

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**DETERMINAÇÃO DE PARÂMETROS PARA
CRESCIMENTO DE TRINCA EM LIGAS METÁLICAS:
MODELAGEM E EXPERIMENTAÇÃO**

JÚLIO TOSHIO MANDAI

ORIENTADOR: JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

BRASÍLIA/DF: JUNHO – 2010

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

**DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS PARA CRESCIMENTO
DE TRINCA EM LIGAS METÁLICAS: MODELAGEM E
EXPERIMENTAÇÃO**

JÚLIO TOSHIO MANDAI

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA
DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE
MESTRE EM CIÊNCIAS MECÂNICAS.**

APROVADA POR:

**Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, D.Sc. (ENM-UnB)
(Orientador)**

**Prof. Edgar Nobuo Mamiya, D.Sc. (ENM-UnB)
(Examinador Interno)**

**Prof. Cassius Olívio Figueiredo Terra Ruckert, D.Sc. (USP)
(Examinador Externo)**

BRASÍLIA/DF, 08 DE JUNHO DE 2010

FICHA CATALOGRÁFICA

MANDAI, JÚLIO TOSHIO

Determinação dos Parâmetros para Crescimento de Trincas em Ligas Metálicas: Modelagem e Experimentação [Distrito Federal] 2010.

xiii, 158p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2010).

Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

1.Mecânica da Fratura

2.Propagação de Trincas

3.Modelagem Numérica

4.Modelagem Experimental

I. ENM/FT/UnB

II. ENM

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

MANDAI, J. T. (2010). Determinação dos Parâmetros para Crescimento de Trincas em Ligas Metálicas: Modelagem e Experimentação. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM.DM-150A/10, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 158p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Júlio Toshio Mandai.

TÍTULO: Determinação dos Parâmetros para Crescimento de Trinca em Ligas Metálicas: Modelagem e Experimentação.

GRAU: Mestre

ANO: 2010

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

Júlio Toshio Mandai

SQN 311 Bloco D AP. 311.

70757-040 Brasília – DF – Brasil.

Correio eletrônico: juliomandai@gmail.com

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 Alex, que sempre esteve disposto a tirar dúvidas e dar sugestões para a melhoria deste trabalho.

Ao Professor Cassius, que com seu conhecimento e vivência em ensaios experimentais de Mecânica da Fratura foi essencial à realização dos experimentos.

Aos amigos Leonardo Brant, Alessandra Nakazato e Marcus Sá que em muito me ajudaram no preparo e execução dos ensaios experimentais.

RESUMO

O presente trabalho aborda um estudo numérico-experimental do comportamento de um corpo de prova do tipo *Compact Tension Specimen* quando submetido a ensaios de Tenacidade à Fratura (*ASTM E399*) e de Crescimento de Trinca por Fadiga (*ASTM E647*).

Como resultado deste trabalho foi gerado um código numérico, utilizando o *software Ansys*, como base no procedimento experimental desenvolvido a partir das normas *ASTM* citadas acima, estabelecendo um padrão metodológico a ser aplicado na condução de testes de Mecânica da Fratura no Laboratório de Ensaios Mecânicos da UnB.

Adicionalmente, o desenvolvimento deste trabalho contribuiu para a melhor compreensão dos fenômenos de fratura em materiais metálicos, em especial do Aço CA6NM e do Alumínio 7050 T7451, que foram os materiais utilizados nos ensaios experimentais e na modelagem numérica.

ABSTRACT

This work presents a numerical-experimental approach to analyze the behavior of a compact tension specimen when submitted to Fracture Mechanics Toughness Test (*ASTM E399*) and Fatigue Crack Growth Test (*ASTM E647*).

As product of this work, a numerical code using Ansys software was developed to simulate the experimental procedure, developed based on the ASTM standards mentioned above. This procedure intends to provide a methodological basis to the tests that will be carried out at Mechanical Research Laboratory of University of Brasilia using compact tension specimen.

Furthermore, along the development of this work, a better understanding of fracture phenomena in metallic materials was achieved, in special for CA6NM Steel and 7050 T7451 Aluminum, which were used in experimental tests and in numerical modeling.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1	11
1 INTRODUÇÃO	11
1.1 ASPECTOS GERAIS	11
1.2 ASPECTOS HISTÓRICOS DO ESTUDO DA MECÂNICA DA FRATURA	12
1.3 OBJETIVOS DO TRABALHO	14
1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	15
CAPÍTULO 2	17
2 FUNDAMENTOS DA MECÂNICA DA FRATURA	17
2.1 ASPECTOS GERAIS	17
2.2 CONCEITOS FUNDAMENTAIS	20
2.2.1 Mecânica da Fratura Linear Elástica	20
2.2.2 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica	32
2.2.3 Propagação de Trincas por Fadiga	37
CAPÍTULO 3	45
3 MECÂNICA DA FRATURA COMPUTACIONAL	45
3.1 ASPECTOS GERAIS	45
3.2 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	46
3.3 ELEMENTOS FINITOS ESPECIAIS: <i>QUARTER POINT</i>	47
3.4 ANSYS	48
3.4.1 Descrição da Metodologia de Cálculo do Valor de K_I no Ansys	49
CAPÍTULO 4	52
4 METODOLOGIA NUMÉRICA	52
4.1 ASPECTOS GERAIS	52
4.2 MODELO NUMÉRICO DE CRESCIMENTO DE TRINCAS	53
4.2.1 Metodologia do código numérico	53
4.3 MODELO REAL E MODELO IDEAL	58
CAPÍTULO 5	59
5 METODOLOGIA EXPERIMENTAL	59
5.1 ASPECTOS GERAIS	59
5.2 MATERIAIS UTILIZADOS NOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS	59
5.2.1 Liga de Alumínio 7050 T7451	59
5.2.2 Liga de Aço <i>ASTM A743 (CA6NM)</i>	60
5.3 DIMENSÕES DOS CORPOS DE PROVA	61
5.4 ENSAIO DE TENACIDADE A FRATURA – <i>ASTM E399</i>	62
5.4.1 Corpo de Prova	63
5.4.2 Aparatos Experimentais	67
5.4.3 Procedimento Experimental	69
5.5 ENSAIO DE CRESCIMENTO DE TRINCAS POR FADIGA – <i>ASTM E647</i>	72
5.5.1 Critérios de Validação do Ensaio de Propagação de Trincas	73
5.5.2 Curva da/dN versus ΔK	74
5.5.3 Ensaio de ΔK_{th}	75
CAPÍTULO 6	77
6 RESULTADOS	77
6.1 ASPECTOS GERAIS	77
6.1.1 Resultados do Ensaio de Tenacidade a Fratura	77

6.1.2	Resultados do Ensaio de Propagação de Trincas para a Liga de Aço CA6NM	78
6.1.3	Resultados do Ensaio de Propagação de Trincas para a Liga de Alumínio 7050 T7451	85
CAPÍTULO 7	91
7	CONCLUSÕES	91
CAPÍTULO 8	92
8	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	92
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	93
APÊNDICES	97

LISTA DE TABELAS

Tabela. 5.1. Composição química em % de peso da liga de alumínio 7050 T7451.....	60
Tabela. 5.2. Propriedades mecânicas da liga de Alumínio 7050 T7451.....	60
Tabela. 5.3. Composição química em % de peso da liga de aço A743.....	61
Tabela. 5.4. Propriedades mecânicas da liga do Aço A743.	61
Tabela. 5.5. Dimensões do corpo de prova para o ensaio de propagação de trinca.	61
Tabela. 5.6. Dimensões do corpo de prova para o ensaio de tenacidade a fratura.	62
Tabela. 6.1. Resultados de Tenacidade para a Liga de Alumínio 7050 T7451.....	77
Tabela. 6.2. Parâmetros experimentais de crescimento de trinca para o Aço CA6NM..	79
Tabela. 6.3. Parâmetros experimentais de crescimento de trinca para o Alumínio 7050 T7451.....	85

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Caso (a) do avião <i>Comet</i> que explodiu em pleno vôo e (b) do navio <i>Liberty</i> que se partiu ao meio.....	12
Figura 2.1. Micro cavidades na seção de ruptura.	18
Figura 2.2. Facetas de clivagem, indicando o sentido de propagação da trinca.....	19
Figura 2.3. Mecanismo de separação intergranular.	19
Figura 2.4. Fator de Concentração de tensão segundo Inglis para um furo elíptico.....	21
Figura 2.5. Diferentes modos de carregamento em uma trinca.	22
Figura 2.6. Coordenadas na ponta da trinca.	24
Figura 2.7. Distribuição elástica da tensão na região da trinca.	25
Figura 2.8. Esquema tridimensional da região da zona plástica.....	27
Figura 2.9. Critério de Griffith, (a) Placa plana com trinca central e (b) Diagrama carregamento-deslocamento.	30
Figura 2.10. Caminho de contorno ao redor de uma ponta de trinca.....	33
Figura 2.11. Distribuição dos pontos correlatos para o cálculo de CTOD.....	36
Figura 2.12. Crescimento de trincas por fadiga.....	38
Figura 2.13. Curva da/dN esquemática.	40
Figura 2.14. Zona de Deformação Plástica na Ponta da Trinca.	44
Figura 3.1. Elementos finitos especiais <i>quarter-points</i> quadrilateral e triangular.....	48
Figura 3.2. Coordenadas locais para uma trinca tridimensional.....	50
Figura 3.3. Nós utilizados para aproximação dos deslocamentos na ponta da trinca.....	51
Figura 4.1. Geometria do elemento finito quadrilateral de 8 nós.	52
Figura 4.2. Distribuição do carregamento no modelo numérico.	54
Figura 4.3. Desenho esquemático para a propagação de trincas no <i>Ansys</i>	54
Figura 4.4. Fluxograma esquemático para a abordagem utilizada no <i>Ansys</i>	56
Figura 4.5. Definição das áreas para discretização da malha.	57
Figura 4.6. Malha de elementos finitos.....	58
Figura 5.1. Corpo de prova utilizado no ensaio de propagação de trinca.	62
Figura 5.2. Dimensões e tolerâncias para o CTS.....	64
Figura 5.3. Tipos de entalhe.	65
Figura 5.4. Orientação dos corpos de prova em relação ao sentido de laminação.	66
Figura 5.5. Alinhamento do conjunto (garra, corpo de prova e pinos).	67
Figura 5.6. Representação esquemática do encaixe do <i>clip gauge</i> no corpo de prova... 68	
Figura 5.7. Limites para inclinação do plano da trinca.	74
Figura 6.1. Tenacidade a Fratura - CP01 da liga de alumínio 7050 T7451.	78
Figura 6.2. Tenacidade a Fratura - CP02 da liga de alumínio 7050 T7451.	78
Figura 6.3. Curva da/dN versus ΔK para o Aço CA6NM do (a) CP 01 e (b) CP 02 comparando os dados experimentais (UnB) e numéricos.	79
Figura 6.4. Curva da/dN versus ΔK para o Aço CA6NM, comparando os dados experimentais (UnB e EESC-USP) e numéricos.	80
Figura 6.5. Ensaio experimental de propagação de trinca do (a) CP01 e (b) CP02 para a liga de aço CA6NM.....	81
Figura 6.6. Curva de a versus K_I para o Aço CA6NM.	82
Figura 6.7. Visualização dos CP01 e CP02 após o ensaio de propagação de trinca para a liga de aço CA6NM.....	83
Figura 6.8. Curva da/dN versus ΔK para obtenção do ΔK_{th} do Aço CA6NM.	84
Figura 6.9. Curva da/dN versus ΔK experimental completa para o Aço CA6NM.....	84

Figura 6.10. Curva da/dN versus ΔK para o Alumínio 7050 T7451 do (a) CP 01 e (b) CP 02 comparando os dados experimentais (UnB) e numéricos.....	86
Figura 6.11. Curva da/dN versus ΔK para o Alumínio 7050 T7451, comparando os dados experimentais (UnB e Schubbe) e numéricos.....	86
Figura 6.12. Propagação de trinca do CP01 para a liga de alumínio 7050 T7451.	87
Figura 6.13. Propagação de trinca do CP02 para a liga de alumínio 7050 T7451.	87
Figura 6.14. Curva de a versus K_I para o Alumínio 7050 T7451.....	88
Figura 6.15. Visualização dos CP01 e CP02 de Alumínio 7050 T7451.....	89
Figura 6.16. Curva da/dN versus ΔK para obtenção do ΔK_{th} do Alumínio 7050 T7451.....	90
Figura 6.17. Curva da/dN versus ΔK experimental completa para o Alumínio 7050 T7451.....	90

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

a	Tamanho de trinca superficial
a_i	Tamanho inicial da trinca
a_f	Tamanho final da trinca
B	Espessura do espécime
C	Constante da equação de Paris
E	Módulo de elasticidade
F	Fator de forma
$f(a/W)$	Função adimensional de a/W
G	Taxa de liberação de energia
h	Altura do entalhe do espécime
J	Integral J
m	Expoente da equação de Paris
n	Vetor unitário normal ao longo de Γ
K	Fator intensidade de tensões
K_c	Fator de intensidade de tensão crítico
K_I	Fator intensidade de tensões no modo I
K_{II}	Fator intensidade de tensões no modo II
K_{III}	Fator intensidade de tensões no modo III
K_{IC}	Tenacidade a fratura sob estado plano de deformação
K_T	Concentrador de tensões
K_{th}	<i>K threshold</i>
K_Q	Valor provisório de tenacidade a fratura
R	Razão de carregamento
r	Raio de curvatura na ponta da trinca
r_p	Raio da zona plástica
s	Distância ao longo do caminho Γ
S_y	Tensão de escoamento
T	Trabalho realizado por forças externas
t_x	Vetor tração ao longo do eixo x

t_y	Vetor tração ao longo do eixo y
u	Vetor deslocamento
U	Energia total
U_0	Energia elástica
U_a	Varição de energia elástica
U_γ	Varição de energia elástica superficial
V_m	Abertura da boca da trinca
W	Largura do espécime

Símbolos Gregos

Δ	Varição entre duas grandezas similares
σ_1	Tensão principal na direção 1
σ_2	Tensão principal na direção 2
σ_3	Tensão principal na direção 3
σ_{esc}	Tensão de escoamento
σ_n	Tensão nominal
$\sigma_{máx}$	Tensão máxima
σ_u	Tensão de ruptura
σ_{mises}	Tensão de Von Mises
σ_x	Tensão na direção x
σ_y	Tensão na direção y
σ_z	Tensão na direção z
ν	Poisson
Γ	Caminho qualquer ao redor da trinca

Siglas

APDL	<i>Ansys Parametric Design Language</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CP	Corpo de prova
COD	<i>Crack Opening Displacement</i>
CMOD	<i>Crack Mouth Opening Displacement</i>

CTS	<i>Compact Tension Specimen</i>
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i>
EPT	Estado Plano de Tensão
EPD	Estado Plano de Deformação
HSLA	<i>High strength low alloy</i>
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MFEP	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
MTS	<i>Material Testing System</i>
NEMAF	Núcleo de Ensaios Mecânicos e Análise de Falhas
SENB	<i>Single Edge Notched Bend</i>

CAPÍTULO 1

1 INTRODUÇÃO

1.1 ASPECTOS GERAIS

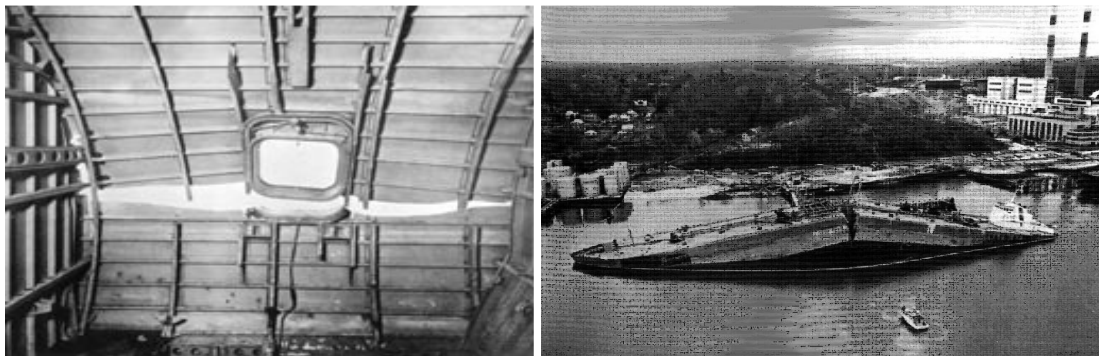
O entendimento do fenômeno de crescimento de trincas é de fundamental importância para o desenvolvimento de planos de inspeção e de manutenção em diversos campos da engenharia. Prejuízos financeiros enormes podem ser evitados caso se conheça o comportamento mecânico do componente fraturado de uma máquina que esteja em serviço. Esse conhecimento pode diminuir também o número de intervalos de manutenção de maneira segura, estendendo a vida em serviço do componente. Nos Estados Unidos, o custo da presença de fraturas ou trincas em materiais na indústria é de aproximadamente 120 bilhões de dólares por ano, ou algo em torno de 4% do produto nacional bruto dos EUA em 2000 (Saouma, 2000). Porém, estudos mostram que é possível reduzir esses custos em torno de 35 bilhões de dólares apenas utilizando tecnologias já existentes e mais 28 bilhões de dólares poderiam ser economizados caso novas pesquisas fossem realizadas na prevenção de efeitos indesejados das trincas.

O fenômeno de propagação de trincas pode ser estudado considerando diversos aspectos, por exemplo: a análise de tensões, energia necessária para causar a falha, micro-mecanismos de fratura, aplicações da fratura e muitos outros. Uma das consequências indiretas da fratura é a propagação instável de um trinca por fadiga, que causa a ruptura de um componente estrutural. A fadiga é um tipo de falha mecânica causada principalmente pela aplicação repetida de carregamentos oscilatórios ou variáveis na estrutura. Essa falha por fadiga depende dos detalhes da geometria e do ponto onde a sollicitação mecânica é maior.

Trincas causadas por fadiga são muito comuns e embora com o conhecimento atual seja possível prever a sua ocorrência, diversas falhas em componentes mecânicos ocorreram devido à presença de trincas. Três importantes casos de falhas por fadiga ocorridos durante a década de 1950 e a aplicação com grande sucesso das teorias da mecânica da fratura para explicação desses casos contribuíram de maneira muito importante para a aceitação da mecânica da fratura na comunidade de engenheiros na época. Esses casos foram: a

explosão durante o voo do avião a jato *Comet* em 1955, ilustrado na Fig. (1.1a), as fraturas ocorridas a 3600 *rpm* de componentes rotativos de turbinas a gás de geradores elétricos em 1955-1956, e as falhas de motores dos foguetes *Polaris* e *Minuteman* com propelentes sólidos em 1957. Um caso anterior a estes e que ajudou a popularizar a mecânica da fratura foram os casos de fratura frágil dos navios *Liberty*, ilustrado na Fig. (1.1b), ocorridas logo no começo da 2ª Guerra Mundial, quando os estaleiros dos Estados Unidos estavam a todo vapor produzindo navios cargueiros para abastecer a Europa. Dos 2500 navios *Liberty* fabricados durante a 2ª Guerra Mundial, 145 partiram-se ao meio e aproximadamente 700 sofreram sérias falhas (Anderson, 2005).

Apesar de trágicos, esses acidentes foram importantes para chamar a atenção dos engenheiros da época, o que contribuiu para o avanço no que diz respeito ao entendimento do comportamento à fratura de estruturas e metodologias de análises de problemas de mecânica da fratura, tornando assim os componentes mecânicos muito mais seguros e confiáveis.



(a)

(b)

Figura 1.1. Caso (a) do avião *Comet* que explodiu em pleno voo e (b) do navio *Liberty* que se partiu ao meio.

1.2 ASPECTOS HISTÓRICOS DO ESTUDO DA MECÂNICA DA FRATURA

Assim como em diversos outros ramos da ciência, a mecânica da fratura nasceu não de um, mas de diversos acontecimentos importantes. Em muitos casos, os experimentos realizados em nada tinham a ver com a mecânica da fratura, pois ela ainda nem era um fenômeno

conhecido. Logo abaixo são enumerados diversos acontecimentos que contribuíram para o desenvolvimento da mecânica da fratura, e ajudaram a consolidá-la como uma nova área de estudo.

1. Em 1889, o engenheiro alemão o Kirsch mostrou que uma placa plana com furo circular submetida a uma tensão uniforme possuía um concentrador de tensão da ordem de três na região do furo. (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 clássicos estudos de Griffith, que originalmente não estava interessado na resistência de estruturas trincadas (a Mecânica da Fratura ainda não era considerada uma disciplina), mas na resistência à tração de sólidos cristalinos. 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 suas resistências. Assim, Griffith determinou que a presença de pequenas falhas elípticas fosse responsável na redução drástica 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 fraturamento da estrutura. Durante a propagação da trinca, a energia potencial (tanto trabalho externo e energia interna de deformação) é liberada e transferida para criar uma nova superfície de trinca.

5. Após o trabalho de Griffith, não foram realizadas pesquisas no campo da Mecânica da Fratura por aproximadamente 20 anos, até que em 1939 Westergaard (Westergaard, 1939) formulou uma expressão para o campo de tensões próximo da zona da trinca.

