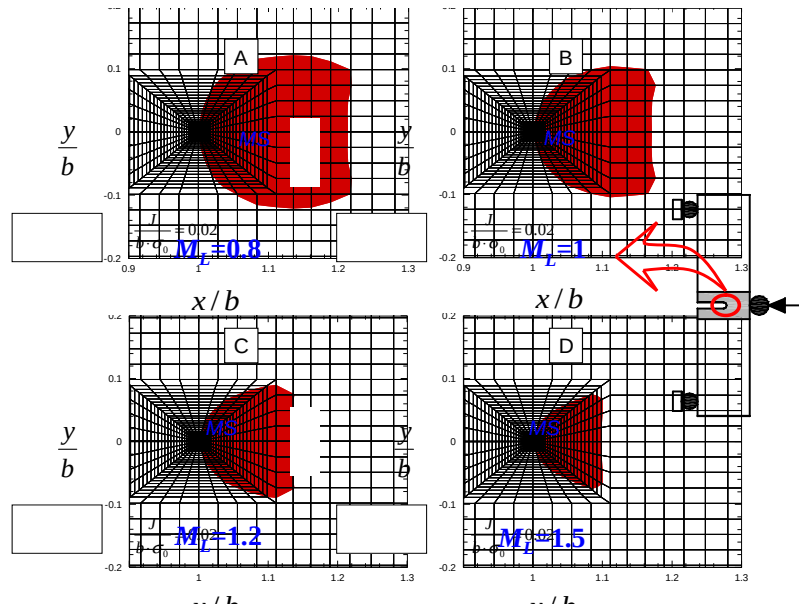


Figura 1. Representação numérica da dimensão da zona plástica em espécimes SE(B) com trinca no centro do cordão de solda para mesmas condições de carga normalizada $J/(b \cdot \sigma_0)$ e diferentes níveis de *mismatch* (M_L). Nota-se a severa redução do tamanho da zona plástica com o aumento do *mismatch*, fruto do desvio de uma parcela da deformação plástica para o metal de base menos resistente. b representa o ligamento remanescente e σ_0 é uma tensão de referência (neste caso $\sigma_0 = \sigma_{ys}$).

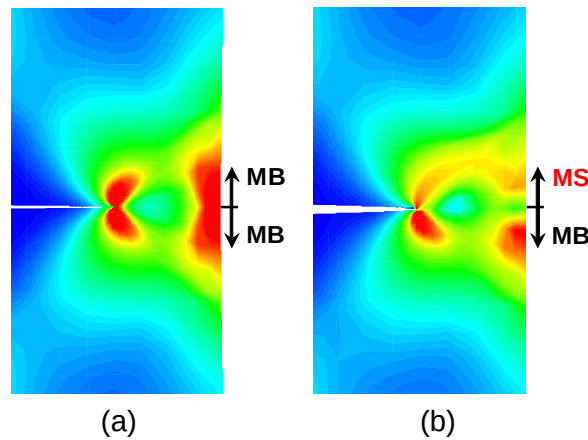


Figura 2. (a) Campo de tensões (Mises) ilustrativo ao redor de um defeito imerso em material (a) base homogêneo (MB) e (b) na interface entre o metal base e um metal de solda (MS) com escoamento 50% superior ($M_L = 1,5$).

2. Metodologia FAD

É largamente reconhecido que fratura frágil e colapso plástico oriundo de sobrecarga são modos de falha competidores em componentes estruturais trincados constituídos de materiais com suficiente tenacidade. Trabalhos desenvolvidos por Dowling e Townley (1975) e Harrison et al. (1976) introduziram o conceito de um diagrama de avaliação de falhas baseado em dois critérios (mais freqüentemente referido como FAD) para descrever a integridade mecânica de componentes

trincados considerando ambos os mecanismos. Um diagrama FAD esquemático é apresentado pela Fig. 3.

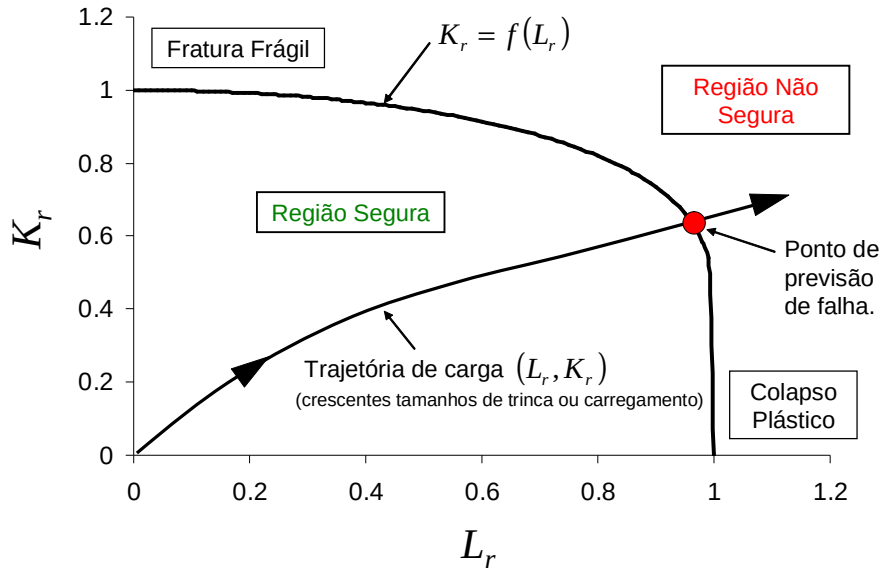


Figura 3. Ilustração esquemática da metodologia FAD.

Basicamente, na metodologia FAD convencional (Anderson, 1995), 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

$$K_r = f(L_r), \quad (1)$$

onde os pontos de avaliação (ou trajetória de carga – vide Fig. 3) são definidos como

$$K_r = \frac{K_I(P, a)}{K_{mat}}, \quad (2)$$

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{ys}}. \quad (3)$$

Aqui P representa a carga (remota) aplicada, a define o tamanho da trinca, K_I é a medida linear elástica de força motriz de trinca, 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 (BS7910, 2005).

