



PROJETO DE GRADUAÇÃO

IMPLEMENTAÇÃO E ANÁLISE DA TÉCNICA DE BACK FACE STRAIN COMPLIANCE E AVALIAÇÃO DA TAXA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA EM CORPOS DE PROVA NÃO PADRONIZADOS.

Por,

Daniel Cordeiro Garcia Leite Pereira

Brasília, 02 de Julho de 2014

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

PROJETO DE GRADUAÇÃO

**IMPLEMENTAÇÃO E ANÁLISE DA TÉCNICA DE
BACK FACE STRAIN COMPLIANCE E
AVALIAÇÃO DA TAXA DE PROPAGAÇÃO DE
TRINCA EM CORPOS DE PROVA NÃO
PADRONIZADOS.**

POR,

Daniel Cordeiro Garcia Leite Pereira

Relatório submetido como requisito parcial para obtenção
do grau de Engenheiro Mecânico.

Banca Examinadora

Prof./ENM (Orientador) Jorge Luiz de Almeida
Ferreira

Prof. , UnB/ENM José Alexander Araújo

Prof. Palloma Vieira Muterlle

Brasília, 02 de Julho de 2014

Agradecimentos

À minha família, aos meus amigos e à minha namorada, que embora não tiveram participação direta nos trabalhos, me apoiaram e torceram por esta conquista tão almejada.

Ao Professor Jorge, que além de orientador é um grande amigo, e com sua paciência soube me passar o conhecimento e motivação necessários para a realização deste trabalho.

Ao Professor Daniel, que foi uma grande fonte de motivação e auxílio nesta jornada

Aos amigos Antonio Coutinho, Paula Merino que em muito me ajudaram nesta conquista árdua.

Daniel Cordeiro Garcia Leite Pereira

RESUMO

O presente projeto abordará um estudo numérico sobre o comportamento de propagação de trinca em corpos de prova tipo ESET não padronizados, implementando nova técnica de propagação de trincas, quando submetidos a ensaios de propagação de trincas, regidos pela norma ASTM E647. Consistindo basicamente na modelagem numérica da propagação de trincas em corpos de provas fabricados em aço ASTM A743 CA6NM.

Posteriormente a validação dos modelos numéricos será realizada por meio de ensaios experimentais. A metodologia numérica será desenvolvida utilizando-se a linguagem APDL do software Ansys, que é um código comercial de análise estrutural que utiliza o método de elementos finitos. Além da validação das simulações numéricas, os procedimentos experimentais e numéricos servirão para a calibração do fator de forma o corpo de prova tipo ESET não padronizado, estabelecendo assim um conjunto de procedimentos experimentais para serem utilizados no Laboratório de Ensaios Mecânicos da UnB.

ABSTRACT

This project will address a numerical study on the behavior of crack propagation in nonstandard ESET specimens when tested for crack propagation, governed by ASTM E647, and implementing a new technique for crack growth propagation studies. Consisting primarily in numerical modeling of crack propagation in bodies of evidence fabricated in steel ASTM A743 CA6NM.

Subsequently the validation of numerical models will be conducted through experimental tests. The numerical methodology will be developed using the software Ansys APDL language, which is a commercial code for structural analysis using the finite element method. Apart from validating the numerical simulations, experimental and numerical procedures serve to calibrate the form factor the specimen type ESET not standardized, thus establishing a set of experimental procedures to be used in the Laboratory of Mechanical Testing of UNB.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	7
1.1	INTRODUÇÃO	7
1.2	OBJETIVOS	8
1.3	ESTRUTURA DO TRABALHO	8
2	MECÂNICA DA FRATURA	9
2.1	ASPECTOS HISTÓRICOS DA MECÂNICA DA FRATURA	10
2.2	CONCENTRADORES DE TENSÃO	11
2.3	MODOS DE ABERTURA DE TRINCA	13
2.4	FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO	14
2.5	TENACIDADE À FRATURA	15
2.6	PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA	16
2.6.1	Diagrama de crescimento de trinca por fadiga	17
2.6.2	Razão de carregamento sobre o comportamento da curva DA/DN versus ΔK e sua influência	19
3	METODOLOGIA DOS ENSAIOS DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS	21
3.1	GENERALIDADES SOBRE A NORMA E647	21
3.1.1	Corpos de Prova	21
3.1.2	Entalhe e pré-trinca	22
3.2	APARATOS EXPERIMENTAIS	23
3.2.1	Variáveis do Ensaio	25
3.2.2	Critérios de Validação	25
3.2.3	Análise dos Dados Observados	26
3.2.4	Limiar de Propagação	26
3.2.5	Técnicas de Redução de Dados	27
4	MECÂNICA DA FRATURA COMPUTACIONAL	28
4.1	ASPECTOS GERAIS	28
4.2	MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS	28
4.3	ELEMENTO QUARTER-POINT	29
4.4	ETAPAS E MODELAGEM	30
4.5	SIMULAÇÃO NUMÉRICA	31
5	METODOLOGIA DE PROJETO	33
5.1	INTRODUÇÃO	33
5.2	CORPOS DE PROVA E MATERIAL	34
5.3	CORPO DE PROVA C(T)	35
5.4	CORPO DE PROVA TIPO ESE(T)	37
5.5	CORPO DE PROVA NÃO PADRONIZADO	38
5.6	UTILIZAÇÃO DE ELEMENTOS FINITOS	39
6	RESULTADOS	40
6.1	INTRODUÇÃO	40
6.2	CORPO DE PROVA C(T)	40
6.3	CORPO DE PROVA TIPO ESE(T)	42
6.4	CORPO DE PROVA NÃO PADRONIZADO	43
6.5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	45
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	46

LISTA DE FIGURAS

1.3-1 colapso das pontes Honeymoon e Point Pleasant Silver bridge respectivamente.	9
1.3-2 Trinca que se propagou numa longarina da asa de um avião.....	10
2.2-1 Furo elíptico em placa sob tensão remota uniforme. (b) Distribuição de tensão ao longo do eixo x nas proximidades de furo.....	
2.2-2 Frentes de trincas em diferentes tipos materiais.....	13
2.3-1 Diferentes modos de abertura em uma trinca.	13
2.4-1 Sistema de coordenadas polares no plano x-y para uma região próxima á ponta da trinca.....	14
2.4-2 Distribuição da tensão na região da trinca.	15
2.6-1 Crescimento de trincas por fadiga	16
3.1-1 Corpo de prova Compacto de Tração – C(T) – para ensaios de taxa de propagação de trinca. Fonte: ASTM, 2011.....	
4.3-1 Configuração da malha	29
4.3-2 Representação esquemática do elemento Quarter Point	30
4.5-1 Ansys	31
5.1-1 C(T)	33
5.1-2 ESE(T).....	33
6.2-1 Curva de a versus U para o C(T)	40
6.2-2 Fator de forma c(T) plano.....	41
6.3-1 Curva alfa estimado versus alfa imposto	42
6.3-2 Fator de forma ESE(t).....	43
6.4-1 Single Edge Cracked Dowling	44

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

A	Área
a	Tamanho de trinca superficial
K	Fator intensidade de tensões
F	Fator de forma
Kc	Fator de intensidade de tensão crítico
T	Trabalho realizado por forças externas
KI	Fator intensidade de tensões no modo I
W	Largura do espécime

Símbolos Gregos

α	Difusividade térmica
Δ	Variação entre duas grandezas similares
ρ	Densidade
σ_1	Tensão principal na direção 1
σ_2	Tensão principal na direção 2
σ_3	Tensão principal na direção 3
σ_n	Tensão nominal
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima
σ_x	Tensão na direção x
σ_y	Tensão na direção y
σ_z	Tensão na direção z
ν	Poisson

Siglas

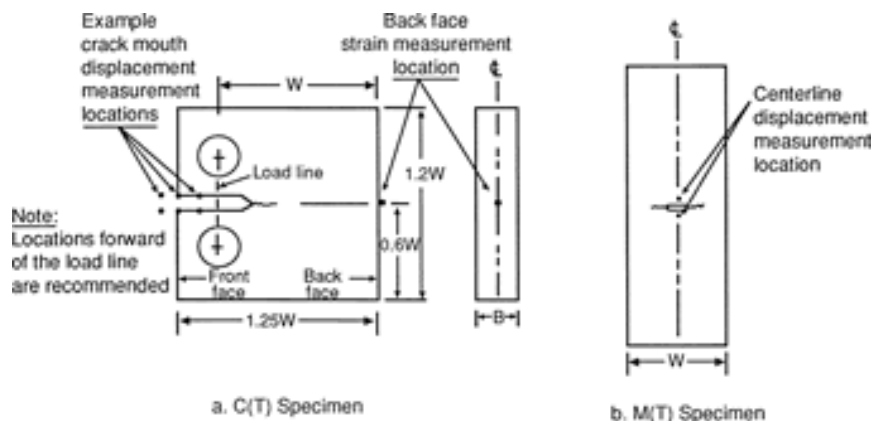
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
APDL	Ansys Parametric Design Language
ASTM	American Society for Testing and Materials
CP	Corpo de prova
COD	Crack Opening Displacement
CMOD	Crack Mouth Opening Displacement
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MFEP	Mecânica da Fratura Linear Elástica
SENB	Single Edge Notched Bend

1 INTRODUÇÃO

1.1 INTRODUÇÃO

Cerca de 30 anos atrás, foram feitos esforços para desenvolver uma relação para os corpos de prova padrão, como proposto por Deans e Richard, para a realização de avaliação de taxa de propagação de trinca por meio de medições feitas na parte traseira. A deformação resultante negativa por unidade de carga, calculada sobre a parte traseira do C(T) com um método de elementos finitos bidimensional, assim relacionando a fenda de comprimento-por-largura (a / W), com $E(eW)B/P$.

Esta técnica faz uso de um *extensômetro* colado na face traseira para obter a leitura da deformação na face traseira em consequência do tamanho da trinca. A montagem experimental:



1-1 Back Face strain gage

Para testes dentro do escopo deste projeto, medições remotas são recomendadas porque são experimentalmente mais simples e tendem a ser mais facilmente repetidas do que as medições feitas perto de ponta da trinca, comprovado por Dean and Richard(1979), criadores da técnica BFS, a qual consiste na medição da deformação na face oposta à do rasgo inicial na face dianteira.

Algum tempo depois, Maxwell [Maxwell,1987] usou o método de elementos finitos para determinar valores de deformação da face traseira para relações (A / W) com variação de 0,2-0,8 e desenvolveu uma expressão que relaciona o tamanho da trinca com a deformação na face traseira. Riddell e Piascik têm feito formulações adicionais para a relação entre BFS e o tamanho da trinca tendo como intervalo de validade de $0,1 < a/W < 0,9$. Por fim, Newman e Johnston, do centro de pesquisa NASA Langley, readaptaram os resultados de Riddell-Piascik utilizando a mesma equação CMOD (EVB / P) utilizado na norma ASTM E 647 padrão (onde o tamanho de abertura da trinca é substituído por multiplicação da deformação(e) e a largura (w), $|E(eW)B/P|$).

Devido a limitações nos ensaios de propagação de trinca nos ensaios realizados no laboratório da UnB, referentes à impossibilidade de realização do mesmo com os corpos de prova ESE(T) padrão,

nasceu à necessidade de uma nova modelagem para corpos de prova não padronizados. Ainda, é importante ressaltar que tal modelagem proporciona uma adaptabilidade e aumento na facilidade com que novos ensaios similares podem ser executados, reduzindo os altíssimos custos dos CPI padronizados, tornando muito mais atraentes testes como estes.

1.2 OBJETIVOS

Este é um trabalho numérico, que visa determinar dos parâmetros de crescimento de trincas em um corpo de prova não padronizado utilizando a técnica de medição da deformação na face traseira (back face Strain). Assim, a avaliação da taxa de propagação de trinca em corpo de prova não padronizado será feita através da implementação da técnica Back Face Strain (BFS) de deformação nos corpos de prova. A fim de determinar uma nova função de compliance (U) para corpos de prova não padronizados, será feita a previsão de propagação de trinca em um corpo muito simples e generalizado, gerando novos parâmetros no estudo de propagação de trinca, o que se torna de extrema importância no cenário geral de prevenção de acidentes catastróficos.

Outro objetivo do trabalho é aprender a programar em linguagem APDL, necessária na utilização do software ANSYS para a produção da modelagem numérica necessário.

Nesse sentido, destaca-se também com o objetivo a aprendizagem e a utilização de um elemento especial de programação a ser implementado, chamado Quarter-Point.

Por fim, visa-se atingir como objetivo o desenvolvimento de um código numérico próprio para a análise de corpos de prova não padronizados.

1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO

Este trabalho está dividido em cinco capítulos.

O capítulo 1 apresenta a motivação, os objetivos, e a relevância e utilidade do projeto.

O capítulo 2 traz conceitos no campo da Mecânica da Fratura, partindo de um breve histórico. São explicados conceitos básicos, como o fator de concentração de tensões causadas por entalhes, o fator de intensidade de tensões, a zona plástica formada na ponta da trinca e o diagrama da $dN \times \Delta K$.

O capítulo 3 aborda a parte relativa à norma E647.

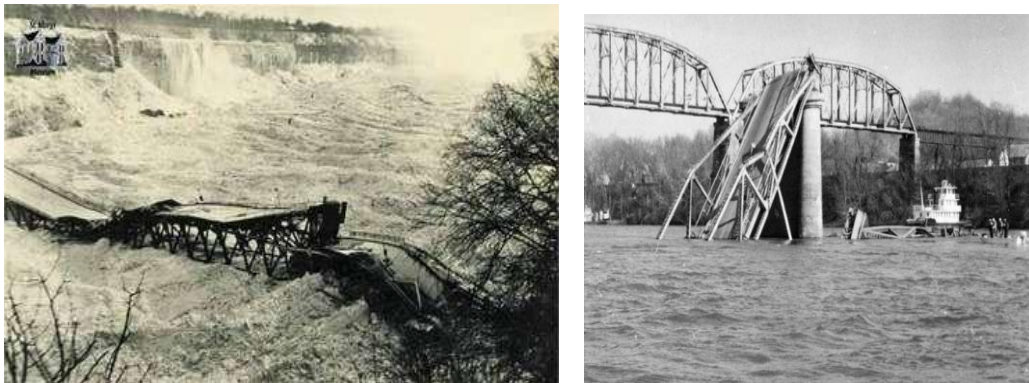
O Capítulo 4 trata da revisão acerca de mecânica da fratura computacional.

O Capítulo 5 mostra a metodologia aplicada no projeto.

O capítulo 6 mostra os dados e os resultados do projeto.

2 MECÂNICA DA FRATURA

A presença de uma trinca num componente veicular, numa máquina ou estrutura irá fragilizá-los ocasionando falha por fratura. É possível que isso ocorra até para tensões abaixo da tensão de escoamento, situação na qual falhas não seriam esperadas. Em situações onde as trincas são difíceis de serem evitadas, a metodologia da Mecânica da Fratura (MF) pode ser utilizada para auxiliar a seleção de materiais assim como o projeto de componentes, minimizando a possibilidade de falhas catastróficas por fratura.



2-1 Colapso das pontes Honeymoon e Point Pleasant Silver bridge respectivamente.

Bennet e Mindlin [1973], fizeram a investigação da falha da ponte de Point Pleasant e concluíram que:

“ i) A fratura no membro inferior da ponte foi causada pelo crescimento de uma falha até o tamanho crítico para fratura sob tensões normais de carregamento.

ii) A falha inicial era devido à uma trinca por corrosão na superfície da junta mecânica presente na ponte. Há alguma evidência de que o sulfureto de hidrogênio foi o reagente responsável pela trinca por corrosão. O relatório final indica que a falha inicial foi devido ao fadiga decorrente da corrosão presente na parte.

iii) A composição e o tratamento térmico do aço utilizados na junta, eram de muito baixa resistência à fratura à temperatura de falha em que ocorreu a falha.

iv) A fratura veio de uma combinação de fatores: (a) a alta dureza do aço que deixou-a suscetível a trinca por corrosão; b) o pequeno espaçamento entre as juntas o que impossibilitou a utilização de tinta de proteção, o que gerou uma fenda na região acumulando água e assim acelerando o processo de corrosão; c) o projeto com alta carga gerada pela correntes presentes nas juntas mecânicas, o que resultou numa pressão no interior da junta maior do que a resistência ao escoamento do aço usado; d) a baixa tenacidade à fratura do aço utilizado o que permitiu a falha completa quando a trinca chegou a 3mm.”

Muitas outras fraturas em pontes e outras estruturas tiveram falhas catastróficas após esse incidente em Pleasant Point Bridge. Assim, o estudo e a aplicação da Mecânica da Fratura são de extrema importância ao passo que as trincas são mais frequentes do que se imagina. No ramo da aviação comercial, realizam-se inspeções periódicas para a detecção e reparo de trincas as quais também são frequentemente encontradas em estruturas de navios, pontes e instalações nucleares.



2-2 Trinca que se propagou numa longarina da asa de um avião

A Mecânica da Fratura identifica propriedades do material que podem ser relacionadas ao seu comportamento mecânico, o que permite analisar a resistência e a vida de um componente na com trincas de formas e tamanhos diferentes. Dessa forma, a Mecânica da Fratura fornece subsídios para a seleção de matérias e detalhes de projeto de modo a minimizar a possibilidade de falhas relacionadas á presença de trincas.

A operacionalização e uso da Mecânica da Fratura requerem inspeções periódicas nos componentes. São utilizadas diversas metodologias como o ultrassom, os raios-X ou até mesmo uma simples inspeção visual por meio de lentes de aumento. (Dowling, 2007).

2.1 ASPECTOS HISTÓRICOS DA MECÂNICA DA FRATURA

Acontecimentos históricos que contribuíram para o desenvolvimento da mecânica da fratura como ciência.