6. Até esse ponto, a Mecânica da Fratura ainda era relativamente obscura e uma ciência “esotérica”. 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, pesquisador da Marinha Americana (Irwin, 1960), utilizando as idéias de Griffith, fez três grandes contribuições à mecânica da fratura:

i) Estendeu a teoria original de Griffith para metais, considerando o escoamento na ponta da trinca. Isso resultou no que é conhecida como Teoria Modificada de Griffith.

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

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

7. O crescimento subcrítico de trincas foi subseqüentemente estudado. Essa forma de propagação de trincas é dada 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 1962, 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 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 (Rice, 1968).

9. Erdogan e Shih nos anos 70 introduziram o primeiro modelo para propagação de trinca em diferentes modos (Shih, 1976).

10. Outros avanços foram feitos subseqüentemente em diversas sub-disciplinas da mecânica da fratura: (i) crescimento dinâmico da trinca; (ii) fratura de laminados e compósitos. (iii) técnicas numéricas; (iv) metodologias de projetos, e outros.

1.3 OBJETIVOS DO TRABALHO

Este é um trabalho de pesquisa numérico-experimental que visa determinar parâmetros de crescimento de trincas em materiais metálicos. O trabalho consiste na modelagem numérica de propagação de trincas em corpos de prova do tipo CTS (*Compact Tension Specimen*), com sua posterior validação por meio de ensaios experimentais. Essa

metodologia numérica é escrita em linguagem *APDL* para o *software Ansys*, que é um código comercial de análise estrutural que utiliza o método dos elementos finitos.

Além da validação das simulações numéricas, os ensaios em laboratório serviram para estabelecer um conjunto de procedimentos experimentais para serem utilizados no Laboratório de Ensaios Mecânicos da UnB. Além do mais, ao final desta dissertação há um guia passo a passo do procedimento experimental para os ensaios de tenacidade a fratura e de propagação de trincas por fadiga.

1.4 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

O primeiro capítulo apresenta uma breve introdução sobre os acontecimentos históricos que marcaram um período de muita preocupação dos engenheiros sobre os casos de falhas ocorridas em diversos componentes que serviram de motivação para os primeiros estudos sobre a mecânica da fratura, além dos objetivos do trabalho.

O segundo capítulo apresenta uma revisão sobre os conceitos fundamentais da mecânica da fratura. É realizada uma apresentação bem geral da teoria para em seguida passar pelos diversos conceitos que abrangem a mecânica da fratura. São apresentadas as equações que regem os campos de tensão na ponta da trinca e a abordagem energética de Griffith relacionando a tensão de fratura com o tamanho de trinca, bem como uma breve explicação sobre o campo de validade da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE). Uma explicação sobre o método integral J, o método *CTOD* (*crack tip opening displacement*) e sobre crescimento de trincas por fadiga são vistos ao final deste capítulo.

O terceiro capítulo aborda técnicas de modelagem numérica para simulação de problemas envolvendo fratura. É realizada uma breve passagem sobre o desenvolvimento da mecânica da fratura computacional, passando para a explicação dos elementos finitos especiais “*quarter-points*” que são poderosas ferramentas para análises de mecânica da fratura computacional. Uma apresentação sobre o código de elementos finitos *Ansys* é feita ao final deste capítulo.

O quarto capítulo apresenta a metodologia numérica para propagação de trincas no *Ansys*. O código numérico desenvolvido nesta dissertação é explicado por meio de seus principais

comandos, onde no final é mostrado um diagrama para explicar o procedimento numérico de propagação de trincas.

O quinto capítulo apresenta os materiais utilizados nos ensaios experimentais deste trabalho, bem como a metodologia experimental para os ensaios de tenacidade a fratura, regido pela norma *ASTM E399*, e de propagação de trincas por fadiga, regido pela norma *ASTM E647*.

O sexto capítulo expõe os resultados numéricos e experimentais, onde estes são apresentados em forma de gráficos. As análises e considerações dos resultados obtidos são feitas nesse capítulo.

O sétimo capítulo apresenta as conclusões das atividades realizadas ao longo deste trabalho. O oitavo capítulo expõe as propostas para trabalhos futuros seguindo a linha de trabalho desenvolvida nesta dissertação de mestrado.

No final deste trabalho estão disponíveis os apêndices com os guias passo a passo dos ensaios de tenacidade a fratura e propagação de trinca, além de um guia para a troca de garras na MTS. Em seguida, são apresentados os algoritmos desenvolvidos para o *Ansys* em linguagem *APDL*. E por último, é apresentada uma análise da influência do diâmetro do furo e do tamanho do entalhe no comportamento do CTS.

CAPÍTULO 2

2 FUNDAMENTOS DA MECÂNICA DA FRATURA

2.1 ASPECTOS GERAIS

A mecânica da fratura tem como um dos objetivos principais prever se uma estrutura irá ou não falhar devido à presença de uma trinca. Diz-se que um elemento sofre fratura quando ocorre a separação em dois ou mais objetos devido à aplicação de uma tensão. A análise das condições de crescimento de uma fissura é feita a partir do campo de tensões existentes em sua extremidade, que é quantificada pelo fator de intensidade de tensões K . Assim, comparando-se esse valor de K com uma característica peculiar de cada material, chamada tenacidade à fratura, é possível prever se um componente fissurado irá ou não falhar quando submetido a alguma solicitação (Anderson, 2005).

É bem comum uma fratura ocorrer em uma estrutura aparentemente não danificada quando solicitada ciclicamente. Usualmente, isso é causado por micro falhas na estrutura de onde ocorre a nucleação das trincas. Dessa forma, a trinca pode crescer a partir de um concentrador de tensões, diminuindo a resistência mecânica da estrutura até seu colapso. A mera presença de uma trinca não condena um componente do ponto de vista estrutural, porém, caso haja algum tipo de solicitação mecânica é necessário saber quanto tempo essa trinca inicial levará até alcançar um tamanho crítico no qual o componente se tornará inseguro e falhará.

Sob a ótica da Mecânica da Fratura a tolerância ao dano é uma propriedade que uma estrutura possui para suportar a presença de um trinca de maneira segura. A modelagem matemática para fazer esse tipo de análise em estruturas com trincas é feita pela Teoria da Elasticidade, que fornece os conceitos e equações necessárias para a determinação do crescimento da trinca e o quanto a estrutura pode suportar. Toda essa abordagem procura considerar o campo de tensões e deformações junto a defeitos em componentes.

As técnicas da mecânica da fratura baseiam-se no:

- Comportamento linear-elástico (MFLE), parâmetro representativo do campo de tensões à frente de um defeito,

- Comportamento elasto-plástico (MFEP), capacidade de deformação localizada à frente de defeitos, esse comportamento em materiais nem sempre é facilmente previsível.

Hoje, podem-se responder diversas questões que até há algumas décadas atrás não eram possíveis de serem respondidas. Porém, essas respostas podem não ser tão confiáveis, já que a região que envolve a ponta da trinca ainda guarda muitas “armadilhas” aos pesquisadores.

O crescimento de trincas pode ocorrer de forma estável bem antes que ocorra a fratura final, sendo este mecanismo conhecido como trincamento. Já a propagação da trinca de maneira instável é conhecida como fraturamento, pois a fratura final é em geral um evento terminal. O crescimento da trinca pode acontecer basicamente de três maneiras:

- Fratura dúctil: ocorre a deformação substancial do material até a falha. Primeiramente ocorre o descolamento das inclusões, que em seguida dará lugar a micro cavidades, ilustrado na Fig. (2.1), e o crescimento dessas micro cavidades (coalescimento de micro vazios) é que provocará a ruptura.

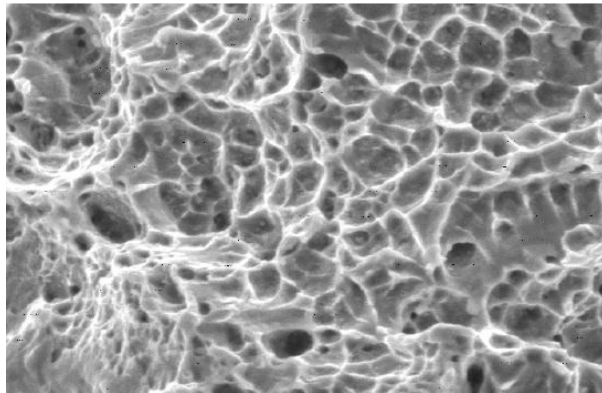


Figura 2.1. Micro cavidades na seção de ruptura.

- Fratura frágil: ocorre pouca deformação do material, envolvendo a separação dos planos cristalinos, esse tipo de fratura é ilustrado na Fig. (2.2);

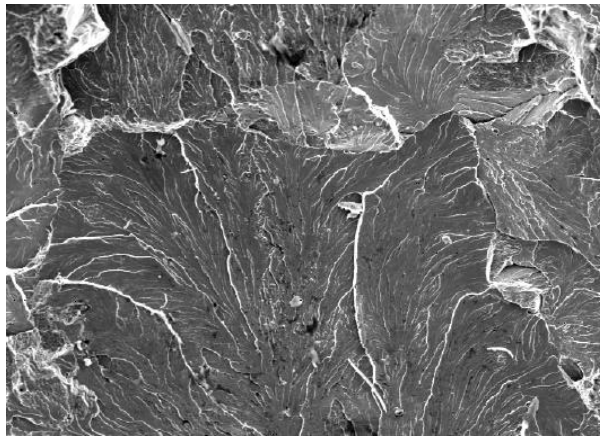


Figura 2.2. Facetas de clivagem, indicando o sentido de propagação da trinca.

- Fratura intergranular: ocorre a separação do material ao longo dos contornos de grão, ilustrada na Fig. (2.3). E esse mecanismo é extremamente frágil, facilitado pela presença de grãos grosseiros.

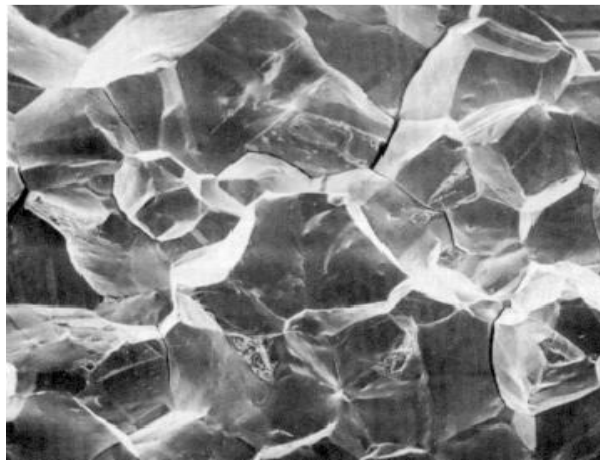


Figura 2.3. Mecanismo de separação intergranular.

2.2 CONCEITOS FUNDAMENTAIS

2.2.1 Mecânica da Fratura Linear Elástica

A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) é responsável por averiguar os problemas relacionados à fratura de materiais predominantemente em regime elástico ou cujo comportamento inelástico seja supostamente desprezível ou com atuação muito localizada. Devido à característica inerente da fratura ocorrer em materiais frágeis, a MFLE também pode ser chamada de Mecânica da Fratura Frágil (Pastoukhov e Voorwald, 1995). Tais materiais são, entre outros, os materiais de alta resistência utilizados largamente na indústria aeronáutica, aços de alta resistência e baixa liga (HSLA) e aços inoxidáveis trabalhados a frio (Broek, 1988).

2.2.1.1 Fator de Concentração de Tensões

A análise do campo de tensões nas proximidades de descontinuidades geométricas deve ser feita com cautela, pois nessas regiões existem variações bruscas na tensão nominal σ_n . Porém, em componentes de engenharia existem furos, entalhes, rasgos ou detalhes similares para fixação e operação, os quais concentram as tensões nominais. Espera-se que durante a fase de projeto o engenheiro siga boas recomendações práticas de projeto mantendo os raios desses entalhes os maiores possíveis, reduzindo as concentrações de tensões.

Essas concentrações de tensões são geralmente associadas a falhas em componentes mecânicos. Assim, é importante conhecer as grandezas e distribuições dessas tensões e deformações. Griffith propôs a existência de uma discrepância entre a resistência à tração teórica e a resistência à fratura observada (Callister, 2000), tal discrepância poderia ser explicada pela presença de defeitos microscópicos que sempre existem em condições normais na superfície e no interior de um material. Tais defeitos implicam na diminuição da resistência à fratura, funcionando como concentradores de tensões.

O efeito da amplificação da tensão depende da orientação e da geometria do entalhe. A magnitude da tensão localizada na ponta da trinca diminui em função da distância da

extremidade da trinca. Em posições mais distantes da ponta da trinca, a tensão será igual ou próxima à tensão nominal σ_n , ou ainda, à carga aplicada dividida pela área da seção reta do corpo. Em 1913, Inglis, durante investigação de defeitos inesperados em navios, demonstrou como se comporta a solução das tensões em uma placa plana em volta de um orifício elíptico. A equação proposta por Inglis considera uma trinca de formato elíptico, como ilustrado na Fig. (2.4), orientada de acordo com a direção perpendicular à tensão aplicada, a tensão máxima, $\sigma_{máx}$, na ponta da trinca, é dada por:

$$\sigma_{máx} = \sigma_n \left[1 + 2 \left(\frac{a}{r} \right)^{1/2} \right] \quad (2.1)$$

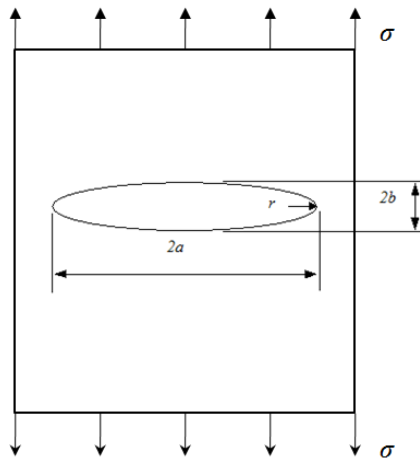


Figura 2.4. Fator de Concentração de tensão segundo Inglis para um furo elíptico.

onde, a representa o tamanho de trinca superficial e r o raio de curvatura da ponta na trinca. Assim, o valor da tensão máxima, $\sigma_{máx}$, pode ser muitas vezes maior do que o valor da tensão nominal, σ_n . O valor do fator de concentração de tensões é determinado na maioria das vezes na seguinte maneira:

$$K_t = \frac{\sigma_{máx}}{\sigma_n} \quad (2.2)$$

É válido dizer que o efeito de concentração de tensões não se observa apenas para furos, rasgos ou outros entalhes de dimensões macroscópicas. Esse efeito é claramente evidenciado também em defeitos mesoscópicos presentes em qualquer componente. Além disso, o efeito de concentração de tensões é mais evidenciado em materiais frágeis, pois em materiais dúcteis pode ocorrer uma redistribuição de tensões na região da trinca, já que as deformações plásticas ocorrerão quando as tensões equivalentes excederem o limite de escoamento do material.

2.2.1.2 Modos de Carregamento

O campo de tensões na ponta de uma trinca é de grande interesse para a MFLE. A superposição da ação das cargas estáticas permite considerar os campos de tensão e de deformação de uma trinca 3D, sob um carregamento qualquer, como uma função linear dos campos, correspondentes aos modos básicos de carregamento. A aplicação deste princípio, em problemas da mecânica da fratura, permite reduzi-los a três problemas nos chamados Modos I, II e III de crescimento de trincas (Pastoukhov e Voorwald, 1995). A Fig. (2.5) apresenta esquematicamente esses três modos possíveis de carregamento de uma trinca sob a ação de forças.

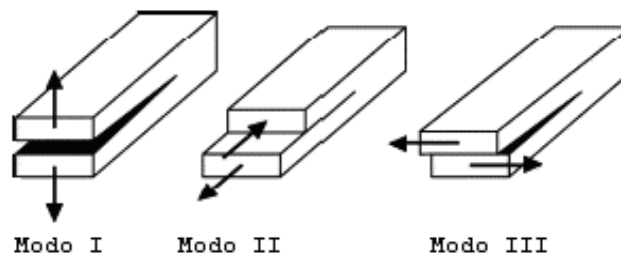


Figura 2.5. Diferentes modos de carregamento em uma trinca.

- a) Modo I: carregamento em tração, com abertura da ponta da trinca.
- b) Modo II: cisalhamento puro, com deslocamento das superfícies da trinca paralelamente a si mesmas e perpendiculares à frente de propagação.

c) Modo III: rasgamento com deslocamento das superfícies da trinca paralelamente a si mesmas

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. O Modo I é encontrado na maioria dos casos práticos da engenharia. É comum, também, que a propagação de trincas ocorra por combinação de alguns dos modos de carregamento, principalmente dos modos I e II.

2.2.1.3 Fator de Intensidade de Tensão

O fator de intensidade de tensão K constitui uma medida fundamental para a determinação da estabilidade de uma trinca à fratura, e para estimar a propagação de trincas solicitadas ciclicamente. Dessa maneira, o fator de intensidade de tensões tem sido compilado em diversos manuais para diversas situações de geometria e carregamento. Entretanto, em muitas situações a geometria é tão complexa que uma expressão para K pode não ser encontrada em tais referências. Neste contexto, os métodos numéricos surgem como uma ferramenta poderosa que se caracteriza pela facilidade na descrição de geometrias e das condições de contorno.

Um sistema de coordenadas para descrever o campo de tensões na vizinhança da trinca é ilustrado na Fig. (2.6), esse sistema de coordenadas polar r e θ é usado no plano x - y , que é normal ao plano da trinca. Para qualquer caso de carregamento em tração (modo I), as tensões próximas a ponta da trinca são funções tanto da distância radial r como do ângulo θ , de acordo como se segue:

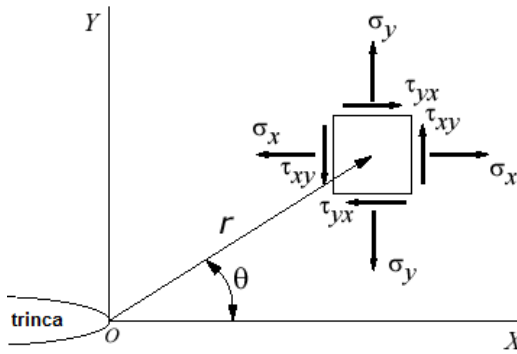


Figura 2.6. Coordenadas na ponta da trinca.

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (2.3)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (2.4)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \dots \quad (2.5)$$

$$\sigma_z = 0 \quad \text{EPT (Estado Plano de Tensões)} \quad (2.6)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad \text{EPD (Estado Plano de Deformações)} \quad (2.7)$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (2.8)$$

Essas equações são baseadas na Teoria da Elasticidade e 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 Eqs. (2.3), (2.4) e (2.5) se aproximam de infinito à medida que r se aproxima de zero, como ilustra a Fig. (2.7). Isso é causado especificamente se as

tensões forem proporcionais ao inverso de \sqrt{r} . Portanto, existe uma singularidade matemática no modelo que define a ponta da trinca, logo nenhum valor de tensão na ponta da trinca pode ser previsto por estas equações. Verifica-se também que todas as componentes não nulas das Eqs. (2.3), (2.4) e (2.5) são proporcionais à quantidade K_I , e os fatores restantes simplesmente fornecem 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, e sua definição é dada pela seguinte equação:

$$K_I = \lim_{r, \theta \rightarrow 0} (\sigma_y \sqrt{2\pi r}) \quad (2.9)$$

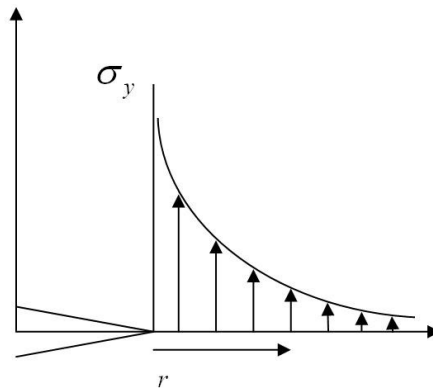


Figura 2.7. Distribuição elástica da tensão na região da trinca.

Porém, na prática os materiais (principalmente os 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 se observa para materiais reais. Essa singularidade é uma característica do modelo matemático. A região plástica na ponta da trinca é explicada na seção (2.2.1.5).

2.2.1.4 Tenacidade à Fratura

A tenacidade à fratura K_{IC} de um material caracteriza sua resistência ao crescimento de uma trinca, ou seja, a quantidade de energia que o material pode absorver até o momento da falha. Essa propriedade é uma maneira quantitativa de expressar a resistência à fratura frágil de um material quando uma trinca está presente. A fratura irá ocorrer quando o valor de K (fator de intensidade de tensões) superar o valor de K_{IC} . Valores baixos de tenacidade à fratura costumam ocorrer em materiais frágeis, enquanto que valores altos de tenacidade à fratura ocorrerem em materiais dúcteis.

O valor de K_{IC} também é conhecido como tenacidade à fratura sob condições de estado plano de deformações. Um 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. Essa é uma característica que define a universalidade das equações para o estado de tensões na ponta da trinca, como mostrado na seção (2.2.1.3), que podem ser aplicadas a qualquer tipo de entalhe.

2.2.1.5 Zona Plástica na Região da Trinca

Como visto na solução do campo de tensões para a região da ponta de trinca, mostrada nas Eqs. (2.3), (2.4) e (2.5), foi mostrado que matematicamente sempre existirá uma singularidade nessa região. Porém, em um caso prático, quando submetidos a uma tensão acima da tensão de escoamento os metais tendem a escoar, o que provoca uma deformação plástica na região. E quando submetida a uma tensão, sempre haverá uma região próxima da ponta da trinca onde o material se deformará plasticamente e a tensão nunca alcançará o infinito. O caso de tensões infinitas na ponta da trinca é válido apenas do ponto de vista da teoria da elasticidade, pois a Lei de Hooke não impõe limitações para tensões e deformações (Broek, 1988).

