

1 Introdução

Este trabalho estuda os limites de validade dos parâmetros que caracterizam os campos de tensões lineares elásticos na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE). A Mecânica da Fratura (MF) tem como principais objetivos quantificar a maior carga que uma estrutura trincada pode suportar em serviço; identificar a maior trinca tolerável por uma estrutura em serviço e quantificar a taxa de propagação de trincas e a vida residual das estruturas trincadas sob cargas reais de serviço (Castro & Meggiolaro, 2009). O parâmetro que define a validade da MFLE ou da Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP) é o tamanho da zona plástica formada à frente da ponta das trincas. Por esse fato, este trabalho estuda os limites de validade dos parâmetros da MFLE a partir da estimativa da forma e do tamanho das zonas plásticas geradas pelos campos de tensões lineares elásticos.

Inicialmente o Fator de Intensidade de Tensão (K) foi considerado como o único parâmetro responsável por caracterizar o campo de tensões da MFLE para estruturas sob baixos níveis de carregamento (Irwin, 1957). Há uma grande quantidade de problemas de trincamento que apresentam pequenas zonas plásticas quando comparadas com outras dimensões da estrutura, tais como a espessura ou o ligamento residual, como por exemplo, os problemas de fadiga de vida longa. Notadamente, esses são os problemas de fadiga a baixos níveis de carga de serviço. Devido à necessidade de determinar o campo de tensões em condições de carregamentos mais elevados, um novo parâmetro denominado *T-stress* foi acrescentado ao campo de tensões originado a partir de K (Irwin, 1958). Contudo, este trabalho mostra que esses dois parâmetros, partes da solução linear elástica completa (que pode ser obtida por uma função de tensão ou a partir de uma análise numérica linear elástica), podem não ser suficientes para caracterizar satisfatoriamente as zonas plásticas em muitos casos práticos.

Este trabalho também discute as limitações da análise linear elástica que assume tensões singulares na ponta das trincas, hipótese matematicamente

interessante, mas que não corresponde à realidade física. Na situação real, sempre existe plastificação do material na ponta da trinca (ou outro comportamento não linear, como micro-cavitação em cerâmicas frágeis ou crazing em polímeros). Esses fenômenos têm grande importância na estimativa dos limites de validade da MFLE.

Os campos de tensões tradicionalmente estudados pela Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP) também apresentam singularidade nas pontas das trincas. Na verdade, os campos de tensões singulares utilizados na MFLE e na MFEP evidenciam suas limitações intrínsecas. O problema de estimar zonas plásticas é intrinsecamente não linear, pois cada incremento de carga causa um incremento no escoamento na ponta das trincas, e gera um novo estado de tensões naquela região. Entretanto, para preservar a conveniência dos campos de tensões lineares elásticos singulares, este trabalho propõe formas de considerar os efeitos do escoamento e do nível de encruamento no tamanho e forma das zonas plásticas. Essas estimativas corrigidas são comparadas com as estimativas de zonas plásticas obtidas a partir de uma análise elastoplástica, que considera a não linearidade do material.

Essas estimativas são tratadas ao longo dos sete capítulos desta tese. Este primeiro capítulo apresenta o escopo deste trabalho, listando definições importantes, a sua motivação, os seus objetivos, as suas principais contribuições e a sua organização. Dessa maneira, este capítulo é dividido em seis seções. A primeira seção descreve a importância do Fator de Intensidade de Tensão na Mecânica da Fratura Linear Elástica, e o uso de K para prever o fraturamento de peças trincadas. A segunda seção apresenta definições de tenacidade e os parâmetros que a influenciam, e comenta as propostas de padronização da tenacidade feitas pela American Society for Testing and Materials (ASTM). A terceira seção apresenta a motivação deste trabalho, a quarta seção comenta sobre os objetivos, a quinta seção destaca as suas principais contribuições e por último, a sexta seção mostra a organização dos demais capítulos deste trabalho.

1.1. A Mecânica da Fratura Linear Elástica e o Fator de Intensidade de Tensão

Irwin (1957) e Williams (1957) introduziram o Fator e Intensidade de Tensão (K) como o parâmetro responsável por caracterizar severidade do campo

de tensões linear elástico no em torno da ponta de trincas. As trincas podem ser requisitadas nos modos I, II e/ou III de carregamento, que correspondem respectivamente aos modos de abertura, cisalhamento no plano e cisalhamento fora do plano da trinca. Na presença de apenas um desses modos de carregamento, K é denominado por K_I , K_{II} ou K_{III} . O campo LE de tensões gerado K só é correto em regiões muito próximas às pontas de trincas. Essa afirmação pode ser confirmada pelo campo de tensões gerado por K para a placa de Griffith (Griffith, 1920), Figura 1, cujas componentes de tensão em regiões próximas ao contorno não apresentam os resultados esperados. Por exemplo, $\sigma_{yy}(K, r \rightarrow \infty, \theta = 0) = 0$, em vez de $\sigma_{yy}(K, r \rightarrow \infty, \theta = 0) = \sigma_n$, que seria o correto. As variáveis r e θ , presentes na componente σ_{yy} , são as coordenadas polares.