1. Em 1889, Kirsch mostrou que uma placa plana com furo circular submetida a uma tensão uniforme possuía uma concentração de tensão da ordem de três. (Timoshenko e Goodier, 1970).
2. Enquanto investigava falhas inesperadas em navios, Inglis (Inglis, 1913) estendeu a solução do problema de concentração em uma placa plana com furo circular para o caso de um furo elíptico.
3. Os trabalhos de Inglis foram seguidos pelos estudos de Griffith. Enquanto pesquisava a

resistência de barras de vidro para diferentes diâmetros e diferentes temperaturas (Gordon, 1988), Griffith sugeriu que pequenas falhas internas agiam como concentradores de tensões nos sólidos, afetando fortemente em suas resistências. Assim, Griffith determinou que a presença de pequenas falhas elípticas fosse responsável drasticamente na redução da resistência do vidro, do valor teórico para o valor real.

4. A segunda contribuição de Griffith derivou de um critério termodinâmico para fratura, considerando a variação total da energia durante o trincamento da estrutura. Durante a propagação da trinca a energia potencial é liberada e transferida para criar uma nova superfície de trinca.

5. Após o trabalho de Griffith, houve um período de abstinência de 20 anos, até que em 1939 Westergaard (Westergaard, 1939) formulou uma expressão para o campo de tensões próximo da zona da trinca.

6. Até aqui a MF era uma ciência “mágica”, sem grandes explicações palpáveis. Entretanto, mais do que qualquer outro fator, o grande número de acontecimentos repentinos e catastróficos de fratura ocorridos em navios durante e após a 2ª guerra mundial, deu o grande impulso para o desenvolvimento da mecânica da fratura. Após a guerra, George Irwin, um pesquisador da Marinha Americana, utilizando as ideias de Griffith, fez três grandes contribuições à mecânica da fratura:

i) Expandiu a teoria de Griffith para metais, considerando o escoamento na ponta da trinca. Resultado: Teoria Modificada de Griffith.

ii) Alterou a solução de Westergaard introduzindo o conceito do fator de intensidade de tensão.

iii) Introduziu o conceito de taxa de liberação de energia.

7. O crescimento subcrítico de trincas é mostrado pela aplicação de carregamento cíclico (fadiga) em uma trinca, ou pela presença de um ambiente corrosivo. Em ambos os casos o tamanho de trinca original e a condição de carregamento, tomados separadamente, estão abaixo do seu valor crítico. Paris, em 1961, propôs a primeira equação empírica relacionando a variação do fator de intensidade de tensão com a taxa de crescimento da trinca (Paris, 1962).

8. Considerações não lineares foram realizadas por Wells, que por volta de 1960 utilizou o COD (*crack opening displacement*) como um parâmetro para caracterizar a resistência de uma trinca em um sólido elasto-plástico (Wells, 1961), e por Rice, que introduziu a integral J em 1968. Rice introduziu o conceito de uma integral de linha com caminho independente que é a taxa de variação da energia potencial para um sólido elástico não linear ao longo da extensão da trinca. Ainda nos anos 60, Erdogan e Sih introduziram o primeiro modelo para propagação de trinca em diferentes modos.

2.2 CONCENTRADORES DE TENSÃO

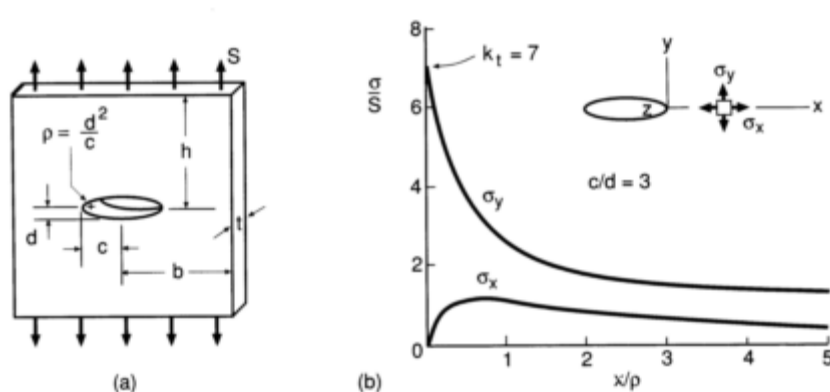
A Figura (2.3) ilustra um furo elíptico numa placa. Aqui, assume-se que o furo é relativamente pequeno quando comparado ao comprimento da . O campo de tensão uniforme é alterado nas vizinhanças do furo, conforme ilustrado neste caso particular.

O efeito do furo que mais se percebe é a tensão σ_y , paralela a S . Analisando ao longo do eixo x na Figura (2.3), o valor de S , aplicada externamente cresce rapidamente à medida que se aproxima do furo, atingindo um valor máximo na borda do mesmo. Esse valor máximo depende das proporções da elipse e do raio, ρ , da raiz deste entalhe, de acordo com a expressão da Eq.2.1.

$$\sigma_y = S \left(1 + 2 \frac{c}{a} \right) = S \left(1 + 2 \sqrt{\frac{c}{\rho}} \right) \quad (2.1)$$

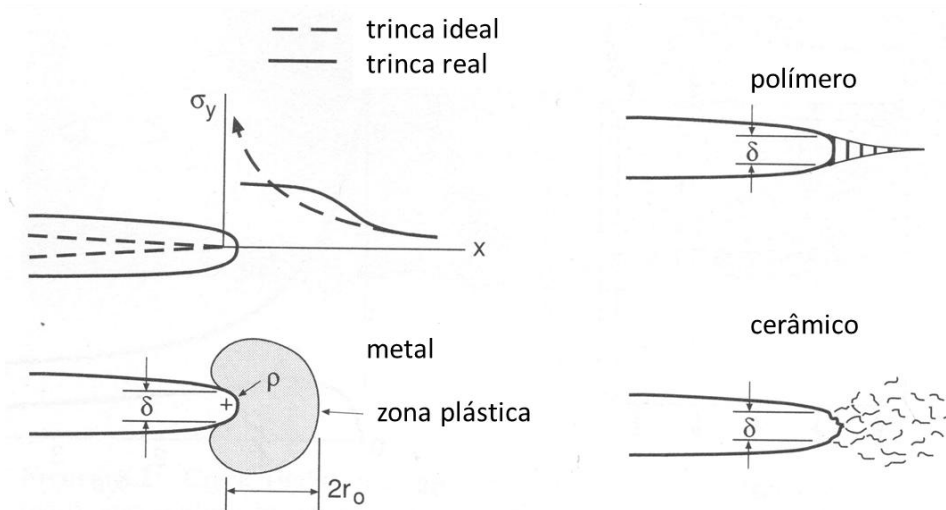
O fator de concentrador de tensão para uma elipse pode ser definido pela razão entre a tensão máxima sobre a tensão externa: $K_t = \sigma_y/S$. Dessa forma, uma elipse cujo semi-eixo secundário d tenda á zero, de modo que o raio do entalhe também tenda á zero, aproxima-se de uma trinca idealizada.

Obviamente, tensões infinitas não existem na engenharia. Se a carga aplicada não for muito elevada, o material pode se acomodar á presença de uma trinca, de modo que a tensão infinita prevista teoricamente se reduz a um valor finito. Isso é ilustrado na Figura (2.3). Em materiais dúcteis, tais como muitos metais, extensas deformações plásticas ocorrem nas proximidades da frente da trinca. As intensas deformações verificadas nesta região formam uma frente de trinca bem aguda, com um raio muito pequeno, mas diferente de zero. Dessa forma, a tensão na frente da trinca não terá valor infinito.



2-3 Furo elíptico em placa sob tensão remota uniforme. (b) Distribuição de tensão ao longo do eixo x nas proximidades de furo.

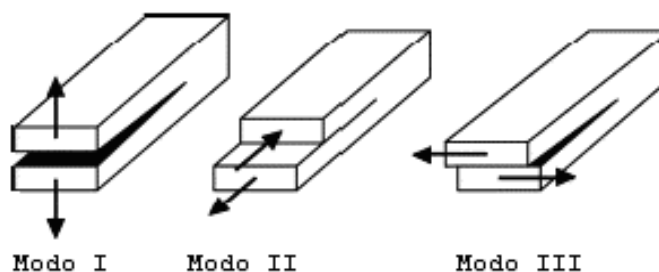
Em todos os casos, ocorrem intensas deformações na frente da trinca. As altas tensões que, teoricamente deveriam existir, são redistribuídas por uma extensa região material. Assim, verifica-se nesta região um valor finito de tensão que pode ser suportado pelo material.



2-4 Frentes de trincas em diferentes tipos materiais.

2.3 MODOS DE ABERTURA DE TRINCA

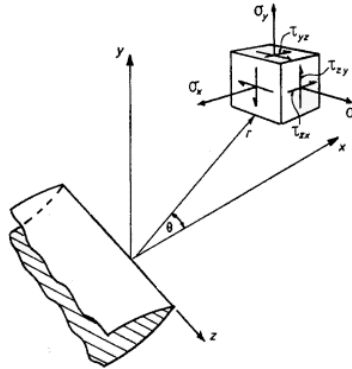
Um membro trincado pode ser carregado por um modo, dois, ou por uma combinação dos modos de deslocamento ilustrados na Figura (2.5). O modo I é chamado de modo de abertura ou modo de tração, com deslocamentos das superfícies da trinca na direção do plano ortogonal ao sentido de propagação da trinca. Já no modo II, também chamado de modo de deslizamento, ocorre um carregamento em cisalhamento, com deslocamentos das superfícies da trinca no plano que a contém. No modo III, carregamento em cisalhamento (rasgamento), ocorre deslocamento das superfícies das trincas no plano da trinca, promovendo um empenamento relativo entre as duas partes divididas pela trinca. A maior parte dos problemas de engenharia relacionados á propagação de trincas envolve o Modo I. Para cada modo de carregamento existe um fator de intensidade de tensão associado, de tal forma que os fatores de intensidade de tensão K_I , K_{II} e K_{III} estão associados aos modos I, II e III.



2-5 Diferentes modos de abertura em uma trinca.

2.4 FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO

O fator de intensidade de tensão, K , caracteriza a magnitude das tensões existentes na frente de trinca para um material linear elástico e isotrópico. A Figura (2.6) mostra o sistema de coordenadas que descreve o campo de tensões nas proximidades da frente de trinca. As coordenadas polares r e θ são projetadas sobre o plano x - y , que é normal ao plano da trinca enquanto a direção z é paralela á frente da trinca. Nas situações em que ocorre o MODO I de propagação, as tensões nessa região podem ser descritas pelas equações abaixo.



2-6 Sistema de coordenadas polares no plano x - y para uma região próxima á ponta da trinca.

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}} \left(\frac{\rho}{2r} \right) \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.2)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}} \left(\frac{\rho}{2r} \right) \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.3)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} - \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}} \left(\frac{\rho}{2r} \right) \sin \frac{3\theta}{2} \quad (2.4)$$

$$\sigma_z = 0 \quad \text{EPT} \quad (2.5)$$

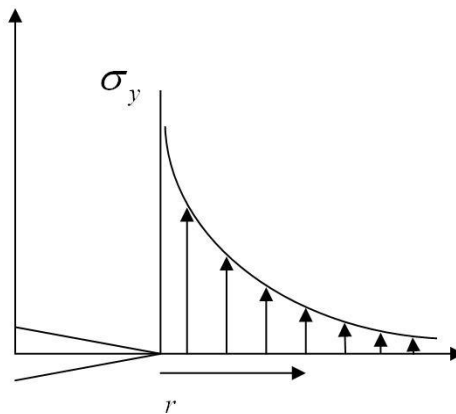
$$\sigma_z = \vartheta(\sigma_x + \sigma_y) \quad \text{EPD} \quad (2.6)$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (2.7)$$

Essas equações são baseadas na teoria da elasticidade linear e elas descrevem o campo de tensões nas proximidades da ponta da trinca, tais soluções foram propostas por Westergaard em [1939]. A partir dessas equações pode-se inferir que as tensões aumentam rapidamente nas proximidades da trinca.

As componentes não nulas nas ES. (2.2), (2.3) e (2.4) se aproximam de infinito na medida em que r se aproxima de zero. Isso é causado especificamente devido às tensões serem proporcionais ao inverso de \sqrt{r} . Portanto, existe uma singularidade matemática na ponta da trinca, assim nenhum valor de tensão na ponta da trinca pode ser previsto por estas equações. Verifica-se também que todas as componentes não nulas das ES. (2.2), (2.3) e (2.4) são proporcionais à quantidade K_I , e o restante simplesmente dá a variação com r e θ . Assim, a magnitude do campo de tensões próximo à ponta da trinca pode ser caracterizada pelo valor do fator K_I . Esse fator é uma medida da severidade da trinca. Sua definição matemática forma é:

$$K_I = \lim_{r, \theta \rightarrow 0} (\sigma_y \sqrt{2\pi r}) \quad (2.8)$$



2-7 Distribuição da tensão na região da trinca.

Porém, na prática os materiais (principalmente metais) possuem uma tensão de escoamento acima da qual eles se deformam plasticamente. Isso significa que sempre haverá uma região ao redor da ponta da trinca onde a deformação plástica ocorrerá, implicando que a singularidade no campo de tensões não ocorrerá.

2.5 TENACIDADE À FRATURA

A tenacidade à fratura, K_{IC} , de um material pode ser considerada como uma propriedade que define a quantidade de energia que o material pode absorver até o momento da falha. A fratura irá ocorrer quando as tensões na ponta da trinca superarem as tensões que o material pode suportar, ou seja, quando o valor de K (fator de intensidade de tensões) superar o valor de K_{IC} .

O valor de K_{IC} também é conhecido como tenacidade à fratura, tipicamente obtido sob

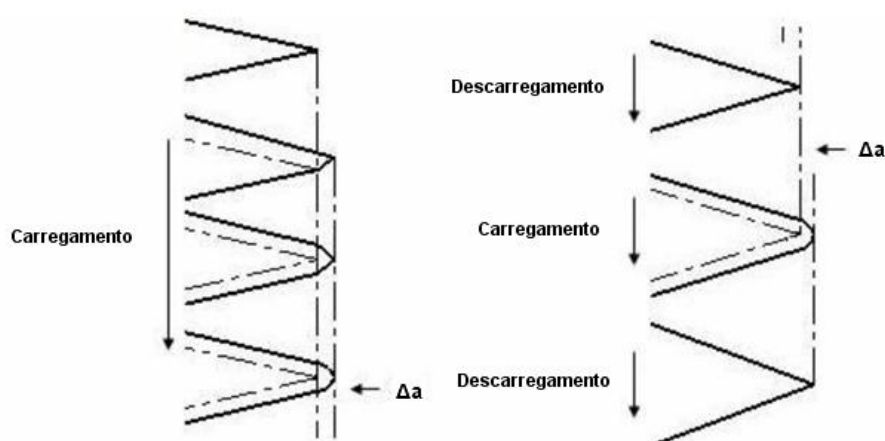
condições de estado plano de deformações. O mesmo valor de K_{IC} pode ser obtido testando corpos de prova de um mesmo material, porém com diferentes geometrias e sob combinações críticas de tamanhos e formas de trinca.

2.6 PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA

Componentes de engenharia geralmente operam sob condições de carregamentos alternados que podem ser suficientemente críticos a ponto do projeto de resistência à fadiga deve ser feito de modo a assegurar a vida à fadiga do componente.

A teoria da mecânica da fratura linear elástica fornece um bom modelo para descrever a propagação de trincas por fadiga. Tensões cíclicas de amplitude constante são definidas por três parâmetros, tensão média, σ_m , amplitude de tensão, σ_a , e a frequência ω . Onde apenas dois parâmetros são necessários para descrever as tensões em um carregamento cíclico de amplitude constante.

Um mecanismo para crescimento de trincas por fadiga, presente na figura abaixo onde mesmo sob carregamentos de baixa intensidade ainda há deformação plástica na ponta da trinca causada pelo concentrador de tensões. Essa deformação plástica é provocada pelo escorregamento dos planos cristalinos e o resultado do escorregamento desses planos complementares é uma ponta de trinca não pontiaguda. No momento do descarregamento (ou carregamento de compressão) a ponta da trinca se torna pontiaguda novamente. Esse processo é irreversível, sendo provocado pela oxidação e desordem do material recentemente exposto ao longo dos escorregamentos dos planos. Nos próximos ciclos de carregamento esse processo é repetido diversas vezes, causando um aumento de trinca da ordem de Δa para cada ciclo.



2-8 Crescimento de trincas por fadiga

Na Mecânica da Fratura Linear Elástica pode-se verificar que para um corpo de prova padrão, a

distribuição de tensões é única para cada tamanho de trinca e condição de carregamento, resultando em um valor do fator de intensidade de tensões. Se duas diferentes trincas de mesmo material possuem o mesmo fator de intensidade de tensão, pode-se dizer que elas se comportarão da mesma maneira (Broek, 1988). Conseqüentemente, se os fatores de intensidade de tensão são iguais, a resposta das trincas será a mesma. Isso significa que a taxa de crescimento da trinca será a mesma para os dois casos, desde que ΔK seja o mesmo.

O que mais preocupa acerca da presença de uma trinca em uma peça é quanto tempo vai levar para a trinca crescer de um tamanho inicial a um tamanho de trinca onde seja possível garantir que a propagação não seja catastrófica e seja possível evitar as falhas.

Em geral, observações experimentais mostram que uma trinca se propaga a uma pequena quantidade a cada ciclo de carregamento e que o seu crescimento será tanto maior quanto maior for a amplitude do carregamento. Essa amplitude de carregamento pode ser relacionada com a taxa de carregamento, que é dada por $R = \sigma_{min}/\sigma_{máx}$. Mesmo que a tensão nominal seja abaixo da tensão limite, em certas regiões a tensão pode estar acima da tensão de escoamento do material devido a concentradores de tensões. Outro fator que influencia a taxa de crescimento da trinca é o fator de intensidade de tensão K , e essa influência é diretamente proporcional ao crescimento da trinca. Assim, temos que a taxa de crescimento da trinca é uma função de ΔK e de a .