Sob estado plano de deformação, a tensão σ_z é não nula, isso faz com que as tensões $\sigma_x = \sigma_y$ necessárias para causar escoamento sejam aumentadas, em contrapartida o tamanho da zona plástica é diminuído em relação ao estado plano de tensão. Esse aumento na

resistência ao escoamento é causado por uma restrição geométrica e resulta em um estado hidrostático de tensões na região da trinca.

Considerando o interior de uma geometria onde se observa o estado plano de deformação, sempre haverá o caso de estado plano de tensões em sua superfície. Com a existência do estado plano de deformações no interior da geometria, a tensão σ_z aumentará gradualmente de zero (na superfície) até o valor do estado plano de deformações no interior (Dixon, 1965) como ilustrado na Fig. (2.8). Conseqüentemente, a zona plástica diminui gradualmente do tamanho do estado plano de tensões na superfície até o tamanho do estado plano de deformações no interior da geometria.

O estado de tensões influencia o tamanho da zona plástica, por outro lado, o tamanho da zona plástica influencia o estado de tensões. A ocorrência do estado plano de deformação implica que a deformação plástica só vai ocorrer quando o nível das tensões principais exceder em muito a tensão de escoamento.

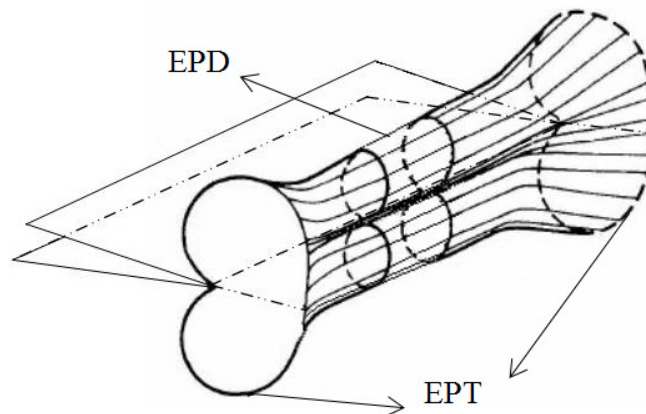


Figura 2.8. Esquema tridimensional da região da zona plástica.

Para uma abordagem mais acurada a respeito do formato da zona de plastificação na ponta da trinca deve-se impor um critério de escoamento do material, podendo ser o critério de Von Mises ou de Tresca. Adotando-se o critério de Von Mises, tem-se:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \leq 2\sigma_{esc}^2 \quad (2.10)$$

onde σ_{esc} é a tensão de escoamento no caso uniaxial. No plano onde $\theta = 0^\circ$ e na condição $r > 0$ as tensões principais σ_1 e σ_2 são iguais e atuam nas direções X e Y. Assim, a fronteira que define a zona plástica como função de θ é obtida substituindo-se as equações que definem o campo de tensões na ponta da trinca na equação de Von Mises, Eq.(2.10).

$$\frac{K^2}{2\pi r} \left[\frac{3}{2} \sin^2 \theta + (1-2\nu)^2 (1 + \cos \theta) \right] = 2\sigma_{esc}^2 \quad EPD \quad (2.11)$$

$$\frac{K^2}{2\pi r} \left[1 + \frac{3}{2} \sin^2 \theta + \cos \theta \right] = 2\sigma_{esc}^2 \quad EPT \quad (2.12)$$

Portanto, o raio da zona plástica em função de θ pode ser escrita como:

$$r_p(\theta) = \frac{K^2}{4\pi\sigma_{esc}^2} \left[\frac{3}{2} \sin^2 \theta + (1-2\nu)^2 (1 + \cos \theta) \right] \quad EPD \quad (2.13)$$

$$r_p(\theta) = \frac{K^2}{4\pi\sigma_{esc}^2} \left[1 + \frac{3}{2} \sin^2 \theta + \cos \theta \right] \quad EPT \quad (2.14)$$

A região que define as zonas plásticas para o estado plano de tensões e estado plano de deformações pode então ser representada graficamente partindo-se das Eqs. (2.13) e (2.14) e assim define-se o tamanho da zona plástica para o caso em questão.

A relação entre o raio da região da zona plástica com a espessura r_p/B é um importante fator para a condição do estado de tensões na ponta da trinca. O estado plano de tensões prevalecerá caso o tamanho da zona plástica seja da mesma ordem da espessura da geometria (Broek, 1982). Essa relação r_p/B deve ser apreciavelmente menor que um valor unitário para que o estado plano de deformações prevaleça por toda espessura da placa. Experimentalmente foi visto que o comportamento da trinca se comporta no estado plano de deformações se r_p/B for da ordem de 0,025 (Broek, 1982). Para manter o estado plano de deformações ao longo da maior parte da região da trinca a espessura da geometria deve

ser suficientemente larga, pois a espessura afeta diretamente no estado de tensões na ponta da trinca.

2.2.1.6 Campo de Validade da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)

A MFLE normalmente é utilizada em situações em que a fratura ocorre ainda no regime linear-elástico. Isto pode ocorrer para ligas de altíssima resistência mecânica ou mesmo em ligas com resistência moderada desde que empregadas em uma espessura de dimensão razoável. Como visto na seção (2.2.1.5), é a espessura que ditará se o regime é o estado plano de deformação (estado triaxial de tensões) em que a mecânica da fratura linear-elástica é aplicável, ou o estado plano de tensão (estado biaxial de tensões) em que a mecânica da fratura elasto-plástica é aplicável.

A MFLE pode ser empregada com sucesso à medida que a zona plástica for pequena em relação ao tamanho da trinca e das dimensões da estrutura que a contém. O sucesso da MFLE em estabelecer um tamanho de trinca crítico, desenvolvido teoricamente e comprovado na prática, fica restrito para casos em que não há uma deformação plástica apreciável acompanhando a fratura. É importante ressaltar ainda que tanto a espessura como o comprimento da trinca devem obedecer a uma relação para que o estado plano de deformações seja considerado (*ASTM E399*). Tal relação é a seguinte:

$$B, a, (W - a) \geq 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{esc}} \right)^2 \quad (2.15)$$

Onde B é a espessura, a é o comprimento da trinca, W é a largura do espécime, K_{IC} é o valor de tenacidade à fratura do material e σ_{esc} é o valor da tensão de escoamento do mesmo.

Ao ocorrer o fraturamento de um corpo, para alguns tipos de materiais, sempre há uma região plastificada na ponta da fissura. Apesar disso, em muitas vezes a existência dessa plastificação pode ser negligenciada sem prejudicar a simulação do comportamento da fissura, quando esta tem dimensão pequena em relação à região K dominante. Nesses casos, é possível aplicar a mecânica da fratura linear elástica. Nos casos em que estas

condições não se verificam, é preciso considerar a plastificação, aplicando-se então os conceitos da mecânica da fratura elasto-plástica.

2.2.1.7 Critério Energético de Griffith

Uma das equações básicas da Mecânica da Fratura foi proposta por Griffith por volta de 1920. Considerando uma placa infinita com uma trinca central de tamanho $2a$ e espessura unitária, como ilustrado na Fig. (2.9a). Essa placa é submetida a uma tensão σ nas extremidades.

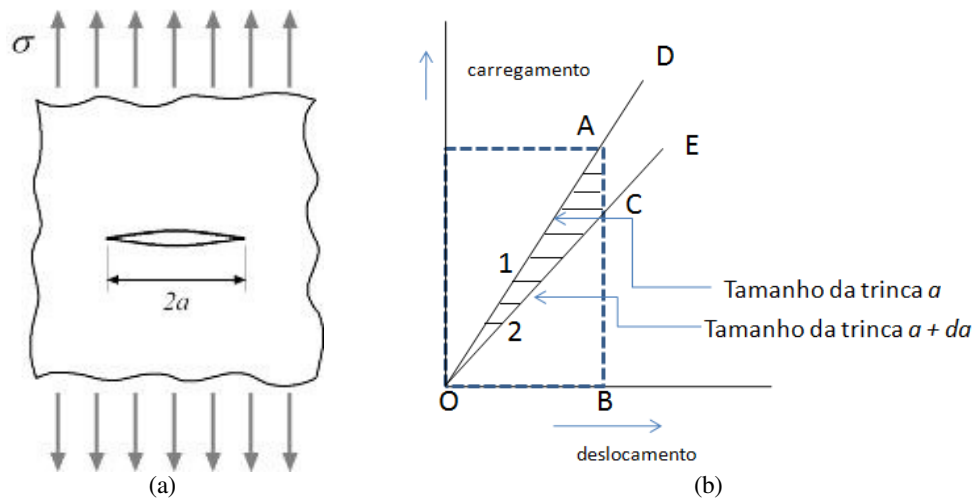


Figura 2.9. Critério de Griffith, (a) Placa plana com trinca central e (b) Diagrama carregamento-deslocamento.

A energia elástica da placa é representada pelo diagrama carregamento-deslocamento da Fig. (2.9b). Se a placa for prolongada por um tamanho da sua rigidez diminuirá (linha OC). Por conseguinte, a energia contida cairá para uma magnitude representada pela área OCB. A propagação da trinca de a para $a+da$ resultará em uma liberação de energia igual em magnitude à área OAC.

Se a placa for submetida a uma tensão maior, haverá uma maior liberação de energia se a trinca crescer de uma quantidade da . Griffith determinou que a propagação de trinca

instável ocorrerá caso a liberação de energia seja suficiente para prover a energia necessária para o crescimento da trinca. A condição para o crescimento da trinca é:

$$\frac{dU}{da} = \frac{dW}{da} \quad (2.16)$$

onde U é a energia elástica e W é a energia necessária para trinca crescer. De acordo com as condições para o campo de tensões de uma trinca elíptica, Griffith determinou dU/da como:

$$\frac{dU}{da} = \frac{2\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2.17)$$

por unidade de espessura da placa, onde E é o módulo de Young. Geralmente dU/da é representado por:

$$G = \frac{2\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2.18)$$

O fator G é conhecido como taxa de liberação de energia, ou também como força condutora da trinca. A energia consumida na propagação da trinca é denotada por dW/da que também conhecida como resistência de crescimento da trinca. Mesmo que ocorra uma quantidade de energia suficiente para a propagação da trinca, esta não propagará a menos que a ponta da trinca esteja pronta para falhar (Broek, 1988). Dessa maneira, o próximo critério é equivalente ao critério energético, considerando a característica do material:

$$\frac{K^2}{E} = G \quad (2.19)$$

2.2.2 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

Como já exposto nesta dissertação, a MFLE pode ser aplicada enquanto a região da zona plástica da ponta da trinca for pequena em relação ao comprimento da trinca. Esse é o caso de aplicação do estado plano de deformações. Quando o estado plano de tensões prevalece, a região plastificada na ponta da trinca é maior do que no caso do estado plano de deformações, assim nesse caso a MFLE não mais pode ser considerada válida.

Caso a Eq. (2.20) a seguir não seja satisfeita, então a MFLE não pode ser aplicada devido ao escoamento excessivo no material (Dowling, 1998).

$$a, (b-a), h \geq \frac{4}{\pi} \left(\frac{K}{\sigma_0} \right)^2 \quad (2.20)$$

Nesse caso passa a ser válida a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). Para a resolução de problemas a MFEP possui duas abordagens distintas que serão explanadas mais adiante nesta dissertação, que são: o método da Integral J e o método *Crack Tip Opening Displacement* (CTOD). O comportamento elasto-plástico apresentado pelos materiais é de grande importância por se tratar de um regime presente na maioria das aplicações envolvendo aços de média e baixa resistência mecânica.

2.2.2.1 Integral J

A integral J mede a intensidade do trabalho mecânico (da energia que é aplicada na propagação da trinca) na área considerada. Se escolhermos o contorno no limite do corpo, para um material elástico, este parâmetro será igual à densidade da energia G , introduzida por Griffith (2.2.1.7).

Em sua forma mais simples, a integral J pode ser definida como uma integral na linha que não depende do caminho e que mede a resistência de tensões e deformações singulares perto da ponta da trinca. A Eq. (2.21) representa uma expressão para integral J na sua forma 2-D. Essa equação assume que a trinca está no plano Cartesiano X-Y, com a trinca paralela ao eixo X. A Fig. (2.10) mostra a representação da integral de linha.

$$J = \int_{\Gamma} Y dy - \int_{\Gamma} \left(t_x \frac{\partial U_x}{\partial x} + t_y \frac{\partial U_y}{\partial y} \right) ds \quad (2.21)$$

Onde:

Y = densidade de energia de deformação

Γ = caminho qualquer ao redor da trinca.

W = densidade da energia de deformação.

T_x = vetor tração ao longo do eixo X

t_y = vetor tração ao longo do eixo Y

σ = componente de tensão.

N = vetor unitário normal ao caminho Γ .

U = vetor deslocamento.

S = distância ao longo do caminho Γ

A densidade da energia de deformação é dada por:

$$Y = Y(\varepsilon) = \int_0^{\varepsilon} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (i, j = 1, 2) \quad (2.22)$$

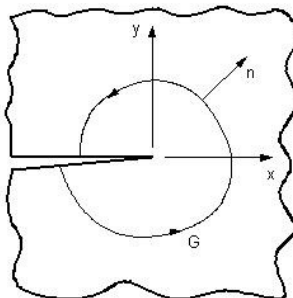


Figura 2.10. Caminho de contorno ao redor de uma ponta de trinca.

Uma propriedade importante é a invariância da integral J. Pode-se mostrar matematicamente que essa integral é igual a zero, se Γ é um contorno de domínio simplesmente conexo, Y é uma função que depende somente de ε_{ij} , o estado tensão/deformação entre o domínio é regular (forças de massa e efeitos dinâmicos, relacionados às alterações da energia cinética não são consideradas).

Consideram-se duas seqüências mais importantes de invariância, com respeito ao lado físico do fenômeno da fratura. A integral J pode ser aplicada para caracterizar o estado de tensão e deformação nas vizinhanças da ponta da trinca por ter o mesmo valor para qualquer contorno Γ infinitamente próximo à ponta. Para o cálculo da integral J pode-se escolher o contorno mais conveniente entre todos que cercam a ponta da trinca.

Geralmente, a integral J, não restrita pelo modelo determinado do material, tem uma base teórica mais ampla que os parâmetros da mecânica da fratura baseados na densidade de energia elástica G e fator de intensidade de tensão K_I . A relação com o parâmetro G já foi citada, fazendo uma aproximação para fratura quase-frágil, chega-se à relação entre a integral J e o fator de intensidade de tensão:

$$J = \frac{K_I^2}{E} \quad EPT \quad (2.23)$$

$$J = \frac{(1-\nu^2) K_I^2}{E} \quad EPD \quad (2.24)$$

2.2.2.2 Método *CTOD* (*Crack Tip Opening Displacement*)

Embora os conceitos básicos do método *CTOD* tenham sido desenvolvidos de forma independente por Wells (1961) e Cottrell (1961), grande parte da literatura atribui apenas à Wells a elaboração da teoria deste método. O objetivo inicial era obter um critério de fratura para materiais que apresentassem uma capacidade maior de deformação plástica quando submetidos a um defeito.

De acordo com este método, a ruptura de um componente que contém uma trinca acontecerá a partir de um valor crítico de abertura de trinca (δ_c). Tal valor crítico de

abertura de trinca pode ser considerado a partir de características da região da trinca para determinado material testado sob um dado conjunto de condições.

Considerando a MFLE pode-se correlacionar para o modo I os valores de $CTOD_{IC}$ e K_{IC} da seguinte maneira (Janssen, 2006):

$$CTOD_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E\sigma_{esc}} \quad (2.25)$$

O valor de $CTOD_{IC}$ para uma região de plastificação circular é dado por:

$$CTOD_{IC} = \frac{4}{\pi} \frac{K_{IC}^2}{E\sigma_{esc}} \quad (2.26)$$

As Eqs. (2.25) e (2.26) mostram que os conceitos de $CTOD$ em regime elástico são compatíveis com a teoria da MFLE, porém, possuem maior relevância dentro do limite plástico, uma vez que a plasticidade na ponta da trinca é levada em conta. No começo estas aplicações foram restritas a análises bidimensionais, assumindo tanto estado plano de tensões quanto estado plano de deformações. Atualmente, o critério $CTOD$ está sendo utilizado em análises tridimensionais para estudos de efeitos de restrição e do processo de fratura.

O $CTOD$ é uma das técnicas mais simples e historicamente foi uma das primeiras a serem utilizadas para a obtenção do fator de intensidade de tensão a partir de resultados em elementos finitos (Chan, 1970). O deslocamento de um ponto de um nó em uma malha obtido por elementos finitos é substituído diretamente nas expressões analíticas para a ponta da trinca. Geralmente esse ponto é escolhido de tal forma que seja um nó na face da trinca onde o deslocamento será o maior, assim o erro do deslocamento relativo será menor. A Fig. (2.11) ilustra o ponto b como o nó que terá o maior deslocamento, e o ponto a como a extremidade da trinca.

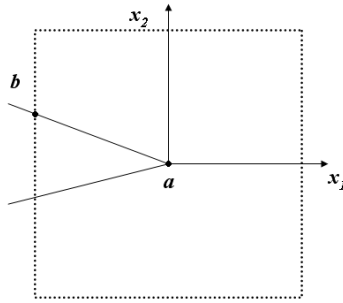


Figura 2.11. Distribuição dos pontos correlatos para o cálculo de CTOD.

As expressões analíticas para obtenção do fator de intensidade de tensão a partir da abertura da trinca são:

$$K_I = \frac{\mu\sqrt{2\pi}(v_b - v_a)}{\sqrt{r}(2-2\nu)} \quad (2.27)$$

$$K_{II} = \frac{\mu\sqrt{2\pi}(u_b - u_a)}{\sqrt{r}(2-2\nu)} \quad (2.28)$$

$$K_{III} = \frac{\mu\sqrt{2\pi}(w_b - w_a)}{\sqrt{r}(2-2\nu)} \quad (2.29)$$

onde μ é o módulo de cisalhamento, ν é o coeficiente de Poisson, r é a distância da ponta da trinca ao ponto de correlação, e u_i , v_i e w_i são os deslocamentos em x, y e z. Essa relação tem a grande vantagem por sua simplicidade e pela fácil obtenção dos três fatores K . Porém, para obtenção de resultados com uma relativa precisão deve-se ter cuidado na escolha do ponto de correlação, e uma malha refinada na região da trinca também é necessária. Uma abordagem utilizada é calcular fatores de intensidade de tensões para uma série de pontos nas proximidades da ponta da trinca, uma curva é então ajustada para esses valores e extrapolada para um valor de K_I onde o raio r é igual a zero. Os K_I 's calculados

por esta abordagem podem ser melhorados se um elemento *quarter-point* for utilizado na ponta da trinca (Shih 1976, Tracey 1977) que será explicado na seção (3.3).

2.2.3 Propagação de Trincas por Fadiga

Componentes de engenharia geralmente operam sob condições de carregamentos cíclicos que podem ser suficientemente severos a ponto do projeto de resistência à fadiga ser fundamental à sua confiabilidade, de tal forma que o projetista deva assegurar uma vida à fadiga adequada do componente.

A teoria da mecânica da fratura linear elástica fornece um bom modelo para descrever a propagação de trincas por fadiga, onde geralmente este é aplicado em regimes de fadiga com baixos níveis de deformação plástica. 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 é ilustrado na Fig. (2.12), onde mesmo sob carregamentos de baixa intensidade ainda ocorre 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. Para os ciclos seguintes de carregamento esse processo é repetido diversas vezes, causando um aumento de trinca da ordem de Δa para cada ciclo.

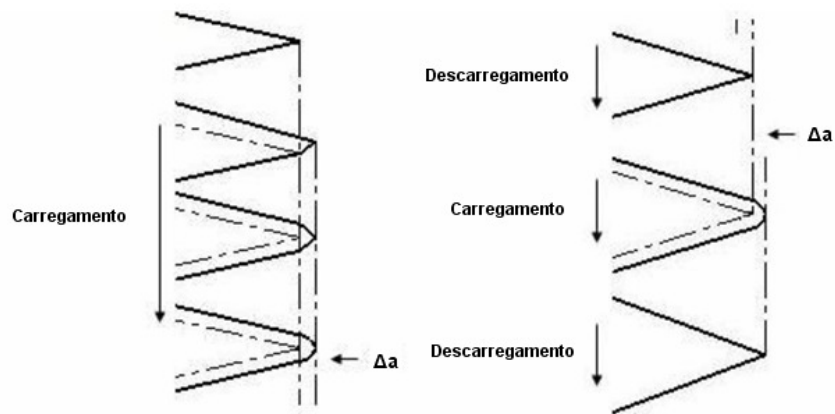


Figura 2.12. Crescimento de trincas por fadiga

Com base na teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica pode-se verificar que para um espécime padrão a distribuição de tensões é única para cada tamanho de trinca e condição de carregamento, resultando em um determinado valor para o 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). Por conseguinte, 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 o gradiente do fator de intensidade de tensões alternado ΔK seja o mesmo. A taxa de crescimento de trinca corresponde o incremento no tamanho da trinca a cada ciclo de carregamento.

