

UMA VISÃO GERAL DAS PRINCIPAIS METODOLOGIAS PARA AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE DE ESTRUTURAS TRINCADAS¹

COLEÇÃO PTC

DEVOLVER AO BALCÃO DE EMPR

Julio Ricardo Barreto Cruz ⁽¹⁾
Arnaldo Homobono Paes de Andrade ⁽²⁾

Resumo:

Nos últimos anos um grande esforço tem sido feito para o desenvolvimento de métodos computacionais para avaliação da integridade de estruturas com defeitos (reais ou postulados) fabricadas com materiais dúcteis. Geralmente duas abordagens são utilizadas para realizar os cálculos necessários. A primeira é a análise por elementos finitos caso a caso. A segunda é a utilização de procedimentos simplificados de engenharia baseados em esquemas para estimativa da força motriz da trinca. Ambos os métodos têm sido utilizados com sucesso, porém o tempo e os custos despendidos com análises elasto-plásticas utilizando o método dos elementos finitos limitam o seu uso generalizado. Daí a importância das metodologias simplificadas, que permitem uma avaliação rápida da estrutura trincada, sem exigir do executor conhecimentos em sofisticadas análises elasto-plásticas. O presente trabalho procura dar uma visão geral dos principais procedimentos de engenharia para avaliação de integridade de estruturas com defeitos.

Palavras-Chaves: integridade, estruturas, fratura

1. Introdução

Estritamente falando, a Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) aplica-se somente aos casos em que o comportamento do material é predominantemente elástico e a resposta à fratura é frágil. Entretanto, na maioria dos regimes de operação de sistemas nucleares por exemplo, o material está trabalhando à temperaturas superiores à temperatura de transição frágil-dúctil, onde a resposta à fratura é dúctil e o material é capaz de acomodar uma deformação plástica considerável. Nestas condições, a MFEL é uma ferramenta de análise conservadora e o projeto fica penalizado pelo fato de não se tirar vantagem de toda a capacidade de carregamento do material. Tais penalidades de projeto não são particulares à indústria nuclear, uma vez que condições semelhantes são comuns em instalações e componentes estruturais da indústria química, aeroespacial e outros de tipos de usinas de geração de energia elétrica.

¹ I Seminário de Mecânica da Fratura, Ouro Preto, MG, 1-2 de junho, 1995

(1) Eng. Civil; M.Sc. em Estruturas; IPEN-CNEN/SP

(2) Físico; M.Sc.; PhD em Engenharia de Materiais; IPEN-CNEN/SP; Membro da ABM

Pesquisas realizadas nas duas últimas décadas na área da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) têm demonstrado que previsões do comportamento à fratura e margens de segurança mais realistas podem ser obtidas através de análises elasto-plásticas. Os pesquisadores na área da MFEP têm tido sucesso na identificação de parâmetros para caracterizar o processo de fratura dúctil, no desenvolvimento de técnicas experimentais para avaliação da resistência à fratura dos materiais e na definição de métodos de análise. Entretanto, os cálculos necessários para aplicar a metodologia desenvolvida requer análises muito sofisticadas, usualmente com a ajuda de métodos avançados de elementos finitos. Tais análises são caras, consomem bastante tempo e requerem do executor um elevado grau de conhecimento das áreas envolvidas. Isto, naturalmente, representa um sério obstáculo ao usuário potencial dos conceitos da MFEP.

Para superar essas dificuldades, a indústria e órgãos reguladores da atividade nuclear em vários países investiram no desenvolvimento de métodos simplificados de engenharia para avaliação da integridade de estruturas contendo trincas (reais ou postuladas) fabricadas com materiais dúcteis ou sujeitas a carregamentos que possam produzir uma plasticidade significativa. Tais métodos baseiam-se em procedimentos gráficos onde estimativas da força da trinca são comparadas com critérios de falha do material.

O presente trabalho faz uma descrição resumida dos principais métodos, numa seqüência cronológica de evolução dos mesmos e procurando identificar seus aspectos positivos e negativos.

2. FAD (procedimento original R6)

A idéia de um procedimento simples de engenharia para a avaliação da integridade de estruturas de aço contendo trincas foi primeiramente proposta pelo CEGB (Central Electricity Generating Board, atualmente Nuclear Fuels Co.) no Reino Unido em 1976, o denominado procedimento R6 [1]. Este procedimento baseia-se na utilização de um *diagrama para avaliação de falha* ("Failure Assessment Diagram"-FAD), entendendo-se como falha o colapso estrutural do componente mecânico.

Em essência, o diagrama FAD representa uma curva de transição entre dois mecanismos distintos de falha: a fratura frágil governada pela Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) e o colapso plástico governado pela carga limite. No procedimento original R-6, a curva de interpolação entre esses dois casos é obtida através do modelo de Dugdale ("strip yield model") para um problema de estado plano de tensão de uma trinca numa chapa infinita com material elástico-perfeitamente plástico e sujeita à tração [2]. Segue-se uma breve explanação para ilustrar a filosofia básica do diagrama FAD [3].