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, a) \quad (2.9)$$

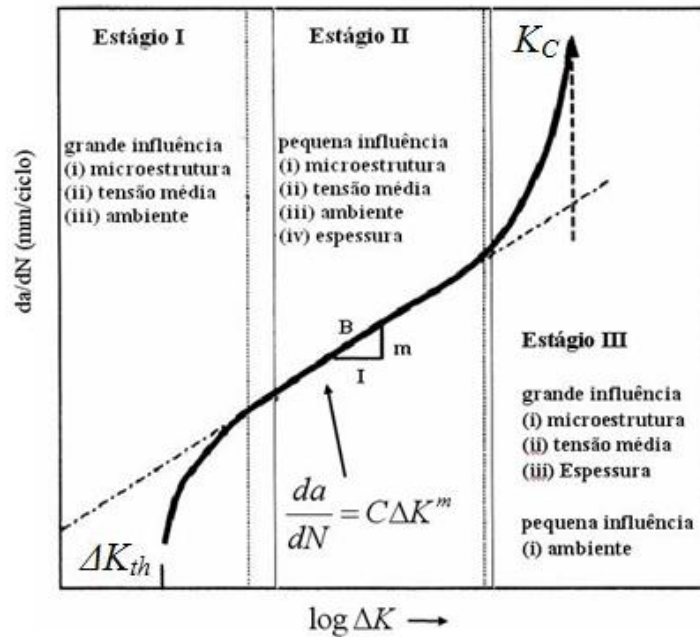
Paris e Erdogan (Paris & Erdogan, 1963) relacionaram a taxa de propagação de uma trinca com o fator de intensidade de tensões, essa relação ficou conhecida como equação de Paris:

$$\frac{da}{dN} = C_p (\Delta K)^{m_p} \quad (2.10)$$

onde para a maioria dos materiais metálicos o valor de m_p varia entre 2 e 4. O valor de C_p é fortemente dependente do material, o que leva a diferentes valores. O valor de a é o comprimento da trinca e N o número de ciclos do processo.

2.6.1 Diagrama de crescimento de trinca por fadiga

Abaixo é possível ver o comportamento para o crescimento de trincas.



2-9 Curva da/dN esquemática.

Para diversos materiais existe um valor limite do fator de intensidade de tensão, conhecido como ΔK_{th} , para o qual não há propagação de trinca por fadiga. Um bom conhecimento de ΔK_{th} permite estimar um valor permissível de tamanho da trinca e/ou carregamento aplicado para se evitar o crescimento da trinca. Abaixo está uma análise dos estágios do diagrama da/dN :

Estágio I: Esse é um processo onde o crescimento da trinca ocorre bem lentamente, onde a trinca passa a crescer depois que o fator de intensidade de tensões alcança o valor limiar ΔK_{th} . A taxa de crescimento fica na ordem de 10^{-7} mm/ciclo. No estágio I o crescimento da trinca é descontínuo, gerado por micro-mecanismos intragranulares que dependem fortemente de parâmetros micro-estruturais, das tensões médias e do dano superficial. O limiar da trinca por fadiga é um valor que depende de diversos fatores: tipo de material, razão de carregamento R, e as condições do ambiente. Esse valor limiar, ΔK_{th} , é o valor assintótico de ΔK onde a taxa da/dN se aproxima de zero. No entanto esse valor da taxa da/dN pode ser considerado nulo quando a taxa de crescimento da trinca estiver próxima de 10^{-7} mm/ciclo. Tal taxa de crescimento de trinca é extremamente lenta.

Estágio II: Aqui a equação de Paris caracteriza a situação e depende pouco da microestrutura, da carga média, do meio ambiente e da espessura do espécime. Nessa fase ocorre a propagação estável da trinca, ou seja, é a região onde se pode fazer a previsão da vida do componente trincado. As estrias, que são parâmetros superficiais de fadiga vistos apenas em um microscópio de escaneamento eletrônico, representam sucessivamente o avanço de cada ciclo de carregamento. A estimativa de número de ciclos é dada pela Eq. (2.9) que resultará na Eq. (2.11).

$$N = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K, a)} \quad (2.11)$$

A partir dessa integral temos o número de ciclos necessários para a trinca crescer de um tamanho inicial a_i até um tamanho final a_f .

Estágio III: Estágio mais dependente de parâmetros micro estruturais e da espessura do corpo. Característica mais marcante é o crescimento instável. Ocorre quando o fator de intensidade de tensão atinge um valor máximo, $K_{máx}$, que coincide com a tenacidade à fratura do material em questão. O valor do tamanho de trinca crítico onde ocorre o $K_{máx}$ é dado pela equação:

$$a_c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_c}{F \sigma_{máx}} \right)^2 \quad (2.12)$$

2.6.2 Razão de carregamento sobre o comportamento da curva Da/DN versus ΔK e sua influência

Até o final dos anos 60, imaginava-se que curva da/dN era basicamente função de ΔK , mas existem outros fatores que influenciam na curva e que às vezes são esquecidos. Experimentalmente foi constatado que a taxa de carregamento, R , pode afetar o comportamento do crescimento da trinca, ou seja: Um aumento em R causa um aumento na taxa de crescimento da trinca para um dado ΔK , isso é mais evidente em materiais frágeis. Por outro lado, a variação de R para materiais dúcteis não apresenta grande influência na região intermediária da curva da/dN versus ΔK (Dowling, 1998). Somente no início da década de 70 constatou-se que o efeito da razão de carregamento R possui relevante importância no fenômeno conhecido como fechamento de trinca, descoberto por Elber em 1970 (Elber, 1971). Ele descobriu que as trincas por fadiga “fecham” durante parte do carregamento cíclico, isso ocorre devido a uma deformação plástica residual no momento em que o crescimento da trinca se inicia. A deformação plástica residual é resultado do carregamento cíclico necessário para se obter a trinca por fadiga.

Esse conceito de fechamento da trinca baseia-se em um novo parâmetro chamado de fator intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff} , definido originalmente por Elber pela Eq. (2.13).

$$\Delta K_{eff} = K_{Max} - K_{Op} \quad (2.13)$$

onde K_{max} é o valor máximo do fator intensidade de tensões, calculado com base na carga máxima aplicada sobre o componente, P_{max} , e K_{op} é o valor do fator intensidade de tensão associado à carga de abertura, P_{op} . Na seção X da norma ASTM 647 discute-se de forma detalhada os procedimentos necessários para a medição de P_{op} durante a realização dos ensaios de propagação.

Além de K_{op} , também pode ser utilizado o parâmetro K_{cl} , que representa o fator de intensidade de

tensão associado à carga de fechamento da trinca durante o descarregamento, P_{Cl} . (Liaw et al., 1982; Suresh, 1982; Packiaraj, 1994, Baptista et al, 2012). Assim, reescrevendo a Eq. (2.13) considerando esse novo parâmetro resultará na Eq. (2.14).

$$\Delta K_{eff} = K_{Max} - Sup(K_{Op}, K_{Cl}, K_{Min}) \quad (2.14)$$

Onde a função Sup representa o maior valor entre as três de ensaio, respectivamente: abertura da trinca, fechamento da trinca e carga mínima (observadas a cada ciclo de carregamento). Por questões de simplicidade e de padronização do ensaio, é mais razoável utilizar-se o valor de K_{Op} , em especial pelo fato da diferença entre K_{Op} e K_{Cl} ser geralmente pequena e às vezes até insignificante (Blom, 1985, Apud Singh, 2007).

Ainda de acordo com Elber (Elber, 1971) os valores de ΔK_{eff} e ΔK relacionam-se da forma:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} \quad (2.15)$$

onde U é denominado razão de intensidade de tensões ou razão de fechamento.

O modelo de Elber (Elber, 1971), mostrado na Eq. (2.16), mesmo com muita semelhança com a Eq. de Paris, adiciona o conceito de fechamento de trinca e permite descrever qualitativamente os estágios I e II da curva da/dN x ΔK .

$$\frac{da}{dN} = A_e (\Delta K - \Delta K_{th})^{m_e} \quad (2.16)$$

3 METODOLOGIA DOS ENSAIOS DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS

3.1 GENERALIDADES SOBRE A NORMA E647

A norma E647 da *American Society for Testing and Materials* (ASTM), regeu os métodos, corpos de provas, aparatos, sugestão de análise de dados para ensaios de obtenção da taxa de propagação de trinca (da/dN) e limiar de taxa de propagação (ΔK).

A norma E647, como toda norma, serve para padronizar os métodos experimentais utilizados em testes de obtenção de taxas de propagação de trincas em regime permanente de fadiga. Permite a seleção de materiais e parâmetros de inspeção para projetos baseados em tolerância ao dano. A norma considera toda a faixa do diagrama de da/dN x ΔK desde o limiar inferior de propagação no estágio I, ΔK_{th} , até o limite de ruptura do material no estágio III.

Diversos procedimentos de teste são propostos pela norma, para três tipos de corpos de prova (CPs). É possível a adaptação da norma aos três tipos, lembrando-se sempre de que haverá necessidade de calibração para cada tipo.

3.1.1 Corpos de Prova

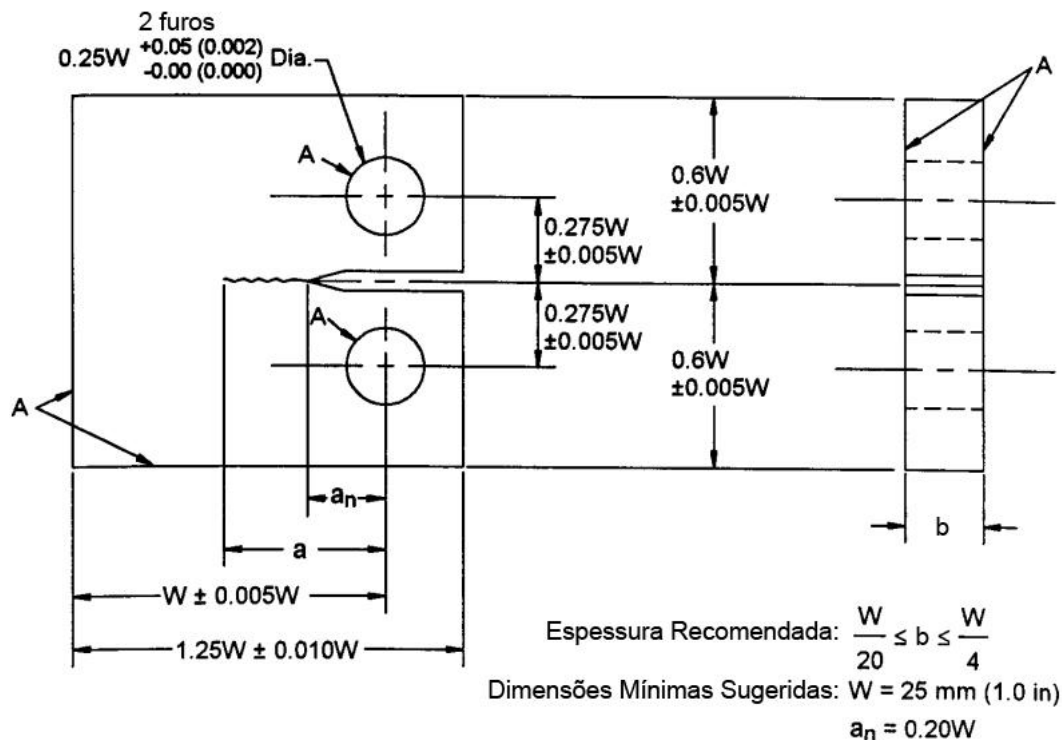
Os CPs padronizados são os do tipo *Compact-Tension* – C(T). Este é o mais utilizado para ensaios experimentais. O segundo corpo de prova é o single edge crack (ESE(T)). Por fim o terceiro corpo de prova foi um similar ao ESE(T), mas que não possui especificações padronizadas de acordo com nenhuma norma.

As faces identificadas com a letra “A” devem estar perpendiculares e paralelas, quando aplicável, com uma tolerância de até $\pm 0,002 W$. A ponta do entalhe deve estar igualmente distante das faces superior e inferior do CP com uma tolerância de até $0,005 W$. Acabamentos superficiais e dos furos devem ser de 0,8 ou mais fino (ASTM, 2011).

A norma E647, não oferece nenhuma indicação específica para a escolha do valor W , apenas um valor mínimo sugerido. Portanto, restrições do material ou da aparelhagem experimental podem ser consideradas para definir as medidas do CP. É apenas sugerido um valor mínimo para a_n , e o valor definitivo deve ser escolhido com bom senso e conhecimento sobre MF.

Diferentemente dos corpos de prova utilizados para ensaios de obtenção de K_{Ic} , não há uma restrição tão forte sobre a espessura mínima do CP de propagação. A recomendação da ASTM é que a espessura seja, b , dentro dos limites $(W/20) \leq b \leq (W/4)$. Esta recomendação é baseada em considerações da MFLE. A escolha da espessura também deve considerar os aparatos de fixação da

máquina de ensaio. Adicionalmente, ao escolher uma razão pequena b/W , efeitos de tensões residuais sobre a trinca e a propagação podem ser minimizados (ASTM, 2011).



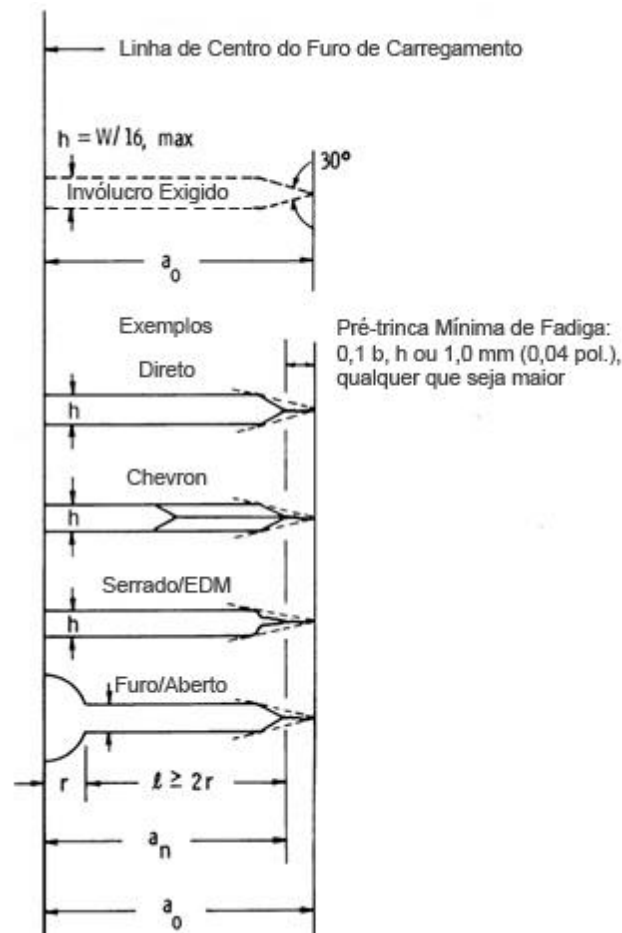
3-1 Corpo de prova Compacto de Tração – C(T) – para ensaios de taxa de propagação de trinca. Fonte: ASTM, 2011

3.1.2 Entalhe e pré-trinca

O preparo do entalhe no CP pode ser feito por diversos métodos de usinagem. A escolha de um tipo de método (eletroerosão, serra, brochamento, etc.) depende do tipo de material trabalhado, da geometria do entalhe e do acabamento desejado. Diversas geometrias possíveis de entalhe, assim como algumas recomendações, estão apresentadas na figura 3.4.

O comprimento do entalhe deve ser de pelo menos $a_n=0,2 W$ para que a calibração de K não seja influenciada por pequenas variações de localização e dimensões dos furos de encaixe para os pinos de carregamento. Caso se suspeite da presença de tensões residuais, medições locais de deslocamento podem ser feitas antes e após a usinagem, para dar uma ideia da magnitude do efeito (ASTM, 2011).

deverá ser feita uma pré-trinca antes do início dos ensaios, a fim de fugir da região do material onde se encontram tensões residuais, a pré-trinca tem também as funções de aproximar o comportamento inicial dos ensaios àquele de um trinca ideal (trinca aguda), evitar os efeitos de transição (do entalhe para a trinca), satisfazer as limitações de tamanho mínimo de trinca e permitir a conformidade do comportamento do material com o esperado.



3-2 Detalhes de entalhe e pré-trinca para diversas configurações de entalhe em C(T). Fonte: [ASTM, 2011].