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 recomendada pelo procedimento em uso (vide Fig. 3). 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. Carregamentos crescentes ou trincas maiores movem o ponto de avaliação ao longo da trajetória de carga na direção da curva FAD. Dessa maneira, uma avaliação reversa permite a determinação (previsão) do carregamento equivalente à falha estrutural para uma dada condição de trinca, geometria e material. Adicionalmente, a posição da trajetória de carga fornece indícios sobre o modo de falha predominante na estrutura em estudo. Caso a componente de L_r seja substancialmente maior que K_r (trajetória de carga ou ponto de avaliação próximos da abscissa), a falha é predominantemente governada por colapso plástico, enquanto no caso inverso a falha é predominantemente frágil.

Procedimentos correntes para a avaliação de defeitos baseados na metodologia FAD incluem as amplamente aplicadas BS 7910 (2005) e API 579 (2000). Ambos os procedimentos emergiram como códigos de engenharia largamente aplicados para avaliação de defeitos e incorporam três níveis de avaliação. Tais níveis são caracterizados pela crescente sofisticação analítica, crescente exigência em termos de dados e decrescentes níveis de conservadorismo. Os níveis de avaliação usuais e de maior cultura de aplicação prática são o nível 2A da BS7910 e o nível 2 da API 579, os quais são equivalentes em sua formulação básica e se utilizam da curva FAD na forma

$$K_r = \left[1 - 0,14(L_r)^2 \right] \cdot \left\{ 0,3 + 0,7 \exp \left[-0,65(L_r)^6 \right] \right\}, \quad L_r \leq L_r^{m\acute{a}x} \quad (4)$$

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

3. Metodologia FAD Baseada em Critérios Micromecânicos Utilizando a Tensão de Weibull

A questão central de metodologias do tipo FAD é o uso de dados de tenacidade à fratura obtidos de espécimes em flexão com trinca profunda, os quais garantem os elevados níveis de triaxialidade de tensões que governam o processo de fratura (Anderson, 2005). Sob tais condições, um único *lócus* de falha fornece previsões independentes de geometria válidas para materiais homogêneos. Sendo assim, aplicações diretas de FAD buscando incluir efeitos de *mismatch* permanecem questionáveis, assim como suas extensões que preconizam um tratamento simplificado de defeitos em soldas por meio da exclusiva consideração das propriedades à tração dos materiais da junta (MB e MS). Por exemplo, uma análise de FAD baseada nas propriedades do material menos resistente de uma junta dissimilar pode potencialmente conduzir a resultados bastante conservativos, os quais, embora representem um fator de segurança suplementar, podem exigir paradas, substituições ou reparos desnecessários de equipamentos em serviço, sinônimo de elevados custos operacionais.

Motivado pelos argumentos acima e pelas limitações dos procedimentos correntes, este trabalho propõe uma descrição micromecânica dos efeitos da

presença de dissimilaridade (*weld strength mismatch*) sobre a tenacidade à fratura, particularmente aplicável ao caso de interesse da fratura frágil transgranular por clivagem controlada por tensão. Para 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), é adotada a tensão de Weibull, σ_w , a qual é dada pela integração das tensões principais locais sobre a zona de processo de fratura na forma

$$\sigma_w = \left[\frac{1}{V_0} \int_{\Omega} \sigma_1^m d\Omega \right]^{\frac{1}{m}}, \quad (5)$$

onde σ_1 é a tensão máxima principal agindo nos pontos materiais à frente da trinca, Ω denota o volume da zona de processo de fratura nas proximidades da trinca (definida pelo lócus $\sigma_1 \geq \lambda \sigma_0$ com $\lambda \approx 2$) e o parâmetro m (módulo de Weibull) define a natureza randômica da resistência à fratura em nível micromecânico.

Na presente abordagem, a tensão de Weibull, σ_w , emerge como um parâmetro local que incorpora tanto os efeitos do volume submetido à tensão (zona de processo de fratura) como as potencialmente severas alterações nos campos de tensão à frente da trinca devido aos efeitos do *mismatch*. Tais características permitem estender o modelo de escala proposto anteriormente por Ruggieri e Dodds (1996) para avaliar também os efeitos de *mismatch* sobre dados de tenacidade à fratura por clivagem. 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 um mesmo tipo de material em 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 neste trabalho) variem largamente devido às diferentes condições de *mismatch*.

A Fig. 4 ilustra, de forma genérica, o procedimento proposto para avaliar o efeito de *mismatch* no comportamento à fratura por clivagem e como se aplica o modelo de escala para valores de tenacidade entre configurações trincadas com diferentes condições de *mismatch*. A descrição do modelo é elaborada baseando-se em integral J como medida de carregamento remoto, mas permanece estritamente válida para outros parâmetros (e.g. CTOD). Sem perda de generalidade, a referida figura apresenta trajetórias normalizadas de σ_w vs. J para uma condição de elevada triaxialidade de tensões (como um espécime SE(B) com trinca profunda) constituído de material homogêneo, denominado configuração A, e para um componente estrutural soldado (como uma placa sob tração com trinca superficial na solda), denominada configuração B.