Na equação abaixo (devida a Burdekin and Stone [4] e obtida a partir do modelo de Dugdale) visualiza-se bem o conceito de um fator de intensidade de tensão efetivo K_{ef} , onde a correção para considerar a plasticidade na ponta da trinca é representada pela raiz quadrada do termo entre colchetes:

$$K_{ef} = \sigma_y \sqrt{\pi a} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_y} \right) \right]^{1/2} \quad (1)$$

σ_y é o limite de escoamento do material e a é metade do comprimento de uma trinca passante numa placa infinita. Quais seriam, então, os passos necessários para obtenção de uma função que, uma vez plotada, descreva a interação entre fratura e colapso plástico? Em primeiro lugar, a equação acima é modificada para estruturas reais substituindo-se σ_y pela tensão de colapso, σ_c , da estrutura. Isto para garantir que o modelo de Dugdale seja capaz de prever a falha da estrutura à medida que a tensão aplicada se aproxima da tensão de colapso. Para uma estrutura sob tração, o colapso ocorre quando a tensão na seção transversal remanente atinge a tensão de escoamento do material. Portanto, σ_c depende das propriedades de tração do material e do tamanho de trinca relativo à dimensão total da seção transversal da estrutura. O segundo passo para obtenção do diagrama FAD é a normalização do fator de intensidade de tensão efetivo K_{ef} pelo fator de intensidade de tensão elástico K_I ($= \sigma \sqrt{\pi a}$). Chega-se, então, à seguinte equação:

$$\frac{K_{ef}}{K_I} = \frac{\sigma_c}{\sigma} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_c} \right) \right]^{1/2} \quad (2)$$

Esta modificação não somente expressa a força motriz da trinca numa forma adimensional como também elimina o termo que faz referência ao tamanho da trinca ($\sqrt{\pi a}$). Portanto, fica removida a dependência da geometria da trinca. Como passo final, definem-se as razões K_r e S_r :

$$K_r = \frac{K_I}{K_{ef}} \quad (3a)$$

$$S_r = \frac{\sigma}{\sigma_c} \quad (3b)$$

O diagrama FAD é obtido inserindo-se as definições acima na Equação (2) e tomando-se o seu inverso, ou seja

$$K_r = S_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} S_r \right) \right]^{-1/2} \quad (4)$$

A equação acima é plotada da Figura 1. A curva representa o lugar geométrico dos pontos de previsão de falha da estrutura trincada. A fratura é prevista quando

$K_{ef} = K_{IC}$. Se a tenacidade é muito alta, a estrutura falha por colapso plástico quando $S_r = 1.0$. Um material frágil falhará quando $K_r = 1.0$. Nos casos intermediários, o colapso e a fratura interagem e ambos K_r e S_r são inferiores a 1.0 quando ocorre a falha. Todos os pontos no interior da curva FAD são considerados seguros e os externos ao diagrama são pontos inseguros.

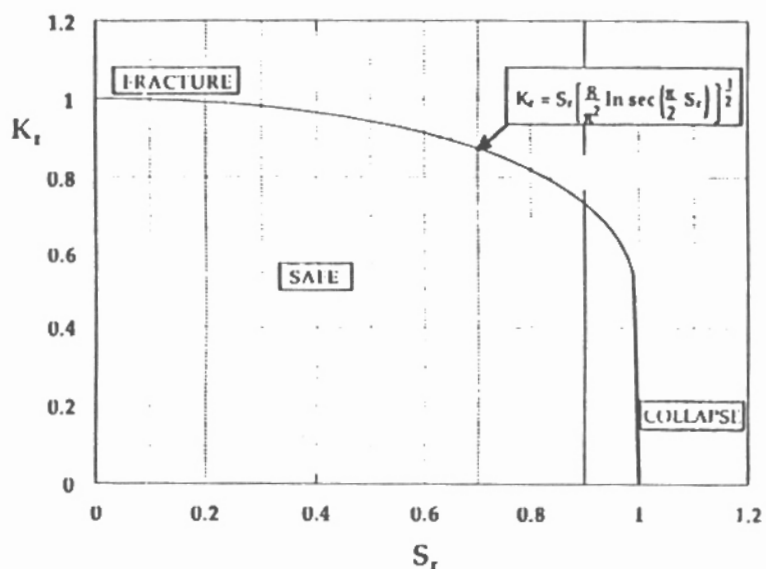


Figura 1- Diagrama FAD Baseado no "Strip Yield Model"

Para avaliar a condição de uma particular estrutura trincada submetida a um determinado carregamento, os valores de K_r e S_r aplicados devem ser calculados e o ponto correspondente plotado no diagrama da Figura 1. Esses valores são identificados abaixo:

$$K_r' = \frac{K_I}{K_{IC}} \quad (5a)$$

$$S_r' = \frac{\sigma}{\sigma_c} \quad (5b)$$

onde σ e σ_c as tensões aplicada e de colapso, respectivamente. Alternativamente, S_r' pode ser definido em termos de forças e momentos. Se as condições aplicadas à estrutura correspondem a um ponto no interior da região delimitada pela curva e os eixos coordenados, a estrutura é considerada segura.

Em resumo, para uma dada resistência do material e uma certa configuração de trinca, o procedimento provê uma relação entre a força motriz da trinca (expressa em função de fator de intensidade de tensão K) e a plasticidade que, quando plotada, fornece uma curva separando duas regiões: uma região em que a estrutura é considerada segura e outra região cujas condições levariam a uma falha da estrutura. É

importante observar que, dependendo da situação, o diagrama FAD (que considera a interação entre os mecanismos de fratura frágil e colapso plástico) pode indicar uma condição insegura quando análises isoladas de colapso plástico ou de fratura frágil apontariam para uma presumível "condição segura". Portanto, as análises isoladas levariam a resultados não-conservadores.

O procedimento R6 mostrou-se, entretanto, inadequado para representar os efeitos geométricos da estrutura trincada e o comportamento de materiais com alta capacidade de encruamento (apesar de desenvolvido com base no modelo de Dugdale para material elástico-perfeitamente plástico, o procedimento R6 pode considerar o encruamento do material utilizando-se uma tensão de escoamento tomada como uma média entre o limite de escoamento e a resistência à tração do material).