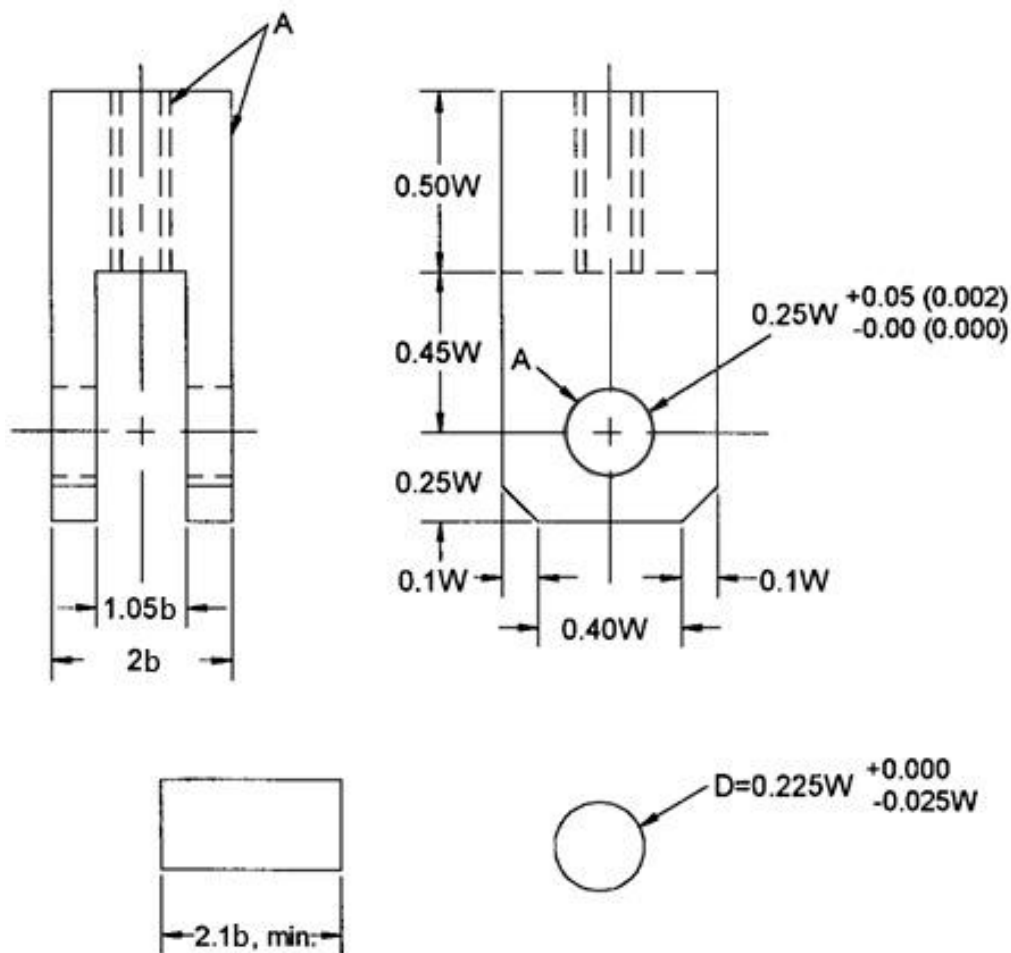
A pré-trinca deve ser feita com o material já nas condições de ensaio. Os dispositivos devem estar configurados de tal modo que a distribuição de carga seja simétrica em relação ao entalhe no CP e o K_{max} não tenha uma variação maior que 5 %, sendo o comprimento da pré-trinca igual ou superior ao maior dentre: $0,10b$, h ou $1,0 \text{ mm}$ (ASTM, 2011).

O K_{max} final durante a formação da pré-trinca não deve exceder o K_{max} que será utilizado durante o ensaio de propagação, porém, se necessário, um K_{max} maior pode ser utilizado para iniciar a pré-trinca no entalhe, contanto que seja reduzido gradualmente para satisfazer tal restrição. Uma redução de P_{max} a cada etapa não seja superior a 20 %, e que ocorra algum incremento mensurável no comprimento da trinca antes de seguir ao próximo passo. Para evitar efeitos de transição em cada passo, tal incremento de comprimento deve ser de pelo menos $(3/\pi)(K'_{max}/\sigma_0)^2$, onde K'_{max} é o valor terminal de K_{max} para dada etapa (ASTM, 2011).

3.2 APARATOS EXPERIMENTAIS

Na realização dos ensaios experimentais de taxa de propagação de trinca é necessária uma máquina que realize ensaios mecânicos com a maior precisão possível e menor interferência sobre os resultados. Juntamente com a máquina, são necessários aparelhos para leitura e controle do ensaio.

A norma define os aparatos para fixação do CP na máquina de ensaio. Para o caso do C(T), uma montagem de pino e manilha deve ser utilizada em ambos os furos, permitindo a rotação do CP no plano normal aos furos quando carregado. As dimensões da manilha e do pino são baseadas nas dimensões W e b do C(T) ensaiado.



3-3 Manilha e pinos para a configuração de ensaio com C(T). Fonte: ASTM, 2011.

Todas as dimensões do desenho estão em milímetros, sendo o valor entre parênteses a medida em polegadas. As faces identificadas com a letra "A" devem estar perpendiculares ou paralelas, quando aplicável, com uma tolerância de até $\pm 0,05$ mm. Acabamentos superficiais, dos furos e dos pinos devem ser de 0,8 ou mais fino (ASTM, 2011).

O bom alinhamento entre as garras também é importante para reduzir o efeito de carregamentos excêntricos. Um desalinhamento pode causar crescimento assimétrico da trinca especialmente em regiões próximas ao limiar de propagação, invalidando os resultados.

3.2.1 Variáveis do Ensaio

O crescimento de trinca por fadiga é definido como uma função de R e ΔK . ΔK por sua vez pode ser definido pelas relações entre R e K_{max} das Equações:

$$\Delta K = (1 - R)K_{max} \quad \text{se } R \geq 0 \quad (3.1)$$

$$\Delta K = K_{max} \quad \text{se } R \leq 0 \quad (3.2)$$

Expressar da/dN como uma função de ΔK provê resultados que não dependem da geometria, permitindo a comparação de dados obtidos através de diferentes combinações de corpos de prova e carregamentos, para a aplicação destes conhecimentos em projetos de engenharia. Considera-se que trincas de diferentes comprimentos submetidas a um mesmo ΔK nominal vão se propagar em proporções iguais a cada ciclo (ASTM, 2011).

Um dos métodos mais simples de observação do tamanho de trinca é a inspeção visual, que pode ser auxiliada por marcas feitas previamente (como uma régua), instrumentos de ampliação ótica e outras técnicas, como uso de iluminação indireta. A norma considera apropriados quaisquer métodos que possam detectar um crescimento de até 0,10 mm ou 0,002 W . Medições devem ser feitas em ambas as faces do CP (frontal e traseira) para verificar a simetria da trinca, podendo ser feitas em apenas uma das faces caso ensaios anteriores na mesma configuração tenham demonstrado uma consistência de simetria.

Um método não visual utilizado na medição da propagação de trincas em fadiga utiliza o CTOD *gages e gages na face traseira*. Um grande problema encontrado na condição de CMOD é o alto custo do equipamento chegando a mais de 25.000,00 R\$ quando comparado ao preço de um extensômetro convencional de 100,00 reais.

3.2.2 Critérios de Validação

Alguns critérios devem ser cumpridos para o ensaio ser considerado válido. Um dos critérios exige que o material do CP esteja em regime predominantemente elástico para todos os valores de carga aplicada. Para o C(T) isso pode ser cumprido obedecendo à relação da Eq.(3.3):

$$(W - a) \geq \frac{4}{\pi} \left(\frac{K_{max}}{\sigma_0} \right)^2 \quad (3.3)$$

onde $(W-a)$ é o comprimento do trecho ainda íntegro do CP, e a tensão de escoamento σ_0 deve ser obtida nas mesmas condições do ensaio.

Seguindo a recomendação de medições visuais para verificar a simetria da trinca alguns parâmetros devem ser estabelecidos para uma trinca ser considerada simétrica ou não. De maneira semelhante à condição de validação para a pré-trinca, caso a diferença entre os comprimentos medidos da trinca em ambos os lados do CP seja maior do que 0,25 b o ensaio é invalidado. Outro parâmetro é a

inclinação da trinca. Se esta se propagar por um plano com $\pm 20^\circ$ do plano de simetria por uma distância de $0,1 W$ ou maior o ensaio é invalidado pelos critérios da norma E647. Caso o desvio do plano seja entre $\pm 10^\circ$ e $\pm 20^\circ$ ele deve ser relatado, mas não invalida o ensaio (ASTM, 2011).

Caso métodos não visuais sejam utilizados para medição do comprimento da trinca e assimetria ou angulação da trinca sejam observadas, métodos de medição visual devem ser utilizados para garantir que os requisitos de validação foram satisfeitos (ASTM, 2011).

3.2.3 Análise dos Dados Observados

Ao término de um ensaio, a superfície de fratura deve ser inspecionada em pelo menos dois locais para determinar a curvatura da trinca ao longo da espessura. Se o contorno da trinca for visível, o comprimento de trinca deve ser medido em três posições: o centro da trinca e as posições intermediárias entre o centro e as faces do CP, como de acordo com a norma E399 (ASTM, 2009).

Caso o fator de intensidade de tensões calculado com a correção de curvatura resulte numa diferença maior que 5 % com o fator encontrado no ensaio, a correção de curvatura deve ser considerada durante a análise dos dados. Para o caso de uma curvatura variável ao longo da trinca, interpolação deve ser utilizada para determinar a correção (ASTM, 2011).

A taxa de propagação de trinca deve ser determinada através de técnicas de redução de dados. Os métodos recomendados pela norma para ensaios de K crescente são os métodos da secante e o polinomial incremental. Para ensaios de K decrescente recomenda-se o método da secante caso a redução seja em etapas. Caso a redução seja contínua, o método polinomial pode ser aplicado (ASTM, 2011).

A norma propõe que a precisão dos ensaios é uma função inerente à variabilidade do material. A precisão requerida no carregamento de $\pm 2\%$ é facilmente encontrada nas máquinas eletro-hidráulicas de ensaio modernas. Esta precisão resulta na variabilidade de $\pm 2\%$ em ΔK e de $\pm 4\%$ a $\pm 10\%$ em da/dN para taxas acima do limiar. Estima-se, no entanto, que o erro na medição do comprimento de trinca contribua de maneira bem mais significativa sobre a variação em da/dN . Este erro é bem mais difícil de ser isolado já que está acoplado ao procedimento de análise para converter $a \times N$ em da/dN (ASTM, 2011).

3.2.4 Limiar de Propagação

A norma E647 define como limiar de propagação de trinca em fadiga “o valor assintótico de ΔK no qual da/dN se aproxima de zero” (ASTM, 2011). O limiar é definido operacionalmente como o valor de ΔK correspondente a uma taxa de propagação de 10^{-7} mm/ciclo, esse é o ΔK_{th} (*threshold*).

Para a determinação do limiar, a melhor reta de ajuste deve ser encontrada através de uma regressão linear do logaritmo dos pontos ou outro método mais adequado, para um conjunto de pelo menos cinco pontos ($da/dN-\Delta K$) com espaçamento aproximadamente igual para taxas entre 10^{-6} e 10^{-7}

mm/ciclo. Estabelecer o ajuste para da/dN requer que a variável dependente seja $\log \Delta K$ (ASTM, 2011).

3.2.5 Técnicas de Redução de Dados

Para a obtenção dos valores da/dN a ASTM recomenda duas diferentes técnicas de redução de dados, o método da secante e o método polinomial incremental.

O primeiro método, da secante, se baseia em técnicas de diferenças finitas progressivas. Ele é aplicado ponto a ponto sobre os dados obtidos e envolve o simples cálculo da inclinação da curva entre dois pontos adjacentes na curva $a \times N$ (ASTM, 2011), através da equação:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{\bar{a}} = \frac{a_{i+1} - a_i}{N_{i+1} - N_i} \quad (3.4)$$

A partir do valor de da/dN calculado como a média da taxa sobre o incremento de tamanho de trinca, um valor médio de tamanho de trinca, $\bar{a} = \frac{a_{i+1} - a_i}{2}$, pode ser utilizado para o cálculo de ΔK (ASTM, 2011).

O método polinomial, que por ser mais sofisticado ajusta melhor os dados, se baseia no ajuste de um polinômio de segunda ordem a conjuntos de $2n+1$ pontos consecutivos de dados, centrados no i -ésimo ponto. O valor de n é de 1, 2, 3 ou 4 (ASTM, 2011). Sua equação é dada por:

$$\hat{a}_i = b_0 + b_1 \left(\frac{N_i - C_1}{C_2}\right) + b_2 \left(\frac{N_i - C_1}{C_2}\right)^2 \quad (3.5)$$

onde os termos entre parênteses devem ter o valor entre -1 e 1 e b_0 , b_1 e b_2 são os parâmetros de regressão determinados pelo método dos mínimos quadrados na faixa $a_{i-n} \leq a \leq a_{i+n}$. O valor \hat{a}_i é o tamanho de trinca ajustado em N_i . Os valores $C_1 = \frac{N_{i-n} + N_{i+n}}{2}$ e $C_2 = \frac{N_{i+n} - N_{i-n}}{2}$ são utilizados para normalizar os dados (ASTM, 2011). A taxa de propagação é obtida por:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{\hat{a}_i} = \frac{b_1}{C_2} + \frac{2b_2}{C_2^2} (N_i - C_1) \quad (3.6)$$

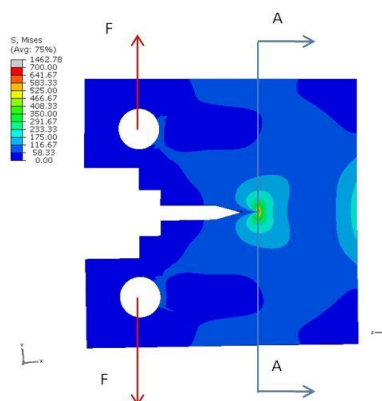
4 MECÂNICA DA FRATURA COMPUTACIONAL

4.1 ASPECTOS GERAIS

Na mecânica da fratura linear elástica (MFLE), é possível o conhecer o comportamento do campo de tensões na ponta de uma trinca. Embora, para diversas geometrias existam valores do fator de intensidade de tensão calculados de forma analítica, em problemas de casos reais onde há complexidade geométrica e carregamento arbitrário. A utilização de métodos numéricos torna-se muito importante.

Diversos métodos numéricos têm sido aplicados em problemas de mecânica da fratura, dentre eles temos o método das diferenças finitas, elementos finitos e elementos de contorno, sendo os dois últimos os mais utilizados para as análises. Neste trabalho foi usado método de elementos finitos.

O Método dos Elementos Finitos (MEF) tem sido uma das mais poderosas ferramentas numéricas para a solução do problema de trincas na mecânica da fratura. Na década de 60, já é possível encontrar a aplicação antecipada do método de elementos finitos nos jornais por Swedlow e Willians, (1965). Em torno de 10 anos depois, Henshell e Shaw (1975) sugeriram a utilização de um elemento especial para resolver o problema da falta de precisão ao redor da ponta da trinca.



4.2 MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

O chamado Método dos Elementos Finitos (MEF) consiste em diferentes métodos numéricos que aproximam a solução de problemas de valor de fronteira descritos tanto por equações diferenciais ordinárias quanto por equações diferenciais parciais através da subdivisão da geometria do problema em elementos menores, chamados elementos finitos, nos quais a aproximação da solução exata pode ser obtida por interpolação de uma solução aproximada. No MEF, a solução das equações diferenciais governantes do problema físico é resolvida por funções de aproximação que satisfazem condições descritas por equações integrais no domínio do problema. Essas funções de aproximação podem ser

funções polinomiais com grau razoável de ajuste em elementos discretizados a partir da geometria do problema satisfazendo as equações integrais em cada elemento discreto ou elemento finito.

É de conhecimento de todos que a solução utilizando os elementos isoparamétricos gerais gera resultados com erros na casa de 5% a 10%. Ainda, é importante relatar que mesmo que aumente a malha expressivamente não terá garantia das soluções obtidas na vizinhança da ponta da trinca. Essa imprecisão se dá em detrimento da singularidade no campo de tensões ao redor da ponta da trinca, que se dá devido à baixa ordem de grandeza da função para elementos isoparamétricos nos pontos de singularidade, as quais dificilmente são obtidas.

Equações isoparamétricas

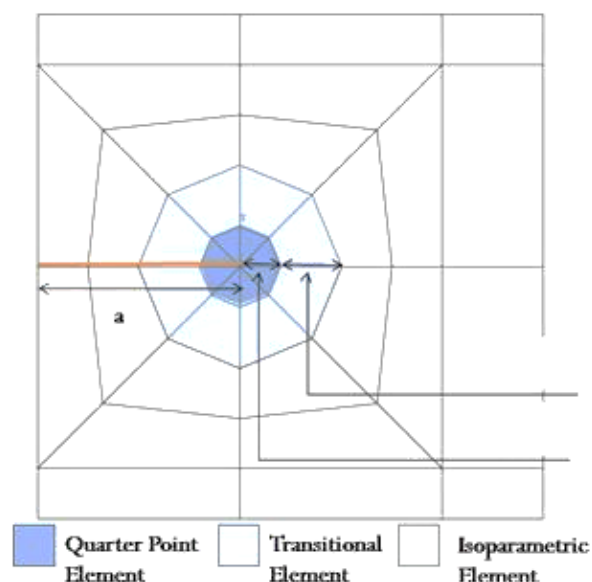
$$\sigma_{\theta} = \frac{3C}{\sqrt{r}} \cdot \cos^3 \frac{\theta}{2} \quad (4.1)$$

$$\sigma_r = \frac{3C}{\sqrt{r}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos^2 \frac{\theta}{2} \quad (4.2)$$

Assim, fez-se necessário o uso de uma técnica que fosse capaz de atingir esse campo de singularidade em torno da ponta da trinca, esta é a do Elemento Quarter-point.

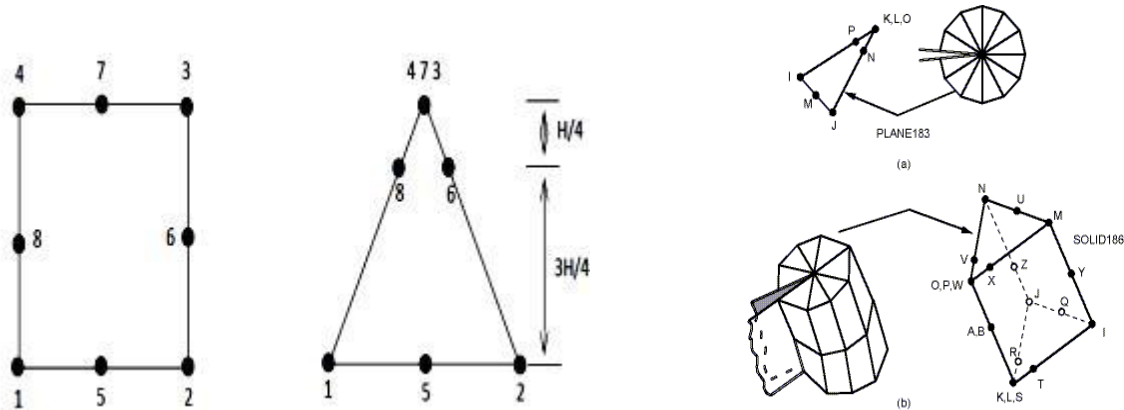
4.3 ELEMENTO QUARTER-POINT

Henshell e Shaw (1975), descobriram que ao se mudar os nós centrais, de um elemento quadrilateral de oito nós, para a posição de $\frac{1}{4}$ da distância, se obtém a variação desejada de $1/\sqrt{r}$ na região de deformação próxima ao nó localizado na ponta da trinca, (Sanford, 2002).