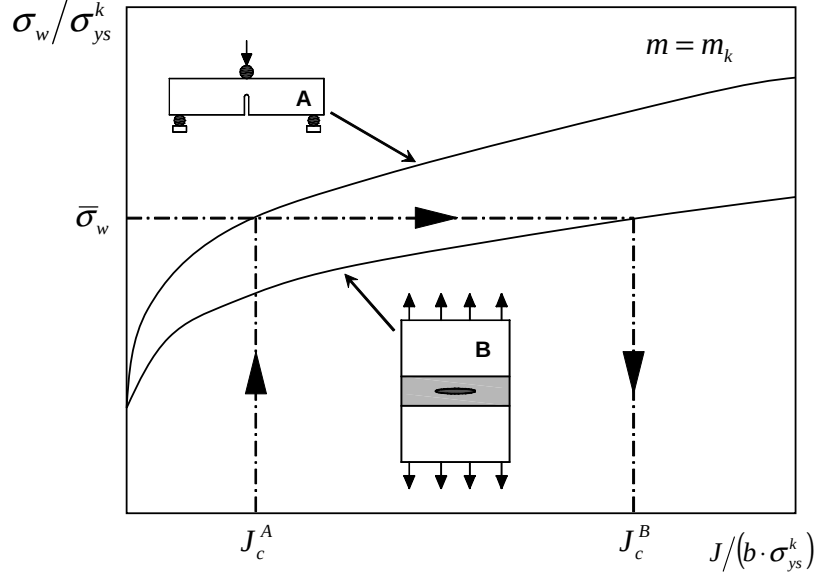


Figura 4. Modelo de escala baseado em tensão de Weibull para corrigir valores de tenacidade para diferentes condições de trinca e condições de *mismatch*.

Modelos altamente refinados de elementos finitos (utilizando-se de formulação de grandes deformações) fornecem a relação funcional entre a tensão de Weibull normalizada pela tensão de escoamento (σ_w / σ_{ys}^k) e carregamento aplicado (J) normalizado por $b \cdot \sigma_{ys}^k$ para um valor específico do módulo de Weibull, m_k , para cada material. Aqui, b representa o ligamento remanescente da trinca de cada geometria. Dessa maneira, de posse de um valor crítico de tenacidade à fratura (e.g. J_c^A) para o espécime de metal base, um mesmo nível de $\bar{\sigma}_w$ normalizada permite a determinação do valor correspondente J_c^B para o componente soldado de diferentes geometria, triaxialidade e *mismatch* (a Fig. 4 ilustra tal técnica através de linhas tracejadas). Por conveniência, define-se um parâmetro β como a razão entre as tenacidades das configurações respectivamente B e A, na forma

$$\beta(M_L, m) = \frac{J_c^B}{J_c^A} \quad (6)$$

Neste momento, o passo-chave para o desenvolvimento de uma metodologia FAD baseada em critérios micromecânicos é a incorporação do efeito de *weld mismatch* na trajetória de carga caracterizando pontos de avaliação (vide Fig. 3) dependentes da condição de *mismatch*. Fazendo uso então do novo modelo de transferabilidade baseado em tensão de Weibull proposto, a variação de tenacidade à fratura, caracterizada por exemplo pela integral J , é quantificada na forma

$$J_{MS} = J_{MB} \cdot \beta(M_L, m) \quad (7)$$

onde J_{MS} e J_{MB} representam a integral J do metal de solda e de base, respectivamente. Assim, a razão de tenacidades descrita pela Eq. (7) permite

redefinir o termo K_r dos pontos de avaliação no FAD (definido em termos de integral J , já que $K_r = \sqrt{J_r}$ (BS7910, 2005)) na forma

$$K_r = \sqrt{\frac{J}{J_{mat}}} = \sqrt{\frac{J}{J_{MS}}} = \sqrt{\frac{J}{J_{MB} \cdot \beta(M_L, m)}} \quad (8)$$

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*. Tal abordagem é equivalente à retenção da formulação original de K_r (também caracterizada pela condição *evenmatch* no presente contexto), porém corrigida de um fator $\beta(M_L, m)$. Tal abordagem é condizente com os níveis mais avançados de avaliação de integridade, por incorporar em suas calibrações soluções elasto-plásticas altamente refinadas de J obtidas de modelos de elementos finitos representativos dos espécimes pretendidos.

3.1. Calibração do Parâmetro m do Modelo de Correção de Tenacidade

Para a precisa aplicação da metodologia proposta na seção anterior, porém, é fundamental o conhecimento de valores acurados para o módulo de Weibull, m , do qual depende diretamente (e de forma bastante sensível) a determinação de σ_w através da Eq. (5) e conseqüentemente as trajetórias da Fig. 4 nas quais se baseia o modelo de transferabilidade. A Fig. 5(a) ilustra, a título de exemplo, a severa influência de m sobre a evolução das referidas trajetórias normalizadas de σ_w vs. J para o caso de espécimes SE(B) com cordão de solda de largura $h=10$ mm e em condição 10% overmatch em relação ao respectivo metal de base. Tal influência é bastante marcante e reflete na grande variação dos fatores de escala β como mostrado pela Fig. 5(b). Isto faz com que, dependendo da caracterização dos microdefeitos por parte de m , os valores previstos para a tenacidade da junta soldada podem ser maiores ou menores em relação ao metal de base (vide Fig. 5(b) – redução de tenacidade é prevista para $m > \sim 11$). Para aplicações de engenharia da metodologia FAD aqui desenvolvida, tais valores de m devem ser previamente calibrados e disponibilizados ao analista na forma de compêndios (tabulares ou funcionais) definidos em termos do nível de *mismatch*, M_L (como apresentado na Fig. 5(b)).

Na seqüência são descritos alguns passos que sumarizam os procedimentos essenciais para a calibração de m e geração de tais compêndios de resultados. A abordagem é suportada por estratégias de calibração introduzidas para materiais homogêneos por Gao et al. (1998) e Ruggieri et al. (2000). A seção seguinte apresenta uma validação do referido procedimento aplicado a um caso real de avaliação de integridade estrutural de juntas soldadas de aço API X80.