Em 1981, foi proposta uma metodologia mais avançada para calcular a força motriz da trinca, que levava em conta, explicitamente, o encruamento do material e baseava-se no conceito de crescimento de trinca controlado pela integral-J da MFEP. Essa metodologia é apresentada na seção seguinte.

2. Metodologia do EPRI

A metodologia do EPRI (Electric Power Research Institute) [5] baseia-se em um esquema para estimativa da força motriz da trinca, expressa em termos da integral-J, e na utilização de métodos gráficos simplificados onde são confrontadas as estimativas da força motriz com a curva de resistência do material determinada a partir de ensaios padronizados de corpos de prova.

Estes métodos gráficos permitem a previsão do início de crescimento, crescimento estável e crescimento instável da trinca. Desta forma, pode-se determinar todos os detalhes importantes da capacidade de carregamento e da margem de segurança da estrutura trincada.

2.1. Estimativa da força motriz da trinca

No procedimento para estimativa de J as componentes elástica e plástica são calculadas separadamente e em seguida são somadas para obtenção do J total:

$$J = J^e(a_{ef}, P) + J^P(a, P, n) \quad (6)$$

J^e é a contribuição elástica baseada no comprimento efetivo de trinca de Irwin e pode ser obtida através da seguinte equação:

$$J^e = \frac{K_I^2}{E'} \quad (7)$$

onde $E' = E$ para estado plano de tensão e $E' = E/(1-\nu)$ para estado plano de deformação. Expressões para K_I encontram-se disponíveis em manuais de mecânica da fratura elástica para diversos tipos de configurações trincadas.

J^P é a solução para a integral- J baseada na teoria da plasticidade da deformação. A obtenção de J^P é feita admitindo-se que o ligamento da estrutura trincada está completamente plastificado ("fully plastic") e que o material comporta-se de acordo com a seguinte curva tensão-deformação:

$$\frac{\varepsilon_{pl}}{\varepsilon_0} = \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (8)$$

que corresponde ao segundo termo da equação de Ramberg-Osgood, dada por:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (9)$$

onde α é uma constante do material, ε_0 é a deformação de escoamento, σ_0 é a tensão de escoamento e n é o expoente de encruamento do material. Desta forma J^P pode ser expresso (para a maioria das configurações trincadas) como:

$$J^P = \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 c h_1(a/b, n) \left(\frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (10)$$

onde P é o carregamento aplicado, P_0 é a carga limite, a é o comprimento de trinca, b é a espessura e $c = b - a$ é o ligamento. h é uma função adimensional que depende da geometria e de n . A função h pode ser determinada via análise numérica da configuração de interesse. As funções h , para várias geometrias e valores de n , são tabeladas no manual do EPRI [5].

Portanto, conhecendo-se os parâmetros do material (α , ε_0 , σ_0 e n) e a geometria trincada, calcula-se J^P e, em seguida, J_{total} através da Equação (6).

2.2. Diagramas para análise de fratura

O procedimento do EPRI prevê a utilização de métodos gráficos simples onde são confrontadas as estimativas de força motriz da trinca com a curva de resistência do material determinada a partir de ensaios de corpos de prova padronizados.

Dependendo da aplicação, diferentes diagramas de análise podem ser gerados. Esses diagramas são conhecidos como: diagrama da força motriz da trinca ("crack driving force diagram" - CDFD), diagrama para avaliação de estabilidade ("stability assessment diagram" - SAD) e diagrama para avaliação de falha ("failure assessment diagram" - FAD). O diagrama CDFD permite uma análise global do processo de crescimento de trinca, desde a sua iniciação até a instabilidade. O diagrama SAD define regiões de carregamento onde ocorre comportamento estável e comportamento instável. E o diagrama FAD permite uma análise rápida para determinar se existe ou

não uma condição de falha da estrutura. A seguir será feita uma breve descrição de cada um desses diagramas.

a) Diagrama da Força Motriz da Trinca (CDFD)

Sob condições de crescimento de trinca controlado por J , a condição de equilíbrio para crescimento estável é estabelecida por:

$$J(a, P) = J_R(\Delta a) \quad (11)$$

onde o lado esquerdo da equação representa a força motriz da trinca e o lado direito a resistência do material à fratura. O crescimento de trinca é instável se

$$\left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_P \geq \frac{\partial J_R}{\partial a} \quad (12)$$

onde $()_P$ significa diferenciação parcial com o carregamento P mantido constante (que equivale a manter o deslocamento total Δ_T constante em sistemas controlados por carregamento). A figura 2 ilustra o procedimento gráfico CDFD. O fator de segurança é definido como P_{max}/P , onde P_{max} é o carregamento que faz com que a curva da força motriz da trinca tangencie a curva J_R .

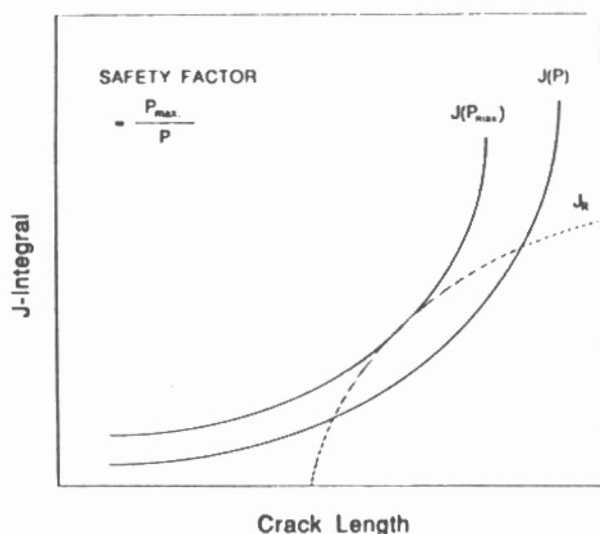


Figura 2- Diagrama CDFD

b) Diagrama para Avaliação de Estabilidade (SAD)