A preocupação principal a respeito da presença de uma trinca em uma peça é quanto tempo vai levar para a trinca crescer de um tamanho inicial a um certo tamanho máximo permissível, isto é, um tamanho de trinca onde seja possível garantir que a propagação não seja catastrófica e, conseqüentemente, as falhas sejam evitáveis.

Em geral, observações experimentais mostram que uma trinca se propaga de 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 razão de carregamento, que é dada por $R = \sigma_{min}/\sigma_{máx}$. Sob a ação de carregamentos cíclicos trincas podem ser iniciadas como resultado de uma deformação plástica induzida. 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 possui uma relação exponencial com o crescimento da trinca. Assim, temos que a taxa de crescimento da trinca pode ser escrita como uma função de ΔK e de a .

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, a) \quad (2.30)$$

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:

$$\frac{da}{dN} = C_p (\Delta K)^{m_p} \quad (2.31)$$

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, tipicamente entre 10^{-6} e 10^{-8} . O valor de a corresponde ao comprimento da trinca e N o número de ciclos do processo.

2.2.3.1 Diagrama para o crescimento de Trincas por Fadiga

Na Fig. (2.13) ilustrada a seguir, é apresentado um diagrama esquemático representando o comportamento detalhado para o crescimento de trincas. 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 ou onde o crescimento não é detectável para fins práticos. 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. Porém, pouco ainda se sabe do ponto de vista mecânico e metalúrgico sobre os micro-mecanismos associados à propagação de trincas nas proximidades desse limiar de ΔK .

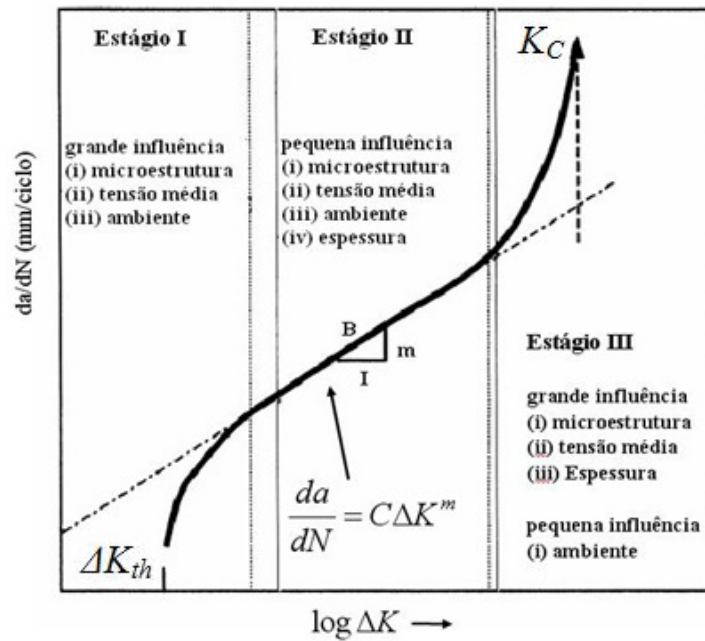


Figura 2.13. Curva da/dN esquemática.

Fazendo uma análise dos estágios do diagrama da/dN temos que:

Estádio 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} . Geralmente 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, da agressividade do meio ambiente 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, onde para valores em que essa taxa é considerada nula tem-se um crescimento entre 1 mm/dia e 1 mm/semana para uma frequência de ensaio de 50 Hz .

Estágio II: Esse processo é caracterizado pela equação de Paris 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 estriações, 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 pode ser realizada a partir da Eq. (2.32) que depois das operações necessárias resultará na seguinte equação:

$$N = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K, a)} \quad (2.32)$$

Essa integral fornece o número de ciclos necessários para a trinca crescer de um tamanho inicial a_i até um tamanho final a_f . A Eq. (2.34) é válida para um caso bem geral, outras equações para casos específicos podem ser encontradas na literatura.

Estágio III: Esse estágio depende fortemente dos parâmetros micro-estruturais do estágio I e da espessura do espécime. Quando a trinca atinge o estágio III ocorre seu crescimento instável, ou seja, a trinca alcançou um determinado tamanho crítico. 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 seguinte equação:

$$a_c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_c}{F\sigma_{máx}} \right)^2 \quad (2.33)$$

2.2.3.2 Influência da Razão de Carregamento

Inicialmente imaginava-se que curva da/dN era basicamente função de ΔK , porém, existem outros fatores que influenciam na curva e que por vezes são negligenciados.

Experimentalmente foi constatado que a razão de carregamento, R , pode afetar o comportamento do crescimento da trinca para diversos tipos de materiais.

Um aumento em R causa um aumento na taxa de crescimento da trinca para um dado ΔK , tal efeito 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).

Entretanto, o modelo de Paris, quando comparado com dados experimentais, não representa fielmente a realidade para diversos casos. Assim, foram propostos outros modelos que visam obter uma melhor aproximação para um caso real. Esses modelos são modificações realizadas em cima da equação original proposta por Paris e consideram alguns fatores que o modelo de Paris não leva em conta. Dentre as desvantagens do Modelo de Paris, incluem-se:

1. Não é sensível aos efeitos da carga média e de ΔK_{th} .
2. É muito conservativo para valores baixos de ΔK .
3. É não-conservativo para altos valores de ΔK .

O modelo de Elber (Elber, 1971) é o mais simples, descreve bem os estágios I e II, mas gera resultados não-conservativos em ΔK baixos com R alto e em ΔK altos.

$$\frac{da}{dN} = A_e (\Delta K - \Delta K_{th})^{m_e} \quad (2.34)$$

O modelo de Forman (Forman, 1967) embora não descreva bem o estágio I, é capaz de modelar o estágio III. Os valores de A_f e m_f são referentes às constantes da equação de Forman.

$$\frac{da}{dN} = \frac{A_f \Delta K^{m_f}}{(1-R) K_C - \Delta K} \quad (2.35)$$

O modelo de Priddle é capaz de modelar bem os três estágios, no entanto não reconhece os efeitos da carga média em ΔK_{th} . Os valores de A_p e m_p são referentes às constantes da equação de Priddle (Priddle, 2007).

$$\frac{da}{dN} = A_p \left(\frac{\Delta K - \Delta K_{th}}{K_C - K_{max}} \right)^{m_p} \quad (2.36)$$

O modelo proposto por Walker (Walker, 1970) não modela bem os estágios I e III, mas é capaz de descrever bem o efeito da carga média no estágio II. Os valores de A_w e m_w são referentes às constantes da equação de Walker.

$$\frac{da}{dN} = A_w \Delta K^{m_w} K_{max}^{p_w} \quad (2.37)$$

E por último, o modelo proposto por Hall não modela a fase III, mas descreve a fase I e o efeito da carga média. Os valores de A_h e m_h são referentes às constantes da equação de Hall. Como foi visto, nenhum desses modelos ajusta por completo o comportamento da curva da/dN versus ΔK .

$$\frac{da}{dN} = A_h \Delta K^{m_h} (K_{max} - \Delta K_{th})^{p_h} \quad (2.38)$$

2.2.3.3 Variáveis do Ensaio de Propagação de Trincas

Em geral, o ensaio de propagação de trincas é realizado utilizando uma razão de carregamento nula, $R=0$, ou com valores pequenos de R , como $R=0,1$. Estudos mostram que variações de R entre 0 e 0,2 possuem pouca influência para a maioria dos materiais dúcteis (Dowling, 1988). Em ambientes inertes o crescimento de trinca por fadiga é uma função de ΔK e da razão de carregamento R , porém, temperatura e ambientes agressivos podem afetar significativamente da/dN versus ΔK .

A representação de da/dN como uma função de ΔK fornece resultados que são independentes da geometria ensaiada, o que permite comparar os dados obtidos para uma

variedade de configurações de espécime e condições de carregamento. Esse atributo implica também que trincas de diferentes comprimentos submetidas a um mesmo ΔK nominal avançarão por incrementos iguais a cada ciclo. Porém, o crescimento de trinca por fadiga não é sempre independente da geometria, já que há casos em que efeitos da espessura podem ocorrer.

2.2.3.4 Fechamento da Trinca

O efeito da razão de carregamento R possui importância relevante no fenômeno conhecido como fechamento de trinca, observado por Elber em meados de 1970 (Elber, 1971). Ele descobriu que as trincas por fadiga se “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. No momento em que é aplicado o carregamento uma zona plástica monotônica é criada, e durante o descarregamento permanece uma zona plástica que é aproximadamente $\frac{1}{4}$ da zona plástica monotônica. Essa zona plástica menor dá origem à zona plástica residual. A Fig. (2.14) indica o rastro de deformação plástica residual deixada pela trinca à medida que ela vai crescendo.

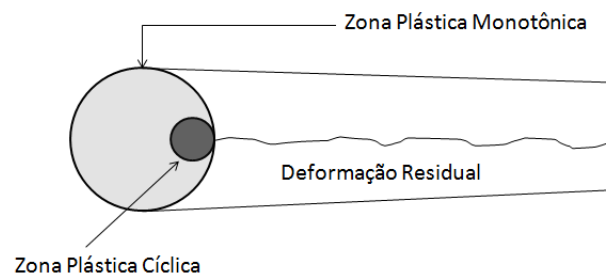


Figura 2.14. Zona de Deformação Plástica na Ponta da Trinca.

CAPÍTULO 3

3 MECÂNICA DA FRATURA COMPUTACIONAL

3.1 ASPECTOS GERAIS

Dentre as aplicações da 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 indispensável.

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 será utilizado apenas o método dos elementos finitos para solução dos problemas numéricos.

Problemas de mecânica da fratura linear elástica apresentam algumas dificuldades quando são resolvidos com a utilização do método dos elementos finitos para a modelagem do campo de tensões e deformações na ponta da trinca, pois as singularidades matemáticas presentes na ponta da trinca não são fielmente representadas pelo modelo. Essa dificuldade na modelagem do campo de tensões e deformações na ponta da trinca foi analisada logo no início do desenvolvimento do método dos elementos finitos (Chan, 1970).

Devido à dificuldade na modelagem matemática da ponta da trinca, devido à singularidade $1/\sqrt{r}$, esforços foram feitos na tentativa de superar esse problema. Um avanço significativo na utilização de elementos finitos em problemas de mecânica da fratura linear elástica se deu após o desenvolvimento feito, simultaneamente e independentemente, por Henshell e Shaw (Henshell & Shaw, 1975) e Barsoum (Barsoum, 1976), de elementos finitos especiais, conhecidos como “*quarter-points*”.

3.2 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Diversos tipos de problemas físicos que são encontrados nas ciências e nas engenharias podem ser descritos matematicamente na forma de equações diferenciais ordinárias (EDOs) e parciais (EDPs). 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. Atualmente o MEF encontra aplicação em praticamente todas as áreas de engenharia, como na análise de tensões e deformações, transferência de calor, mecânica dos fluidos e reologia, eletromagnetismo.

No MEF, a solução das equações diferenciais governantes do problema físico pode ser 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. Destarte, no MEF ocorre um processo de discretização do domínio que resulta em soluções descritas por polinômios conhecidos por todo o domínio.

No MEF duas formas de resolução de problemas descritos por EDOs e por EDPs se desenvolveram. A chamada “forma forte” consiste na resolução direta das equações que governam o problema físico e suas condições de contorno. E a “forma fraca” que evoluiu de diversos métodos numéricos aproximados que são representações integrais das equações diferenciais que governam o problema físico (Hutton, 2004).

As etapas para aplicação do Método dos Elementos Finitos 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;

3.3 ELEMENTOS FINITOS ESPECIAIS: *QUARTER POINT*

O fator de intensidade de tensão K_I é um elemento muito importante na mecânica da fratura linear elástica (MFLE) e o seu cálculo é um dos objetivos principais dessa análise. Como já discutido anteriormente, na MFLE temos a singularidade matemática no fator $1/\sqrt{r}$ para o cálculo das tensões na ponta da trinca. Esta singularidade dificulta a determinação da magnitude do fator de intensidade de tensão, K_I , utilizando simplesmente uma análise de tensões na ponta da trinca.

As investigações feitas nos anos de 1975 e 1976 contribuíram muito para o desenvolvimento da mecânica da fratura computacional, tendo em vista que a partir de seus trabalhos a modelagem da singularidade na ponta da trinca pode ser feita com os elementos finitos especiais. Estes elementos finitos, chamados de *quarter-points*, se tornaram populares pela simplicidade e por proporcionarem resultados bem precisos com malhas não muito refinadas.

A modelagem da ponta da trinca foi feita com elementos isoparamétricos de ordem quadrática, podendo ser triangulares ou quadrilaterais, onde os nós intermediários do elemento são posicionados a $1/4$ da distância característica do elemento em relação à ponta da trinca, conforme ilustrado a seguir na Fig. (3.1). Esse procedimento introduz uma singularidade no elemento entre a modelagem do espaço paramétrico coordenado e do espaço cartesiano. Foi demonstrado por Barsoum (Barsoum, 1976) que elementos triangulares apresentam resultados melhores que elementos quadrilaterais. A razão para isso é que para o elemento triangular a singularidade aparece no interior e no contorno do elemento, já para o elemento quadrilateral, a singularidade só aparece em seu interior.

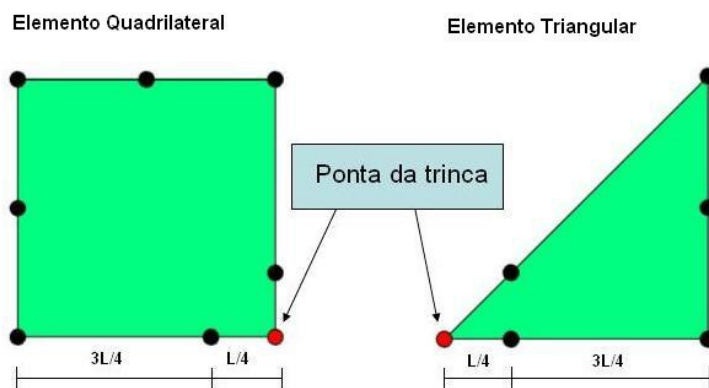


Figura 3.1. Elementos finitos especiais *quarter-points* quadrilateral e triangular.

3.4 ANSYS

O software *Ansys*, que é largamente utilizado pela indústria, é um pacote para análise de sistemas físicos utilizando elementos finitos. Modelagens e análises de mecânica dos fluidos, sistemas térmicos, biomecânicos, estruturais, eletromagnéticos, dentre outros, podem ser feitos utilizando o *Ansys*. O *Ansys Mechanical* e o *Ansys Multiphysics* possuem ferramentas para análises, incorporando um pré-processador, um solver e um pós-processador em uma interface gráfica amigável ao usuário. A geometria pode ser construída na própria interface do *Ansys* ou exportada de algum software do tipo *CAD*, pois o programa possibilita uma comunicação com diversos softwares de desenho. A versão utilizada neste trabalho foi o *Ansys 10.0*.

O software *Ansys* possui uma ferramenta específica (*KCALC*) para o cálculo do fator de intensidade de tensão, e esse cálculo do K_I é feito a partir do método *Crack Tip Opening Displacement, CTOD*. Porém, apesar de sua versatilidade e larga utilização na indústria, o *Ansys* não possui nenhum procedimento específico para a propagação de trincas por fadiga. Assim, será apresentada nessa dissertação uma maneira automatizada para propagação de trincas unidirecionais em geometrias 2-D utilizando o *Ansys*.

A resolução de problemas de mecânica da fratura no *Ansys* pode ser realizada tanto com análises envolvendo a teoria linear elástica quanto com a teoria elasto-plástica. A região mais importante no modelo de mecânica da fratura é a região que envolve a ponta da trinca, sendo assim este é o parâmetro que diferencia uma simples análise de tensão com

uma análise envolvendo o fator de intensidade de tensão no *Ansys*. Essa modelagem é feita utilizando uma ferramenta (*KSCON*) que possibilita determinar onde será a ponta da trinca. Durante a geração da malha, elementos são criados radialmente com os elementos de *quarter point* já inseridos nesta malha.

A modelagem pode ser feita utilizando a vantagem da simetria (quando for o caso), onde pode ser utilizada a condição de simetria com apenas a metade do modelo utilizando condições de contorno simétricas. Para a obtenção do fator K_I é necessário especificar um caminho que deve conter 3 nós, partindo da ponta da trinca para a parte externa. Esse caminho é necessário para o cálculo do *CTOD*, onde como explicado anteriormente, deve compreender os valores dos deslocamentos dos nós que representam a trinca.

3.4.1 Descrição da Metodologia de Cálculo do Valor de K_I no Ansys

O fator intensidade de tensão é calculado no *Ansys* pelo comando *KCALC*. A análise numérica utiliza um ajuste dos deslocamentos nodais nos arredores da trinca. Considerando um material linear elástico, os deslocamentos na região próxima à trinca são dados pelas seguintes equações propostas por Paris e Sih (Paris & Sih, 1965):

$$u = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2\kappa - 1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2\kappa + 3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right] + 0(r) \quad (3.1)$$

$$v = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2\kappa - 1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2\kappa + 3) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right] + 0(r) \quad (3.2)$$

$$w = \frac{K_{III}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} + 0(r) \quad (3.3)$$

onde,

u, v, w = são os deslocamentos em um sistema de coordenadas cartesianas, como ilustrado na Fig. (3.2).

r, θ = representa as coordenadas em um sistema de coordenadas cilíndricas local, como também ilustrado na Fig. (3.2).

G = módulo de cisalhamento.

$$\kappa = 3 - 4\nu \quad (\text{Estado Plano de Deformação})$$

$$\kappa = \frac{3\nu}{1 + \nu} \quad (\text{Estado Plano de Tensão})$$

$O(R)$ = termos de ordem R ou maior.

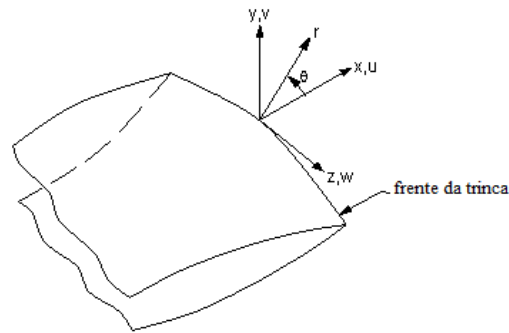


Figura 3.2. Coordenadas locais para uma trinca tridimensional.

Resolvendo as Eqs. (3.1), (3.2) e (3.3) para $\theta = \pm 180^\circ$, e considerando a condição de simetria em torno do plano da trinca, essas equações podem ser reorganizadas como:

$$K_I = \sqrt{2\pi} \frac{2G}{1 + \kappa} \frac{|v|}{\sqrt{r}} \quad (3.4)$$

$$K_{II} = \sqrt{2\pi} \frac{2G}{1 + \kappa} \frac{|u|}{\sqrt{r}} \quad (3.5)$$

$$K_{III} = \sqrt{2\pi} 2G \frac{|w|}{\sqrt{r}} \quad (3.6)$$

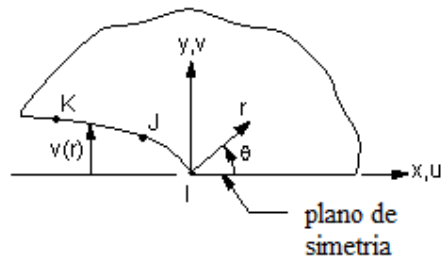


Figura 3.3. Nós utilizados para aproximação dos deslocamentos na ponta da trinca.

A metodologia do *Ansys* para determinar o fator de intensidade de tensão é baseada numa média da abertura da boca da trinca, sendo que não há uma relação direta com a carga aplicada no espécime da mesma maneira em que ocorre no cálculo de *CTOD*, como visto na seção (2.2.2.2).

CAPÍTULO 4

4 METODOLOGIA NUMÉRICA

4.1 ASPECTOS GERAIS

A metodologia proposta foi utilizada para simular numericamente um ensaio de propagação de trincas em um corpo de prova do tipo *CTS* para o levantamento da curva da/dN nos termos da norma *ASTM E647*. A rotina é escrita em linguagem *APDL* (*Ansys Parametric Design Language*), utilizada no ambiente *Ansys* que permite construir o modelo físico e automatizar tarefas comuns com funções do programa. A linguagem *APDL* engloba diversas tarefas como repetição de comandos, macros, ramificações do tipo *if-then-else*, *loops*, operações de vetores, matrizes e escalares.

Na modelagem foi utilizado um elemento quadrilateral de oito nós, ilustrado na Fig. (4.1). Esse elemento finito é composto por oito nós, cada um tendo dois graus de liberdade por nó, translação nas direções x e y . Esse elemento permite obter como resultados: deslocamentos nodais, deformação plástica, tensões normais, tensões e direções principais. Pode também ser usado como elemento plano, no estado plano de tensões e estado plano de deformações, ou como elemento axissimétrico. A definição do elemento quadrilateral é feita pelos nós e, no caso do estado plano de tensões, pela espessura.

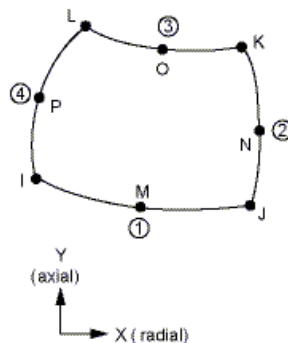


Figura 4.1. Geometria do elemento finito quadrilateral de 8 nós.