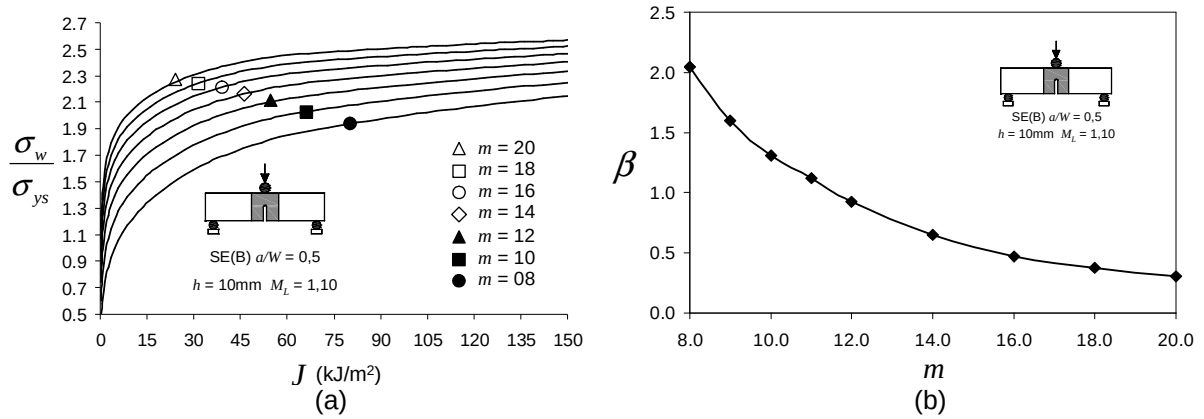


Figura 5. (a) Evolução das trajetórias σ_w vs. J para espécimes SE(B)s bi-materiais com 10% de *overmatch* e diversos valores de m . (b) Parâmetros $\beta(M_L, m)$. Considera-se MB com 412 MPa de tensão de escoamento, encruamento $n = 10$ e módulo de Weibull $m = 10$ típico de aços estruturais ferríticos.

Passo 1:

Ensaiai dois grupos de espécimes de mecânica da fratura com diferentes condições de *mismatch* (condições A e B) na zona de transição dúctil-frágil a fim de gerar duas distribuições de dados de tenacidade à fratura. Idealmente, a configuração A deve corresponder a um espécime constituído de metal base (MB) ou em condição *evenmatch* ($M_L = 1$). Determinar então os valores médios (J_0^A e J_0^B) para cada grupo de resultados, utilizando, por exemplo, o procedimento da curva mestra dado pela ASTM E1921 (1998). Não é desejável a ocorrência de crescimento dúctil precedente à fratura por clivagem em ambas as amostras. Caso se revele limitado crescimento dúctil em alguns espécimes, os respectivos valores podem ser tratados como valores censurados (vide ASTM E1921).

Passo 2:

Conduzir análises refinadas tridimensionais (3-D) de elementos finitos para ambas as geometrias ensaiadas. O refinamento das malhas deve ser tal que garanta a convergência dos valores de σ_w e J para os níveis de carregamento e faixas de valores de m esperados.

Passo 3:

3.1 – Assumir um valor inicial de m . Computar as trajetórias σ_w/σ_{ys}^k vs. $J/b \cdot \sigma_{ys}^k$ para ambas as configurações A e B a fim de caracterizar o modelo de transferabilidade. σ_w e J são normalizados pela tensão de escoamento, σ_{ys}^k , respectiva de cada material (MB e MS).

3.2 – Corrigir J_0^A conhecido para seu equivalente $J_{0,m}^B$ (como descrito pela Fig. 4 para um valor assumido de m) de acordo com o efeito da presença de *mismatch*. Definir então o erro incorrido pelo modelo de escala como $R(m) = (J_{0,m}^B - J_0^B) / J_0^B$. Caso $R(m) \neq 0$, repetir 3.1 e 3.2 para demais valores de m visando reduzir o erro.

3.3 – Representar graficamente $R(m)$ vs. m . O valor calibrado do módulo de Weibull m conduz a $R(m) = 0$ dentro de uma pequena tolerância.

4. Aplicação na Previsão de Falha de Juntas Soldadas Circunferenciais de Aço API X80

Programa Experimental

Uma série de ensaios experimentais de fratura foram conduzidas por Minami et al. (1995) 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 Figs. 6(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. Foram estudados por Minami três condições de *mismatch*: 10% *undermatch* ($M_L = 0,9$), *evenmatch* ($M_L = 1,0$) e 10% *overmatch* ($M_L = 1,1$). O presente estudo de validação foca os resultados *evenmatch* e *overmatch* pelo maior interesse prático. 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.

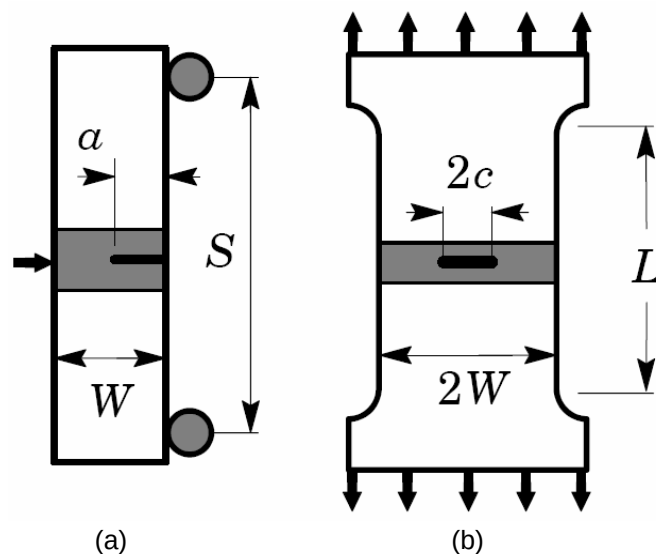


Figura 6. Ensaios realizados por Minami et al. (1995). (a) Espécimes SE(B), (b) espécimes de placa M(T) com trinca superficial semi-elíptica.

O material estudado é um aço de alta resistência e baixa liga (ARBL) de grau 550 equivalente a um aço API 5L X80 (2000). 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 ambiente (20°C). A solda em condição *evenmatch* apresenta escoamento de 581 MPa (σ_{ys}) e 670 MPa de limite de resistência (σ_t). A solda em condição 10% *overmatch* apresenta escoamento de 621 MPa (σ_{ys}) e 691 MPa de limite de resistência (σ_t). 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 $\nu = 0,3$. Dados adicionais podem ser encontrados diretamente no trabalho de Minami et al. (1995).