A condição de instabilidade mencionada anteriormente pode ser expressa em função dos módulos de rasgamento (“tearing moduli”):

$$T_J \geq T_{J_R} \quad (13)$$

onde

$$T_J = \frac{E}{\sigma_o^2} \left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_{\Delta_T} \quad (14)$$

$$T_{J_R} = \frac{E}{\sigma_o^2} \frac{\partial J_R}{\partial a} \quad (15)$$

são os módulos de rasgamento aplicado e o módulo de rasgamento do material. E é o módulo de elasticidade e σ_o é a tensão de escoamento. As Figuras 3 e 4 mostram diagramas SAF para dois tipos de configurações trincadas. Os diagramas definem regiões de estabilidade e de instabilidade considerando variações na relação comprimento de trinca-espessura.

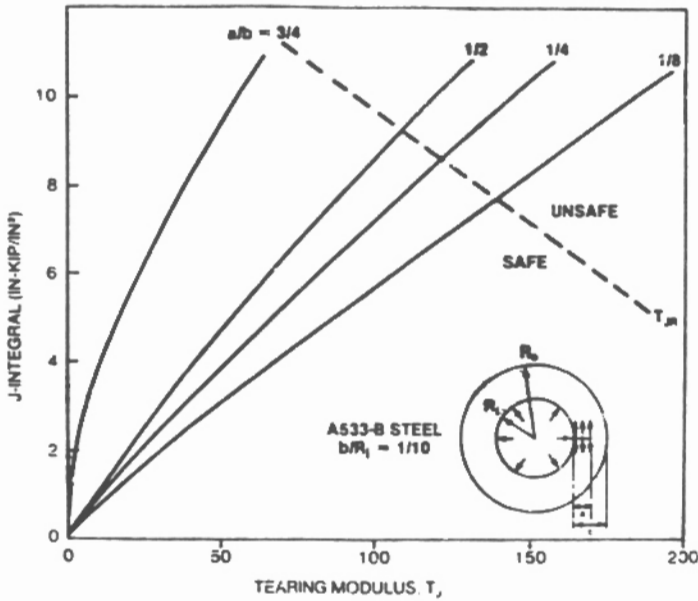


Figura 3- Diagrama SAD para Cilindro com Trinca Axial

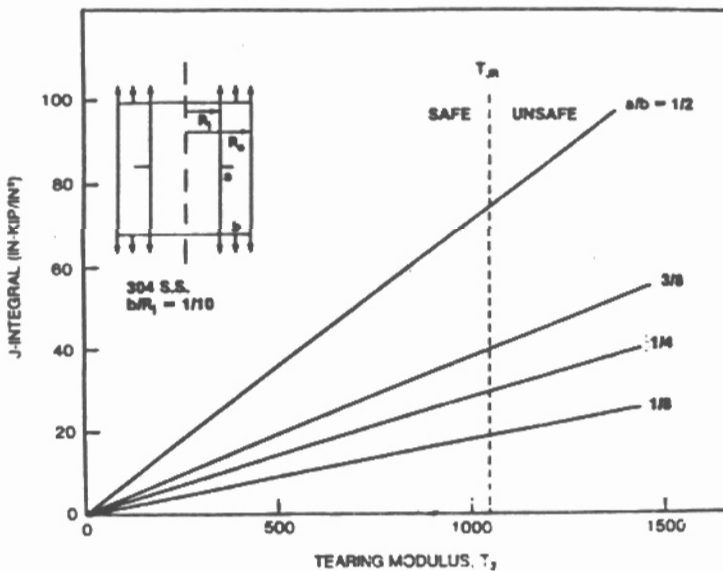


Figura 4- Diagrama SAD para Cilindro com Trinca Circunferencial

c) Diagrama para Avaliação de Falha (FAD)

O manual do EPRI [5] propõe a utilização de diagramas FADs derivados com base no esquema para estimativa de J descrito na subseção 2.1. Neste caso, a curva de falha irá depender da geometria do corpo trincado, do tipo de carregamento e das propriedades de deformação do material. Este tipo de procedimento foi também proposto por Bloom [6], em 1982, que desenvolveu o método conhecido como DPFAD ("Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram") descrito na próxima seção.

3. Método DPFAD

O método DPFAD vem tendo ampla aceitação pela indústria nuclear, sendo aplicado com sucesso na análise de integridade de componentes estruturais. Um bom exemplo é o seu uso para verificação da instabilidade de trincas postuladas em tubulações nucleares de alta energia, nas avaliações do critério de Vazamento-Antes-da-Ruptura (LBB - "Leak-Before-Break") [7,8]. O diagrama DPFAD inclui o mecanismo de falha por rasgamento dúctil, permitindo a previsão da carga correspondente ao início de crescimento de trinca, da carga de instabilidade e das margens de segurança a elas associadas. As ordenadas da curva DPFAD são dadas por:

$$K_r = \left[\frac{J^e(a, P)}{J} \right]^{1/2} = \left[\frac{J^e(a, P)}{J^e(a_{ef}, P)} + \frac{J^e(a, P)}{J^P(a, P, n)} \right]^{1/2} \quad (16)$$

e

$$S_r = \frac{\sigma(a)}{\sigma_c(a)} \quad (17)$$

E as coordenadas de um ponto de avaliação são calculadas como:

$$K_r'(a_o + \Delta a) = \left[\frac{J^e(a_o + \Delta a)}{J_R(\Delta a)} \right]^{1/2} \quad (18)$$

e

$$S_r'(a_o + \Delta a) = \frac{\sigma}{\sigma_f(a_o + \Delta a)} \quad (19)$$

onde a_o é o comprimento inicial da trinca, Δa é a extensão da trinca e σ_f é uma tensão de escoamento usualmente tomada como uma média entre o limite de escoamento e o limite de resistência à tração do material. A Figura 5 ilustra o procedimento gráfico DPFAD. Vários pontos de avaliação são plotados no diagrama formando uma curva apelidada de "candy cane" devido ao seu formato característico. O fator de segurança para o início de crescimento da trinca é dado por OB/OA,

enquanto o fator de segurança máximo correspondente ao ponto de instabilidade da trinca é dado OC/OD .