4.2 MODELO NUMÉRICO DE CRESCIMENTO DE TRINCAS

4.2.1 Metodologia do código numérico

Para a implementação do método foram criados três arquivos de entrada - start.txt, CTS_UNB_dadN_01.txt e CTS_UNB_dadN_02.txt -, com as seguintes funções: o primeiro carrega os outros dois arquivos, um deles para o cálculo do fator de intensidade de tensão e o outro para o crescimento estável da trinca de acordo com os critérios de crescimento estabelecidos. Ou seja, primeiramente é feita uma análise apenas do K_I na trinca pré-determinada e em seguida o comprimento da trinca é aumentado de acordo com incrementos pré-estabelecidos, onde o valor de K é calculado para cada comprimento de trinca analisado. Os algoritmos (escritos em linguagem *APDL*) referentes a esses arquivos podem ser conferidos nos Apêndices D e E.

Os dados de entrada para o problema são as propriedades mecânicas do material, características geométricas do material, condições de contorno (restrições e tensão aplicada), o incremento de quanto que a trinca irá se propagar e o número de passos de propagação. Então, o que irá diferir de um problema simples para um problema de mecânica da fratura é a entrada dos dados necessários para o crescimento da trinca.

A criação da geometria no *Ansys* obedece a uma hierarquia de construção. O elemento primário é chamado de *keypoint* (comando *K*), que se trata apenas de um ponto simples orientado no plano coordenado. Com pelo menos dois pontos estabelecidos é possível criar uma linha (comando *L*) para a construção da geometria. Em seguida, já com um conjunto de pelo menos três pontos pode-se construir uma área (comando *A*), esta por sua vez contém *keypoints* e linhas.

Para definição da condição de contorno foi aplicada uma restrição na linha (comando *DL*) que define a trinca aproveitando a condição de simetria do espécime. O carregamento foi aplicado a partir de forças prescritas nos *keypoints* (comando *FK*) da linha superior que define o furo no CTS, que foi definida em cinco *keypoints*. Considerando um carregamento P , o *keypoint* central recebeu um carregamento de $P/2$, os dois *keypoints* adjacentes ao central receberam um carregamento de $P/5$ e os demais *keypoints* receberam um carregamento de $P/20$, conforme ilustra a Fig. (4.2) a seguir.

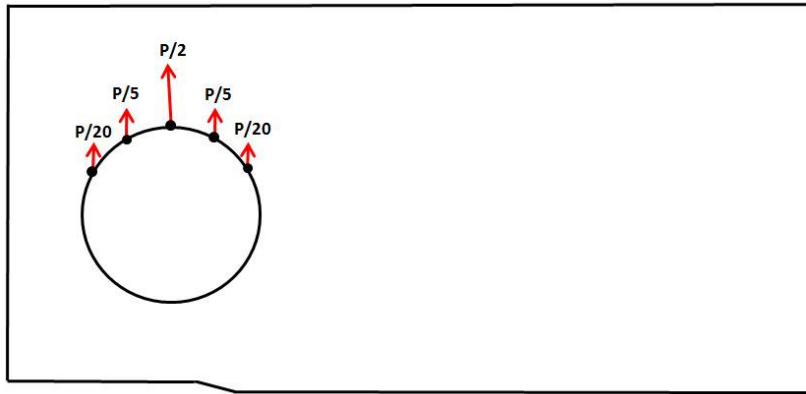


Figura 4.2. Distribuição do carregamento no modelo numérico.

O crescimento da trinca acontece a partir de um fator de incremento, chamado de *INC*, que é somado ao tamanho da trinca original *AT*. Esse fator de crescimento da trinca é utilizado para o cálculo do Δa , que é justamente o incremento da trinca para cada passo. Assim, a trinca cresce do seu tamanho original para um valor que corresponde ao seu tamanho original mais o incremento, $a + \Delta a$. Esse procedimento segue até um determinado número *n* de passos até que a trinca alcance seu tamanho final, que corresponde ao seu valor inicial mais o somatório dos incrementos obtidos, conforme ilustra a Fig. (4.3).

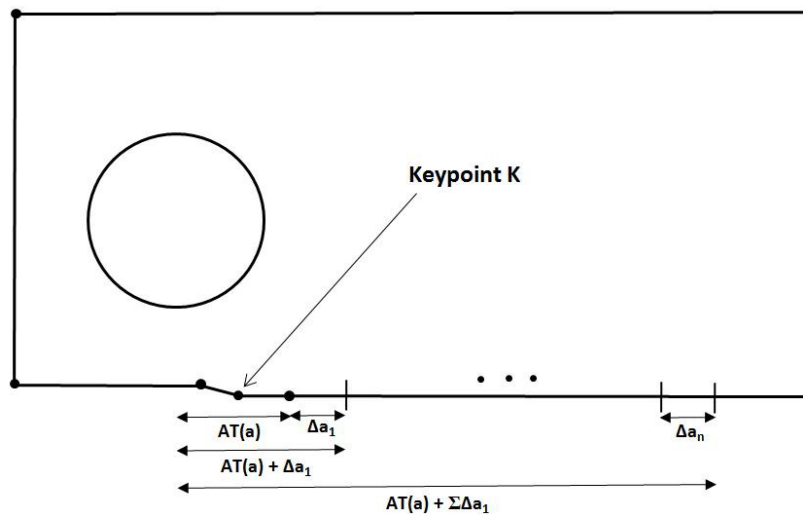


Figura 4.3. Desenho esquemático para a propagação de trincas no *Ansys*.

Nessa abordagem, a trinca é determinada por um *keypoint* K e pela condição de contorno de restrição na linha da trinca. Portanto, a estratégia para fazer a trinca crescer é mover o *keypoint* para a posição desejada (do tanto que a trinca anda) e redefinir a condição de contorno na região. Porém, como já discutido, o *Ansys* possui uma hierarquia na definição da geometria, onde um modelo sólido deve ser definido em termos de *keypoints*, linhas, áreas e volumes. No presente caso, a maior hierarquia é a da área, assim para fazer a movimentação do *keypoint* que define a trinca deve-se modificar toda a área que define a geometria. Desse modo, na abordagem utilizada para mover a trinca é necessário limpar a malha de elementos finitos, apagar a área da geometria, retirar as condições de contorno, apagar a linha que contém o *keypoint* da trinca, para que assim seja possível apagar o *keypoint* e recriá-lo na nova posição desejada, assim como os outros componentes que definem a geometria. Tendo o *keypoint* na nova posição, são realizados todos os procedimentos usuais, que é definir as características da ponta da trinca, redefinir as condições de contorno, criar a nova malha e mandar rodar o novo problema.

Este procedimento está contido dentro de um *loop* com n passos, que utiliza o comando **DO*, sendo que cada passo de crescimento da trinca corresponde a um novo ciclo. Nesse procedimento o único critério de parada imposto pelo usuário é o número de ciclos. Os resultados para os fatores de intensidade de tensão obtidos são impressos em um arquivo de texto à parte utilizando o comando **VWRITE*. No fluxograma da Fig. (4.4) é apresentada a abordagem utilizada no *Ansys* para a propagação de trincas.

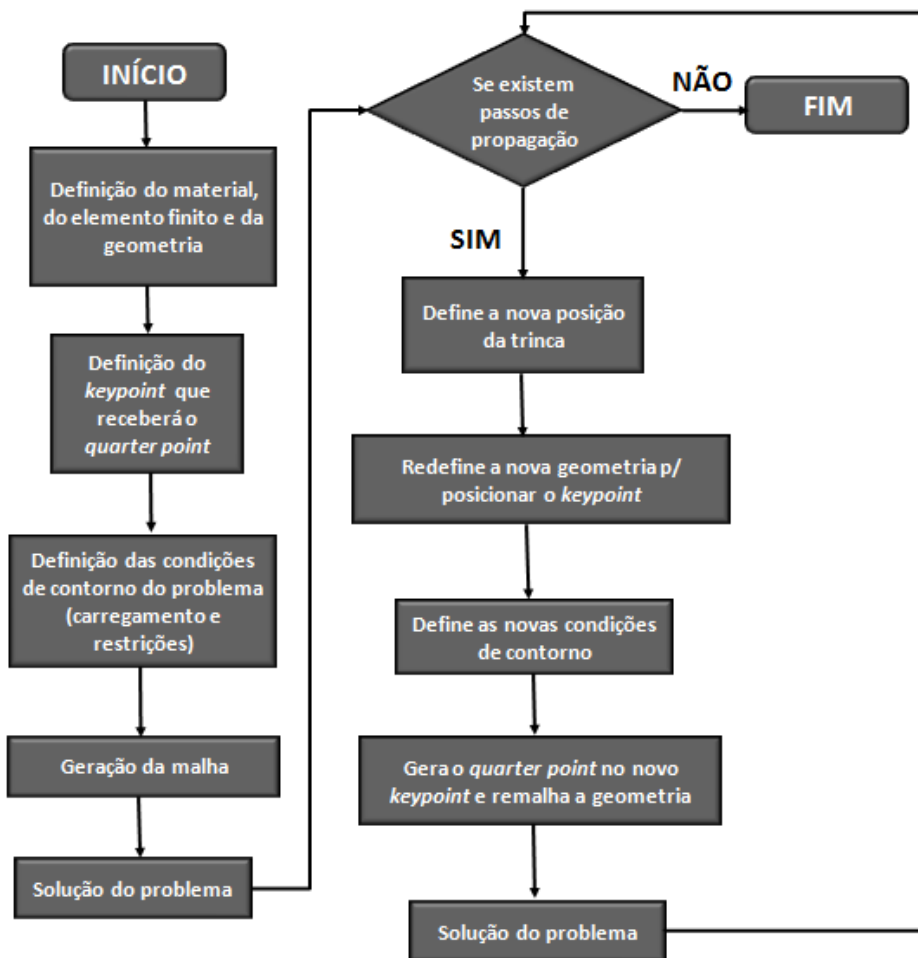


Figura 4.4. Fluxograma esquemático para a abordagem utilizada no *Ansys*.

4.2.1.1 Estado Plano de Tensões e Estado Plano de Deformações

A escolha do tipo de elemento finito quadrilateral PLANE82 permite o usuário escolher se a análise será feita no estado plano de tensão ou no estado plano de deformação. Para as análises numéricas desta dissertação foi utilizado apenas o estado plano de deformações, pois é importante garantir que o tamanho da zona plástica seja pequeno em relação à espessura do espécime. O estado plano de tensão só ocorre dentro da região de plastificação, que é muito próxima à ponta da trinca e deve ser muito pequeno.

Como as simulações numéricas foram feitas utilizando cargas pontuais e não uma tensão distribuída na linha deve-se atentar para um relevante aspecto. Caso fosse utilizada uma tensão distribuída na linha não haveria nenhuma implicação, porém no caso da carga

pontual o valor desta deve ser dividido pela espessura do espécime para ajustar as condições de ensaio. No estado plano de deformação não há valor de entrada para a espessura, pois esta é considerada como tendo uma espessura unitária, sendo assim a carga deve ser dividida pela espessura senão o espécime estará sujeito a uma carga menor do que a carga desejada.

4.2.1.2 Caracterização do Problema de Elementos Finitos

A construção da geometria foi concebida de tal forma que se aproveitasse a vantagem da simetria, sendo utilizada apenas a parte superior do CTS. A partir disso a geometria foi dividida em 2 áreas, chamadas de A1 e A2, conforme ilustrado na Fig. (4.5). Essa divisão é utilizada para tornar o processo de remalhamento mais rápido, pois somente a área A2 é remalhada, deixando a malha da área A1 intacta durante a propagação da trinca.

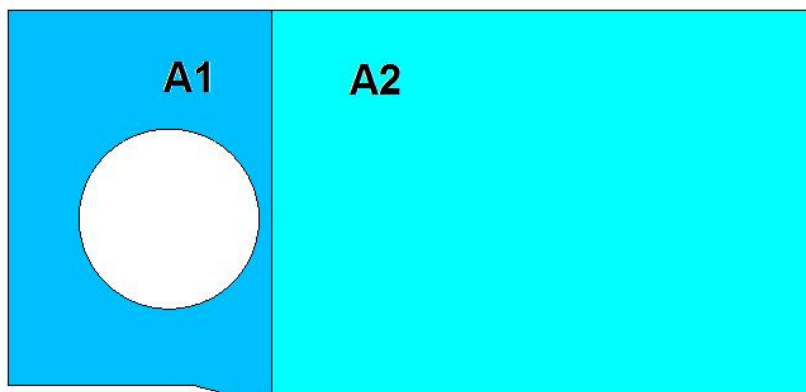


Figura 4.5. Definição das áreas para discretização da malha.

A construção da malha na área A1 foi feita de maneira estruturada, no entanto a área A2 esse procedimento não foi possível. A malha da área A2, que contém a roseta do elemento *quarter point*, é construída de maneira otimizada pelo *Ansys* de acordo com as características da roseta. A roseta utilizada possui 8 elementos e um raio de tamanho 0,00012. O resultado numérico do fator de intensidade de tensão depende basicamente da característica da roseta. A Fig. (4.6) ilustra a composição da malha de elementos finitos

utilizada neste problema. O processo de caracterização do problema pode ser verificado nos Apêndices D e E ao final desta dissertação.

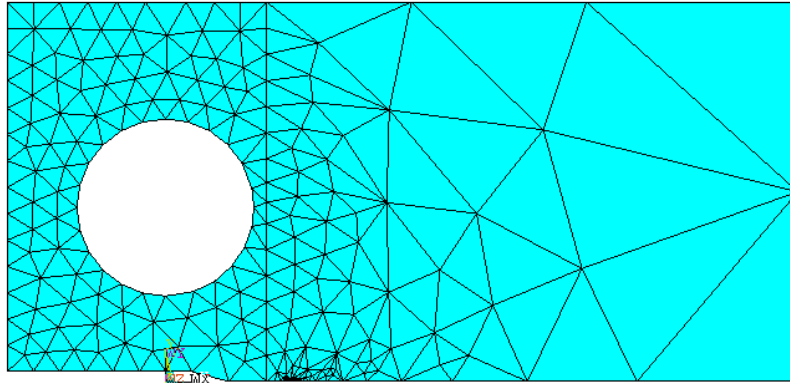


Figura 4.6. Malha de elementos finitos.

4.3 MODELO REAL E MODELO IDEAL

Durante o projeto do CTS utilizado nos ensaios ocorreu um erro, onde o tamanho da trinca, a , ficou menor do que o especificado em norma. Sendo assim, foram construídos modelos numéricos para verificar a influência de diferentes tamanhos de entalhe e de diferentes diâmetros de furo do CTS.

De tal maneira, o modelo onde serão feitas as variações de entalhe e diâmetro será denotado por modelo real, e o modelo proposto na norma será denotado como modelo ideal. O modelo ideal servirá apenas como comparação, de modo a determinar o erro inerente à geometria do CTS do modelo real. Os resultados dos campos de tensão σ_y e de Von Mises servirão para essa análise. Ao final desta dissertação, no Apêndice F, encontram-se os resultados obtidos nessa análise.

CAPÍTULO 5

5 METODOLOGIA EXPERIMENTAL

5.1 ASPECTOS GERAIS

Os ensaios experimentais foram realizados no Laboratório de Ensaio Mecânicos da Universidade de Brasília por meio da utilização da máquina universal de tração MTS 810. Os ensaios necessários para obtenção da tenacidade a fratura e para levantamento da curva da/dN são padronizados pela *ASTM (American Society for Testing and Materials)*. Nas seções seguintes são apresentadas as normas específicas utilizadas para o ensaio de tenacidade a fratura, bem como para a obtenção da curva da/dN versus ΔK através do ensaio de propagação de trincas.

5.2 MATERIAIS UTILIZADOS NOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

5.2.1 Liga de Alumínio 7050 T7451

A liga de Alumínio 7050 T7451 é vastamente utilizada na indústria aeronáutica devido às suas excepcionais características de resistência à corrosão, resistência mecânica e tenacidade. Essa liga é capaz de manter essas características mesmo quando utilizada na forma de chapas finas, daí a sua importância para aplicações aeronáuticas. A liga 7050 T7451, bem como diversas outras ligas modernas, possui uma alta anisotropia e necessita ser bem caracterizada mecanicamente para o uso seguro. A condição T7451 designa o tratamento térmico sofrido pela liga, na condição de duplo envelhecimento com alívio de tensão. Sua composição química, bem como as propriedades mecânicas encontram-se nas tabelas a seguir, respectivamente:

Tabela. 5.1. Composição química em % de peso da liga de alumínio 7050 T7451.

Componente Químico	% em peso	Componente Químico	% em peso
Alumínio, Al	87,3 – 90,3%	Silício, Si	≤ 0,12%
Cromo, Cr	≤ 0,04%	Titânio, Ti	≤ 0,06%
Cobre, Cu	2 – 2,6%	Zinco, Zn	5,7 – 6,7%
Ferro, Fe	≤ 0,15%	Zircônio, Zr	0,08 – 0,15%
Magnésio, Mg	1,9 – 2,6%	Manganês, Mn	≤ 0,1%

Tabela. 5.2. Propriedades mecânicas da liga de Alumínio 7050 T7451.

Módulo de Elasticidade	71,7 <i>Gpa</i>
Tensão de Escoamento	469 <i>Mpa</i>
Tensão de Ruptura	524 <i>Mpa</i>
Coefficiente de Poisson	0,33

5.2.2 Liga de Aço ASTM A743 (CA6NM)

O aço A743 é uma liga fundida de ferro, cromo, níquel e molibdênio que é endurecida por meio de um tratamento térmico. A adição de níquel e molibdênio garante uma melhora na resistência à corrosão em ambientes marítimos. Sendo assim, essa liga possui uma grande aplicabilidade em situações que envolvem ambientes corrosivos, como nas indústrias químicas, petrolíferas e em usinas hidrelétricas. Seu maior uso atual é em componentes de turbinas hidráulicas utilizadas para gerar energia nas usinas hidrelétricas. Sua composição química e as propriedades mecânicas encontram-se nas tabelas a seguir, respectivamente:

Tabela. 5.3. Composição química em % de peso da liga de aço A743.

Componente Químico	% em peso	Componente Químico	% em peso
Carbono, C	$\leq 0,060\%$	Molibdênio, Mo	0,40 – 1,0%
Cromo, Cr	11,5 – 14,0 %	Fósforo, P	$\leq 0,040\%$
Ferro, Fe	82,9 – 88,1%	Silício, Si	$\leq 1,0\%$
Manganês, Mn	$\leq 1,0\%$	Enxofre, S	$\leq 0,030\%$
Níquel, Ni	3,5 – 4,5%		

Tabela. 5.4. Propriedades mecânicas da liga do Aço A743.

Módulo de Elasticidade	201 <i>Gpa</i>
Tensão de Escoamento	550 <i>Mpa</i>
Tensão de Ruptura	755 <i>Mpa</i>
Coefficiente de Poisson	0,30

5.3 DIMENSÕES DOS CORPOS DE PROVA

O corpo de prova utilizado no ensaio de propagação de trincas foi projetado de acordo com a norma *ASTM E647*, porém, ocorreram algumas falhas no dimensionamento do CTS e o diâmetro, *D*, ficou maior do que o especificado em norma (deveria ser de 12,5 *mm* e ficou em 14 *mm*), conforme especificado na Tabela (5.5). Para ambos os materiais, aço e alumínio, a direção de usinagem foi L-T. A Fig. (5.1) indica os componentes geométricos do CTS.

Tabela. 5.5. Dimensões do corpo de prova para o ensaio de propagação de trinca.

Componente	Dimensão (<i>mm</i>)
<i>W</i>	50
<i>B</i>	12,5
<i>a_n</i>	10
<i>D</i>	14

Para o ensaio de tenacidade a fratura o corpo de prova foi projetado de acordo com a norma *ASTM E399*. As dimensões estão mostradas na Tabela (5.6) a seguir:

Tabela. 5.6. Dimensões do corpo de prova para o ensaio de tenacidade a fratura.

Componente	Dimensão (mm)
W	56
B	28
a_n	25
D	14

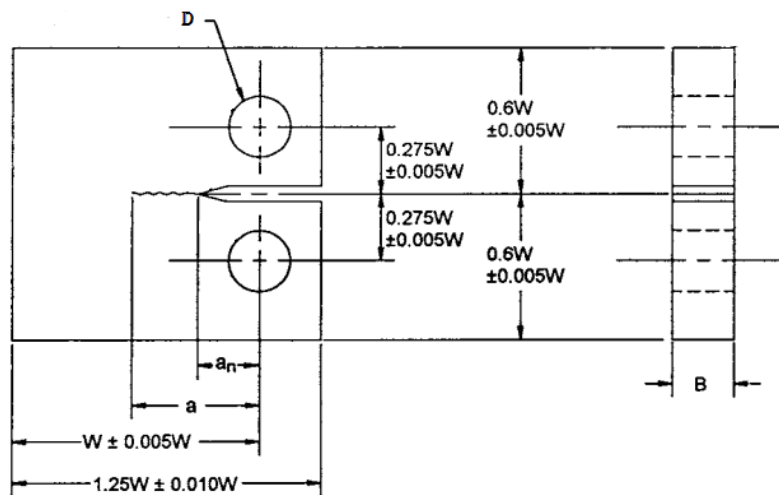


Figura 5.1. Corpo de prova utilizado no ensaio de propagação de trinca.