Os ensaios dos espécimes SE(B) foram conduzidos à temperatura $T = -5^\circ\text{C}$, a qual se encontra na região de transição dútil-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. (1995) foram obtidos por meio da norma BS7448 (1991), no presente trabalho os valores críticos de tenacidade (J_c) foram recalculados por meio da metodologia *eta* (a qual considera o trabalho plástico sob a curva de carga) utilizando-se dos fatores devidamente calibrados numericamente para juntas soldadas apresentados no trabalho de Donato e Ruggieri (2007). Tal abordagem garante a acurácia dos valores de tenacidade obtidos experimentalmente e evita a propagação de erros ao longo da aplicação da metodologia proposta. A Fig. 7 apresenta os resultados obtidos e evidencia o severo efeito do *mismatch* sobre a tenacidade à fratura. Neste caso, os valores de tenacidade para condição 10% *overmatch* são aproximadamente 50%-100% mais elevados em relação à condição *evenmatch*.

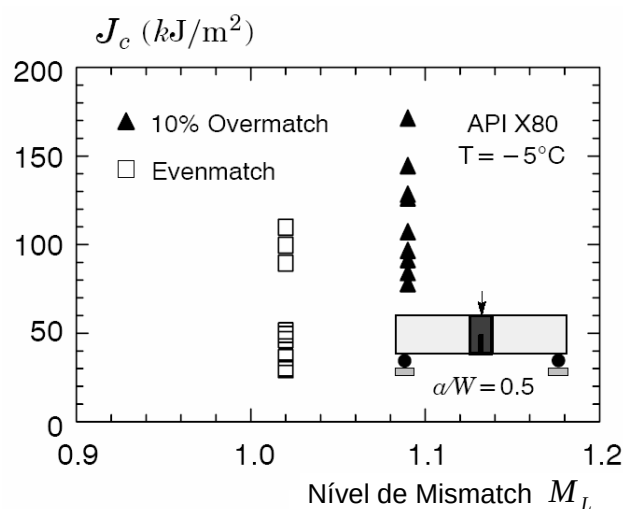


Figura 7. Valores experimentais de tenacidade para espécimes SE(B) feitos em aço API X80 em duas condições de *mismatch* ensaiados a -5°C obtidos pelo presente autor aplicando fatores η_J^{CMOD} calibrados experimentalmente neste trabalho sobre curvas de carga obtidas por Minami et al. (1995).

Ensaio de fratura foram também conduzidos em espécime de placa M(T) em condição 10% *overmatch* à temperatura $T = -5^{\circ}\text{C}$. Resultados de deformação remota aplicada (ε) 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. ε dadas por Minami et al. (1995), a deformação para falha obtida experimentalmente é de $\varepsilon_{\text{exp}} = 0,24\%$.

Procedimentos Numéricos e Modelos de Elementos Finitos

Análises altamente refinadas de elementos finitos foram conduzidas em modelos 3-D dos espécimes SE(B) e M(T). As geometrias utilizadas são as mesmas descritas anteriormente (Fig. 6). A Fig. 8 apresenta o modelo de elementos finitos construído para as análises 3-D do 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 de malha fornece elevada resolução dos campos de tensões nas proximidades da trinca, conduzindo 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 (Koppenhoefer et al., 1994) fornece a solução numérica às análises tridimensionais aqui reportadas. O código 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 (Moran et al, 1987), o qual conduz a valores de J em excelente acordo com métodos de determinação baseados em fatores η para plasticidade de deformações (Anderson, 2005) enquanto, ao mesmo tempo, apresenta forte independência do caminho de integração para domínios definidos fora da zona altamente deformada próxima da ponta da trinca. A determinação do CTOD segue o procedimento 90° (Anderson, 2005) em relação aos flancos deformados.

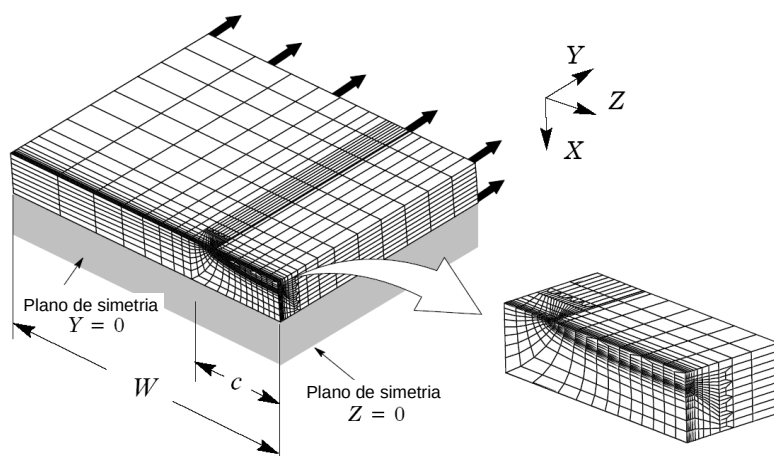


Figura 8. Modelo de elementos finitos utilizado nas análises 3-D de corpo-de-prova M(T) constituído de aço API X80 e com solda representativa de solda circunferencial de dutos.

As análises utilizam modelos constitutivos elasto-plásticos obedecendo a teoria de plasticidade incremental (J_2) sob pequenas deformações e critério de Von Mises. O comportamento tensão vs. deformação adotado para os materiais utilizados nas análises obedece a um modelo elasto-plástico da forma

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \quad , \quad \sigma < \sigma_{ys} \quad \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{ys}} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)^n \quad , \quad \sigma \geq \sigma_{ys} \quad (9)$$

onde n é o expoente de encruamento do material e σ_{ys} e ε_{ys} são a tensão e deformação de escoamento (0,2% *offset*). Para as análises desenvolvidas, a estimativa dos valores do expoente de encruamento é dada por (API 579, 2000)

$$\sigma_t = \sigma_{ys} \left[\frac{(500N)^N}{\exp(N)} \right] \quad (10)$$

onde $N = 1/n$. Utilizando-se das propriedades à tração previamente descritas, a Eq. (10) fornece $n = 17,7$ para a solda em condição *evenmatch* e $n = 20,4$ para a solda com 10% *overmatch*.