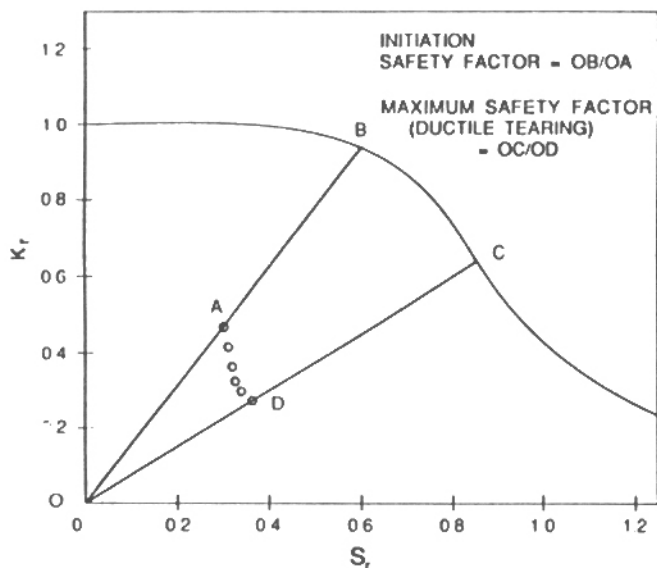


Figura 5- Diagrama DPFAD

4. Análise J-T

Um método alternativo também muito utilizado na avaliação de instabilidade de trincas em tubulações e vasos de pressão é o chamado método J-T [9-11]. Neste método, o critério de instabilidade é expresso através dos módulos de rasgamento T já definidos anteriormente no presente trabalho (Equações 14 e 15). A interseção de duas curvas no espaço J x T (a curva J-T aplicado e a curva J-T do material) define os valores de J e T correspondentes à falha do componente trincado. O carregamento admissível é então determinado a partir de um gráfico de J aplicado versus carregamento, entrando-se com o valor de J determinado anteriormente. As figuras 6a e 6b ilustram o procedimento. Maiores detalhes podem ser encontrados em [8].

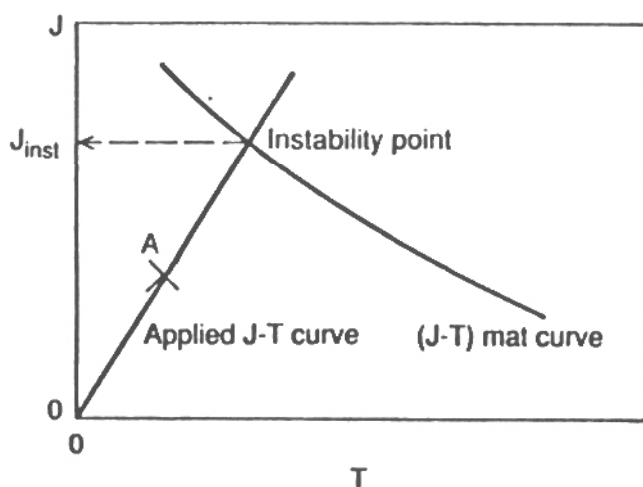


Figura 6a- Determinação do J Correspondente ao Ponto de Instabilidade

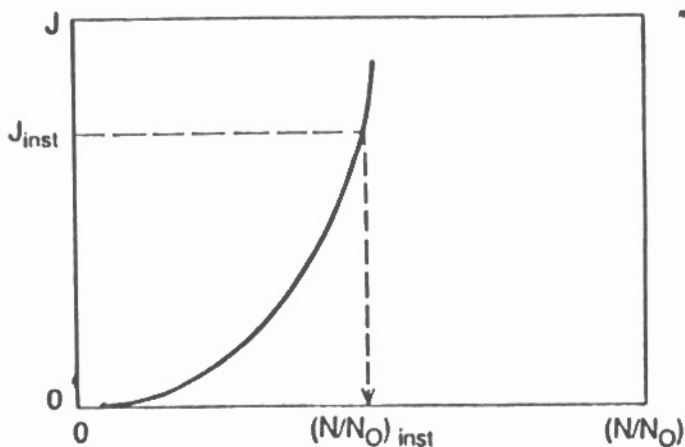


Figura 6b- Determinação da Carga de Instabilidade

5. Procedimento R6, Revisão 3

A revisão 3 do procedimento R6 [12] oferece três opções para avaliação da condição limite de uma estrutura, que correspondem a três diferentes categorias de análise. A mais simples é a categoria 1 apropriada aos casos envolvendo fratura frágil. As análises de categoria 2 e 3 permitem descrições mais detalhadas do comportamento dúctil das estruturas incluindo o mecanismo de rasgamento dúctil nas avaliações. Enquanto as opções 1 e 2 requerem apenas uma análise elástica para cálculo das tensões elásticas na região do defeito, a opção 3 requer tanto uma análise elástica como elasto-plástica da estrutura com defeito. Trataremos aqui apenas da opção 2 do procedimento R6.