4-1 Configuração da malha

Isso pode ser feito mudando o nó 6 para perto do nó 3 e também posicionando os nós 4,7 e 3 na mesma posição. Consequentemente, a partir do momento em que se move o nó central para $1/4$, a função da forma em coordenadas globais se aproxima da função $1/\sqrt{r}$. No entanto, é importante lembrar que ao se colapsar os nós para se obter essa variação $1/\sqrt{r}$, tem-se um elemento que só consegue refletir o comportamento na região próxima à ponta da trinca e por esta razão deve se restringida a tal região.



4-2 Representação esquemática do elemento Quarter Point

Algo importante há de ser relatado aqui, apesar dos elementos quarter-point terem uma leve dificuldade de serem misturados com o resto da malha, a gama de vantagens que se obtém com sua utilização junto ao código geral de elementos finitos é incontável, pois ao utilizá-lo, não há a necessidade de alterar a formulação do elemento finito, o problema da singularidade na ponta da trinca desaparece e a exatidão nos resultados é formidável.

4.4 ETAPAS E MODELAGEM

As etapas são:

1. Pré Processamento:

- a. Definição do problema;
- b. Discretização do domínio em elementos finitos (criação da malha);
- c. Definição das condições iniciais e de contorno.

2. Processamento:

- a. Formulação do equacionamento;
- b. Escolha da função de aproximação;
- c. Solução do sistema linear ou não linear.

3. Pós Processamento:

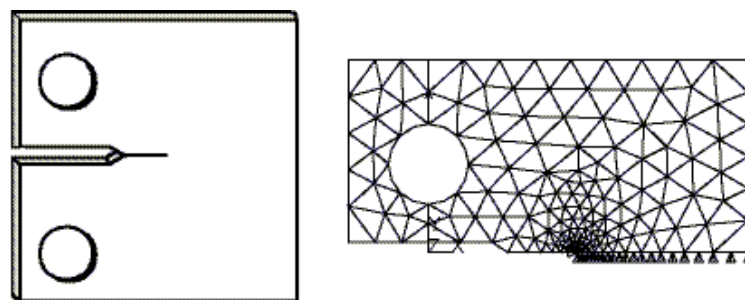
- a. Apresentação dos resultados e visualização gráfica

Em seguida parte-se para a modelagem propriamente dita: com estrutura definida por:

- (i) Definir os *keypoints* para a definição da geometria: pontos 1,2,3,4,5,6.
- (ii) Construir as linhas que unem os pontos definidos anteriormente: linhas 1,2,3,4,5,6.
- (iii) Construir o arco que define o entalhe.
- (iv) Gerar a área que define a geometria previamente determinada.
- (v) Subdividir o arco em 6 partes.
- (vi) Definir o controle da malha subdividindo as linhas mencionadas: linhas 1,2 (20 divisões); linha 3,4 (50 divisões); linha 5,6,7,8 (15 divisões) e linha 9 (200 divisões).
- (vii) Gerar a malha.
- (viii) Definir as condições de contorno de acordo com cada geometria.
- (ix) Definir o carregamento sobre a linha 6.

4.5 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

Inicialmente a geometria é modelada no pré-processamento, devidamente refinada até que os resultados convirjam e seja submetida às devidas condições de contorno. Ainda nessa fase o carregamento é imposto como sendo a tensão remota, ou seja, o limite de resistência à fadiga para o espécime do mesmo material com entalhe, ΔS . Na fase de pós-processamento tem-se os seguintes resultados: (i) a distribuição de tensões elásticas na frente da descontinuidade geométrica; (ii) a tensão na raiz do entalhe, ΔS ; (iii) o fator de concentração de tensões, $K_{máx}$, e o (iv) gradiente de tensões.



4-3 Ansys

Com o auxílio do *software* ANSYS®, foi possível fazer as análises do campo das tensões elásticas na vizinhança dos pontos concentradores de tensão. As simulações dos modelos foram feitas com base na simetria dos corpos de prova sob condições de estado plano de tensão e segundo condições de comportamento linear elástico. A vantagem da condição de simetria de poder simular condições de carregamento utilizando uma malha restrita a apenas um quarto da geometria desejada. A consequência direta disso é a diminuição do tamanho da matriz de rigidez do problema.

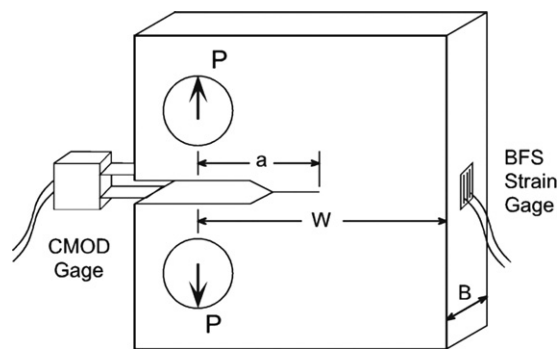
Assim, a figura 4.3 mostra a configuração do carregamento aplicado no corpo de prova em estudo. A fim de se determinar a sensibilidade relativa ao posicionamento do extensômetro na parte traseira e para calcular os valores de compliance para o BFS, uma análise de deformação plana linear elástica foi executada no software Ansys. Uma metade bidimensional dos corpos de prova foi feita e nela aplicada as malhas gerais com elemento isoparamétrico triangular com 6 nós. A região na proximidade na ponta da trinca foi modelada com malhas mais refinadas e elementos singulares. Para acomodar a singularidade presente no campo de tensão próximo a região da trinca, os nós centrais dos elementos foram movidos à posição de quarter-point previamente explicada. Os corpos de prova tiveram a relação (a/w) variada de 0.2 até 0.95.

Os valores de compliance gerados um a um a partir da variação de α , e a deformação na face traseira medida através de um extensômetro virtual, este com 3mm, posicionado no centro do corpo de prova e resistividade de 120Ω .

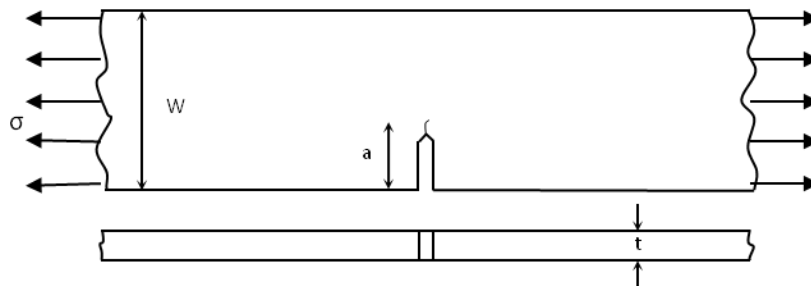
5 METODOLOGIA DE PROJETO

5.1 INTRODUÇÃO

Os corpos de prova do tipo C(T) e ESE(T) são largamente utilizados nos estudos de propagação de trinca em materiais metálicos. Dois métodos têm sido utilizados para a medição do tamanho da trinca e sua propagação ao longo do material, o crack-mouth opening displacement (CMOD) gage e o extensômetro da face traseira (back-face strain (BFS) gage). Utilizou-se a técnica BFS neste trabalho.



5-1 C(T)



5-2 ESE(T)

Através da obtenção da deformação ϵ foi possível se obter o tamanho da trinca (a) e com esta obter as curvas de Fator de forma (F_p), este responsável por compensar efeitos de geometria e de carregamento, e $\alpha = (a/w)$ o que possibilita achar as outras propriedades do material como o fator de intensidade de tensões (K) ou também $(E \cdot \epsilon \cdot w \cdot B)/P = U$; onde E é o módulo de elasticidade, W é a medida da largura mostrada na figura abaixo, B é a espessura e P é à força do carregamento.

5.2 CORPOS DE PROVA E MATERIAL

Os corpos de prova utilizados do tipo C(T) foram projetados de acordo com as recomendações da norma ASTM E647, seguindo as proporções e tolerâncias representadas na norma. As dimensões estão apresentadas na tabela abaixo:

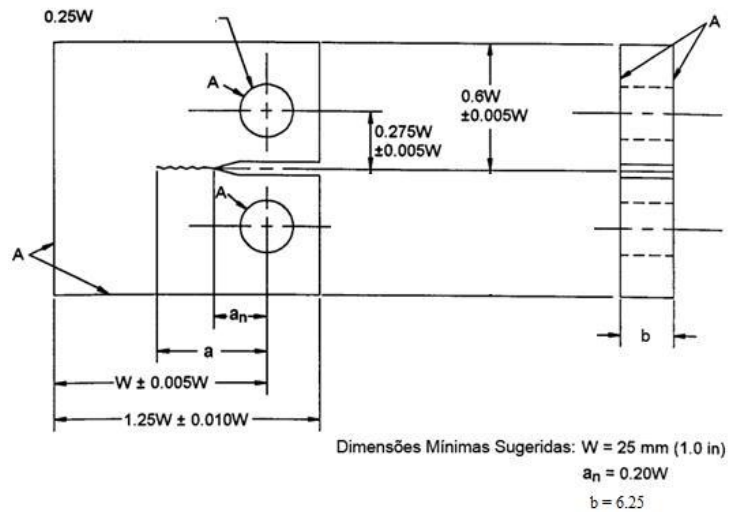


Figura 5-3 Dimensões características para o corpo de prova do tipo C(T):

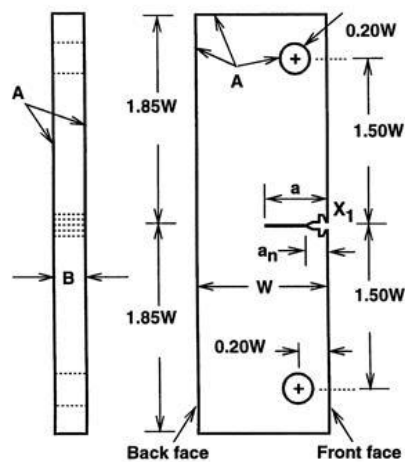


Figura 5-4 Dimensões características para o corpo de prova do tipo ESE(T):

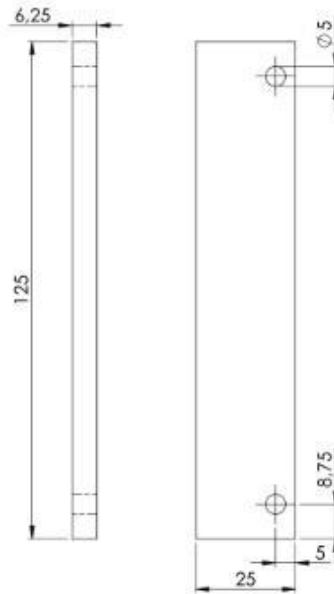


Figura 5-5 Dimensões características para o corpo de prova do tipo ESE(T) Não Padrão

Tabela 5.1 – Propriedades mecânicas para o Aço ASTM A743 CA6NM. Fonte: ASTM (2012) apud Mandai (2010):

Módulo de Elasticidade	201 GPa
Tensão de Escoamento, min	550 MPa
Tensão de Ruptura, min	755 MPa
Dureza Brinell, max	285 HB

5.3 CORPO DE PROVA C(T)

Após feito a programação, obteve-se esta tabela abaixo, onde a partir deste, foi feita variando-se o α de 0,5 em 0,5 partindo de 0,2 até 0,95. Vale ressaltar que essa variação de α (a/w), representa o caminhar da trinca, onde (a) é o tamanho da trinca e (w) o comprimento do corpo de prova. Feito isso, obteve-se os parâmetros de forma teórico, de deformação e os de tensão.

Tabela 1 Dados Ansys C(T)

α	Fp_teo	Fp_ef	FormaDEF	FormaTENS	FormaTEO
0,2	4,4013	4,63545	2,52151	2,75459	4,72038
0,25	4,92465	5,14075	3,11107	3,39858	4,3676
0,3	5,62089	5,744404	4,046024	4,419747	4,5497

0,35	6,3919	6,44126	5,25154	5,73638	5,42402
0,4	7,27872	7,27153	6,80874	7,43708	6,9906
0,45	8,33958	8,2932	8,84247	9,65765	9,2494
0,5	9,65907	9,59058	11,54286	12,6063	12,2005
0,55	11,36428	11,29144	15,2228	16,6245	15,8438
0,6	13,65414	13,5972	20,40275	22,28155	20,1794
0,65	16,8568	16,839	28,04254	30,6237	25,2072
0,7	21,5571	21,6071	39,9253	43,60299	30,9273
0,75	29,0504	28,8557	59,8757	65,3396	37,3396
0,8	41,1998	40,67	97,2089	106,1722	44,4442
0,85	64,9027	63,8726	178,3746	194,8538	52,241
0,9	121,925	119,5856	408,0259	445,5951	60,7301
0,95	351,4628	345,537	1514,5209	1654,6347	69,91425

Feito isso, obteve-se os parâmetros de forma teórico, de deformação e os de tensão para o C(T):

$$\text{FORMA_TEO} = 13.841 - 72.506. \alpha + 138.45. \alpha^2 \quad \text{FORMA_TEO} = 13.841 - 72.506. \alpha + 138.45. \alpha^2$$

$$\text{FORMA_DEF} = \frac{\text{DEF_med.MODULO.B.L2}}{\text{FORÇA}}$$

$$\text{FORMA_TENS} = \frac{\text{TENS_med.B.L2}}{\text{FORÇA}}$$

Através da relação abaixo:

$$K = F.S.\sqrt{n.a} \text{ e } S = \frac{P}{w.t}$$

$$K = \frac{F_p . P}{B.\sqrt{w}}$$

$$F_p = \frac{F.S.B.\sqrt{n.a}}{P}$$

$$\text{onde, } F_p = \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha^{1,5})} \cdot [(0.886+4.64. \alpha -13.32*(\alpha^2) + 14.72.(\alpha^3) - 5.6.(\alpha^4)]$$

A expressão de K em função de F_p que a vantagem de que a dependência do tamanho da trinca fica preso apenas ao parâmetro adimensional F_p .

F_p é um parâmetro adimensional que depende apenas da geometria, da configuração do carregamento aplicado e do tamanho da trinca medida tornando o trabalho com o mesmo menos complicado.

5.4 CORPO DE PROVA TIPO ESE(T)

Após feito a programação, obteve-se esta tabela abaixo, onde a partir deste, foi feita variando-se o α de 0,5 em 0,5 partindo de 0,25 até 0,95. Vale ressaltar que essa variação de α (a/w), representa o caminhar da trinca, onde (a) é o tamanho da trinca e (w) o comprimento do corpo de prova. Feito isso, obteve-se o os parâmetros de forma teórico, de deformação e os de tensão.

Tabela 2 Dados Ansys ESE(T)

α	U_def	U_tens	Fp_teo	Fp_ef
0,25	0,2081	0,1928	3,0376	2,7236
0,3	0,2583	0,243	3,5611	3,1907
0,35	0,3095	0,2941	4,1755	3,7349
0,4	0,3609	0,3451	4,9119	4,3857
0,45	0,4124	0,396	5,1837	5,116
0,5	0,4637	0,4464	6,9338	6,1865
0,55	0,5164	0,4979	8,3683	7,4807
0,6	0,569	0,5489	10,2646	9,2045
0,65	0,6223	0,6001	12,867	11,5905
0,7	0,6779	0,6527	16,625	15,054
0,75	0,7326	0,7043	22,4108	19,7692
0,8	0,7904	0,7568	32,143	28,3267
0,85	0,8474	0,8061	50,8292	44,7907
0,9	0,9003	0,8509	95,908	82,248
0,95	0,9607	0,88	278,037	233,447

$$U_DEF = \frac{DEF_med.MODULO.B.L2}{FORÇA}$$

$$U_TENS = \frac{TENS_med.B.L2}{FORÇA}$$

Abaixo estão equações de forma para este corpo de prova, necessárias na execução do modelo numérico:

$$A_DEF = 0.09889 + 0.41967 \cdot \text{LOG}_{10}(A_DEF) + 0.06751 \cdot (\text{LOG}_{10}(A_DEF)) \cdot (\text{LOG}_{10}(A_DEF))^2 - 0.07018 \cdot (\text{LOG}_{10}(A_DEF))^3 + 0.01082 \cdot (\text{LOG}_{10}(A_DEF))^4$$

$$ALFA_TENS = 0.09889 + 0.41967 \cdot LOG_{10}(A_{TENS}) + 0.06751 \cdot (LOG_{10}(A_{TENS}))^2 - 0.07018 \cdot (LOG_{10}(A_{TENS}))^3 + 0.01082 \cdot (LOG_{10}(A_{TENS}))^4$$

$$F_{p_Teo} = (\alpha^5) \cdot (1.4 + \alpha) / (1 - \alpha^{1.5}) \cdot (3.97 - 10.88 \cdot \alpha + 26.25 \cdot (\alpha^2) - 38.9 \cdot (\alpha^3) + 30.15 \cdot (\alpha^4) - 9.27 \cdot \alpha^5)$$

F_p_TEO sendo equação de compliance para o ESE(T), ou seja, a equação governante para a execução da análise através da face traseira.