Calibração do Módulo de Weibull (m)

O procedimento aqui aplicado para a calibração do módulo de Weibull (m) segue os 3 passos previamente descritos na seção 3.1. No presente caso a calibração do parâmetro m se deu por meio da comparação entre os valores médios de tenacidade à fratura obtidos dos espécimes SE(B) para as condições *evenmatch* ($J_0^{Evenmatch}$ - tida aqui como a condição de metal base) e 10% *overmatch* ($J_0^{Overmatch}$). 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 fornecem as trajetórias de correção $J_0^{Evenmatch} \rightarrow J_0^{Overmatch}$ para diferentes valores do módulo de Weibull (m) como apresenta a Fig. 5(a). Tais valores são condizentes com os módulos de Weibull reportados na literatura para aços estruturais (Ruggieri e Dodds, 1996; Gao et al., 1998; Ruggieri et al., 2000; Gao et al., 1999). 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). Uma linha de referência é adicionada à figura e representa a razão unitária para a correção de tenacidades devido ao *mismatch*, ou seja, uma condição na qual $J_{MB} = J_{MS}$. 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)).

Seguindo as recomendações do procedimento da curva mestra presente na ASTM E1921 (1998) e adotando a distribuição de Weibull (Mann et al., 1974) para descrever os valores de tenacidade, os valores médios são $J_0^{Evenmatch} = 66,9 kJ/m^2$ e

$J_0^{Overmatch} = 118,0 kJ / m^2$. Uma vez determinada a tenacidade média para cada condição, o procedimento de calibração conduz no presente caso a $m \approx 9$ para os materiais testados na temperatura de $-5^\circ C$. Tal procedimento de calibração é ilustrado graficamente na Fig. 9 para maior facilidade de visualização.

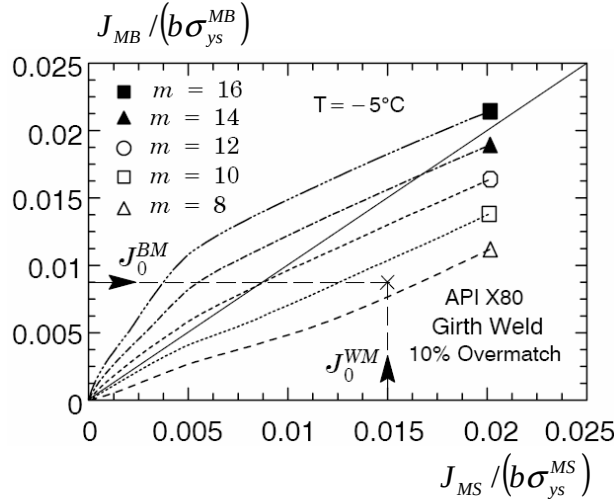


Figura 9. Correção de $J_{evenmatch} \rightarrow J_{overmatch}$ utilizando o modelo de transferabilidade de tenacidades baseado em tensão de Weibull proposto para diferentes módulos (m) em soldas de aço API X80. As linhas no gráfico representam o procedimento para a obtenção do módulo de Weibull (m).

Previsão de Falha Utilizando a Metodologia Desenvolvida (Placa Soldada Representativa de Soldas Circunferenciais em Dutos)

A fim de verificar a capacidade preditiva da abordagem micromecânica desenvolvida no presente estudo, esta seção aplica a metodologia FAD proposta utilizando a correção baseada em tensão de Weibull à placa soldada ensaiada por Minami et al. (1995). 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. (4) (vide Fig. 3). Para fins de comparação, é também apresentada a previsão de falha por meio da API 579 (2000). 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. Refinamento 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 inclusão das mesmas representa influências inferiores a 0,3%.

A Fig. 10(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. 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 calibradas (definidas como LL – do inglês *Limit Load*). Aqui, o estudo de cargas limite brevemente apresentado no apêndice tem a finalidade de conduzir a valores mais acurados para as cargas de colapso plástico incluindo efeitos de *mismatch*. Assim, as intersecções entre a curva FAD e as trajetórias de carga da Fig. 10(a) (identificadas pelo sinal +) definem as deformações de falha previstas a partir de cada um dos métodos (ϵ_{pred}).

A Fig. 10(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 Tab. 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 ($\Lambda = (\epsilon_{exp} - \epsilon_{pred}) / \epsilon_{exp}$). A avaliação de integridade aqui conduzida claramente revela a efetividade do procedimento de FAD baseado em critérios micromecânicos proposto na previsão de falha estrutural de componentes soldados. O resultado experimental se encontra muito próximo da previsão obtida com o modelo adaptado proposto (com desvios de somente 4% se aplicado o modelo completo proposto, ou desvios de 7% 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%, bastante mais conservadores. Tais resultados representam uma redução de até 80% nos desvios da previsão de falha e fornecem grande suporte à utilização do modelo adaptado de FAD proposto baseado em critérios micromecânicos e seus desenvolvimentos correlatos.