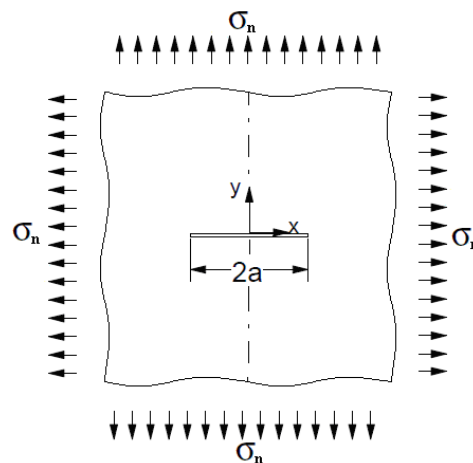


Figura 1 – Placa de Griffith biaxialmente carregada.

Na Figura 1, que mostra a placa de Griffith biaxialmente carregada, o tamanho da trinca tem comprimento igual a $2a$ e está sob um carregamento que gera uma tensão biaxial nominal igual à σ_n . A placa de Griffith é caracterizada por uma trinca em um meio infinito, isto é, quando a largura e comprimento da placa são bem maiores que o tamanho da trinca ($2a$). Ela foi originalmente analisada sob um estado biaxial de tensão e a expressão do K para o caso da placa de Griffith é mostrada na Eq. (1):

$$K_I = \sigma_n \sqrt{\pi a} . \quad (1)$$

Para obter a expressão do K_I para a placa de Griffith, Williams (1957) usou o primeiro termo de uma série trigonométrica com infinitos termos e Irwin (1957) utilizou uma função de tensão, que ficou conhecida como função de tensão de

Westergaard (Westergaard, 1939). O campo de tensões obtido a partir de K_I é mostrado na Eq. (2):

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \begin{Bmatrix} 1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \\ 1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \\ \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \end{Bmatrix}. \quad (2)$$

A Eq. (2) representa o ponto fundamental da MFLE. Ela indica que o campo de tensões em qualquer corpo trincado, solicitado pelo modo I de carregamento, pode ser obtido a partir do valor de K_I . Essa afirmação só é verdadeira quando o nível de tensão (σ_n/S_Y) for pequeno, o que gera uma perturbação localizada no campo de tensões na vizinhança da ponta da trinca. Na relação “ σ_n/S_Y ”, S_Y indica a resistência ao escoamento.

O Fator de Intensidade de Tensão (K) pode ser utilizado para prever o fraturamento de peças trincadas quando o parâmetro K_{IC} puder ser definido como a tenacidade dessas peças. Para o caso de carregamento em modo I, o fraturamento pode ser previsto quando K_I for igual a K_{IC} . Entretanto, nem sempre o parâmetro K_{IC} pode ser definido como a tenacidade de uma peça trincada. Por isso, a próxima seção apresenta a definição de tenacidade, as propostas de padronização feitas pela ASTM e fala sobre as condições necessárias para que K_{IC} possa ser considerado como tenacidade.

1.2. Definições, medidas e parâmetros que influenciam a tenacidade de uma peça

Castro & Meggiolaro (2009) definem a tenacidade (T) como a resistência do material à propagação de trincas. A intensidade da tenacidade de um material pode ser medida pela energia necessária para propagar as trincas. A compreensão da diferença entre tenacidade e ductilidade é outro ponto importante citado por Castro & Meggiolaro (2009). A ductilidade é definida como a capacidade que o material possui de deformar plasticamente. Feitas as duas definições, percebe-se que nem todo o material tenaz é dúctil. Como exemplo, tem-se a madeira que é tenaz mas que não é dúctil. Entretanto, como a deformação plástica absorve muita energia, os materiais dúcteis são geralmente tenazes. Contudo, a deformação

plástica não é o único mecanismo que absorve energia durante a propagação das trincas e que contribui com o aumento da tenacidade. Como exemplo, citam-se os materiais compósitos com fibras de vidro, que em geral são tenazes mas não são ducteis. Esses materiais absorvem energia descolando e arrancando as fibras da matriz do material.

Em relação às medidas de tenacidade, Broek (1988) afirmou que a literatura sobre a MFLE é confusa, sendo às vezes até mesmo contraditória. Como evidência a favor dessa afirmação, Castro & Meggiolaro (2009) apontam a existência de uma vasta quantidade de normas ASTM sobre medidas de tenacidade.

Das normas ASTM que tratam sobre a padronização da medida de tenacidade, têm-se as normas: E399 (1990), E561 (1999), E740 (1988), E813 (1987), E1152 (1995), E1221 (1996), E1290 (2003), E1304 (1989), E1737 (1996) e a mais recente, a norma E1820 (2001), cujo objetivo é integrar todas as outras. Nessa norma, os parâmetros K_{IC} , J_{IC} e K_{JIC} são definidos como a tenacidade à fratura quando a peça está sob um estado de deformação plana dominante. A diferença entre esses três parâmetros é que K_{IC} só vale quando há apenas uma pequena quantidade de material deformado plasticamente à frente da ponta da trinca; J_{IC} e K_{JIC} valem para quantidades substancialmente grandes. O parâmetro K_{JIC} é obtido a partir de uma expressão que envolve J_{IC} , conforme mostra a Eq. (3):

$$K_{JIC} = \sqrt{E_1 J_{IC}}, \quad (3)$$

em que $E_1 = E/(1-\nu^2)$, sendo E o módulo de elasticidade longitudinal e ν o coeficiente de Poisson.