Akhurst e Milne [13] demonstraram que o esquema para estimativa de J do EPRI e o diagrama DPFAD, em particular, eram muito sensíveis ao ajuste dos dados tensão-deformação à equação de Ramberg-Osgood (Equação 9), principalmente para materiais com alta capacidade de encruamento ($n < 7$). Isto porque a equação de R-O não pode modelar de forma precisa a curva tensão-deformação real para materiais com alta capacidade de encruamento. Além disso o procedimento DPFAD introduz uma dependência geométrica na curva de falha, que requer a obtenção de uma nova curva para cada nova geometria e tamanho de trinca.

Em 1984, Ainsworth [14] propôs um procedimento alternativo para eliminar a forte dependência do DPFAD em relação ao coeficiente n da equação de R-O. Sua formulação de $J_{plástico}$ envolveu a definição de uma tensão de referência

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_y} \sigma_y \quad (20)$$

onde P_y é carga limite de referência e σ_y é o limite de escoamento. Uma deformação de referência, ϵ_{ref} , é então definida como a deformação correspondente à tensão de referência numa curva tensão-deformação real de ensaio de tração uniaxial. Ainsworth substituiu a Equação (10) pela equação abaixo

$$J^P = c h_1(a/b, n) \sigma_{ref} (\varepsilon_{ref} - \sigma_{ref} / E) \quad (21)$$

onde P_y é definida como a carga limite de referência para um material rígido-plástico com limite de escoamento σ_y . Para uma curva tensão-deformação de R-O, a Equação (21) é idêntica à Equação (10) desde que $P_o = P_y$.

A Equação (10) ainda mantém a dependência geométrica na curva FAD através da função h_1 . Entretanto, se algumas aproximações forem feitas no termo J^e e na própria Equação (10), é possível, segundo Ainsworth [14], obter uma curva FAD independente da geometria usando-se as seguintes expressões:

$$K_r = \left[\frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{S_r^2}{2(1 + S_r^2)} \right]^{-1/2} \quad (22)$$

e

$$S_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} = \frac{P}{P_y} \quad (23)$$

A curva FAD dada pelas Equações (22) e (23) agora depende da forma da curva tensão-deformação do material. O CEGB (“Central Electricity Generating Board”) introduziu mais uma modificação no denominador do segundo termo da equação (22) e formalizou a equação abaixo como a Opção 2 do Procedimento R6, Revisão 3 [12]

$$K_r = \left[\frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{S_r^2}{2(E \varepsilon_{ref} / \sigma_{ref})} \right]^{-1/2} \quad (24)$$

De acordo com o CEGB, a Equação (24) permite que haja na curva FAD uma transição mais precisa da região de escoamento em pequena escala para a região de escoamento em larga escala do que aquela dada pela Equação (22).

6. Método ETM

O método ETM (“Engineering Treatment Model”) [15,16] utiliza um modelo mecânico simplificado de um corpo trincado para derivar expressões analíticas que servem para estimar parâmetros tais como o CTOD e a integral-J. Dentro da metodologia do ETM o CTOD se refere à definição experimental δ_5 , que mede, na superfície lateral do corpo de prova, a abertura na ponta da trinca contada a partir de um comprimento do extensômetro de 5 mm (ver Figura 7).

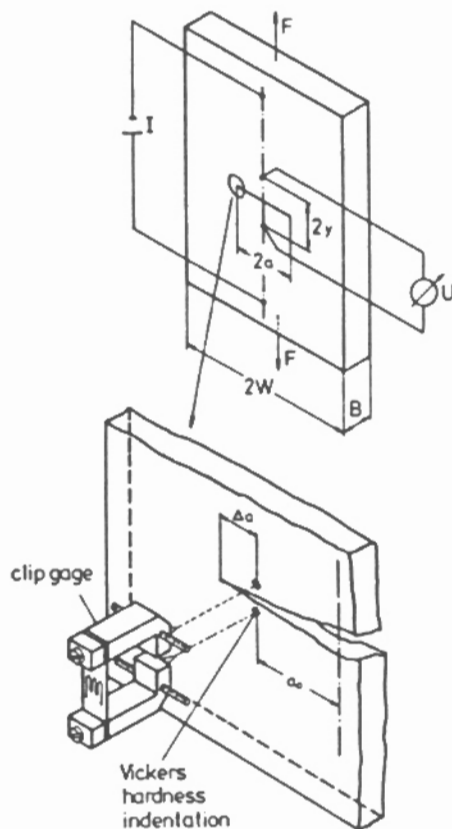


Figura 7- Montagem Experimental para Determinação de δ_5

O ETM assume que o corpo trincado se deforma sob condições predominantes de estado plano de tensão. A curva tensão-deformação do material é aproximada por uma lei do tipo:

$$\frac{\sigma}{\sigma_y} = \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_y} \right)^n \quad \text{onde } \sigma > \sigma_y. \quad (25)$$

Por conveniência $\sigma_y = \sigma_{0.2}$. Para cargas F inferiores à carga de plastificação F_y (plasticidade restrita), as soluções disponíveis da MFEL são utilizadas com comprimento de trinca efetivo para considerar a plasticidade na ponta da trinca. Essas soluções são razoavelmente precisas até a carga de plastificação. Se todos os pontos da seção remanente atendem à condição de plastificação ($F = F_y$) ou estão além dela ($F > F_y$), o método admite que o comportamento da seção transversal como um todo é dado por uma função análoga à equação anterior (ver Figura 8):

$$\frac{F}{F_y} = \left(\frac{\delta_5}{\delta_y} \right)^n \quad (26)$$

ou

$$\delta_5 = \delta_y \left(\frac{F}{F_y} \right)^{1/n} \quad (27)$$

onde δ_y é o valor de δ_5 para $F = F_y$ e n é o expoente de encruamento do material.