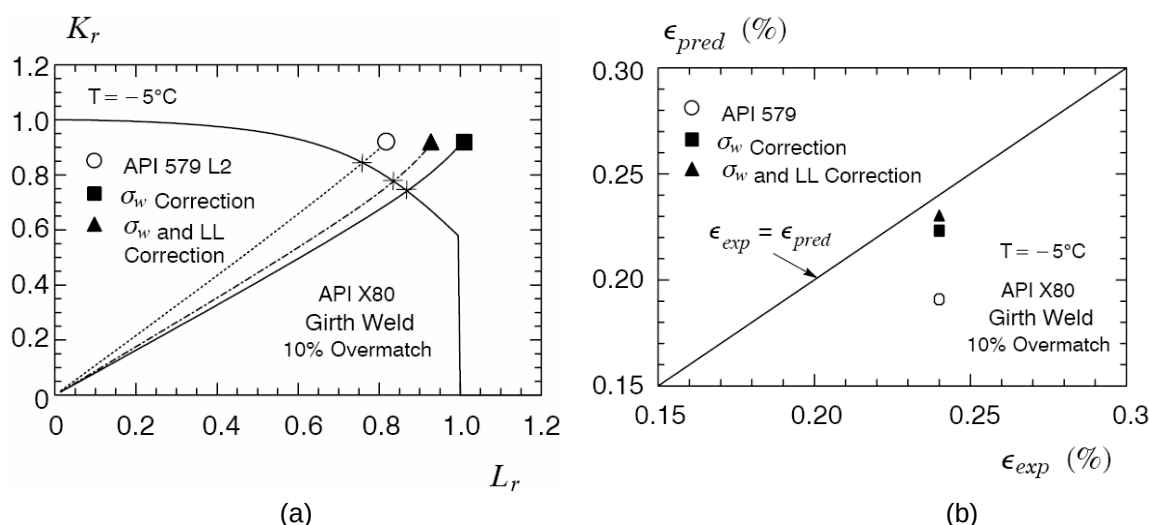


Figura 10. (a) Previsão de falha via FAD para a placa em estudo utilizando a API 579 e o modelo proposto sem e com as correções de carga limite. (b) Previsões da falha (deformação) para placa em estudo (10% *overmatch*) utilizando a API 579 e o procedimento adaptado proposto.

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} (%)	ϵ_{pred} - API 579 (%)	ϵ_{pred} - σ_w (%)	ϵ_{pred} - σ_w / LL (%)
10% <i>overmatch</i>	0,240	0,191	0,223	0,230
Desvio ou Erro (Δ)	---	20%	7%	4%

5. Conclusão

Frente à severa influência da presença de juntas soldadas dissimilares sobre procedimentos de avaliação de integridade estrutural, este trabalho descreve uma metodologia de FAD modificada incorporando efeitos da presença de *mismatch* sobre forças motrizes de trinca. A abordagem é baseada na descrição micromecânica do efeito do *mismatch* sobre a tenacidade à fratura por meio da tensão de Weibull, σ_w , entendida como força motriz de trinca. Para um mesmo material a uma mesma temperatura, o modelo de escala requer um valor específico de σ_w para o disparo do processo de fratura por clivagem em componentes soldados trincados com diferentes condições de *mismatch*, mesmo que os parâmetros de carregamento (tais como J e CTOD) variem largamente devido aos diferentes *mismatch*s. Adicionalmente, são apresentados procedimentos adaptados para a calibração de cargas limite considerando os efeitos de *mismatch* e sua incorporação nos diagramas FAD. A aplicação da metodologia desenvolvida à uma junta soldada de aço API X80 revela claramente a efetividade do procedimento proposto e reduz os desvios da previsão de falha de 20% (no caso de procedimentos correntes) para desvios da ordem de 4%, mantendo ainda a segurança da previsão. Assim, os desvios na previsão de falha de estruturas soldadas são reduzidos em até 80% no caso analisado e tais resultados fornecem forte suporte à utilização de procedimentos FAD baseados em critérios micromecânicos para avaliação de integridade de juntas soldadas de dutos e componentes estruturais de aço.

8. Agradecimentos

Esta investigação é patrocinada pela Fundação de Amparo à Pesquisa de Estado de São Paulo – FAPESP (Projeto Temático 03/02735-6 e Bolsa de Doutorado No. 04/15719-1). Os autores agradecem ao professor F. Minami da Universidade de Osaka pela disponibilização dos dados referentes às juntas soldadas de aço X80.

9. Referências

- American Petroleum Institute, “API Specification for 5L Line pipe” 42nd edition, 2000.
- American Petroleum Institute, “Recommended Practice for Fitness-for-Service.” API RP-579, 2000.
- American Petroleum Institute, “Welding of Pipelines and Related Facilities,” API-1104, 19th Edition, 1999.

- American Society for Testing and Materials, "Test Methods for the Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Region," ASTM E-1921, Philadelphia, 1998.
- American Society of Mechanical Engineers, "ASME Boiler and Pressure Vessel Code." Section XI, 2004.
- American Welding Society, "Welding Handbook: Welding Technology", Eighth Edition, Vol. 1, Miami, 1987.
- Anderson, T. L., "Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications - 2nd Edition", CRC Press, Boca Raton, 1995.
- British Energy, "Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects", R6 Revision 4, 2003.
- British Standard Institution, "Fracture Mechanics Toughness Tests", BS 7448, 1991.
- British Standard Institution, "Guide on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures," BS 7910, 2005.
- Canadian Standards Association, "Oil and Gas Pipeline Systems," CSA-Z662-99, 1999.
- Chakrabarty, J., Theory of Plasticity - 3rd Edition, Elsevier B. V., Oxford, 2006.
- 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.
- Dowling, A. R. and Townley, C. H. A., "The Effects of Defects on Structural Failure: A Two-Criteria Approach," International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 3, pp. 77-107, 1975.
- Gao, X., Dodds, R. H., Tregoning, R. L., Joyce, J. A. and Link, R. E., "A Weibull Stress Model to Predict Cleavage Fracture in Plates Containing Surface Cracks". Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol. 22, pp. 481-493, 1999.
- Gao, X., Ruggieri, C. and Dodds, R. H., "Calibration of Weibull Stress Parameters Using Fracture Toughness Data". International Journal of Fracture, Vol. 92, pp. 175-200, 1998.
- Harrison, R. P., Loosemore, K. and Milne, I., "Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects," CEGB Report R-H-R6, Central Electricity Generating Board, UK 1976.
- 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.
- Mann, N. R., Schafer, R. E. and Singpurwalla, N. D., Methods for Statistical Analysis of Reliability and Life Data, John Wiley & Sons, New York, 1974.
- 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.
- Moran, B., and Shih, C.F., "A General Treatment of Crack Tip Contour Integrals." International Journal of Fracture, 35, pp.295-310, 1987.