A norma E1820 (2001) utiliza três tipos de espécimes, SENB, CS e o DC(T) e apresenta fórmulas para calcular a tenacidade $K_C(t)$ que dependem da espessura t do espécime. A partir do cálculo de $K_C(t)$, a norma E1820 define o parâmetro t_{min} , conforme mostra a Eq. (4)

$$t_{min} = 2,5 \left(\frac{K_C(t)}{S_Y} \right)^2, \quad (4)$$

em que S_Y é a resistência ao escoamento do material. Outro parâmetro definido pela norma E1820 é o tamanho característico da peça t_c , que é o menor valor entre a espessura, o comprimento da peça e o tamanho da trinca.

Se o tamanho característico da peça for maior que o parâmetro t_{min} ($t_c > t_{min}$), tem-se a presença de um estado de deformação plana dominante e pode-se definir K_{IC} como a tenacidade da peça, $K_{IC} = K_C(t)$.

Wallin (1985) mostrou o efeito da espessura na estimativa de K_{IC} . A diferença entre $K_C(t)$ e K_{IC} pode ser vista, de forma bem clara, na Figura 2 apresentada por Wallin.

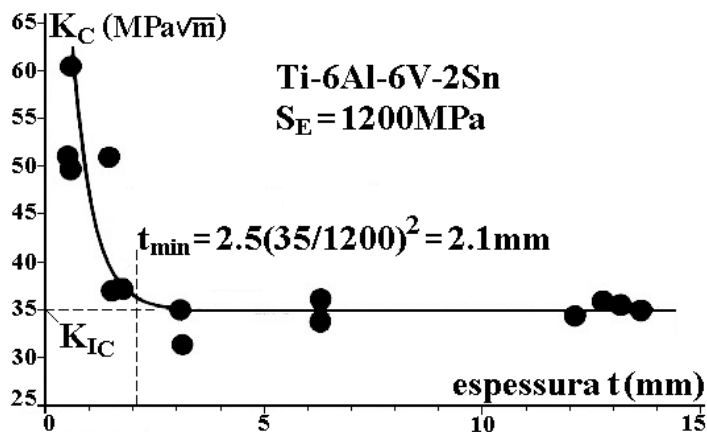


Figura 2 – Variação de K_C com a espessura t (Wallin, 1985).

Fica evidente na Figura 2 a dependência de K_C em relação a espessura t .

Para complementar a discussão feita acima, em que se mostra que K_{IC} é uma propriedade mecânica sob estado de deformação plana, Castro & Meggiolaro (2009) explicam que as superfícies livres de cargas das peças ficam, independentemente das suas espessuras, sob um estado de tensão plana predominante, pois $\sigma_{zz} = \sigma_{zx} = \sigma_{zy} = 0$. Entretanto, os mesmos autores lembram que as trincas sempre geram altas concentrações de tensões com gradientes elevados ao longo das suas pontas e que as tensões trativas σ_{xx} e σ_{yy} tendem a gerar deformações ϵ_{zz} muito elevadas que são restringidas pelo resto da peça que permanece sob tensões elásticas muito baixas. Castro & Meggiolaro afirmam que essa restrição é total quando a peça é bastante espessa que chega a impedir a contração transversal em uma região ao longo da ponta da trinca em que $\epsilon_{zz} = 0$. Nesse caso, o material dessa região fica sob um estado predominantemente de deformação plana. Castro & Meggiolaro comentam que nesse estado plano o escoamento ocorre de uma forma mais desfavorável. Eles fazem essa afirmação utilizando o critério de escoamento de Tresca e mostrando que sob um mesmo

estado de tensão é mais fácil ocorrer o escoamento para um estado plano de deformação do que para um estado plano de tensão. Finalmente, Castro & Meggiolaro afirmam que como K_{IC} deveria ser uma propriedade mecânica e que por isso deveria depender de parâmetros geométricos da peça (desde que $t > t_{min}$), esses autores julgaram ser razoável supor que t_{min} seja a menor espessura que garante à máxima restrição ao escoamento junto à ponta da trinca. Com essa suposição, Castro & Meggiolaro justificam o fato de K_{IC} ser uma medida de tenacidade à fratura sob um estado de deformação plana dominante.

Em situações intermediárias, é necessário se fazer uma análise tridimensional. Entretanto, Castro & Meggiolaro (2009) comentam que os efeitos da componente σ_{zz} podem ser visualizados pela diferença na forma fraturada das peças finas, das peças com espessura intermediárias e das peças espessas, conforme mostra a Figura 3.