5.5 CORPO DE PROVA NÃO PADRONIZADO

Para esse corpo de prova não padronizado foram utilizadas as equações seguintes:

$$K = F \cdot S \cdot \sqrt{n \cdot a}$$

$$S = \frac{P}{w \cdot t}$$

$$F = 0,265(1 - \alpha)^4 + \frac{(0,857 + 0,265 \cdot \alpha)}{((1 - \alpha)^{1,5})} \quad \text{com: } \frac{h}{B} \geq 1$$

$$FP_TEO = 0.265 \cdot (1 - \alpha)^4 + \left(\frac{0.857 + 0.265 \cdot \alpha}{\alpha^{1.5}} \right)$$

FP_p_TEO = equação de compliance para o ESE(T) Dowling

Tabela 3 Dados ESE(T) Dowling

α	U_def	U_tens
0,10	0,886	0,968
0,15	0,86	0,939
0,20	0,829	0,905
0,25	0,797	0,871
0,30	0,766	0,836
0,35	0,734	0,802
0,40	0,704	0,769
0,45	0,675	0,737
0,50	0,647	0,706
0,55	0,618	0,675
0,60	0,59	0,644
0,65	0,562	0,61
0,70	0,533	0,582
0,75	0,503	0,55
0,80	0,488	0,525
0,85	0,488	0,525
0,90	0,622	0,677

5.6 UTILIZAÇÃO DE ELEMENTOS FINITOS

Primeiramente modelou-se as condições do problema descrito para o caso do corpo de prova C(T) e através de equações já conhecidas e presentes na norma E647 e em [Dowling,1998] simulou-se, com auxílio do software ANSYS, as condições para o corpo de prova padrão C(T).

Inicia-se com a definição dos key points necessários para a caracterização das geometrias. Partindo da face traseira, temos o ponto 0, seguindo na linha da trinca teremos os pontos 1, 2,3. Definindo a altura do corpo de prova teremos o ponto 4 seguindo novamente para a parte traseira com o ponto 5 e por fim, onde define o posicionamento inicial do extensômetro tem-se o ponto 6 o qual teve sua malha de tensões mais refinada para melhores resultados.

O extensômetro virtual mede 3 mm e é posicionado bem no centro do corpo de prova na sua face traseira, definindo o ponto 6 com altura de 1,5 mm para seu posicionamento. Este mede a deformação na face traseira (ϵ) que foi medida para cada nova posição da trinca (a), ao se propagar. Em seguida, foi possível obter α , que é uma relação entre o tamanho da trinca e o tamanho do comprimento do centro do furo do c(T) e a parte final do corpo de prova. Também através da deformação (ϵ), foi obtido outro parâmetro importante que é a Flexibilidade (Compliance), U , que para esse tipo de corpo de prova em particular é calculado por meio da Eq. 5.1.

$$U = \frac{E \cdot W \cdot B}{P} \cdot \epsilon \quad (5.1)$$

Onde ϵ é a deformação medida na face traseira do espécime, E representa o módulo de elasticidade, B a espessura do corpo e P a força aplicada no ensaio.

Após isso foi coletado todos os fatores de forma para seu respectivo α , o qual foi variado de 0,25 até 0,95 aumentando de 0,5 a cada vez. Por fim, a partir dos dados coletados nesta simulação, foi possível levantar as suas curvas correspondentes e assim compará-las com as curvas padrões que estão disponíveis na norma E657.

Ainda, é importante ressaltar que foram efetuadas duas condições de ensaio para tração, onde uma delas era de tração pura, livre de quaisquer outros efeitos indesejados e a outra tração em condições normais.

Seguindo a mesma metodologia, foi realizada uma simulação computacional para o corpo de prova ESE(T). Assim, após testar os dois resultados obtidos tanto para o C(T) quanto para o ESE(T) viu-se que os dados estavam corretos e que a metodologia de trabalho era correta e eficaz. Com isso, prosseguiu-se para a realização da simulação do corpo de prova não padronizado, aqui reproduziu-se passo-à-passo a mesma rotina que foi feita previamente com os outros dois corpos de prova padrões.

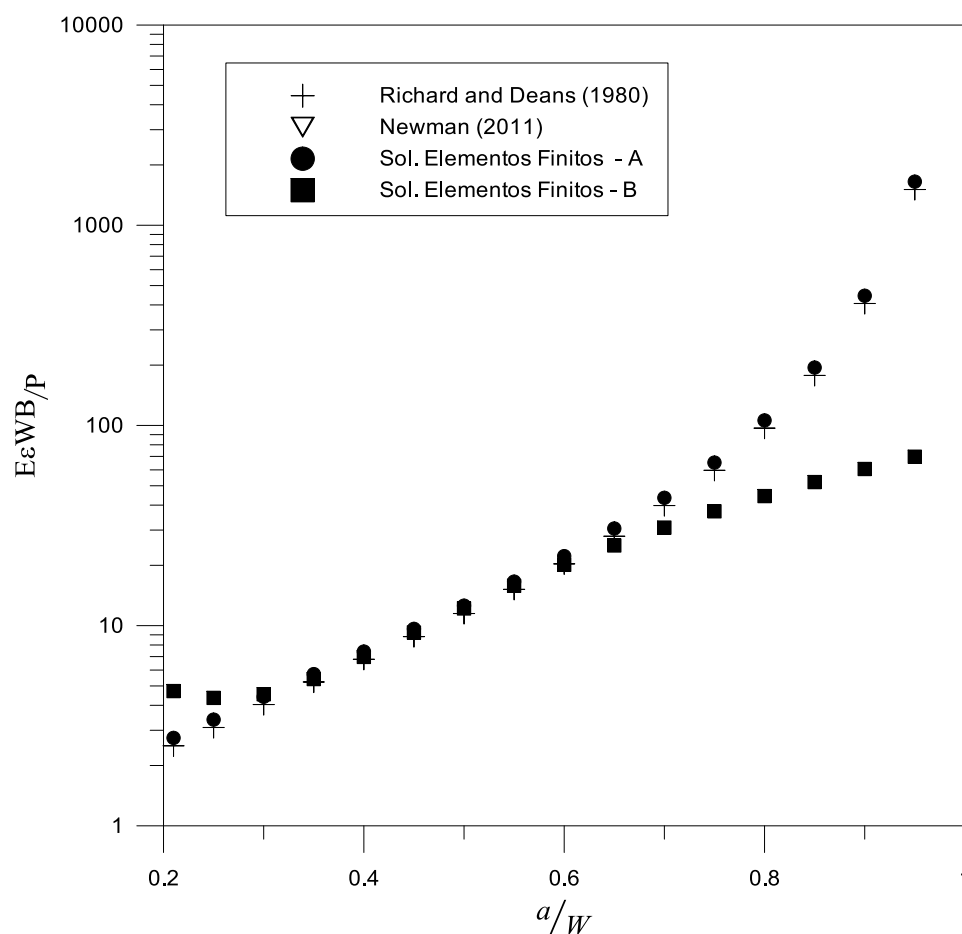
6 RESULTADOS

6.1 INTRODUÇÃO

Abaixo se encontram todos os resultados obtidos após horas de estudo neste projeto, seus respectivos códigos para simulação numérica e seus gráficos de comparação.

6.2 CORPO DE PROVA C(T)

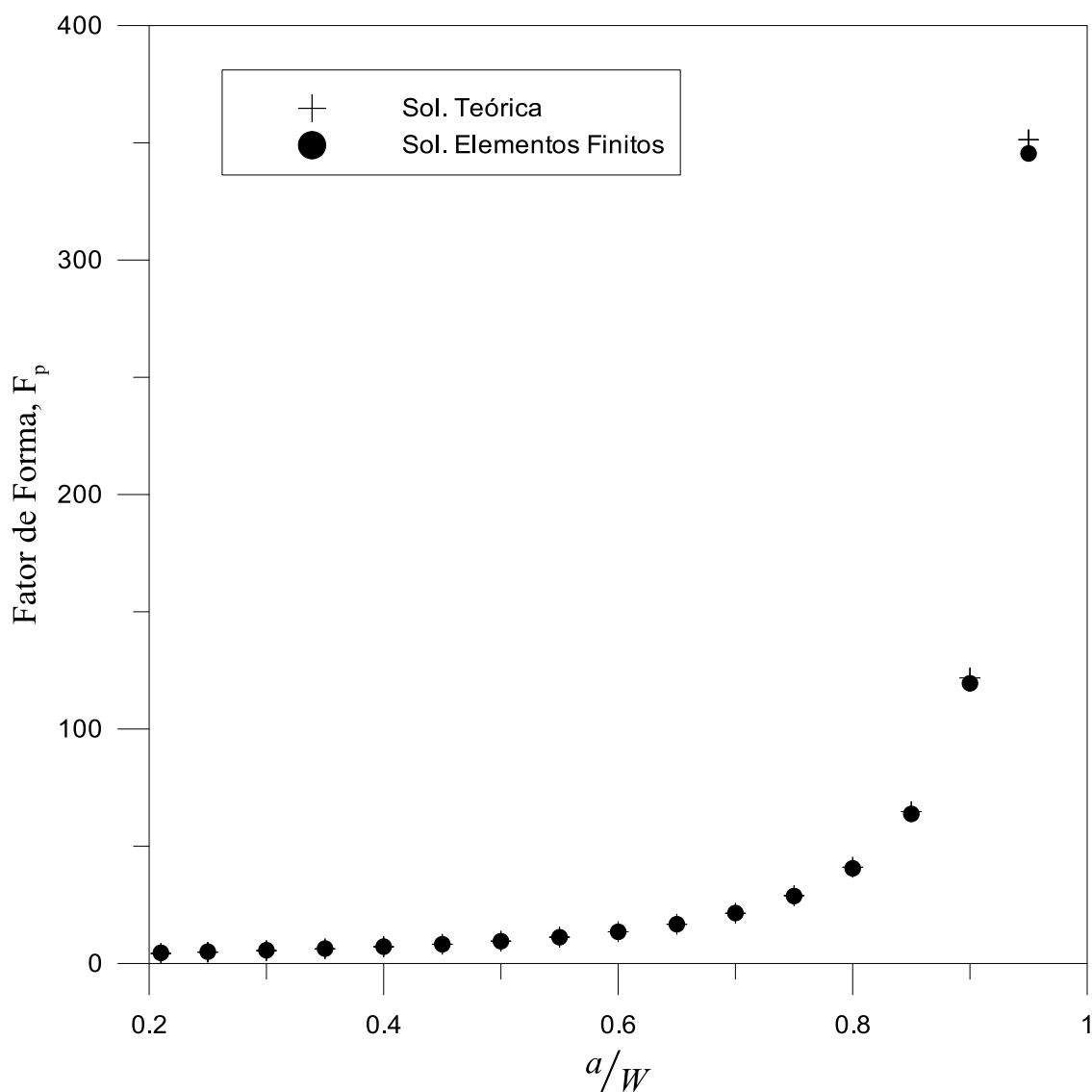
Para o caso do corpo de prova c(T), é possível observar que temos duas soluções de elementos finitos, na qual a solução A tem a restrição da condição de tração pura que lhe fornece uma curva idêntica às curvas das soluções teóricas propostas por [Newman,2011] e [Richard and Deans, 1980]. Para a condição B não há restrição e por isso, momentos fletores se tornam mais relevantes ao caminhar da trinca ao longo do corpo de prova.



6-1 Curva de α versus U para o C(T)

A figura 6.2-1, mostra a comparação feita entre as soluções teóricas de Newman e Richards em relação feita neste trabalho que é válida para valores de α variando entre 0.2 e 0.9 . É possível visualizar que a solução de elementos finitos A, obteve-se excelentes resultados corroborando a ideia inicial de reproduzir a condições padrão de ensaios de propagação de trinca. Na solução B, vê-se uma divergência maior obtendo-se uma região um pouco mais restrita mas ainda assim com uma margem de erro menor do que 5% em relação ao teórico.

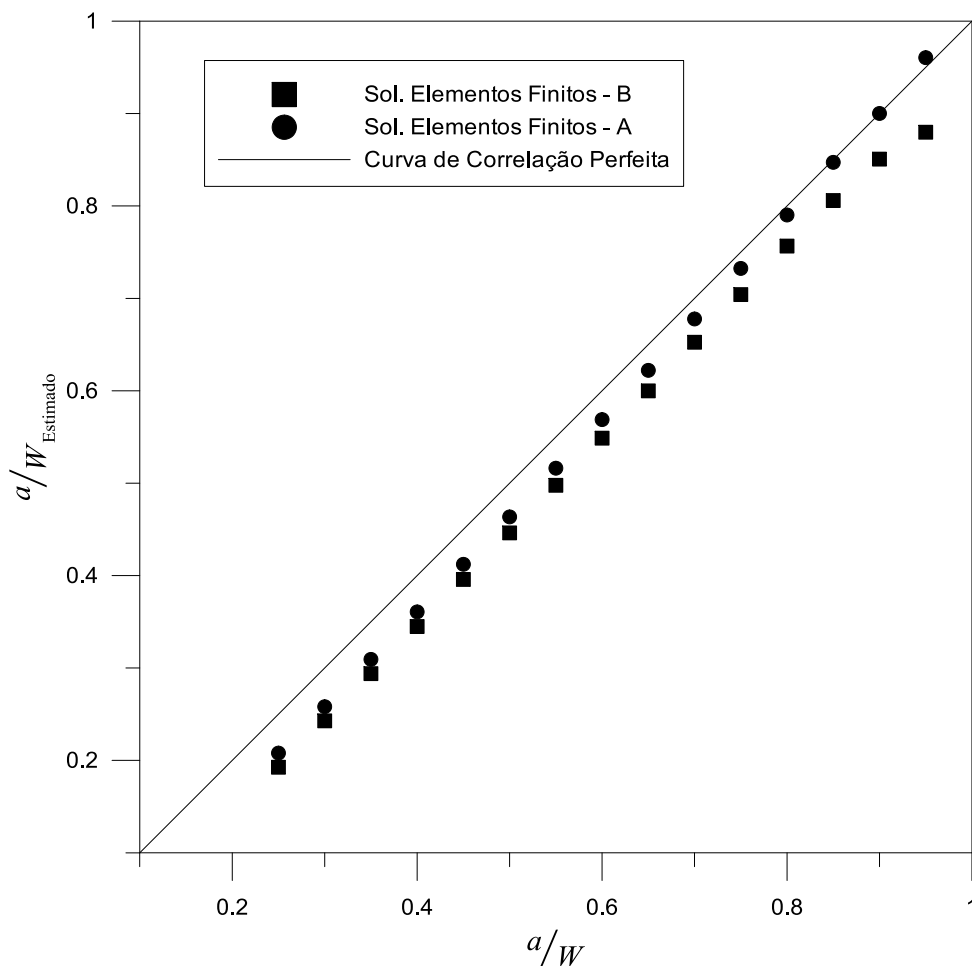
Na figura 6.2-2, foi feita a relação do fator de forma feito em elementos finitos e o proposto pelos modelos teóricos. Aqui não houve necessidade de se separar o F_p em curvas de tensão e deformação pois os valores eram extremamente próximos em se tratando de fatores de forma.



6-2 Fator de forma c(T) plano

6.3 CORPO DE PROVA TIPO ESE(T)

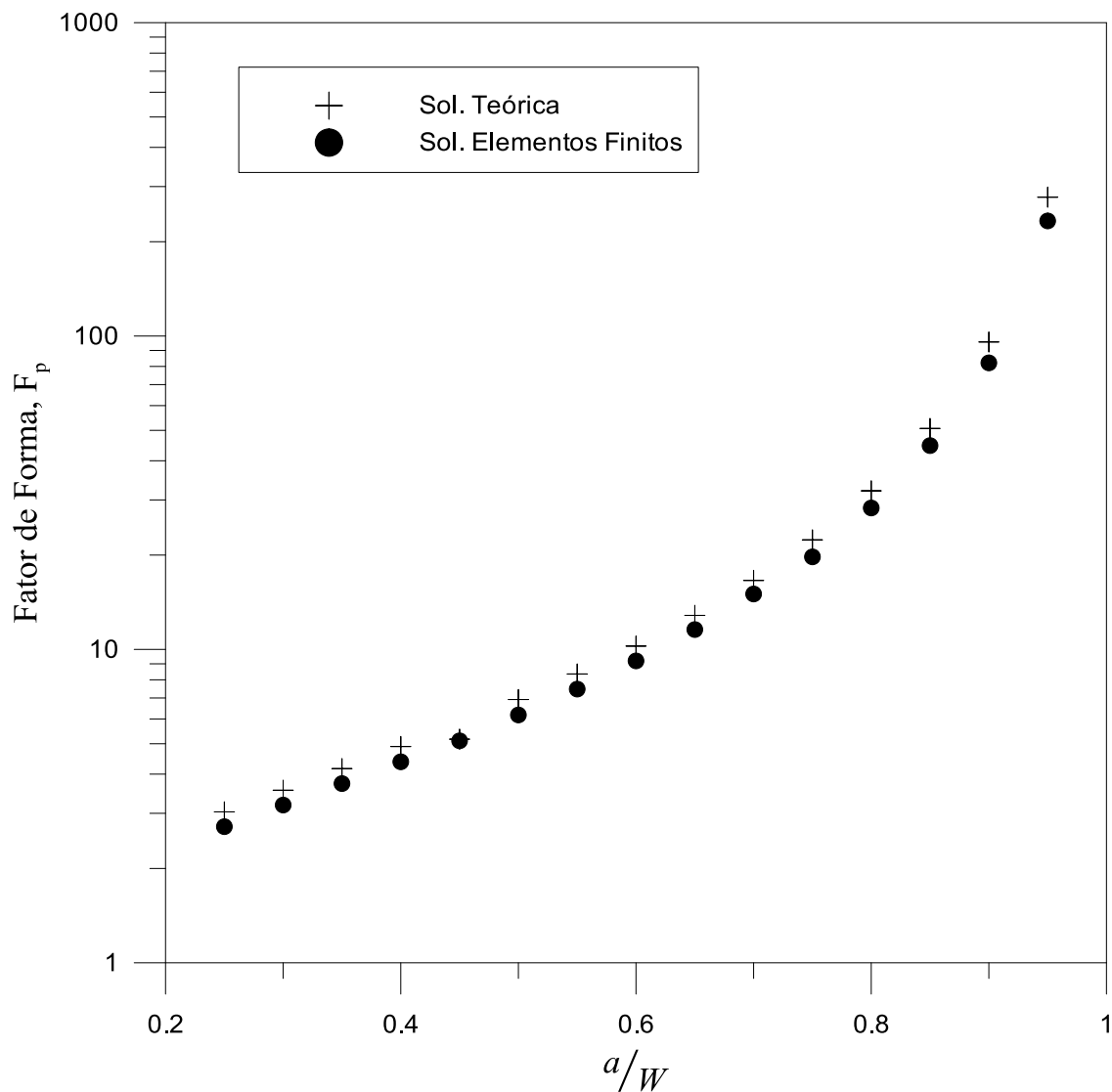
A figura 6.3-1 mostra a comparação feita para o corpo de prova ESE(T). Para este caso tem-se que a solução A é o α estimado em elementos finitos para a condição de deformação e a solução B se refere à condição de obtenção de α pela tensão e a linha contínua é a linha de correlação que serve de referência para a comparação com o α teórico presente.