10. Apêndice

Análises convencionais de carga limite definem de forma geral a carga limite global como um nível de carregamento no qual os deslocamentos se tornam irrestritos (Chakrabarty, 2006), ou seja, rapidamente crescentes mesmo frente à pequenos ou inexistentes incrementos nos níveis de carga aplicados. Uma vez atingida tal condição, uma estrutura (mesmo íntegra) é tida como em sua condição de máxima capacidade de carga (ou iminência de falha por colapso plástico). Tal carga (ou respectiva tensão) é definida como carga limite (ou tensão limite) (Anderson, 1995). No caso de estruturas com defeitos na forma de trincas, porém, a situação se torna sensivelmente mais delicada já que pode ser caracterizada uma condição de carga limite local. Esta condição é definida em termos da instabilidade local do ligamento remanescente à frente da trinca ou defeito, ou seja, a carga limite (ou tensão limite) é definida quando todo o ligamento remanescente ultrapassa uma tensão tomada como referência (usualmente σ_{ys} , já que na grande maioria dos casos se considera material elástico-perfeitamente plástico) (API579, 2000; BS7910, 2005; Anderson, 2005).

Estão disponíveis na literatura diversos compêndios de soluções para cargas limite aplicáveis a materiais homogêneos (API579, 2000; BS7910, 2005; SINTAP, 1999). Contudo, ainda se fazem presentes algumas limitações, principalmente no que se refere a estruturas soldadas. Uma primeira limitação (de âmbito geral) e que merece destaque reside no fato de a grande maioria das cargas limites disponíveis para estruturas reais (placas, vasos de pressão, dutos, etc.) considerar modelo constitutivo do tipo elástico-perfeitamente plástico para os materiais constituintes. Isto conduz a uma sub-avaliação da capacidade real de carga do componente, já que não leva em conta a capacidade de encruamento demonstrada pelo material. Soluções mais recentes tomam como base para a definição de instabilidade a tensão de fluxo σ_f (ou ainda σ_t), desta maneira considerando parcialmente (ou totalmente) a capacidade de encruamento e de absorção de energia do componente. Uma segunda limitação (de interesse específico das estruturas soldadas) é a existência, ainda nos dias de atuais, de um certo grau de ambigüidade na definição de carga limite para componentes trincados com heterogeneidade mecânica (*weld strength mismatch*). Tal dificuldade se dá já que em componentes soldados trincados, a evolução da plasticidade nas proximidades do defeito depende da configuração da trinca e do nível de *mismatch*. Para o caso especial de uma placa soldada com trinca superficial submetida à tração, a tensão limite, σ_c , pode ser relacionada a parâmetros geométricos-chave de maneira adimensional na forma

$$\sigma_c = \mathfrak{S}\left(\frac{a}{W}; \frac{a}{c}; \frac{a}{B}; M_L\right), \quad (11)$$

onde $\mathfrak{S}$ é função das geometrias da trinca e do espécime e do nível de *mismatch*.

Motivados pelos argumentos discutidos, é aplicada a metodologia dos elementos finitos para definir cargas limites em termos da instabilidade local do ligamento remanescente à frente da trinca para a placa ensaiada. Os modelos

tridimensionais incorporam a resposta tensão-deformação dos metais de base e de adição, desta forma incorporando o efeito do *mismatch* sobre a carga limite. O atingimento da carga limite local é definido quando a tensão equivalente de Von Mises, σ_e , atinge a tensão limite de resistência, σ_t , ao longo de todo o ligamento. Assim, a definição da abscissa dos diagramas FAD (L_r) originalmente descrita pela Eq. (3) tem seu denominador original σ_{ys} substituído pelo valor numericamente corrigido para juntas dissimilares $\sigma_{c,t}$, na forma

$$L_r = \frac{\sigma}{\sigma_{c,t}}. \quad (12)$$

A Fig. 11 apresenta a evolução das tensões de Von Mises correspondentes a $\sigma_e = \sigma_t$ para a placa soldada avaliada. Embora a malha seja seletivamente menos refinada em posições distantes da ponta da trinca, os mapas de tensões fornecem claro indicativo do atingimento de uma carga limite local. As maiores tensões são inicialmente nucleadas na ponta da trinca, prosseguindo até a extremidade oposta do ligamento, momento no qual a capacidade de carga local é tida como limite.

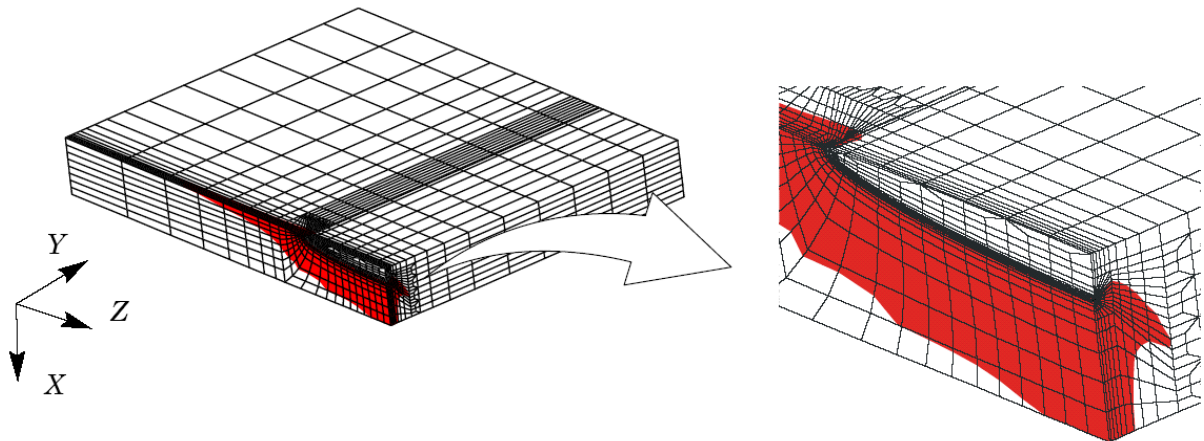


Figura 11. Código de cores (tensões de Mises) correspondentes a $\sigma_e = \sigma_u$ que representa a instabilidade local (tensão limite) do ligamento remanescente da chapa com 10% overmatch estudada.