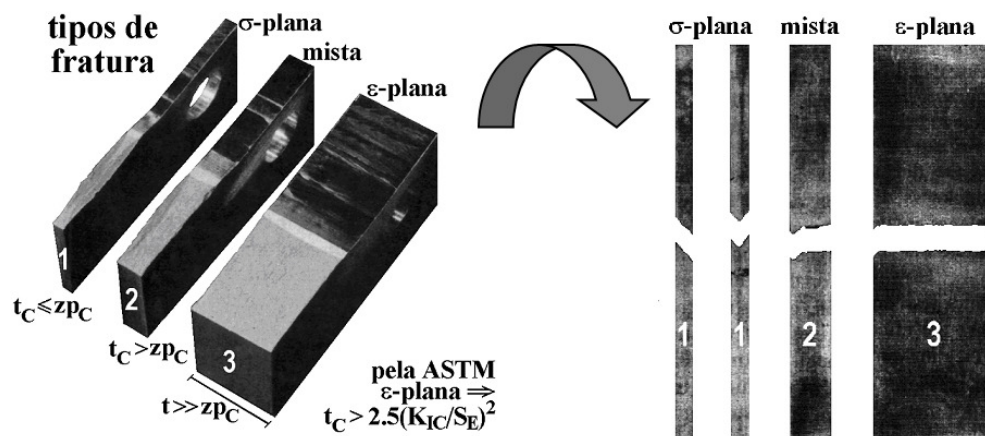


Figura 3 – Tipos de fratura para espécimes sob tensão e deformação plana (Adaptada de Castro & Meggiolaro, 2009).

Como conclusão, Castro & Meggiolaro afirmam que é mais fácil ocorrer deformações plásticas em peças finas, que estejam sob um estado de tensão plana dominante, do que em peças espessas que estejam sob um estado de deformação plana dominante.

Conforme visto na seção anterior, o Fator de Intensidade de Tensão pode ser utilizado para prever a fratura de peças trincadas. De acordo com essa previsão, a propagação da trinca tem início quando o K da peça for igual ao seu K_{IC} . Portanto, é necessário que se tenha um estado de deformação plana dominante. Para o caso de peças finas em que se tem um estado de tensão plana dominante, o parâmetro K_{IC} não pode ser utilizado como tenacidade. Esse fato acontece devido à

tenacidade variar com a espessura, $K_C(t)$. Com isso, alguns autores estudaram formas de relacionar $K_C(t)$ com K_{IC} para poderem utilizar o resultado na previsão da fratura de peças trincadas.

Com esse intuito, Vroman (1983) apresentou a Eq. (5) para relacionar os dois parâmetros:

$$\frac{K_C(t)}{K_{IC}} = \sqrt{1 + 2,3 \frac{K_C(t)}{S_Y} \sqrt{t}} . \quad (5)$$

O programa NASGRO (1998) propôs a Eq. (6) como alternativa a Eq. (5):

$$\frac{K_C(t)}{K_{IC}} = 1 + A e^{-\frac{Bt}{t_{\min}}} . \quad (6)$$

em que para as ligas de alumínio, recomenda-se usar $A = B = 1$. Para os aços inox e ligas de titânio, recomenda-se utilizar $A = 0,5$ e $B = 1$. Para os aços carbonos e ferros fundidos adota-se $A = 0,5$ e $B = 0,75$.

1.3. Motivação

Considerando que o campo de tensões obtido a partir de K só é correto em regiões muito próximas à ponta de trincas, a análise linear elástica (LE) baseada no K , que é usada para estimar o tamanho de zonas plásticas $pz(\theta)$, só pode ser considerada correta para baixos níveis de tensão. Quando isso acontece, tem-se o que se chama de um estado de tensão com escoamento em Pequena Escala (EPE). Contudo, a grande maioria dos livros textos sobre Mecânica da Fratura (MF), assim como as normas ASTM citadas anteriormente, tratam do uso indiscriminado de K para estimar as $pz(\theta)$.

Ao se adotar o critério de escoamento de Mises e usando K_I para representar o campo de tensões, Unger (2001) estimou as zonas plásticas $pz(\theta)_M$ para o estado de tensão plana, $pz(\theta)_{M,pl-\sigma}^K$, e para o estado de deformação plana, $pz(\theta)_{M,pl-\varepsilon}^K$:

$$pz(\theta)_{M,pl-\sigma}^{K_I} = \left(\frac{K_I^2}{2 \pi S_Y^2} \right) \cos^2 \left(\frac{\theta}{2} \right) \left(1 + 3 \sin^2 \left(\frac{\theta}{2} \right) \right), \quad (7)$$

$$pz(\theta)_{M,pl-\varepsilon}^{K_I} = \left(\frac{K_I^2}{2 \pi S_Y^2} \right) \cos^2 \left(\frac{\theta}{2} \right) \left((1 - 2\nu)^2 + 3 \sin^2 \left(\frac{\theta}{2} \right) \right), \quad (8)$$

em que ν é o coeficiente de Poisson. A partir da Eq. (7), determina-se uma zona plástica de referência ($pz0$), que é usada para normalizar todas as outras

estimativas que serão feitas no decorrer deste trabalho. O valor de p_z0 é avaliado na direção paralela ao plano da trinca, $\theta = 0$, resultando em:

$$p_z0 = (1/2\pi)(K_I/S_Y)^2. \quad (9)$$

O contorno da zona plástica estimado a partir do critério de escoamento de Mises é determinado quando a tensão equivalente de Mises for igual à S_Y , conforme mostra a Eq. (10).

$$\sigma_{Mises}(\sigma_{ij}, r, \theta) = S_Y. \quad (10)$$

em que σ_{ij} são as componentes de tensão.