5.4 ENSAIO DE TENACIDADE A FRATURA – *ASTM E399*

Na seção (2.2.1.3) foram mostradas relações analíticas que possibilitam a determinação dos valores de fatores de intensidade de tensão, K_I , que idealmente pode ser utilizado para prever o comportamento de uma trinca em uma estrutura real. Considerando uma determinada espessura, onde o material está submetido predominantemente ao estado plano de deformação, o valor de K_c (valor crítico do fator de intensidade de tensão) tende a um limite constante mínimo, que é a tenacidade a fratura K_{IC} . Esse valor de K_{IC} depende da

temperatura e da razão de carregamento do ensaio. Assim, após diversos estudos e experimentações, a *ASTM* criou a norma *ASTM E399* para padronizar os procedimentos para a realização do ensaio de tenacidade a fratura em deformação plana.

Para padronização do ensaio de tenacidade a fratura numerosas configurações de espécimes e métodos de teste para K_{IC} foram considerados. Durante os anos 60, vários parâmetros (acuidade de nó, espessura da placa, aparência da fratura e níveis de tensão na formação da pré trinca de fadiga) foram investigados e resultaram no desenvolvimento de uma padronização (Janssen, 2006). No método de teste inicial para obtenção do K_{IC} no estado plano de deformação foram usados dois tipos de espécimes padronizados, o *Single Edge Notched Bend* (SENB ou SE(B) na última revisão) e o *Compact Tension Specimen* (CT ou C(T) na última revisão). Posteriormente os espécimes *Arc-shaped Tension*, *Disk-shaped Compact* e o *Arc-shaped Bend* foram introduzidos.

5.4.1 Corpo de Prova

Nos anexos da norma *ASTM E399* existem a descrição e as características geométricas de cinco tipos de espécimes. Esses são: *compact specimen*, *single-edge-notched Bend (SE(B)) geometry*, *arc-shaped specimen*, *disk specimen* e o *middle tension (MT) panel*. Para cada um desses espécimes existem três importantes parâmetros geométricos: comprimento da trinca (a), espessura (B) e a largura (W).

5.4.1.1 Corpo de Tração Compacto (*Compact Tension Specimen*)

Nessa seção será dada especial atenção à configuração do corpo de prova *Compact Tension Specimen* que será denotado como CTS. A Fig. (5.2) ilustra as características geométricas do corpo de prova como são descritas na norma *ASTM E399*.

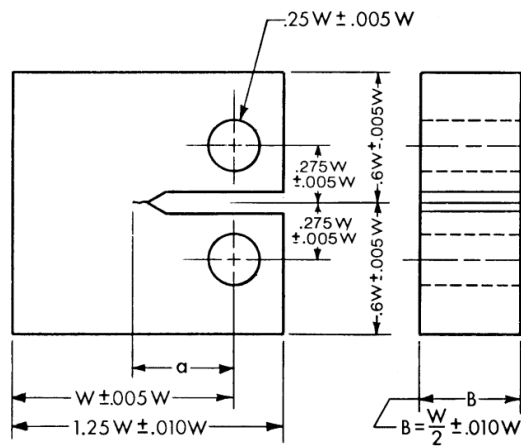


Figura 5.2. Dimensões e tolerâncias para o CTS.

Além das dimensões indicadas na Fig. (5.1) o corpo de prova deve atender alguns requisitos para o ensaio de K_{IC} , as dimensões do corpo de prova devem ser suficientemente grandes quando comparadas com o tamanho da zona plástica de tal maneira que quaisquer efeitos da zona plástica na análise de K_{IC} possam ser desprezados. Pois, deve ser assegurado que o espécime fracture predominantemente sob condição linear elástica (em deformação plana). As dimensões mais importantes para os corpos de prova de testes de K_{IC} são:

- O comprimento da trinca, a .
- A espessura do espécime, B .
- E o ligamento remanescente, $b = W - a$, no qual W é a largura.

Para que o ensaio seja considerado válido é necessário que a espessura do espécime, B , e o comprimento de trinca, a , excedam o valor de $(K_{IC}/\sigma_y)^2$, onde σ_y é a tensão de escoamento do material.

Para iniciar a pré-trinca por fadiga a norma sugere três tipos de entalhes iniciadores de trinca os quais são ilustrados na Fig. (5.3). No CTS utilizado neste trabalho foi escolhido o entalhe do tipo passante direto (*straight through*) que possui uma terminação em “V”. O comprimento total da pré-trinca somado com o comprimento do entalhe, vide Fig. (5.2), resultará no tamanho total da trinca, a , que deve estar entre 0,45 e 0,55 de W .

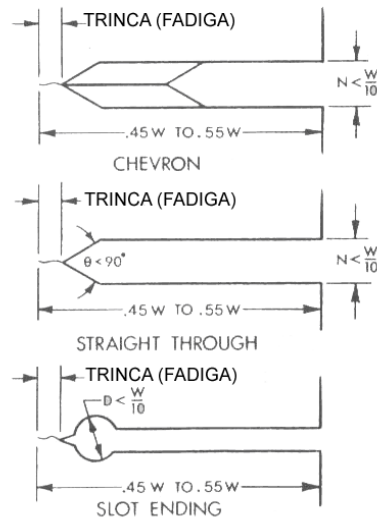


Figura 5.3. Tipos de entalhe.

5.4.1.2 Orientação de laminação

Em geral, a tenacidade a fratura de um material varia de acordo com a direção de orientação dos contornos de grãos, visto que de acordo com a microestrutura pode haver planos de fraqueza em que o crescimento da trinca seja facilitado. Portanto, é comum especificar o espécime e a orientação da trinca por um par ordenado de símbolos como ilustrados na Fig. (5.4). A primeira letra designa a direção de carregamento em relação ao sentido de laminação. A segunda letra designa a direção de propagação em relação ao sentido de laminação. As seis principais direções para seções retangulares são: L-T, L-S, T-L, T-S, S-L e S-T. Segundo a norma *ASTM E399* os resultados de tenacidade obtidos devem vir juntos com essa notação de orientação de laminação.

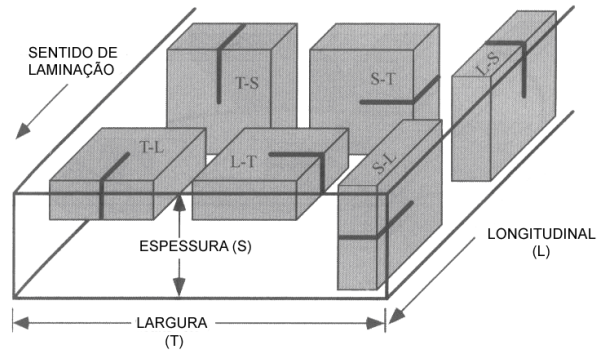


Figura 5.4. Orientação dos corpos de prova em relação ao sentido de laminação.

5.4.1.3 Pré-trinca por fadiga

De forma que a teoria da Mecânica da Fratura seja aplicável em laboratório é importante que o espécime possua um entalhe infinitamente agudo. O objetivo da pré-trinca é simular um plano de trinca ideal com um raio essencialmente nulo para corresponder às considerações assumidas na análise de K_{IC} . Como a trinca assumida é a mais aguda possível, no entalhe usinado deve-se executar uma trinca controlada por meio de carregamento cíclico. A trinca deve ser propagada por pelo menos um tamanho de $0,05W$ a fim de eliminar quaisquer efeitos de geometria ou encruamento do entalhe.

Para garantir que o tamanho da zona plástica durante o ciclo final de fadiga seja menor que o tamanho da zona plástica durante o ensaio real de K_{IC} , a parte final do comprimento do entalhe (2,5% do comprimento total do entalhe usinado mais a trinca por fadiga) deve ser carregado com um nível máximo de fator intensidade de tensão dado por K_{max}/E desde que não exceda $0,00032\sqrt{m}$.

O valor inicial do máximo carregamento por fadiga ou de deslocamento deve ser calculado a partir das dimensões do espécime e do entalhe. A sugestão da norma *ASTM E399* é que esse carregamento seja selecionado de tal maneira que o fator intensidade de tensões máximo na porção inicial do ciclo por fadiga não exceda 80% do valor do K_{IC} estimado para o material. Valores altos de K resultam em taxas de crescimento de trinca indesejáveis. Quando o lado da maior trinca alcançar um valor correspondente a 97,5% do

comprimento de trinca final, o valor máximo de carregamento deve ser reduzido a um valor tal que o $K_{m\acute{a}x}$ não exceda 60% do valor estimado de K_{IC} .

5.4.2 Aparatos Experimentais

O carregamento é transmitido ao corpo de prova através de garras que são presas ao mesmo através de pinos. As garras são acopladas à máquina servo-hidráulica MTS 810. Essas garras são descritas na norma *ASTM E399* como *Tension Testing Clevis*. Elas foram desenvolvidas de tal forma a permitir uma rotação do CTS durante o carregamento e para garantir um bom alinhamento, como ilustrado na Fig. (5.5).

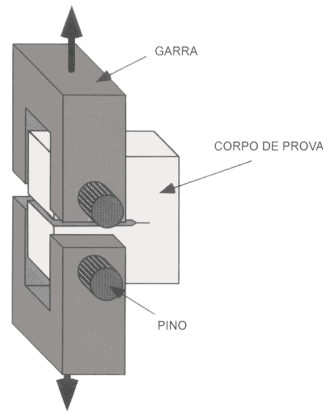


Figura 5.5. Alinhamento do conjunto (garra, corpo de prova e pinos).

Um cuidado essencial do ensaio está associado à precisão da medida do deslocamento da abertura da boca da trinca (*CMOD – crack mouth open displacement*) como uma função do carregamento aplicado e da rigidez do sistema. Esse deslocamento é medido com o *clip gauge* que é posicionado no encaixe conhecido como “rabo de andorinha” como ilustrado na Fig. (5.6), esse encaixe para o *clip gauge* pode também ser usinado no corpo de prova. O *clipe gauge* consiste de quatro *strain gauges* ligados a um par de vigas em balanço, a deflexão das vigas resulta em uma mudança da voltagem dos *strain gauges* que variam linearmente com o deslocamento.

A medida do deslocamento da boca da trinca é um parâmetro importante a ser controlado durante o ensaio, pois este se relaciona com o comprimento da trinca, a . Portanto, para medir corretamente o valor do comprimento da trinca, a , é necessário garantir que os valores de abertura da boca da trinca, $CMOD$, e do carregamento sejam medidos com precisão. Assim é possível realizar o ensaio fazendo um controle adequado do crescimento de trinca.

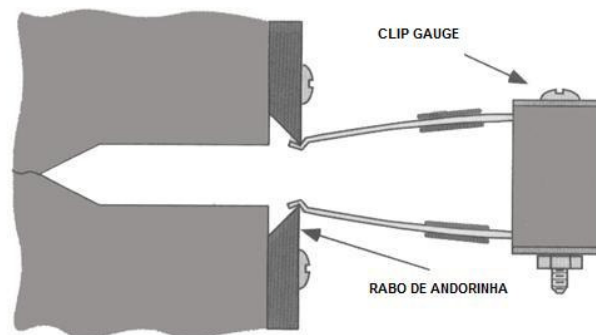


Figura 5.6. Representação esquemática do encaixe do *clip gauge* no corpo de prova.

A norma *ASTM E399* fornece equações que permite calcular o comprimento da trinca por meio da abertura da boca da trinca, V_m , onde a relação que fornece a posição da trinca é dada por:

$$a/W = 1,000 - 4,500U + 13,157U^2 - 172,551U^3 + 879,944U^4 - 1514,671U^5 \quad (5.1)$$

Onde,

$$U = \frac{1}{\left[1 + \sqrt{\left(\frac{E'BV_m}{P} \right)} \right]} \quad (5.2)$$

Sendo P a carga aplicada, E' é o Módulo de Young efetivo (para estado plano de deformação $E' = E/(1-\nu^2)$). No entanto, a expressão que fornece o comprimento da trinca só é válida para valores entre $0,2 \leq a/W \leq 0,8$, sendo que a medida da abertura da boca da trinca deve ser feita diretamente no encaixe usinado no espécime.

5.4.3 Procedimento Experimental

5.4.3.1 Polimento do CTS

É recomendado que o corpo de prova seja devidamente polido nas superfícies laterais de propagação da trinca afim de que o acompanhamento de seu crescimento seja feito com a máxima precisão (por exemplo, utilizando uma luneta) e o CTS esteja isento de irregularidades superficiais que porventura interfiram na propagação da trinca.

5.4.3.2 Marcação do CTS

Durante o crescimento da pré trinca por fadiga é importante que a trinca cresça de maneira simétrica ao longo do ensaio. Para facilitar o acompanhamento desse crescimento da trinca é recomendável que sejam feitas marcações ao longo do eixo de crescimento da trinca no CTS. As marcações dos CTS utilizados foram feitas a cada 2 mm, com um total de 15 marcações em cada face para cada corpo de prova.

5.4.3.3 Parâmetros para Controle da Carga Aplicada durante a Pré-Trinca por Fadiga

Segundo a norma *ASTM E399*, durante o ensaio, a razão de tensão aplicada deve ficar entre -1 e +0,1 para um número de ciclos que fica entre 10^4 e 10^6 , a depender: do tamanho do espécime, da preparação do entalhe e da intensidade da carga aplicada. Como já explanado na seção (5.4.1.3), no estágio terminal de crescimento da pré-trinca, faltando 2,5% para o tamanho máximo de trinca, a intensidade de tensão aplicada deve ser tal que o valor de K_I

não exceda 60% do K_{IC} do material. Essa exigência de que o valor de K_I permaneça a 60% do K_{IC} do material requer um controle da tensão aplicada. Como o valor de K_I varia de acordo com o tamanho da trinca, à medida que a pré-trinca vai crescendo a tensão deve ser ajustada de tal forma que K_I permaneça dentro do valor requerido. Neste trabalho foram utilizados valores finais de pré-trinca de $20 MPa\sqrt{m}$ para a liga de alumínio e de $36 MPa\sqrt{m}$ para a liga de aço.

5.4.3.4 Ensaio de Tenacidade a Fratura

Com a pré-trinca por fadiga executada, o ensaio de tenacidade a fratura pode ser realizado. Os parâmetros de deslocamento e carregamento devem ser monitorados, onde o valor do carregamento crítico P_Q ocorre no momento da fratura. O corpo de prova é carregado a uma taxa controlada até que ocorra a fratura. A taxa de carregamento para o ensaio convencional deve ser tal que a taxa de aumento do fator de intensidade de tensão seja da ordem de $0,55$ a $2,75 MPa\sqrt{m} / s$.

Após o ensaio devem ser feitas três medidas de comprimento da trinca, sendo uma medida no centro da superfície da trinca, outra medida entre o centro da superfície da trinca e a face posterior do espécime, e por último uma medida entre o centro da superfície e a face anterior do espécime. Essas medidas servirão como critério de validação do ensaio, onde a diferença entre duas dessas três medidas não deve exceder em 10% de sua média.

Com o valor de P_Q e do tamanho da trinca definidos, pode-se calcular um valor provisório de tenacidade a fratura, definido como K_Q , que é dado por:

$$K_Q = \frac{P_Q}{B\sqrt{W}} f(a/W) \quad (5.3)$$

Onde o valor de $f(a/W)$ é uma função adimensional de a/W , sendo que essa função pode ser obtida na forma polinomial para cada um dos cinco tipos de espécime mostrados na norma E399. Para o caso específico do CTS esse polinômio é mostrado na equação a seguir:

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left[0,886 + 4,64\left(\frac{a}{W}\right) - 13,32\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,6\left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \quad (5.4)$$

O valor de K_Q é denominado como valor de tenacidade provisória do material porque este ainda deve obedecer a alguns requisitos para ser considerado válido como K_{IC} . Assim, para a aceitação do valor de K_Q como tenacidade do material é necessário que as seguintes condições sejam satisfeitas:

a. Relação entre o comprimento da trinca a e a largura do espécime W :

$$0,45 \leq a/W \leq 0,55 \quad (5.5)$$

b. Os valores da espessura, B , e do comprimento da trinca, a , devem obedecer à seguinte relação:

$$B, a \geq 2,5 \left(\frac{K_Q}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (5.6)$$

c. E o valor da carga máxima P não pode ultrapassar 10% do valor da carga de ruptura P_Q :

$$P_{máx} \leq 1,10P_Q \quad (5.7)$$

Quando o ensaio preenche todos os requisitos presentes na norma *ASTM E399*, então o valor de K_Q pode ser considerado igual à K_{IC} . No Apêndice B encontram-se todos os procedimentos necessários para realização do ensaio de tenacidade a fratura, esse anexo tem como intuito servir como guia para trabalhos experimentais em Mecânica da Fratura.

Foram conduzidos 2 ensaios com sucesso utilizando a liga de alumínio. No entanto, o ensaio realizado para a liga de aço não obteve sucesso, essa liga se mostrou demasiadamente dúctil. E por falta de experiência a garra *Clevis* foi mal dimensionada para a liga de aço e falhou antes que o ensaio fosse finalizado.

5.5 ENSAIO DE CRESCIMENTO DE TRINCAS POR FADIGA – ASTM E647

A norma *ASTM E647* foi desenvolvida com o intuito de se estabelecer um procedimento para o ensaio de propagação de trincas por fadiga. A partir desse ensaio é possível obter parâmetros importantes tais como: ΔK_{th} e a curva da/dN versus ΔK para o material em questão. O crescimento da trinca ocorre por meio de carregamento cíclico, onde os valores de K_{min} , $K_{máx}$ e comprimento da trinca são monitorados durante o ensaio.

O tipo de espécime e a garra utilizada no teste são os mesmos descritos para o ensaio de tenacidade à fratura (*ASTM E399*). Entretanto, para o ensaio de propagação de trinca o corpo de prova deve ter uma espessura entre $W/20$ e $W/4$, portanto pode ser utilizado um espécime de espessura menor de maneira a economizar material. A norma *ASTM E647* requer apenas que o comportamento do espécime seja predominantemente elástico durante o teste. Antes de se iniciar o teste o espécime deve ser submetido a uma pré-trinca por fadiga, onde o $K_{máx}$ final durante a pré-trinca não deve ser superior ao $K_{máx}$ utilizado no ensaio em si (no intuito de evitar o efeito de retardo no crescimento da trinca). Pela norma *ASTM E647* o tamanho da pré-trinca por fadiga para o ensaio de propagação de trinca deve ter um valor mínimo, que não deve ser menor que $0,1B$, h , ou 1 mm , o que for maior, onde B é a espessura do espécime e h é a medida da altura do entalhe do espécime.

O ensaio de propagação é em sua essência um ensaio de fadiga, pois, basicamente consiste em aplicar um carregamento cíclico no espécime. A norma *ASTM E647* descreve duas maneiras para conduzir esse ensaio:

1. Teste de Amplitude de Carregamento Constante onde o K é crescente: esse é um teste adequado para taxas de crescimento de trinca superiores a 10^{-5} mm/ciclo , mas pode ser de difícil aplicação a baixas taxas de crescimento devido a considerações de pré-trinca por fadiga.
2. Teste de K decrescente: nesse caso a amplitude de carregamento decresce durante o teste para alcançar um gradiente de K negativo. Esse tipo de teste é utilizado quando se quer obter o valor de ΔK_{th} , onde é definido um valor de $K_{máx}$ e a partir dele o ΔK vai diminuindo até o valor desejado. A determinação do ΔK_{th} é feita utilizando uma regressão linear do logaritmo de da/dN versus o logaritmo de ΔK usando no mínimo cinco pontos entre 10^{-6} e 10^{-7} mm/ciclo igualmente espaçados.

Para um efetivo controle de ΔK ao longo do ensaio para determinação de ΔK_{th} , o gradiente K normalizado, que é a variação fracionária do K com o aumento do tamanho da trinca, é necessário para monitorar o comportamento da trinca enquanto o K varia. Esse gradiente é dado pela seguinte equação:

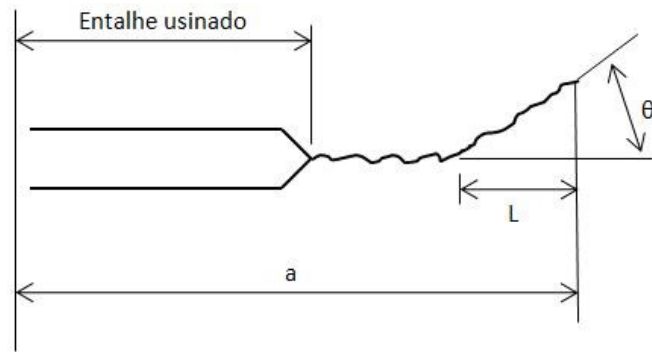
$$G = \frac{1}{K} \cdot \frac{dK}{da} = \frac{1}{K_{máx}} \cdot \frac{dK_{máx}}{da} = \frac{1}{K_{mín}} \cdot \frac{dK_{mín}}{da} = \frac{1}{\Delta K} \cdot \frac{d\Delta K}{da} \quad (5.8)$$

O monitoramento do valor de G é importante para o teste de K decrescente, pois ciclos prévios resultam em zonas plásticas maiores, o que pode causar retardo da trinca. O retardo da trinca não é um problema significativo para o teste de K crescente, já que o tamanho da zona plástica em um dado ciclo é menor do que no ciclo anterior. O valor algébrico de G deve ser maior que $-0,08 \text{ mm}^{-1}$ no teste de K decrescente, como recomendação da norma *ASTM E647*. No teste de K decrescente o carregamento deve diminuir até que a taxa de crescimento de trinca desejada seja alcançada, lembrando que a coleta de dados de da/dN abaixo de 10^{-7} mm/ciclo não é proveitosa, pois a taxa de crescimento é considerada desprezível.