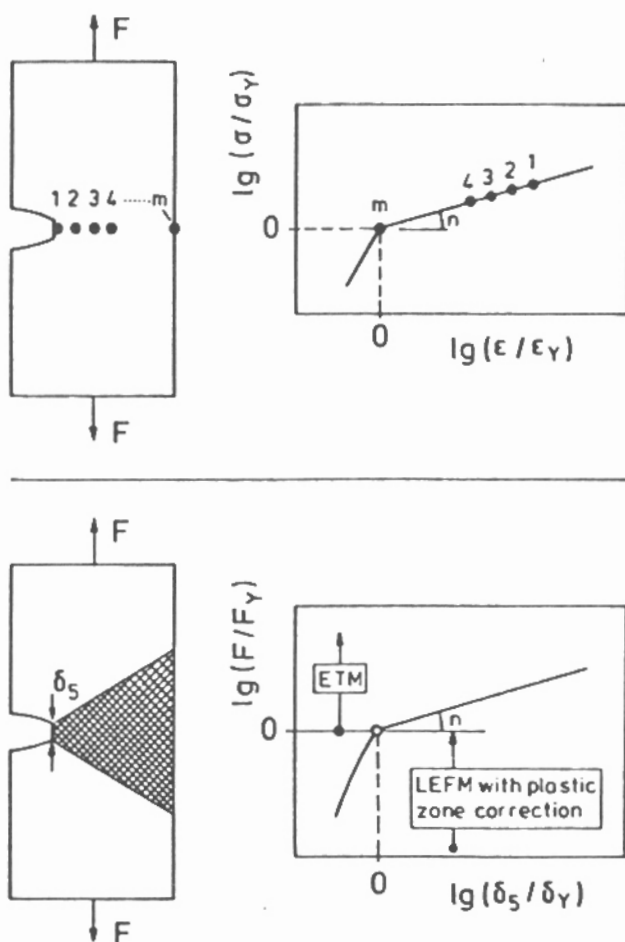


Figura 8- Transferência da Lei de Encruamento para a Seção Remanente Plasticificada

Esse tipo de tratamento é semelhante à solução de plasticidade generalizada ("fully plastic") empregada na metodologia do EPRI [5], porém, ao contrário desta, no método ETM não é necessário determinar as funções de influência h_1 para as soluções "fully plastic" correspondentes às várias configurações trincadas, que requer cálculos por elementos finitos. A metodologia do EPRI permite resultados mais precisos para aquelas configurações para as quais as funções h_1 são tabeladas. Por outro lado o método ETM é mais geral, uma vez que fornece uma formulação para a força motriz da trinca (expressa pelo CTOD ou pela integral-J) independente da geometria. A Figura 9 ilustra a obtenção da carga de instabilidade para um sistema controlado por carregamento utilizando-se o método ETM. Maiores detalhes sobre o método podem ser encontrados em [15,16].

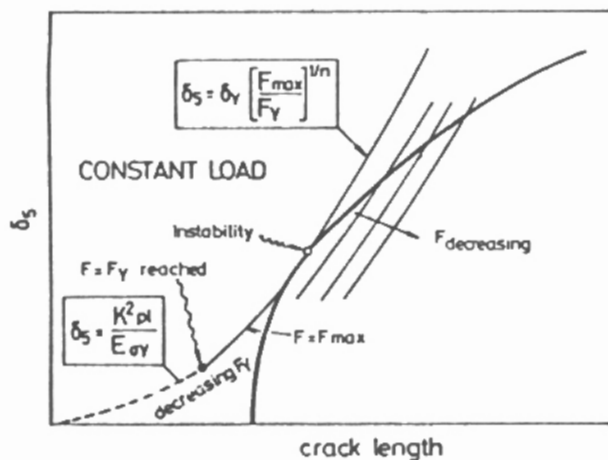


Figura 9- Determinação da Carga de Instabilidade Usando a Curva δ_R

7. Observações Finais e Conclusões

Na última década a evolução dos métodos de análise de integridade se deu em função dos avanços na área da MFEP. Vários estudos levaram a atualizações dos procedimentos existentes e novas propostas continuam surgindo [17-21].

Embora alguns métodos sejam mais avançados e complexos, nenhum deles leva em conta todos os aspectos do problema. Relacionam-se a seguir algumas limitações e pontos que necessitam de maior investigação para que se possa produzir uma metodologia mais precisa [3]:

a) Os métodos disponíveis baseiam-se em análises bi-dimensionais e pressupõem que apenas um parâmetro (K, J ou CTOD) seja suficiente para caracterizar as condições na ponta da trinca;

b) As análises elasto-plásticas não levam em conta a variação da força motriz ao longo da frente da trinca. Este efeito é particularmente pronunciado em trincas semi-elípticas de superfície e invalida a hipótese de que as condições na ponta da trinca podem ser caracterizadas por um único parâmetro (J ou CTOD);

c) A hipótese de parâmetro único também é quebrada quando ocorre plasticidade em larga escala, que diminui a restrição na ponta da trinca. Essa perda de restrição pode ocorrer para valores muito baixos de J (ou CTOD) em estruturas predominantemente carregadas à tração. Em tais situações, a estrutura tem uma tenacidade aparente maior que aquela medida em ensaios de tenacidade à fratura de pequena escala, os quais são predominantemente carregados à flexão;

d) Na seção transversal de uma estrutura trincada, o *escoamento da seção remanente* ("net-section-yielding") tende a ocorrer com trincas profundas, enquanto o *escoamento global da seção transversal* ("gross-section yielding") é mais comum com trincas rasas. Uma vez que trincas profundas são evitadas em estruturas, o *escoamento global da seção transversal* é muito mais comum. Infelizmente, a maioria das análises de fratura elasto-plásticas não estão preparadas para lidar com esse tipo de situação. Metodologias tais como a do EPRI e os métodos R6 assumem *escoamento da seção remanente* na estrutura e terminam por superestimar a força motriz da trinca (J aplicado) nos casos de *escoamento global da seção transversal*;

e) A questão de como tratar materiais com propriedades heterogêneas (por exemplo, regiões com soldas), bem como a consideração de tensões residuais são também pontos a serem investigados.