Como dito anteriormente, $\sigma_{ij} = f(K_I)$ é exata somente quando $r \rightarrow 0$, precisamente onde o comportamento LE não faz sentido. Estimativas, elastoplásticas (EP) como as que usam o campo HRR (ver definição na seção 2.4), também não resolvem o problema, pois elas também apresentam singularidade na ponta da trinca.

Apesar de saber que as estimativas de $p_z(\theta)_M$, que usam o K , só são aceitáveis em baixos níveis de σ_n/S_Y , vale a pena avaliar o que acontece com essas estimativas quando se aumenta a relação σ_n/S_Y . Essa tarefa foi feita por Rodriguez (2007), Rodriguez *et al* (2008), Sousa *et al* (2009), Lopes *et al* (2009), Sousa *et al* (2010) e Castro *et al* (2011) que mostraram que $p_z(\theta)_M$ são insensíveis ao aumento de σ_n/S_Y quando se usa K para descrever o campo de tensões. Todos esses trabalhos usaram o critério de escoamento de Mises para estimar as zonas plásticas e K para representar a intensidade o campo de tensões, conforme mostra a Eq. (11).

$$\sigma_{Mises}(K_I, r, \theta) = S_Y. \quad (11)$$

Os valores de r que satisfizerem a Eq. (11) serão as $p_z(\theta)_M$ em tensão plana $(p_z(\theta)_{M,pl-\sigma}^{K_I})$ ou em deformação plana $(p_z(\theta)_{M,pl-\epsilon}^{K_I})$.

Ao se analisar o exemplo da placa de Griffith, a Figura 4 mostra as zonas plásticas $p_z(\theta)_{M,pl-\sigma}^{K_I}$.

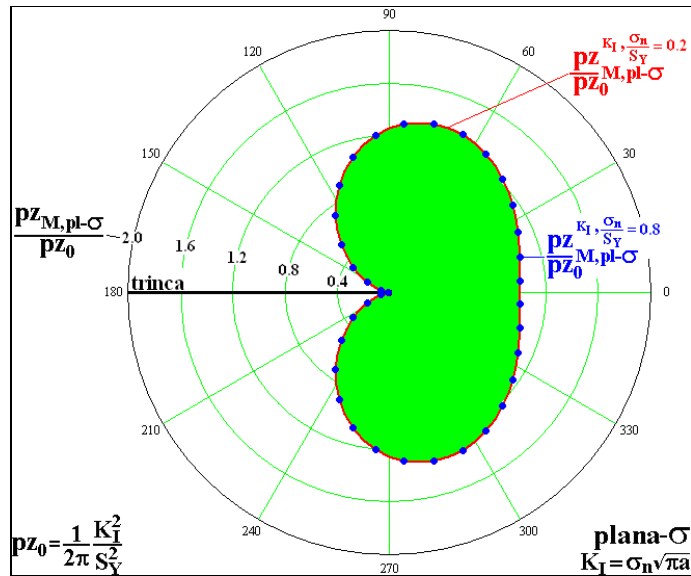


Figura 4 – Zonas plásticas $p_z(\theta)_M$ insensíveis à relação σ_n/S_Y , estimadas para o caso da placa de Griffith, carregada em modo I sob tensão plana $(p_z(\theta)_{M,pl-\sigma}^{K_I})$.

A Figura 5 mostra as zonas plásticas $p_z(\theta)_{M,pl-\varepsilon}^{K_I}$ para o exemplo da placa de Griffith.

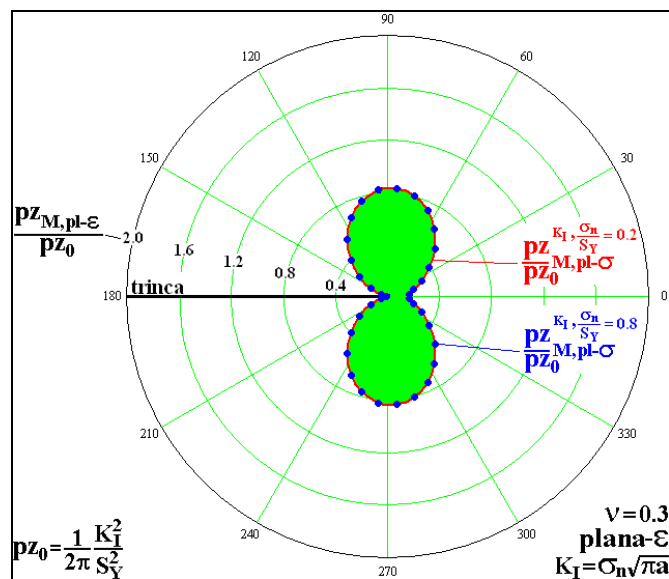


Figura 5 – Zonas plásticas $p_z(\theta)_M$ insensíveis à relação σ_n/S_Y , estimadas para o caso da placa de Griffith, carregada em modo I sob deformação plana $(p_z(\theta)_{M,pl-\varepsilon}^{K_I})$.