5.5.1 Critérios de Validação do Ensaio de Propagação de Trincas

Durante o ensaio é importante que seja feito um acompanhamento da tendência de crescimento da trinca. A trinca deve ser simétrica em ambas as faces do espécime e não deve possuir uma inclinação excessiva. Interrupções no carregamento cíclico podem ser feitas para medir visualmente o tamanho da trinca, porém, deve-se tomar cuidado para evitar que defeitos externos sejam introduzidos na trinca. O tempo de intervalo deve ser curto (não maior do que 10 minutos), caso contrário pode haver o depósito de um filme de óxido na superfície da trinca.

Devem ser realizadas medidas da face traseira e frontal, onde os tamanhos das faces da trinca não devem diferir mais do que $0,25B$ na operação de pré-trinca. Caso a trinca desvie mais do que $\pm 20^\circ$ do plano de simetria a uma distância de $0,1W$ ou maior, o ensaio é considerado inválido de acordo com a norma *ASTM E647*, conforme ilustra a Fig. (5.7).



Válido se $\theta \leq 10^\circ$
 Reportar se $10^\circ < \theta \leq 20^\circ$
 Inválido se $\theta \geq 20^\circ$ para $L \geq 0.1W$

Figura 5.7. Limites para inclinação do plano da trinca.

5.5.2 Curva da/dN versus ΔK

A relação de da/dN versus ΔK pode ser considerada de fundamental importância para caracterizar um material. Como exemplo, com o conhecimento dessa propriedade é possível prever o comportamento do crescimento da trinca a um determinado número de ciclos, ou seja, a vida em fadiga.

Para a obtenção experimental da curva da/dN foi utilizado o Teste de Amplitude de Força Constante, onde a força é mantida constante durante todo o ensaio enquanto o comprimento da trinca e o valor de ΔK aumentam. Foram realizados 4 ensaios para obter a curva da/dN , sendo 2 para a liga de aço e 2 para a liga de alumínio.

5.5.2.1 Liga de Aço ASTM A743 (CA6NM)

O ensaio experimental de propagação de trinca é realizado pelo *software Fatigue Crack Growth* da MTS, que permite a condução do ensaio em acordo com a norma *ASTM E647*. O procedimento para utilização do *software* é explicado no Apêndice A desta dissertação, onde são explicados alguns parâmetros experimentais como: pré-trinca, força utilizada,

frequência de ensaio, razão de carregamento. Os ensaios experimentais foram realizados com uma força constante de 23,5 *KN* a uma razão de carregamento *R* igual a 0,1.

5.5.2.2 Liga de Alumínio 7050 T7451

A obtenção dos resultados de propagação de trincas para a Liga de Alumínio 7050 T7451 foi realizada com o mesmo procedimento descrito para a Liga de Aço CA6NM, sendo necessário mudar alguns parâmetros que caracterizam o material. O Apêndice A deve ser consultado também para a condução do ensaio da liga de alumínio. Os ensaios experimentais foram realizados com uma força constante de 7,8 *KN* a uma razão de carregamento *R* de 0,1.

5.5.3 Ensaio de ΔK_{th}

Foram realizados 2 ensaios para obtenção de ΔK_{th} , sendo um para cada material. Foi utilizado o Teste de *K* decrescente para condução dos ensaios de ΔK_{th} . No Apêndice A encontra-se o guia passo a passo para a realização desse tipo de ensaio. Esse é um de ensaio que leva um tempo considerável, pois parte dele acontece a taxas de crescimento de trinca muito pequenas (da ordem de 10^{-7} *mm/ciclo*). Ao todo, para a realização desse ensaio leva-se algo em torno de 10 milhões de ciclos.

A norma *ASTM E647* afirma que o valor de ΔK_{th} deve ser estimado a partir de uma regressão linear da curva *da/dN versus* ΔK , utilizando no mínimo cinco pontos igualmente espaçados entre as taxas de crescimento de 10^{-6} e 10^{-7} *mm/ciclo*. Os resultados obtidos nos ensaios de ΔK_{th} foram fornecidos direto pelo *software* da MTS, sendo que não foi necessário fazer essa regressão linear como determina a norma.

A obtenção do valor de ΔK_{th} para a liga de alumínio seguiu o mesmo procedimento utilizado para a liga de aço, conforme descrito no Apêndice A. No entanto foi necessário utilizar uma célula de carga de 10*KN* (para a liga de aço foi utilizada uma célula de carga de 100*KN*), visto que para a liga de alumínio a carga correspondente a taxas de crescimento da ordem de 10^{-7} *mm/ciclo* é extremamente baixa (chegou-se a cargas de

500N). Para contornar esse problema de cargas baixas foi necessário utilizar um corpo de prova de espessura maior do que aquele utilizado para a liga de aço, com $B = 28mm$, dessa maneira não é necessário baixar a carga de ensaio a valores abaixo daqueles da capacidade de leitura da célula de carga.

CAPÍTULO 6

6 RESULTADOS

6.1 ASPECTOS GERAIS

Neste capítulo são apresentados os resultados experimentais de tenacidade à fratura, bem como os resultados experimentais de propagação de trinca comparados com os resultados obtidos no *Ansys*. Para consolidar os resultados numéricos e experimentais de propagação de trincas, esses resultados são comparados com resultados encontrados na literatura.

6.1.1 Resultados do Ensaio de Tenacidade a Fratura

Como exposto na seção (5.4.3.4) apenas os ensaios de tenacidade para a liga de Alumínio 7050 T7451 foram realizados com sucesso. Dessa maneira, seguem abaixo os resultados para os dois ensaios realizados bem como sua média.

Tabela. 6.1. Resultados de Tenacidade para a Liga de Alumínio 7050 T7451.

Resultados do Ensaio de Tenacidade a Fratura – Alumínio 7050 T7451 (L-T)	
Ensaio CP01	38,9 $MPa\sqrt{m}$
Ensaio CP02	37,4 $MPa\sqrt{m}$
Média	38,1 $MPa\sqrt{m}$

Nas Figs. (6.1) e (6.2) são mostradas as fotos dos corpos de prova de alumínio, CP01 e CP02, após serem realizados os ensaios de tenacidade a fratura.

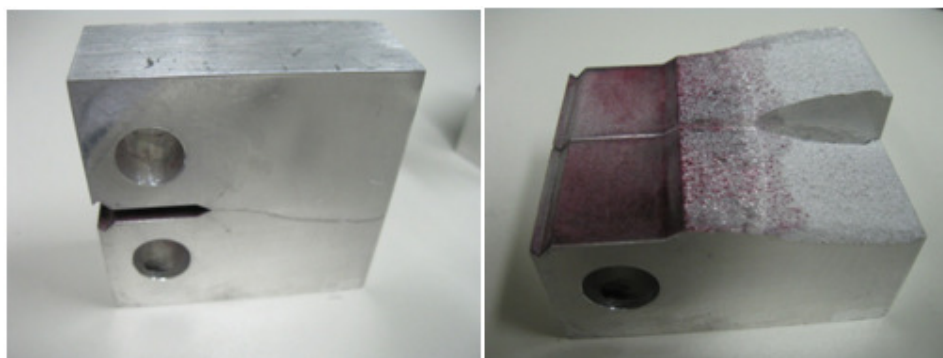


Figura 6.1. Tenacidade a Fratura - CP01 da liga de alumínio 7050 T7451.

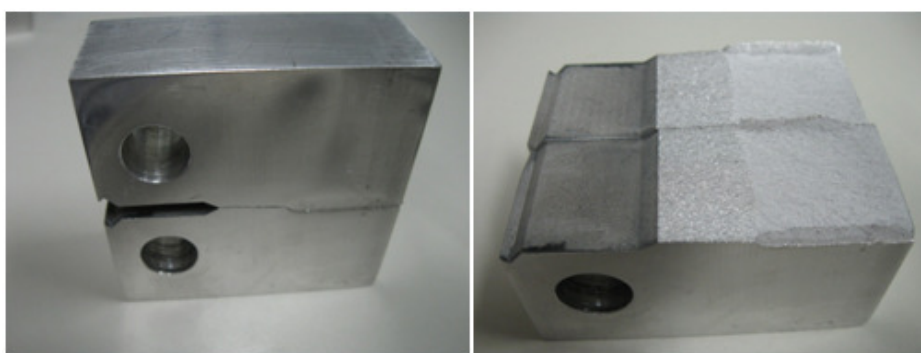


Figura 6.2. Tenacidade a Fratura - CP02 da liga de alumínio 7050 T7451.

6.1.2 Resultados do Ensaio de Propagação de Trincas para a Liga de Aço CA6NM

Nesta seção estão dispostos os resultados para os dois ensaios experimentais de propagação de trincas realizados para a liga de Aço CA6NM no Laboratório de Ensaios Mecânicos da UnB. Os resultados de cada ensaio são comparados com resultados numéricos, em conjunto com resultados obtidos pelo Grupo NEMAF da EESC – USP, que gentilmente nos autorizaram a utilizá-los nesta dissertação.

Os resultados numéricos foram construídos a partir da metodologia de propagação de trincas no *Ansys*, proposta no Capítulo 4 desta dissertação, juntamente com a constante C e o expoente m (da equação de Paris) obtidos pelo ajuste de curva dos resultados experimentais realizados na UnB e os resultados obtidos pelo Grupo NEMAF da EESC – USP. Ou seja, no *Ansys* foram obtidos apenas os resultados de ΔK , pois os resultados da taxa da/dN são calculados com os valores experimentais de C e m .

A seguir, são apresentados os parâmetros experimentais obtidos pelo ajuste das duas curvas experimentais da UnB e da curva de referência fornecida pelo Grupo NEMAF da EESC-USP, respectivamente:

Tabela. 6.2. Parâmetros experimentais de crescimento de trinca para o Aço CA6NM.

Espécime	C	m
CP01 – UnB	2,21 E-9	3,08
CP02 – UnB	1,04 E-9	3,18
Média - UnB	1,65 E-9	3,13
EESC - USP	1,01 E-8	2,77

Da Tabela (6.2) foram utilizadas as constantes da equação de Paris necessárias para montar as curvas numéricas, para os ensaios experimentais, designados como CP01 e CP02, e para montar a curva designada como *Ansys* – EESC USP. Esta curva tem como intuito servir de comparação para os resultados dos dois ensaios experimentais. A Fig. (6.3) ilustra os resultados experimentais dos CP01 e CP02 separadamente com seus respectivos resultados numéricos

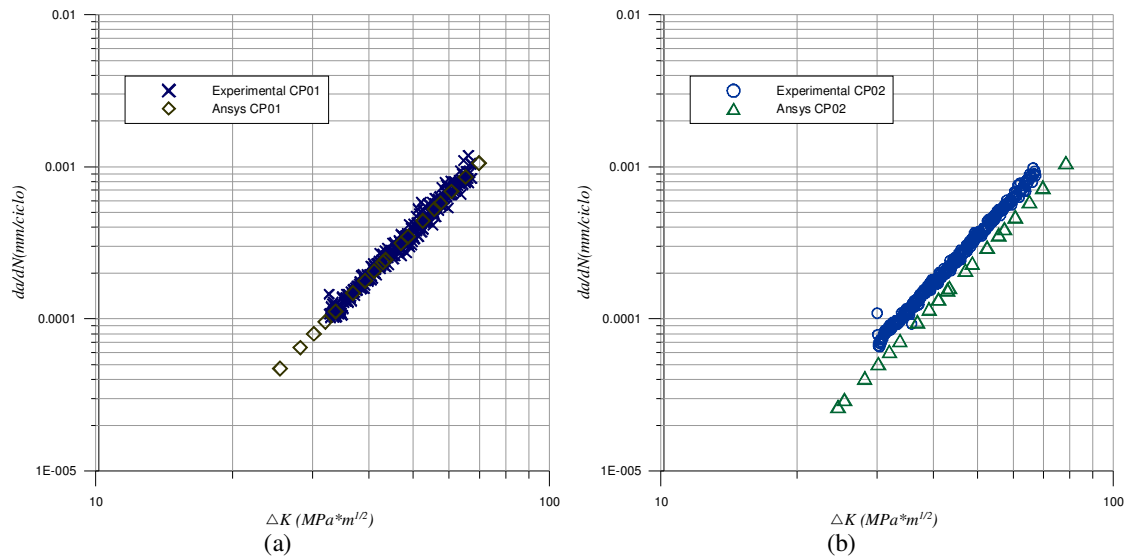


Figura 6.3. Curva da/dN versus ΔK para o Aço CA6NM do (a) CP 01 e (b) CP 02 comparando os dados experimentais (UnB) e numéricos.

Com base nos resultados apresentados na Fig. (6.4) pode-se realizar os seguintes comentários. Para o CP01 (primeiro ensaio realizado com o aço CA6NM) o resultado experimental ficou bem próximo ao resultado do Grupo NEMAF EESC – USP. Já o resultado numérico não conseguiu captar bem a parte inicial do crescimento da trinca, o ponto inicial da curva numérica está bem abaixo do ponto inicial da curva experimental. Porém, da parte final da curva até a parte inicial da curva experimental, o resultado numérico se mostrou bastante satisfatório.

Para o CP02 (segundo ensaio realizado com o aço CA6NM) o resultado experimental não ficou tão próximo ao resultado da EESC – USP. O resultado numérico mais uma vez não conseguiu captar bem a parte inicial do crescimento da trinca, e dessa vez a curva numérica não ficou sobreposta na curva experimental como havia ficado para o CP01. Na Fig. (6.4) a seguir é possível visualizar os resultados experimentais e numéricos conjuntamente, bem como compará-los com a curva da EESC – USP.

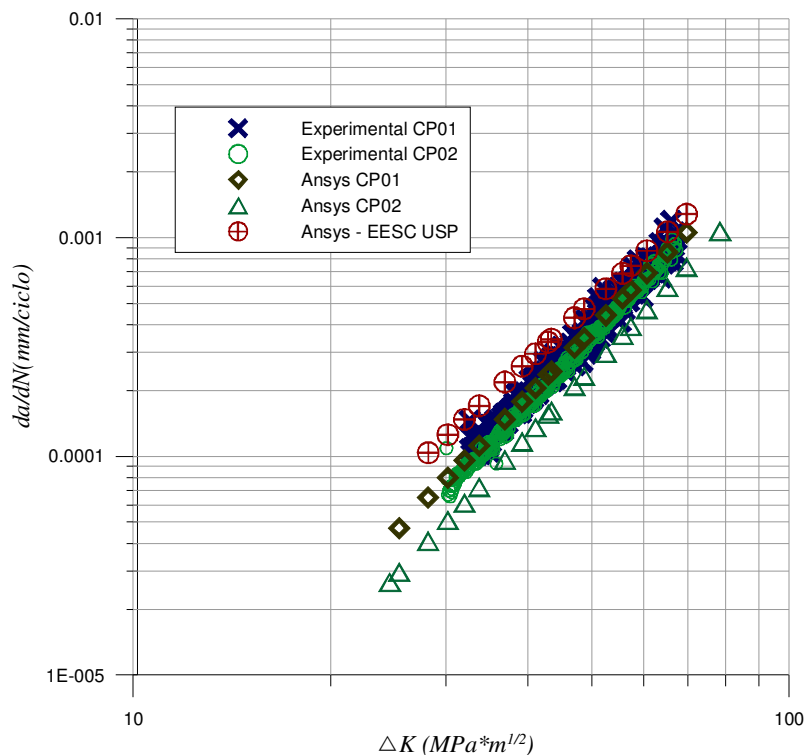


Figura 6.4. Curva da/dN versus ΔK para o Aço CA6NM, comparando os dados experimentais (UnB e EESC-USP) e numéricos.

A diferença observada entre os resultados experimentais no gráfico da Fig. (6.4) aceitável, tendo em vista que a liga de aço utilizada é fundida e não se tratam de materiais de mesmo lote (quando comparados os resultados da UnB e da EESC – USP). Dessa maneira, os resultados experimentais e numéricos obtidos configuram-se deveras satisfatórios e caracterizam de maneira adequada o comportamento do material analisado. Na Fig. (6.5) a seguir estão as fotos dos ensaios realizados do CP01 e CP02 para a liga de aço.

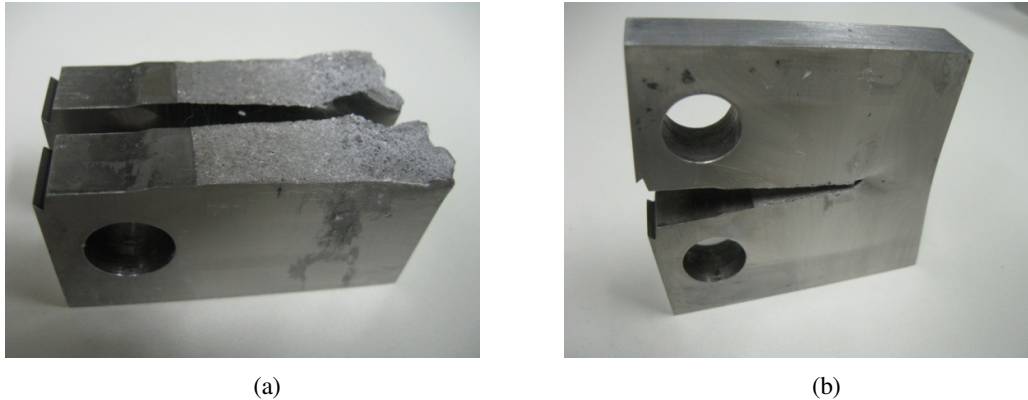


Figura 6.5. Ensaios experimentais de propagação de trinca do (a) CP01 e (b) CP02 para a liga de aço CA6NM.

6.1.2.1 Relação do comprimento da trinca com o K_I para o Aço CA6NM

A curva a seguir, Fig. (6.6), ilustra a relação do comprimento da trinca com o K_I para os CP01 e CP02 comparados ao resultado numérico. Pode-se perceber na curva que o CP02 começa a captar o valor de K_I um pouco antes do CP01, isso pode explicar o fato de na curva da/dN versus ΔK o CP02 começar abaixo da faixa de 10^{-4} mm/ciclo.

Nesse caso o resultado numérico capturou razoavelmente bem o crescimento da trinca junto com o K_I . Não há distinção do resultado numérico para o CP01 e CP02, já que essa distinção é feita apenas para obter os valores das constantes C e m da curva de Paris.

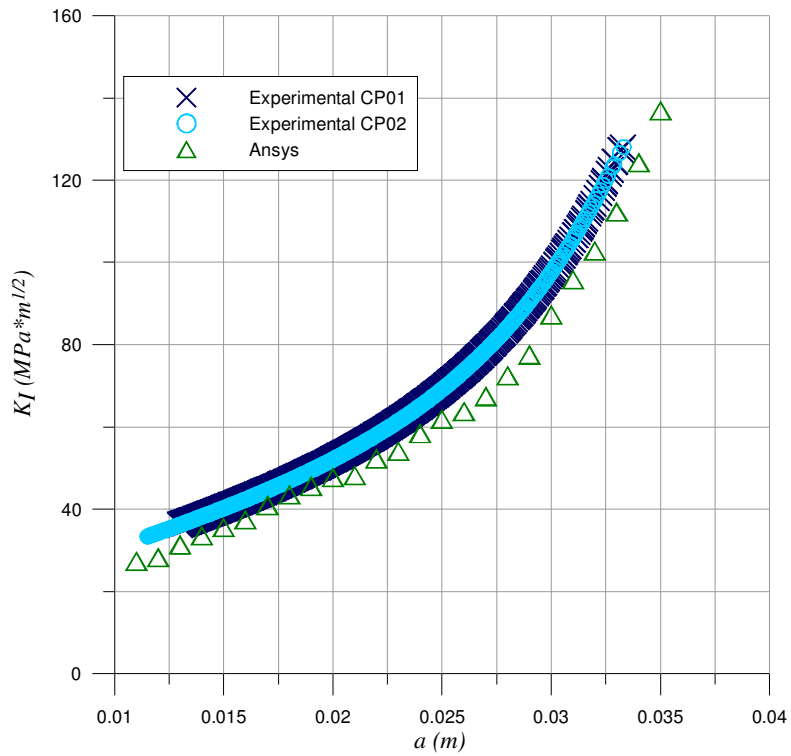


Figura 6.6. Curva de a versus K_I para o Aço CA6NM.

A Fig. (6.7) ilustra os pontos a partir do qual ocorreu a propagação instável das trincas nos CP01 e CP02 para a liga de aço. Percebe-se que o ponto de início da trinca ocorreu praticamente no mesmo lugar para os dois casos, sendo que para o CP02 optou-se não quebrá-lo por completo ao final do ensaio. Essa semelhança da forma que ocorreu a fratura pode ser observada também no gráfico da Fig. (6.6) onde as curvas para o CP01 e CP02 ficaram praticamente sobrepostas uma à outra.