6-3 Curva alfa estimado versus alfa imposto

Aqui viu-se que a solução A tem melhor aproximação com o modelo teórico proposto, lembrando-se que a margem de erro presente aqui continua pequena, menor que 5%.

Na figura 6.3-2 foi levantada a curva que relaciona α (a/w), para o seu fator de forma correspondente. Novamente é possível ver que a solução feita no trabalho é condizente com a solução teórica para este modelo gerando bons resultados e confirmando que o protocolo de execução segue uma linha correta.



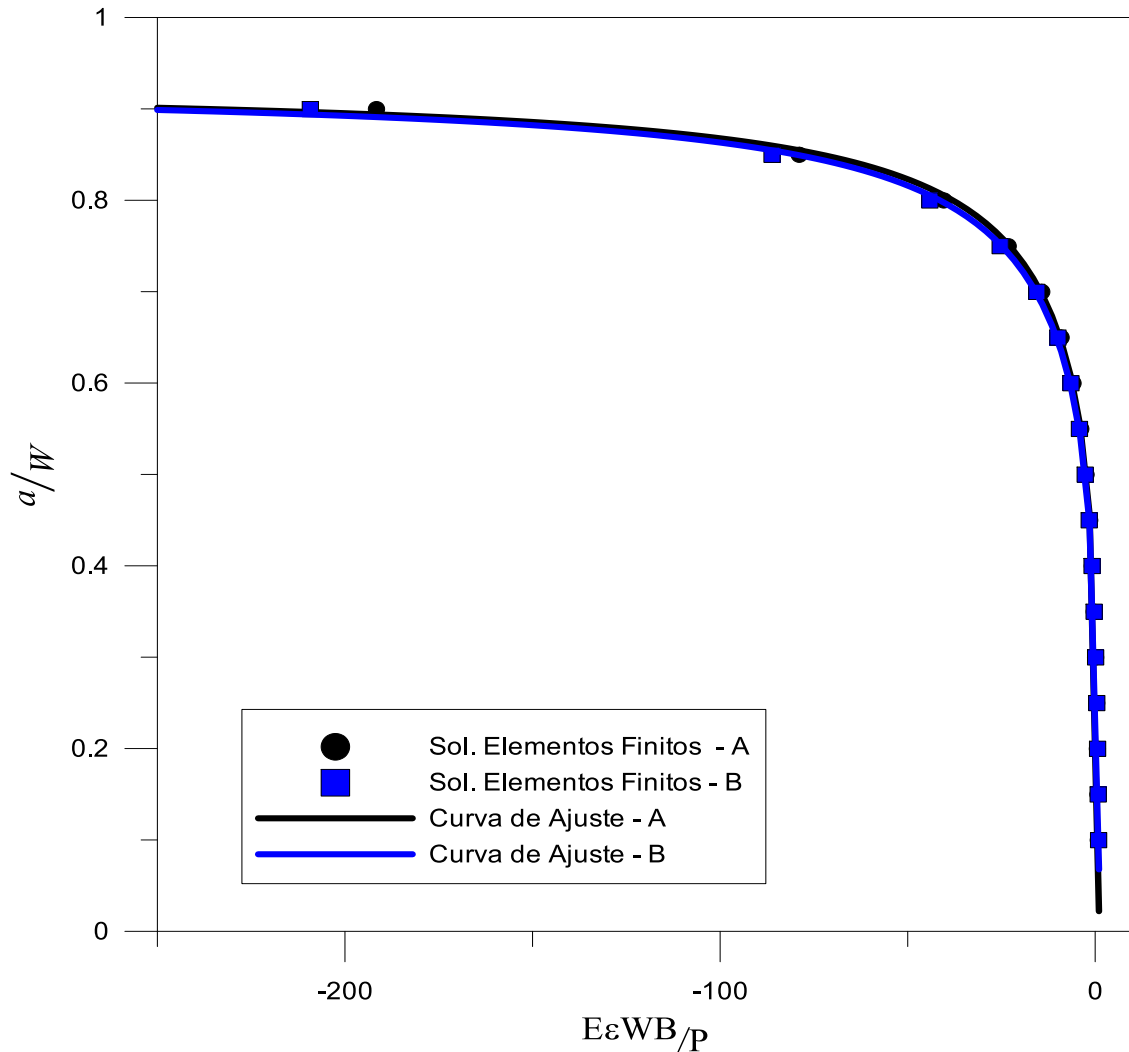
6-4 Fator de forma ESE(t)

Para este corpo de prova, seguiu-se o mesmo protocolo do modelo anterior, porém optou-se por uma pequena alteração na análise, preferindo a comparação das relações de α e seu fator de forma, pois através da mesma é possível verificar os pontos críticos no corpo de prova comprovando que aqui quanto mais se aproxima da face traseira menor é a margem de erro permitida.

6.4 CORPO DE PROVA NÃO PADRONIZADO

O mesmo protocolo dos outros dois corpos de prova anteriores foi executado também com este modelo. Aqui, não existe modelo padrão de comparação em norma alguma, logo era muito importante que se aprendesse e até mesmo mecanizasse o processo por completo, desde a modelagem até a

confeção do código para o mesmo. A fim de se obter êxito nesta parte, este corpo de prova foi batizado de “ESE(T) Dowling”, pois o mesmo possui características semelhantes ao ESE(T) presente em Dowling,[1998], onde se encontram equações teóricas para esta geometria e na norma E647 da ASTM variando apenas uma de suas dimensões.



6-5 Single Edge Cracked Dowling

Assim como descrito anteriormente, a solução A tem a restrição da condição de tração pura e a solução B não possui, traduzindo uma condição menos idealizada da tensão aplicada. É importante ressaltar que caso o corpo de prova fosse muito maior as duas soluções se aproximariam da condição teórica “perfeita”, e por esta razão testou-se para os dois casos durante todo o projeto.

6.5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A implementação da metodologia numérica para a simulação do comportamento das deformações medidas na face traseira dos corpos de prova testados foi efetuada com bastante êxito. Isso foi possível através da utilização do elemento quarter-point ao discretizar a malha de tensões necessária para o controle da propagação da trinca e descrição do carregamento aplicado. Ainda, os códigos produzidos para a programação utilizada pelo software Ansys estão de acordo com o previsto na literatura, não gerando nenhum erro ao projeto.

. A função de BFS apresentou polinômios específicos relativos aos seus respectivos α . As relações referentes à utilização da face traseira geraram resultados com precisão de 95%, principalmente em se tratando da região com $0.2 < \alpha < 0.8$. Para valores de α superiores a 0.8 é possível notar que se trata de uma região muito mais sensível a qualquer tipo de erro, gerando uma propagação muito mais expressiva do mesmo para com os resultados. Isso é uma consequência da sensibilidade do extensômetro a medida que a trinca aumenta e se aproxima de onde o mesmo está posicionado, mostrando um aumento cada vez maior no gradiente de tensão ao longo da face traseira.

Por fim, fica evidente que é uma técnica eficiente, por vezes gerando melhores resultados que os feitos pela medição direta na boca da trinca. É fácil notar que se trata de um procedimento barato, principalmente ao compará-lo com o de utilização do Clip Gage, onde a diferença de preço fica em torno de cem a cento e cinquenta vezes menor que a técnica tradicional. Isso mostra que o aperfeiçoamento desta técnica é extremamente atraente no que concerne à execução de muitos ensaios, gerando resultados precisos a um baixo custo associado, condições perfeitas para a utilização na indústria.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates. ASTM International E647, vol. 03.01; 2011.

Norman E. Dowling. Engineering methods for deformation, fracture, and fatigue – 1998

Dean WF, Richard CE. A simple and sensitive method of monitoring crack and load in compact fracture mechanics specimens using strain gages.

Bennet, J. A. and Mindlin, H., Metallurgical aspects of the failure of point peassent bridge, *Journal of Testing and Evaluation*, March 1973.

Henshell,R.D and Shaw,K.G. (1975). Crack tip finite elements are unnecessary.

Barsoum, R. (1976). Furthur application of quadratic isoparametric elements to linear fracture

Mechanics of plate bending and general shells

Sanford, R. (2002). Principle of Fracture Mechanics.

Maxwell DC. Strain based compliance method for determining crack length for a C(T) specimen. AFWAL-TR-87-4046; 1987.

Shaw WJD, Zhao W. Back face strain calibration for crack length measurements. J Test Eval 1994;22(6):512–6.

Riddell WT, Piascik RS. A back face strain compliance expression for the compact tension specimen. NASA TM-208453; October 1998..

Donald K. Automated fatigue crack growth analysis – series 2001. User’s reference manual. Version 3.03.02. Fracture Technology Associates. LLC; February 2003.

Swedlow,J.,L., Williams,M.L. and Yang,W.H. (1965). Elasto-plastic Stresses and strains in cracked plate.

Benzly, S. (1974). Representation of of singularities with isoparametric finite elements.

- **C(T)**

!!

!ROTINA PARA AUTOMAÇÃO DA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS NO ANSYS

!PRÉ-PROCESSAMENTO

!!

/CLEAR, NOSTART

/PREP7

SMRT,OFF

/TITLE, Analise Distancia Critica - COMPACT TENSION SPECIMEN

/COM, ***** TRINCA 2D - UTILIZANDO ELEMENTO PLANE82 *****

!ELEMENTO QUADRILATERAL PLANE82 (0 - Plane stress; 1 - Axisymmetric; 2 - Plane strain ; 3 - Plane stress with thickness input)

ET,1,PLANE82,,,2

KEYOPT,1,3,2

KEYOPT,1,5,2

KEYOPT,1,6,3

MODULO = 200e9

! PROPRIEDADES DO MATERIAL

MP,EX,1,MODULO

MP,NUXY,1,0.29

!TB,BKIN,1,1,2,1

!TBTEMP,0

!TBDATA,,575,9.8e3,.,.,

! DEFINE O VALOR DE PI

$$PI = 4 * ATAN(1)$$

!!

!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!! DIMENSÕES CARACTERISTICAS DO CT !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

! DEFINE ESPESSURA DO CP (m)

$$B = 12.5E-3$$

! DEFINE RAIOS DO ENTALHE INICIAL DO CT (m)

$$R = 0.15e-3$$

! RELAÇÃO ENTRE O TAMANHO DA TRINCA E A DISTACIA DO FURO A FACE TRASEIRA

$$ALFA_1 = 0.3$$

! METADE DA ALTURA DO STRAIN GAGE

$$H_gage = 1.5e-3$$

! DEFINE OS RAIOS DOS NÓS DOS ELEMENTOS QUARTER-POINT EM RELAÇÃO A PONTA DA TRINCA

!PERCENTUAL DO TAMANHO DO RAIOS EM RELAÇÃO AO TAMANHO DA TRINCA

$$RATE = 0.1$$

! RAZÃO DA DISTANCIA DOS NÓS DA 2a CAMADA DOS ELEMENTOS

$$FRACAO = .75$$

!!

!!
!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!! S O L I C I T A C A O !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!
!!

! DEFINE A FORÇA APLICADA (N)

$$FORCE = 5087$$

!!

!!!!!!! PARAMETRIZAÇÃO DAS MEDIDAS DO CT E DOS ESFORÇOS APLICADOS NO CT !!!!!!!!

!!

! DEFINE ALTURA DO CP (m)

$$H1 = 2.4*B$$

! DEFINE COMPRIMENTO DO CP (m)

$$L1 = 5*B$$

! DEFINE ALTURA DO FURO (m)

$$H2 = 1.1*B$$

! DEFINE A DISTÂNCIA DO CENTRO DO FURO À FACE TRASEIRA DO CT (m)

$$L2 = 4*B$$

! DEFINE COMPRIMENTO DA SEÇÃO RESISTENTE INICIAL DO CT (m)

$$L3 = 3.2*B$$

! DEFINE DIAMETRO DO FURO (m)

$$D = 0.992*B$$

! DEFINE ALTURA DA ABERTURA DO CTS (m)

$$N = 0.0624*B$$

!TAMANHO DA TRINCA EFETIVA

$$\text{TRINCA} = L3 - L2 * (1 - \text{ALFA}_1)$$

! POSIÇÃO DA PONTA DA TRINCA

$$\text{PONTO}_2 = L3 - \text{TRINCA}$$

$$\text{CRACK_RAD} = \text{TRINCA} * \text{RATE}$$

! DEFINE ANGULO DE ABERTURA DO ENTALHE (GRAUS)

$$\text{TETA} = 15$$

! DEFINE A CARGA APLICADA (Pa)

$$\text{CARGA} = \text{FORCE} / (\text{D} * \text{B})$$

!!

!!

!!!!!!!!!!!! CALCULO TEORICO DO FATOR INTENSIDADE DE TENSÕES !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

$$\text{TAM_TRINCA} = L2 - \text{PONTO}_2$$

$$\text{ALFA} = (\text{TAM_TRINCA}) / L2$$

$$\text{PARTE}_1 = (2 + \text{ALFA}) / ((1 - \text{ALFA})^{**}(1.5))$$

$$\text{PARTE}_2 = 0.886 + 4.64 * \text{ALFA} - 13.32 * (\text{ALFA}^{**}2)$$

$$\text{PARTE}_3 = 14.72 * (\text{ALFA}^{**}3) - 5.6 * (\text{ALFA}^{**}4)$$

$$\text{FP_TEO} = \text{PARTE}_1 * (\text{PARTE}_2 + \text{PARTE}_3)$$

$$K_TEO = (FP_TEO*FORCE/(B*(L2**0.5)))/1E6$$

!!

!!

!!

!!

!!!!!!!!!!!!!! CONSTRUÇÃO DA GEOMETRIA DO CT !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

!GERAÇÃO DOS KEYPOINT

K,1,0,0,0,

K,2,PONTO_2, , ,

K,3,L3, , ,

K,4,L3+R*(1-SIN(TETA*PI/180)), R*COS(TETA*PI/180),

K,5,L3+R*(1-SIN(TETA*PI/180))+(N-R*SIN(TETA*PI/180))/(TAN(TETA*PI/180)),N,

K,6, L1, N,

K,7, L1,H1,

K,8,0, H1,

K,9,0,H_GAGE,0

NUMSTR,KP,100,

K, , L3+R, 0,

!GERAÇÃO DA AREA

L,1,2

L,2,3

LARC,3,4,100,R

L,4,5

L,5,6

L,6,7

L,7,8

L,8,9

L,9,1

AL,ALL

NUMSTR,LINE,100,

CYL4,L2,H2,D/2

NUMSTR,AREA,100,

ASBA,1,2, , DELETE

!DISCRETIZAÇÃO DA MALHA

LESIZE,1, , , 20, !100

LESIZE,2, , , 20, !400

LESIZE,3, , , 50, !100

LESIZE,4, , , 50, !30

LESIZE,5, , , 15, !20

LESIZE,6, , , 15,

LESIZE,7, , , 15,

LESIZE,8, , , 15,

LSEL,S,,,100,200,1

LESIZE,ALL, , , 20,

ALLSEL,ALL

MSHAPE,1,2D

MSHKEY,0

!!

! DEFINE CARACTERÍSTICAS DO ELEMENTO NA PONTA DA TRINCA

!!

KSCON,2,CRACK_RAD,1,8,FRACAO

AMESH,ALL

!!

!IMPOSIÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO

!!

! APLICA CONDIÇÕES DE CONTORNO NO MODELO

DL,1,100,SYMM

! CARREGAMENTO DISTRIBUIDO NAS LINHAS DO FURO

SFL,100,PRES,CARGA

SFL,101,PRES,CARGA

/SOL

!*

KWPLAN,-1,2

CSYS,4

ANTYPE,0

ANTYPE,0

!NLGEOM,1

!EQSLV,PCG,1E-8

EQSLV,-1

/STATUS,SOLU

SOLVE

/POST1

!DEFINE A POSIÇÃO DOS NÓS USADOS PARA O CALCULO DO FATOR INTENSIDADE DE TENSÕES

POS_1 = 0

POS_2 = POS_1 + CRACK_RAD

POS_3 = POS_1 + CRACK_RAD*(1+FRACAO)

! SELEÇÃO DOS NÓS PARA O COMANDO LPATH (CTOD)

NSEL,S,LOC,Y,0

NSEL,R,LOC,X,POS_1

*GET,NOD1,NODE,,NUM,MIN

NSEL,S,LOC,Y,0

NSEL,R,LOC,X,POS_2

*GET,NOD2,NODE,,NUM,MIN

NSEL,S,LOC,Y,0

NSEL,R,LOC,X,POS_3

*GET,NOD3,NODE,,NUM,MIN

NSEL,ALL

! DEFINE O PATH COM O NOME = "KI"

PATH,KI,3,,48,

! DEFINE OS PATH POINTS POR NÓS

PPATH,1,NOD1

PPATH,2,NOD2

PPATH,3,NOD3

! CALCULA KI COM SYMM. B.C.