Ao se considerar o fato de que o campo de tensões LE gerado por K só é correto em regiões bem próximas à ponta de trincas, é possível perceber que as estimativas das $p_z(\theta)_M$ obtidas a partir do campo de tensões dado pela Eq. (11)

podem ser bem imprecisas, pois as duas $p_z(\theta)_M$ mostradas na Figura 4 e na Figura 5 são iguais sendo que correspondem à valores de σ_n/S_Y bem diferentes. Essa imprecisão aumenta quanto maior for a relação σ_n/S_Y . Dessa forma, não se deve usar o campo de tensões gerado pelo K para estimar $p_z(\theta)_M$ sob cargas reais de serviço, pois componentes estruturais são normalmente projetados com fatores de segurança (ϕ_f) variando entre 1,2 a 3. Esses simples argumentos mostram que os limites do uso de K para representar o campo linear elástico de tensões devem ser mais bem explorados, o que será feito no decorrer deste trabalho.

Todo o estudo sobre os limites da utilização de K para representar o campo de tensões nas proximidades da ponta de trincas é feito com base em estimativas de zonas plásticas, pois para que se possa usar a MFLE para prever o fraturamento de peças trincadas, é necessário que essas zonas plásticas, presentes na ponta de trincas, sejam pequenas. Esse critério para o uso da MFLE pode ser visto na Figura 6.

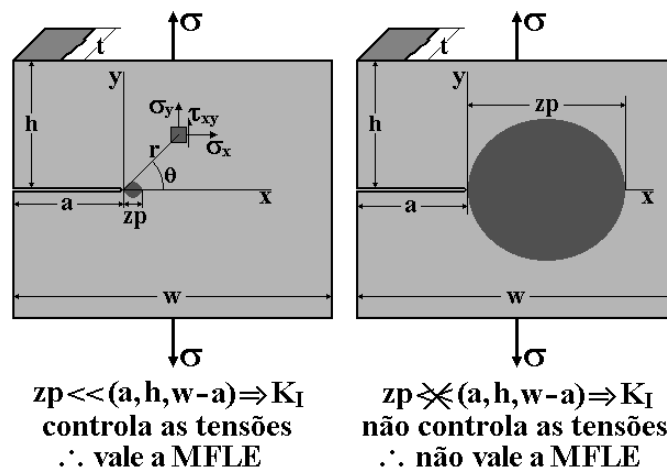


Figura 6 – Zonas plásticas circulares de tamanhos “pequenos” e “grandes” que validam ou não o uso da MFLE (Castro & Meggiolaro, 2009).

A Figura 7 mostra um fluxograma com um encadeamento típico de procedimentos para prever a fratura de uma peça trincada. Esse fluxograma deixa evidente a necessidade de se estimar da forma mais correta possível o tamanho e forma das zonas plásticas.