REFERÊNCIAS

- [1] 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, United Kingdom, 1976.
- [2] Dugdale, D.S., "Yielding in Steel Sheets Containing Slits", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 8, 1960.
- [3] Anderson, T.L., "Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications", CRC Press, Boca Raton, FL, 1991.
- [4] Burdekin, F.M., and Stone, D.E.W., "The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials", *Journal of Strain Analysis*, Vol. 1, 1966.
- [5] Kumar, V., German, M.D., and Shih, C.F., "An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis", EPRI Topical Report NP-1931, Research Project 1231-1, Palo Alto, CA, July 1981.
- [6] Bloom, J.M., and Malik, S.N., "Procedure for the Assessment of the Integrity of Nuclear Pressure Vessels and Piping Containing Defects", EPRI Topical Report NP-2431, Research Project 1237-2, Palo Alto, CA, June 1982.
- [7] Beaudoin, B.F., Quiñones, D.F., and Hardin T.C., "Leak-Before-Break Application in US Light Water Reactor Balance-of-Plant-Piping", *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, 43, pp.67-83, 1990.
- [8] Cruz, J.R.B., and de Aquino, C.T.E., "Aplicação da Mecânica da Fratura à Análise de Tubulações Nucleares", V Congresso Geral de Energia Nuclear, Vol. III, pp. 957-960, Rio de Janeiro, RJ, agosto de 1994.
- [9] Paris, P.C., and Johnson, "A Method of Application of Elastic-Plastic Fracture Mechanics to Nuclear Vessel Analysis", ASTM STP 803, Vol. II, pp. 5-40, 1983.
- [10] Kumar, V., German M.D., Wilkening, W.W., Andrews W.R., de Lorenzi, H.G., and Mowbray, D.F., "Advances in Elastic-Plastic Fracture Analysis", EPRI Report NP-3607, 1984.
- [11] Kumar, V., and German M.D., "Elastic-Plastic Fracture Analysis of Through-Wall and Surface Flaws in Cylinders", EPRI Report NP-5596, 1988.
- [12] Milne, I., Ainsworth, R.A., Dowling, A.R., and Stewart, A.T., "Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects", CEGB Report R/H/R6 - Revision 3, 1986; *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, 32, pp. 3-104, 1988.

- [13] Akhurst, K.N., and Milne, I., "Failure Assessment Diagrams and J-Estimates: Validation for An Austenitic Steel", Int. Conf. on Application of Fracture Mechanics to Materials and Structures, Freiburg, 1983.
- [14] Ainsworth, R.A., "The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Material", *Engng. Fract. Mech.*, Vol.19, 1984.
- [15] Schwalbe, K.-H., The Prediction of Failure Situations Using the CTOD Concept Based on the Engineering Treatment Model (ETM), The Crack Tip Opening Displacement in Elastic-Plastic Fracture Mechanics - Workshop on CTOD Methodology, pp. 315-340, Geesthacht, Germany, April 23-25, 1985. Editor: K.H.Schwalbe. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg 1986.
- [16] Schwalbe, K.-H., and Cornec, A., The Engineering Treatment Model (ETM) and its Practical Application, *Fatigue Frac. Engng. Mater. Struct.*, Vol. 14, No. 4, pp. 405-412, 1991.
- [17] Ainsworth, R.A., and O'Dowd, N.P., "A Framework for Including Constraint Effects in the Failure Assessment Diagram Approach for Fracture Assessment", ASME PVP-Vol. 287 / MD-Vol.47, pp. 137-145, 1994.
- [18] Hooton, D.G., Green, D., and Ainsworth, R.A., "An R6 Approach for the Assessment of Creep Crack Growth Initiation in 316L Stainless Steel Test Specimens", ASME PVP-Vol. 287 / MD-Vol.47, pp. 129-136, 1994.
- [19] Bloom, J.M., "Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram (DPFAD) for Materials with Non-Ramberg-Osgood Stress-Strain Curves", ASME PVP-Vol. 287 / MD-Vol.47, 1994.
- [20] Sharobeam, M.H., and Landes, J.D., "A Simplified Approach for Ductile Failure Analysis of Semi-Elliptical Surface Cracks", *International Journal of Fracture*, Vol. 61, pp. 379-395, 1993.
- [21] Dong, Y.M., Yang, W., and Hwang, K.C., "Elastic-Plastic Defect Assessment Based on Ductile Fracture Process", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 142, pp. 27-41, 1993.

AN OVERVIEW OF THE MAIN METHODOLOGIES FOR EVALUATION OF THE INTEGRITY OF FLAWED STRUCTURES

Abstract:

Over the last years a significant effort has been done in developing computational methods for evaluating the integrity of defect containing structures fabricated from ductile materials. In general, two approaches have been adopted to perform the necessary calculation. The first one is case-by-case finite element analysis. The second one is the use of simplified engineering methods based on estimation formulas for the crack driving force. Both methods have been used successfully, but the time and costs associated with elastic-plastic finite element analyses have limited their application. From that, it can be seen the importance of the simplified methodologies, which provide a quick evaluation of the flawed structure, without requiring from the designer knowledge in sophisticated elastic-plastic analyses. This paper presents an overview on the main engineering procedures for evaluating the integrity of structures with defects.

Key-Words: integrity, structures, fracture