KCALC,0,1,0,1

*GET,KI,KCAL,,K,1

KI = KI/1E6

FP_EF = 1E6*KI*B*(L2**.5)/FORCE

!DIFERENÇA PERCENTUAL DAS ESTIMATIVAS

ERRO_PER = 200*(K_TEO - KI)/(K_TEO+KI)

!DEFINE o FATOR DE AJUSTE PARA A EQUAÇÃO DO BFM

TAMANHO = 200

PATH,GAGE,2,10,TAMANHO,

PPATH,1,0,,,4,

PPATH,2,0,,H_GAGE,,4,

AVPRIN,0, ,

!*

PDEF, ,S,Y,AVG

/PBC,PATH, ,0

!*

PDEF, ,EPEL,Y,AVG

/PBC,PATH, ,0

PAGET,DADOS,TABL

POSICAO = 0

TENS_med = 0

DEF_med = 0

*DO,i,1,TAMANHO,1

TENS_med = TENS_med+DADOS(i,5)

DEF_med = DEF_med+DADOS(i,6)

*ENDDO

TENS_med = (-1)*TENS_med/TAMANHO

DEF_med = (-1)*DEF_med/TAMANHO

FORMA_DEF = DEF_med*MODULO*B*L2/FORCE

FORMA_TENS = TENS_med*B*L2/FORCE

FORMA_TEO = 13.841-72.506*ALFA + 138.45*ALFA**2

- **ESE(T)**

!!

!ROTINA PARA AUTOMAÇÃO DA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS NO ANSYS

!PRÉ-PROCESSAMENTO

!!

/CLEAR, NOSTART

/PREP7

SMRT,OFF

/TITLE, Analise Distancia Critica - COMPACT TENSION SPECIMEN

/COM, ***** TRINCA 2D - UTILIZANDO ELEMENTO PLANE82 *****

! ELEMENTO QUADRILATERAL PLANE82 (0 - Plane stress; 1 - Axisymmetric; 2 - Plane strain ; 3 - Plane stress
with thickness input)

ET,1,PLANE82,,,2

KEYOPT,1,3,2

KEYOPT,1,5,2

KEYOPT,1,6,3

MODULO = 200e9

! PROPRIEDADES DO MATERIAL

MP,EX,1,MODULO

MP,NUXY,1,0.29

!TB,BKIN,1,1,2,1

!TBTEMP,0

!TBDATA,,575,9.8e3,,,,

! DEFINE O VALOR DE PI

PI = 4*ATAN(1)

!!

!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!! DIMENSÕES CARACTERISTICAS DO ESE(T) !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

! DEFINE ESPESSURA DO CP (m)

B = 12.5E-3

PROPORCAO = 5

! DEFINE RAI0 DO ENTALHE INICIAL DO CT (m)

R = 0.15e-3

! RELAÇÃO ENTRE O TAMANHO DA TRINCA E A DISTANCIA DO FURO A FACE TRASEIRA

ALFA_1 = 0.95

! METADE DA ALTURA DO STRAIN GAGE

H_gage = 1.5e-3

! DEFINE OS RAIOS DOS NÓS DOS ELEMENTOS QUARTER-POINT EM RELAÇÃO A PONTA DA TRINCA

!PERCENTUAL DO TAMANHO DO RAIOS EM RELAÇÃO AO TAMANHO DA TRINCA

RATE = 0.01

! RAZÃO DA DISTANCIA DOS NÓS DA 2ª CAMADA DOS ELEMENTOS

FRACAO = .075

!!

!!

!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!! S O L I C I T A C A O !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

! DEFINE A FORÇA APLICADA (N)

FORCE = 5087

!!

!!!!!!! PARAMETRIZAÇÃO DAS MEDIDAS DO CT E DOS ESFORÇOS APLICADOS NO CT !!!!!!!!

!!

! DEFINE ALTURA DO CP (m)

$$H1 = 1.85 * PROPORCAO * B$$

! DEFINE COMPRIMENTO DO CP (m)

$$L1 = PROPORCAO * B \quad !W \text{ no desenho da norma}$$

! DEFINE ALTURA DO FURO (m)

$$H2 = 1.5 * PROPORCAO * B \quad !1.5 * W$$

! DEFINE A DISTÂNCIA DO CENTRO DO FURO À FACE TRASEIRA DO CT (m)

$$L2 = 0.8 * PROPORCAO * B \quad !W - 0.2W = 0.8W$$

! DEFINE COMPRIMENTO DA SEÇÃO RESISTENTE INICIAL DO ESE(T) (m)

$$L3 = 0.85 * PROPORCAO * B \quad !W - a_n = W - 0.15W = 0.85W$$

! DEFINE DIAMETRO DO FURO (m)

$$D = 0.2 * PROPORCAO * B \quad !0.2 * W$$

! DEFINE ALTURA DA ABERTURA DO CTS (m)

$$N = B / 16 \quad !W / 16$$

! TAMANHO DA TRINCA EFETIVA

$$TRINCA = L3 - L2 * (1 - ALFA_1)$$

! POSIÇÃO DA PONTA DA TRINCA

$$PONTO_2 = L3 - TRINCA$$

$$CRACK_RAD = TRINCA * RATE$$

! DEFINE ÂNGULO DE ABERTURA DO ENTALHE (GRAUS)

$$TETA = 15$$

! DEFINE A CARGA APLICADA (Pa)

$$CARGA = FORCE/(D*B)$$

!!

!!

!!!!!!!!!! CALCULO TEORICO DO FATOR INTENSIDADE DE TENSÕES !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

$$TAM_TRINCA = L2 - PONTO_2$$

$$ALFA = (TAM_TRINCA)/L2$$

$$PARTE_1 = (ALFA**.5)*(1.4+ALFA)/((1-ALFA)**(1.5))$$

$$PARTE_2 = 3.97-10.88*ALFA+26.25*(ALFA**2)$$

$$PARTE_3 = -38.9*(ALFA**3)+30.15*(ALFA**4)-9.27*ALFA**5$$

$$FP_TEO = PARTE_1*(PARTE_2+PARTE_3)$$

$$K_TEO = (FP_TEO*FORCE/(B*(L2**0.5)))/1E6$$

!!

!!

!!

!!

!!!!!!!!!!!!!! CONSTRUÇÃO DA GEOMETRIA DO ESE(T) !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

!GERAÇÃO DOS KEYPOINT

K,1,0,0,0,
K,2,PONTO_2, , ,
K,3,L3, , ,
K,4,L3+R*(1-SIN(TETA*PI/180)), R*COS(TETA*PI/180),

Hdummy = (N - R*SIN(TETA*PI/180))

Ldummy = Hdummy/TAN(TETA*PI/180)

K,5,L3+R*(1-SIN(TETA*PI/180))+(Ldummy),N,

K,6, L1, N,

K,7, L1,H1,

K,8,0, H1,

K,9,0,H_GAGE,0

NUMSTR,KP,100,

K, , L3+R, 0,

!GERAÇÃO DA AREA

L,1,2

L,2,3

LARC,3,4,100,R

L,4,5

L,5,6

L,6,7

L,7,8

L,8,9

L,9,1

AL,ALL

NUMSTR,LINE,100,

CYL4,L2,H2,D/2

NUMSTR,AREA,100,

ASBA,1,2, , DELETE

!DISCRETIZAÇÃO DA MALHA

LESIZE,1, , , 20, !100

LESIZE,2, , , 20, !400

LESIZE,3, , , 50, !100

LESIZE,4, , , 50, !30

LESIZE,5, , , 15, !20

LESIZE,6, , , 15,

LESIZE,7, , , 15,

LESIZE,8, , , 15,

LSEL,S,,,100,200,1

LESIZE,ALL, , , 20,

ALLSEL,ALL

MSHAPE,1,2D

MSHKEY,0

!!

! DEFINE CARACTERÍSTICAS DO ELEMENTO NA PONTA DA TRINCA

!!

KSCON,2,CRACK_RAD,1,8,FRACAO

AMESH,ALL

!!

!IMPOSIÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO

!!

! APLICA CONDIÇÕES DE CONTORNO NO MODELO

DL,1,100,SYMM

! CARREGAMENTO DISTRIBUIDO NAS LINHAS DO FURO

SFL,100,PRES,CARGA

SFL,101,PRES,CARGA

/SOL

!*

KWPLAN,-1,2

CSYS,4

ANTYPE,0

ANTYPE,0

!NLGEOM,1

!EQLV,PCG,1E-8

EQLV,-1

/STATUS,SOLU

SOLVE

/POST1

!DEFINE A POSIÇÃO DOS NÓS USADOS PARA O CALCULO DO FATOR INTENSIDADE DE TENSÕES

POS_1 = 0

POS_2 = POS_1 + CRACK_RAD

POS_3 = POS_1 + CRACK_RAD*(1+FRACAO)

! SELEÇÃO DOS NÓS PARA O COMANDO LPATH (CTOD)

NSEL,S,LOC,Y,0

NSEL,R,LOC,X,POS_1

*GET,NOD1,NODE,,NUM,MIN

NSEL,S,LOC,Y,0

NSEL,R,LOC,X,POS_2

*GET,NOD2,NODE,,NUM,MIN

NSEL,S,LOC,Y,0

NSEL,R,LOC,X,POS_3

*GET,NOD3,NODE,,NUM,MIN

NSEL,ALL

! DEFINE O PATH COM O NOME = "KI"

PATH,KI,3,,48,

! DEFINE OS PATH POINTS POR NÓS

PPATH,1,NOD1

PPATH,2,NOD2

PPATH,3,NOD3

! CALCULA KI COM SYMM. B.C.

KCALC,0,1,0,1

*GET,KI,KCAL,,K,1

KI = KI/1E6

FP_EF = 1E6*KI*B*(L2**.5)/FORCE

!DIFERENÇA PERCENTUAL DAS ESTIMATIVAS

ERRO_PER = 200*(K_TEO - KI)/(K_TEO+KI)

!DEFINE o FATOR DE AJUSTE PARA A EQUAÇÃO DO BFM

TAMANHO = 200

PATH,GAGE,2,10,TAMANHO,

PPATH,1,0,,,4,

PPATH,2,0,,H_GAGE,,4,

AVPRIN,0, ,

!*
/PBC,PATH, ,0

PDEF, ,S,Y,AVG

/PBC,PATH, ,0

!*
/PBC,PATH, ,0

PDEF, ,EPEL,Y,AVG

/PBC,PATH, ,0

PAGET,DADOS,TABL

POSICAO = 0

TENS_med = 0

DEF_med = 0

*DO,i,1,TAMANHO,1

```

TENS_med = TENS_med+DADOS(i,5)
DEF_med = DEF_med+DADOS(i,6)
*ENDDO

```

```

TENS_med = (-1)*TENS_med/TAMANHO

```

```

DEF_med = (-1)*DEF_med/TAMANHO

```

```

A_DEF = DEF_med*MODULO*B*L2/FORCE

```

```

A_TENS = TENS_med*B*L2/FORCE

```

```

ALFA_DEF = 0.09889+0.41967*LOG10(A_DEF)+0.06751*(LOG10(A_DEF))**2-
0.07018*(LOG10(A_DEF))^3+0.01082*(LOG10(A_DEF))**4

```

```

ALFA_TENS = 0.09889+0.41967*LOG10(A_TENS)+0.06751*(LOG10(A_TENS))**2-
0.07018*(LOG10(A_TENS))^3+0.01082*(LOG10(A_TENS))**4

```

- **ESE(T) Dowling:**

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

```

!ROTINA PARA AUTOMAÇÃO DA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS NO ANSYS

```

```

!PRÉ-PROCESSAMENTO

```

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

```

/CLEAR, NOSTART

```

```

/PREP7

```

```

SMRT,OFF

```

```

/TITLE, Analise Distancia Critica - COMPACT TENSION SPECIMEN

```

```

/COM, ***** TRINCA 2D - UTILIZANDO ELEMENTO PLANE82 *****

```

! ELEMENTO QUADRILATERAL PLANE82 (0 - Plane stress; 1 - Axisymmetric; 2 - Plane strain ; 3 - Plane stress
with thickness input)

ET,1,PLANE82,,,2

KEYOPT,1,3,2

KEYOPT,1,5,2

KEYOPT,1,6,3

MODULO = 200e9

! PROPRIEDADES DO MATERIAL

MP,EX,1,MODULO

MP,NUXY,1,0.29

!TB,BKIN,1,1,2,1

!TBTEMP,0

!TBDATA,,575,9.8e3,,,

! DEFINE O VALOR DE PI

PI = 4*ATAN(1)

!!

!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!! DIMENSÕES CARACTERISTICAS DO ESE(T) D. !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

! DEFINE ESPESSURA DO CP (m)

B = 12.5E-3

PROPORCAO = 5

! RELAÇÃO ENTRE O TAMANHO DA TRINCA E A LARGURA DO CP

ALFA_1 = 0.9

! METADE DA ALTURA DO STRAIN GAGE

H_gage = 1.5e-3

! DEFINE OS RAIOS DOS NÓS DOS ELEMENTOS QUARTER-POINT EM RELAÇÃO A PONTA DA TRINCA

! PERCENTUAL DO TAMANHO DO RAIOS EM RELAÇÃO AO TAMANHO DA TRINCA

RATE = 0.01

! RAZÃO DA DISTANCIA DOS NÓS DA 2a CAMADA DOS ELEMENTOS

FRACAO = .075

!!

!!

!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!! S O L I C I T A C A O !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

! DEFINE A FORÇA APLICADA (N)

FORCE = 5087

!!

!!!!!!! PARAMETRIZAÇÃO DAS MEDIDAS DO CT E DOS ESFORÇOS APLICADOS NO ESE(T) D. !!!!!!!!

!!

! DEFINE ALTURA DO CP (m)

$$H1 = 1 * PROPORCAO * B$$

! DEFINE COMPRIMENTO DO CP (m)

$$L1 = PROPORCAO * B \quad !W \text{ no desenho da norma}$$

! TAMANHO DA TRINCA EFETIVA

$$TRINCA = L1 * (ALFA_1)$$

! POSIÇÃO DA PONTA DA TRINCA

$$PONTO_2 = L1 - TRINCA$$

$$CRACK_RAD = TRINCA * RATE$$

! DEFINE A CARGA APLICADA (Pa)

$$CARGA = FORCE / (L1 * B)$$

!!

!!

!!!!!!!!!! CALCULO TEORICO DO FATOR INTENSIDADE DE TENSÕES !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

$$PARTE_1 = 0.265 * (1 - ALFA_1) ** 4$$

PARTE_2 = 0.857+0.265*ALFA_1

PARTE_3 = (1-ALFA_1)**1.5

FP_TEO = PARTE_1+(PARTE_2/PARTE_3)

K_TEO = (FP_TEO*CARGA*(PI*TRINCA)**.5)/1E6

!!

!!

!!

!!

!!!!!!!!!!!!!! CONSTRUÇÃO DA GEOMETRIA DO ESE(T) D. !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!

!!

!GERAÇÃO DOS KEYPOINT

K,1,0,0,0,

K,2,PONTO_2, , ,

K,3,L1, , ,

K,4, L1,H1,

K,5,0, H1,

K,6,0,H_GAGE,0

!GERAÇÃO DA AREA

L,1,2

L,2,3

L,3,4

L,4,5

L,5,6

L,6,1

AL,ALL

!DISCRETIZAÇÃO DA MALHA

LESIZE,1, , , 40, !100

LESIZE,2, , , 40, !100

LESIZE,3, , , 100, !100

LESIZE,4, , , 100, !100

LESIZE,5, , , 30, !100

LESIZE,6, , , 20, !15

ALLSEL,ALL

MSHAPE,1,2D

MSHKEY,0

!!

! DEFINE CARACTERÍSTICAS DO ELEMENTO NA PONTA DA TRINCA

!!

KSCON,2,CRACK_RAD,1,8,FRACAO

AMESH,ALL


```
/POST1
```

```
!DEFINE A POSIÇÃO DOS NÓS USADOS PARA O CALCULO DO FATOR INTENSIDADE DE TENSÕES
```

```
POS_1 = 0
```

```
POS_2 = POS_1 + CRACK_RAD
```

```
POS_3 = POS_1 + CRACK_RAD*(1+FRACAO)
```

```
! SELEÇÃO DOS NÓS PARA O COMANDO LPATH (CTOD)
```

```
NSEL,S,LOC,Y,0
```

```
NSEL,R,LOC,X,POS_1
```

```
*GET,NOD1,NODE,,NUM,MIN
```

```
NSEL,S,LOC,Y,0
```

```
NSEL,R,LOC,X,POS_2
```

```
*GET,NOD2,NODE,,NUM,MIN
```

```
NSEL,S,LOC,Y,0
```

```
NSEL,R,LOC,X,POS_3
```

```
*GET,NOD3,NODE,,NUM,MIN
```

```
NSEL,ALL
```

```
! DEFINE O PATH COM O NOME = "KI"
```

```
PATH,KI,3,,48,
```

```
! DEFINE OS PATH POINTS POR NÓS
```

```
PPATH,1,NOD1
```

PPATH,2,NOD2

PPATH,3,NOD3

! CALCULA KI COM SYMM. B.C.

KCALC,0,1,0,1

*GET,KI,KCAL,,K,1

KI = KI/1E6

FP_EF = 1E6*(KI/((CARGA)*(PI*TRINCA)**.5))

!DIFERENÇA PERCENTUAL DAS ESTIMATIVAS

ERRO_PER = 200*(K_TEO - KI)/(K_TEO+KI)

!DEFINE o FATOR DE AJUSTE PARA A EQUAÇÃO DO BFM

TAMANHO = 200

PATH,GAGE,2,10,TAMANHO,

PPATH,1,0,,,4,

PPATH,2,0,,H_GAGE,,4,

AVPRIN,0, ,

!*

PDEF, ,S,Y,AVG

/PBC,PATH, ,0

!*

PDEF, ,EPEL,Y,AVG

/PBC,PATH, ,0

PAGET,DADOS,TABL

POSICAO = 0

TENS_med = 0

DEF_med = 0

*DO,i,1,TAMANHO,1

TENS_med = TENS_med+DADOS(i,5)

DEF_med = DEF_med+DADOS(i,6)

*ENDDO

TENS_med = (-1)*TENS_med/TAMANHO

DEF_med = (-1)*DEF_med/TAMANHO

A_DEF = DEF_med*MODULO*B*L1/FORCE

A_TENS = TENS_med*B*L1/FORCE