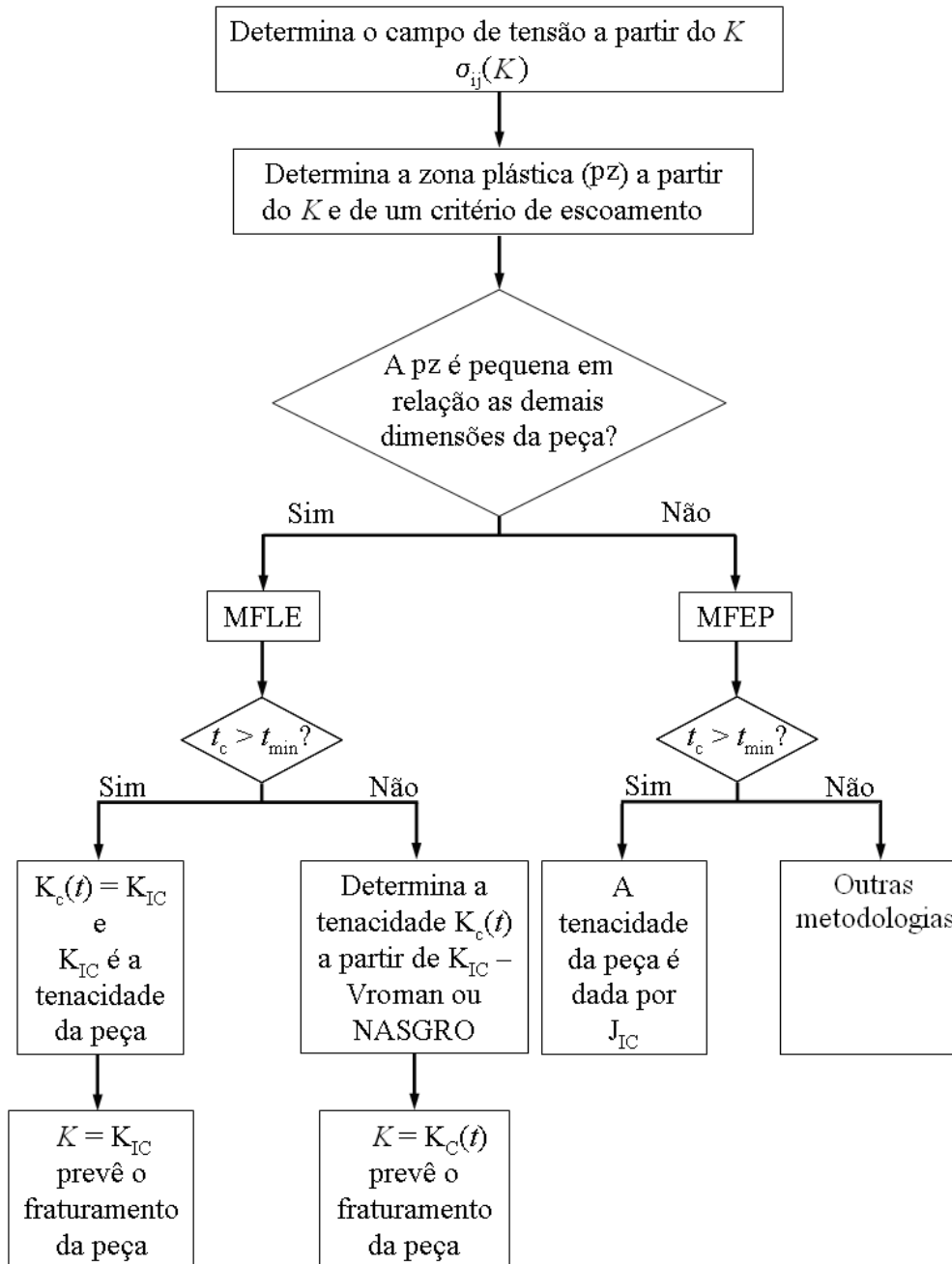


Figura 7 – Fluxograma do dimensionamento à fratura de uma peça que utiliza K para descrever a intensidade do campo de tensões.

Conforme mencionado, a principal motivação deste trabalho é a constatação de que o tamanho e a forma das zonas plásticas na ponta de trincas não ficam caracterizadas de maneira abrangente quando se utiliza apenas expressões de campos de tensões obtidas a partir de K (ou de K mais T -stress). Essa constatação pode ser vista pela Figura 4 e pela Figura 5, que mostram que a forma e o tamanho das zonas plásticas são insensíveis à relação σ_r/S_Y quando o campo de

tensões é definido apenas por K . Levando-se isso em conta, a próxima seção apresenta os objetivos deste trabalho.

1.4. Objetivos

Conforme pode ser visto na Figura 7, a estimativa correta de zonas plásticas é fundamental para determinar todo o dimensionamento à fratura de peças estruturais. A utilização desse procedimento tem como grande vantagem o fato de utilizar um parâmetro tabelado, como K .

Todas as informações sobre o tipo de carregamento e geometria são incluídas na expressão de K . Como neste trabalho só se trabalha com trincas carregadas em modo I de trincamento, K é substituído por K_I . Caso se queira analisar outro modo de trincamento ou um modo misto, a referência será feita explicitamente, como K_{II} , K_{III} ou $K_{I,II}$, que indicam, respectivamente, os modos II e III e o modo misto na presença dos modos I e II.

Este trabalho mostra a ineficiência da estimativa de zonas plásticas que usam K para descrever o campo de tensões. Dessa forma, este trabalho tem como objetivo secundário mostrar que as zonas plásticas além de sofrerem a influência de σ_r/S_Y , também são afetadas:

- pelos parâmetros geométricos da peça,
- pelo tipo de carregamento,
- pelo encruamento do material.

As influências dos parâmetros citados acima na determinação do tamanho e forma das zonas plásticas serão verificadas analiticamente usando expressões de K ou a partir de funções de tensão de Westergaard, que são soluções analíticas para o campo de tensões escritas em termos de variáveis complexas. Essas influências nas zonas plásticas também serão verificadas numericamente com a utilização do Método Híbrido dos Elementos de Contorno (MHEC), a partir do programa desenvolvido por Lopes (2002), e pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) com uso do programa ANSYS (2001).

Ao se usar as respostas analíticas e numéricas, espera-se mostrar que a metodologia usual encontrada na literatura técnica, Figura 7, que usa apenas K_I para estimar o tamanho e forma das zonas plásticas, está subavaliando o real efeito delas no comportamento das peças trincadas.

Os seguintes tópicos podem ser citados como objetivos principais deste trabalho:

- Tendo como base as funções de tensão para problemas de trinca, que são conhecidas para poucos casos, mostra-se que tanto o MEF e o MHEC são ferramentas poderosas na estimativa de zonas plásticas, usando tanto análise linear quanto uma análise não linear com não linearidade do material.
- Demonstração que não se deve prever o fraturamento de peças trincadas comparando-se K_I com K_{IC} em todas as situações, principalmente quando a relação σ_t/S_Y for grande.
- Com zonas plásticas estimadas de forma mais acurada, espera-se mostrar que elas seriam o melhor parâmetro para prever o fraturamento de uma peça trincada. Isso será visto no exemplo em que se analisará corpos de prova diferentes com o mesmo K_I ; pois apesar disso, eles apresentarão zonas plásticas diferentes.

1.5. Principais contribuições

Conforme foi visto na seção anterior, o principal interesse deste trabalho é avaliar os limites de utilização dos campos de tensões que são caracterizados pelos parâmetros elásticos K_I e $T-stress$. Toda essa avaliação é feita em termos de estimativa de zonas plásticas, o que não é apresentada de forma clara na literatura técnica especializada. A partir dessas estimativas, este trabalho mostra que os campos de tensões obtidos a partir de K_I ou a partir de K_I mais $T-stress$ são na verdade campos lineares elásticos incompletos, cuja solução pode ser obtida a partir de uma análise linear elástica numérica ou a partir de uma função de tensão para problemas de trinca (função de tensão de Westergaard). Essa incompletude dos campos de tensões obtidos a partir dos parâmetros lineares elásticos também é mostrada a partir da utilização da série de Williams (1957), pois mostra-se para o exemplo da placa de Griffith, que K_I e $T-stress$ são na verdade termos dessa série. Nesse mesmo exemplo, mostra-se que a partir de um determinado valor da relação σ_t/S_Y , são necessários mais termos da série para que se tenha estimativas de zonas plásticas iguais às estimativas de zonas plásticas obtidas pela função de tensão de Westergaard.

Em seguida, devido à singularidade intrínseca da solução linear elástica, este trabalho questiona a validade das estimativas das zonas plásticas obtidas por campos de tensões lineares elásticos completos que são determinados a partir da função de tensão de Westergaard ou a partir da solução numérica. Além disso, com base na ideia de Irwin (1958) que foi feita para corrigir as zonas plásticas na direção paralela ao plano da trinca, $\theta = 0$, para levar em conta o escoamento do material para o caso da placa de Griffith, este trabalho apresenta como contribuição, três tentativas de carácter qualitativo para levar em consideração o comportamento perfeitamente plástico do material para direções diferentes do plano da trinca. Este trabalho também propõe uma forma de utilizar o campo de tensões obtido analiticamente para levar em consideração os efeitos do encruamento nas estimativas das zonas plásticas.

Tendo-se em vista que a singularidade dos campos de tensões lineares elásticos caracteriza uma não linearidade intrínseca à representação matemática das componentes de tensão nas proximidades de pontas de trincas, este trabalho também apresenta como contribuição as zonas plásticas obtidas a partir de análises não lineares feitas pelo programa ANSYS (2001). Essas zonas plásticas elastoplásticas são comparadas com as zonas plásticas corrigidas e com as zonas plásticas estimadas a partir do campo de tensões determinado por K .

Finalmente, este trabalho mostra que espécimes diferentes que têm o mesmo K apresentam zonas plásticas diferentes. Esta verificação é feita para a solução linear elástica completa obtida numericamente.

1.6. Organização

O Capítulo 1 introduziu o problema que se pretende estudar, apresentou a motivação, definiu os objetivos, indicou as principais contribuições e mostra nesta seção, a organização deste trabalho. O Capítulo 2 apresenta a revisão bibliográfica, que trata sobre o surgimento da Mecânica da Fratura Linear Elástica e suas limitações. Além disso, esse capítulo também apresenta todas as propostas de medição e de estimativa das zonas plásticas localizadas à frente de ponta de trincas. O Capítulo 3 é reservado para mostrar as estimativas de zonas plásticas a partir o uso da MFLE. Nesse capítulo, apenas a abordagem analítica é apresentada. Devido à singularidade intrínseca dos campos de tensões lineares

elásticos, o Capítulo 4 mostra as ideias de Irwin (1958) e de Rodriguez (2007) para corrigir as zonas plásticas para o caso da placa de Griffith e que tentam levar em consideração o modelo de um material com comportamento perfeitamente plástico. Além disso, esse capítulo apresenta três propostas alternativas para corrigir as zonas plásticas lineares elásticas para considerar o caso de um material perfeitamente plástico e uma maneira de levar em consideração o efeito do encruamento nessas zonas plásticas. A partir do uso de um programa comercial estabelecido no meio científico (ANSYS) em que se utiliza o Método dos Elementos Finitos (MEF), o Capítulo 5 mostra a obtenção de zonas plásticas a partir de uma abordagem numérica linear elástica. Essas estimativas numéricas de zonas plásticas também são feitas a partir do uso do Método Híbrido dos Elementos de Contorno (MHEC) com a utilização do programa desenvolvido por Lopes (2002).

O Capítulo 6 mostra as zonas plásticas corrigidas obtidas numericamente com o uso do programa desenvolvido por Lopes (2002), em que se considera a correção proposta por Rodriguez (2007) e a correção proposta por este trabalho em que se utiliza a tensão equivalente de Mises. O Capítulo 7 mostra, a partir do programa ANSYS, as zonas plásticas obtidas numericamente com análise não linear, com não linearidade do material. Nesse capítulo também se compara esses resultados elastoplásticos com as estimativas lineares elásticas corrigidas. Por fim, o Capítulo 8 apresenta as conclusões e as sugestões para trabalhos futuros.