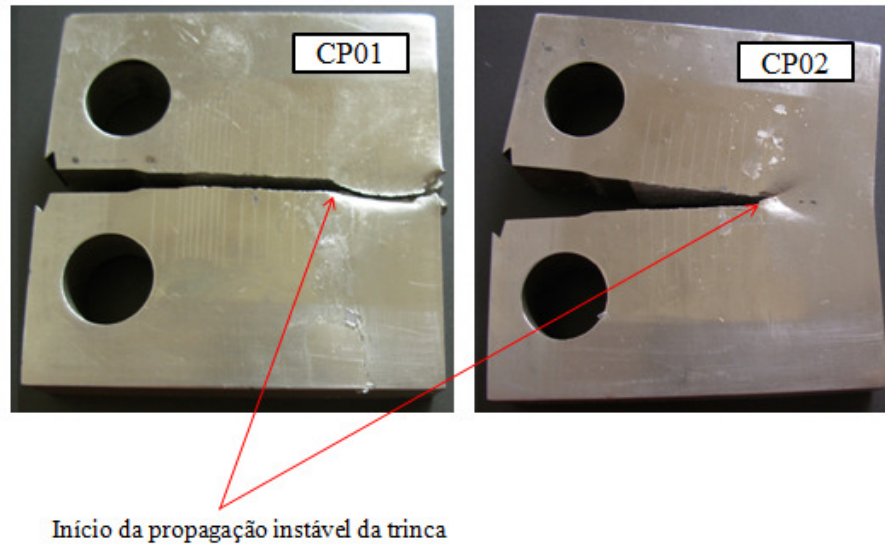


Figura 6.7. Visualização dos CP01 e CP02 após o ensaio de propagação de trinca para a liga de aço CA6NM.

6.1.2.2 Resultado do ΔK_{th} para a liga de Aço CA6NM

Conforme apresentado na seção (5.5.3) a realização do ensaio de ΔK_{th} para a liga de aço foi bem conduzida e o resultado obtido foi satisfatório. A Fig. (6.8) ilustra o gráfico obtido após a realização do ensaio, e o resultado fornecido pelo *software* da MTS foi de $\Delta K_{th} = 4,12 MPa\sqrt{m}$.

Na Fig. (6.9) é apresentada a curva da/dN versus ΔK experimental completa para o aço CA6NM. Essa curva mostra a composição dos resultados obtidos para os CP01, CP02 e para o ensaio de ΔK_{th} . A região entre 20 e 30 $MPa\sqrt{m}$ ficou sem nenhum dado experimental porque o ΔK inicial para o ensaio de propagação de trincas foi de 30 $MPa\sqrt{m}$ e o ΔK inicial para o ensaio de ΔK_{th} foi de 20 $MPa\sqrt{m}$.

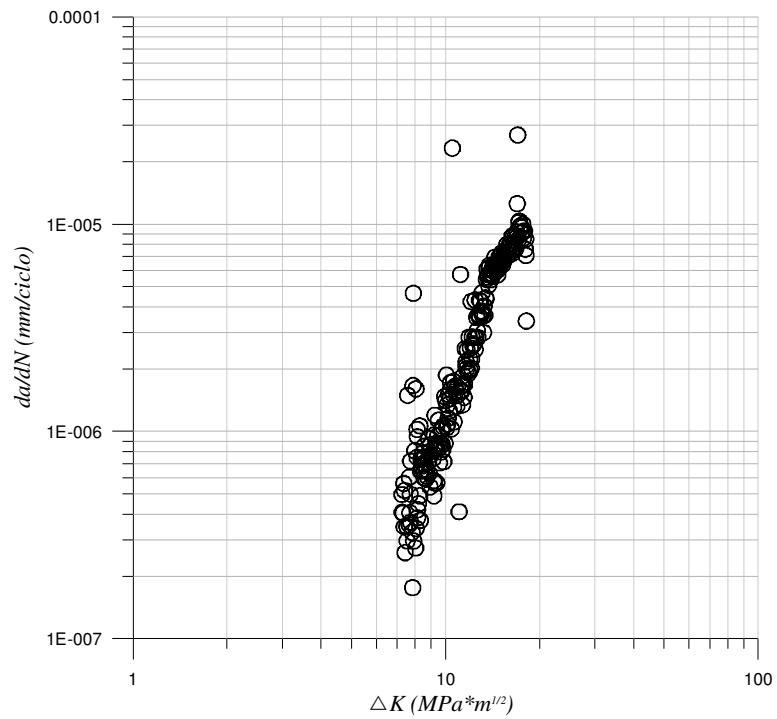


Figura 6.8. Curva da/dN versus ΔK para obtenção do ΔK_{th} do Aço CA6NM.

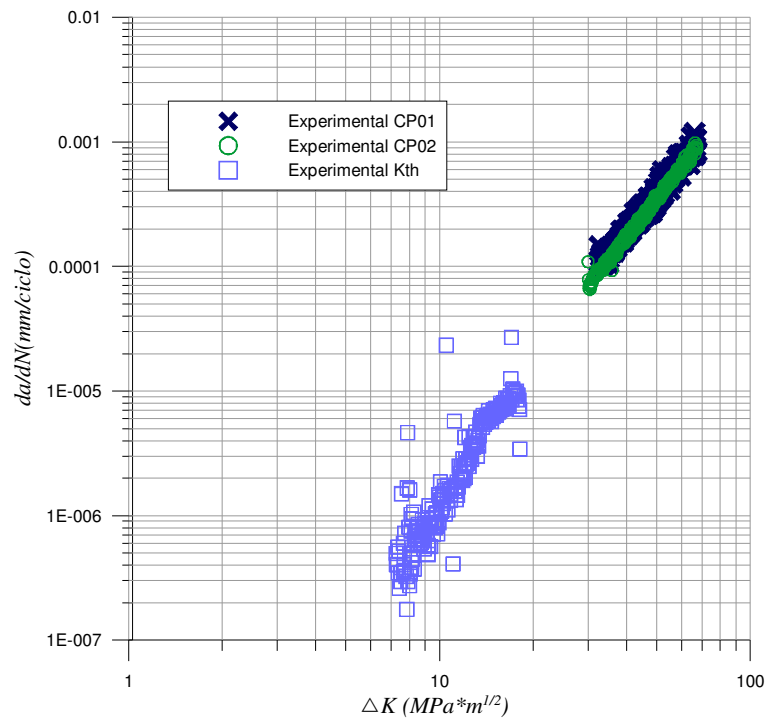


Figura 6.9. Curva da/dN versus ΔK experimental completa para o Aço CA6NM.

6.1.3 Resultados do Ensaio de Propagação de Trincas para a Liga de Alumínio 7050 T7451

Nesta seção estão dispostos os resultados para os dois ensaios experimentais de propagação de trincas realizados para a liga de Alumínio 7050 T7451 no Laboratório de Ensaios Mecânicos da UnB. Os resultados obtidos são comparados com os resultados apresentados por *Schubbe* (2009). Como nesse trabalho (*Schubbe*, 2009) não foram fornecidos os valores dos coeficientes C e m da curva de Paris, mas apenas a curva em si, foi feita uma estimativa das coordenadas X e Y da posição de alguns pontos da curva. Os resultados que foram extraídos por *Schubbe* e utilizados nesta dissertação foram obtidos para o mesmo material (Alumínio 7050 T7451) e a mesma razão de carregamento R de 0,1. Embora seja uma estimativa grosseira, essa comparação serve para verificar a consistência dos resultados experimentais e numéricos obtidos nesta dissertação.

Tabela. 6.3. Parâmetros experimentais de crescimento de trinca para o Alumínio 7050 T7451.

Espécime	C	m
CP01 – UnB	4,06 E-9	3,99
CP02 – UnB	7,35 E-8	3,09
Média	3,87 E-8	3,54

A Tabela (6.3) fornece os parâmetros da curva de Paris obtidos da curva experimental para os CP01 e CP02 de alumínio, bem como a média desses dois resultados. Esses parâmetros foram utilizados para obtenção das curvas que representam os resultados numéricos que estão dispostos nos gráficos da Fig. (6.10) e (6.11).

Optou-se por representar os resultados do CP01 e CP02 de forma separada na Fig. (6.10) para facilitar a visualização do comportamento de cada ensaio experimental e seu respectivo resultado numérico. Na Fig. (6.11) são apresentados esses resultados mostrados na Fig. (6.10) juntamente com o resultado encontrado na literatura (*Schubbe*, 2009).

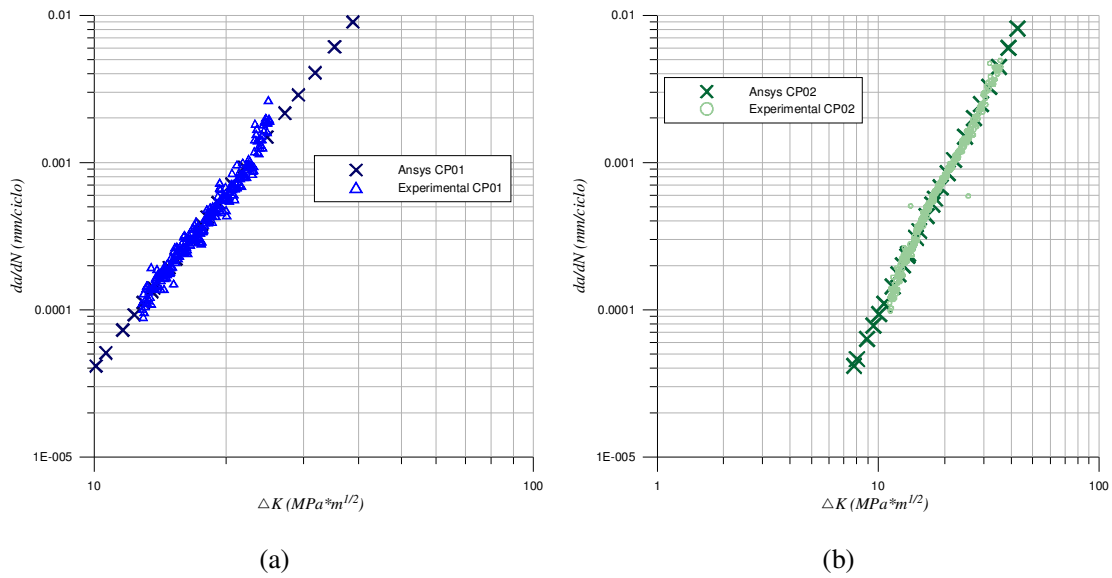


Figura 6.10. Curva da/dN versus ΔK para o Alumínio 7050 T7451 do (a) CP 01 e (b) CP 02 comparando os dados experimentais (UnB) e numéricos.

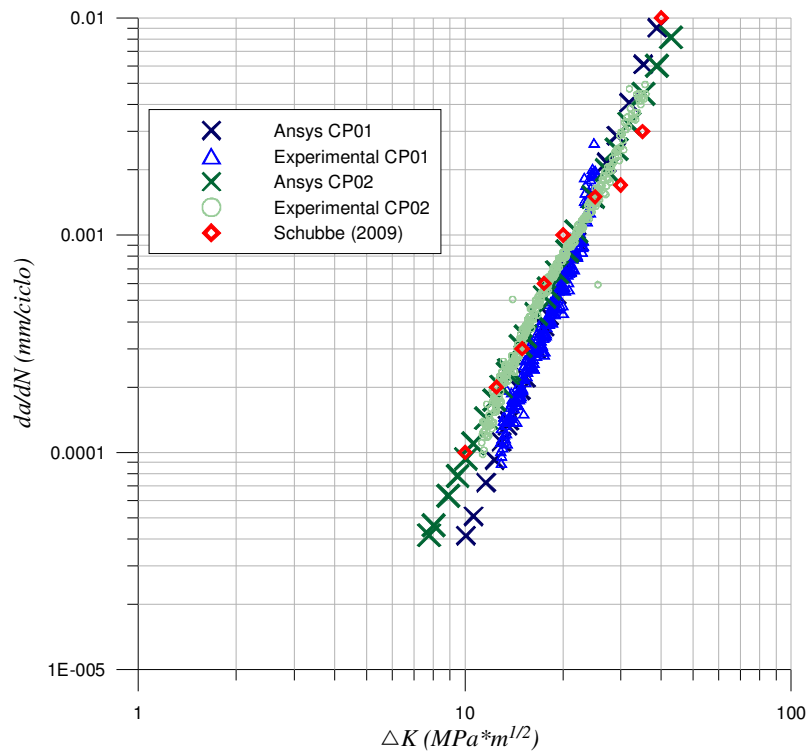


Figura 6.11. Curva da/dN versus ΔK para o Alumínio 7050 T7451, comparando os dados experimentais (UnB e Schubbe) e numéricos.

Da Fig. (6.11) pode-se observar que os resultados numéricos seguiram a tendência dos respectivos resultados experimentais. A parte inicial do ensaio experimental do CP01 ficou com alguns pontos descolados do resto da curva. Essa parte inicial difere significativamente da parte inicial da curva numérica, que, no entanto, conseguiu captar bem a parte central da curva do CP01.

A curva experimental do CP02 ficou bem próxima à sua curva numérica, tanto na parte inicial quanto em sua parte final onde ocorre a fratura. Nesse caso o ensaio experimental teve o seu comportamento bem aproximado pela simulação numérica, mostrando que os resultados obtidos foram satisfatórios ao escopo desta dissertação.

A curva que denota os resultados de *Schubbe* (2009) serviu como parâmetro de validação da consistência dos resultados obtidos experimentalmente e numericamente. E o fato dos resultados da literatura estarem dentro das curvas experimentais e numéricas fortalece a confiança de que a obtenção desses resultados foi muito bem conduzida.

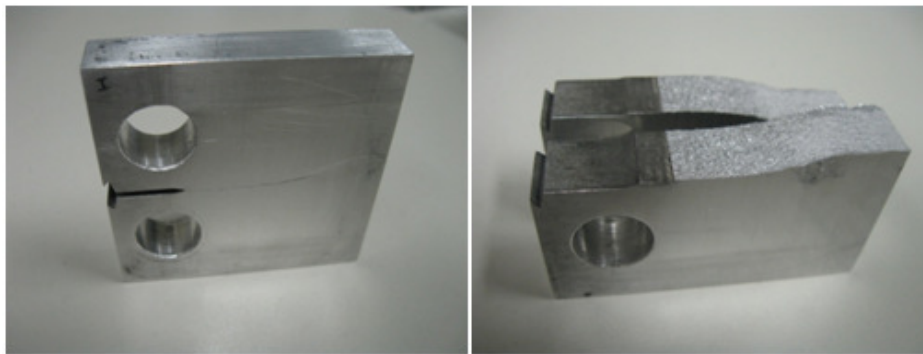


Figura 6.12. Propagação de trinca do CP01 para a liga de alumínio 7050 T7451.

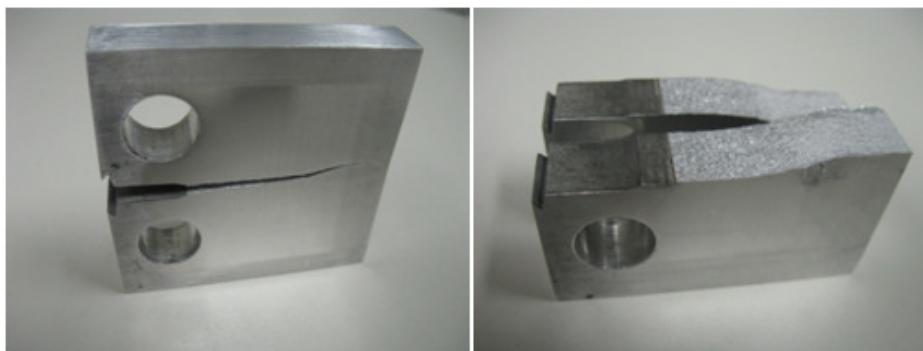


Figura 6.13. Propagação de trinca do CP02 para a liga de alumínio 7050 T7451.

6.1.3.1 Relação do comprimento da trinca com o K_I para o Alumínio 7050 T7451

A curva da Fig. (6.14) a seguir ilustra a relação do comprimento da trinca com o K_I para o Alumínio 7050 T7451 nos resultados experimentais para o CP01 e CP02. O resultado do CP02 ficou muito próximo ao resultado numérico, razão esta da curva CP02 ter ficado tão próxima da curva numérica no gráfico de da/dN versus ΔK .

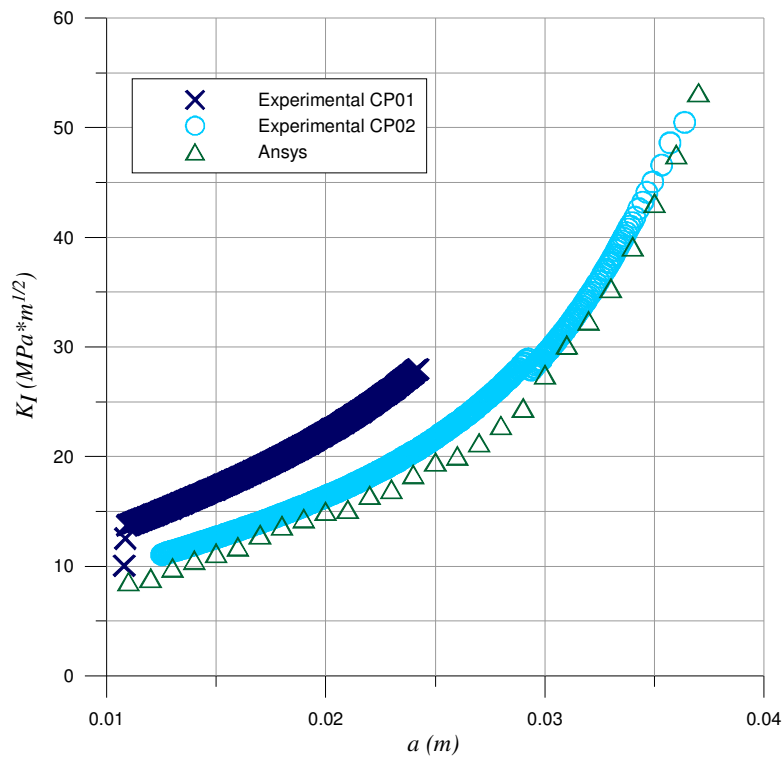


Figura 6.14. Curva de a versus K_I para o Alumínio 7050 T7451.

A curva do CP01 não seguiu a mesma tendência do CP02, seu valor final de K_c foi bem inferior ao valor do CP02. Como o CP01 foi o primeiro ensaio realizado para a liga de alumínio, não foram tomados os devidos cuidados para um melhor controle do ensaio. A razão para o CP02 fraturar depois do CP01 é que na parte final do ensaio foi feita uma redução do seu carregamento, justamente para a trinca não se propagar de maneira instável.

A Fig. (6.15) ilustra a região a partir de onde houve a propagação instável da trinca. Para o CP02 houve uma postergação do momento de propagação instável devido a uma

diminuição no carregamento aplicado. Essa diminuição do carregamento ocorreu no momento em que a trinca se aproximava do ponto onde teve a propagação instável para o CP01.

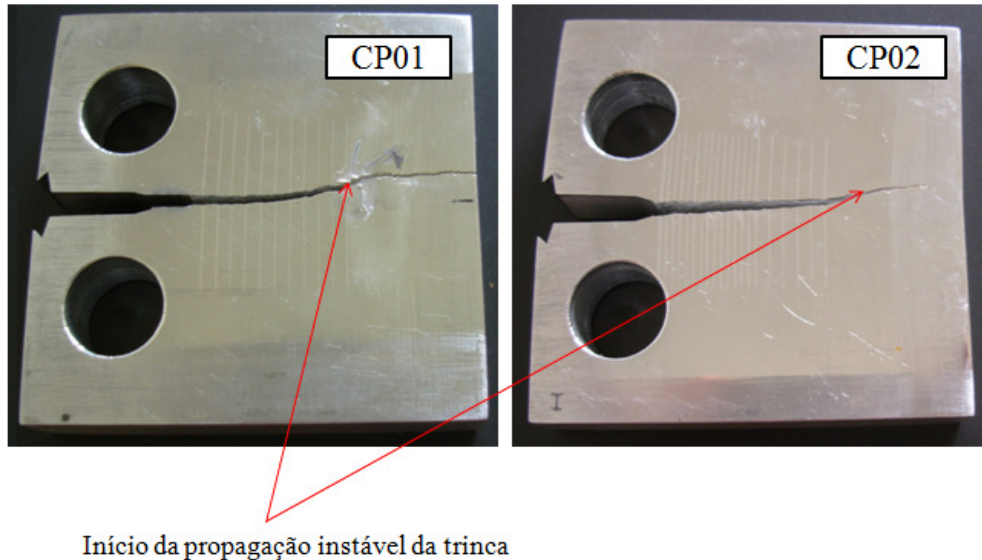


Figura 6.15. Visualização dos CP01 e CP02 de Alumínio 7050 T7451.

6.1.3.2 Resultado do ΔK_{th} para a liga de Alumínio 7050 T7451

O valor obtido para o limiar de propagação de trincas por fadiga ΔK_{th} para a liga de alumínio ficou em $2,45 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, conforme ilustra a tendência da curva da Fig. (6.16).

Na Fig. (6.17) é apresentada a curva da/dN versus ΔK experimental completa para o alumínio 7050 T7451. Essa curva mostra a composição dos resultados obtidos para os CP01, CP02 e para o ensaio de ΔK_{th} . Os valores iniciais de ΔK para o ensaio de propagação de trincas e o valor inicial de ΔK para o ensaio de ΔK_{th} foram os mesmos ($5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$). Por essa razão a curva experimental do alumínio não apresentou uma região “vazia” como apresentou a curva experimental do aço.

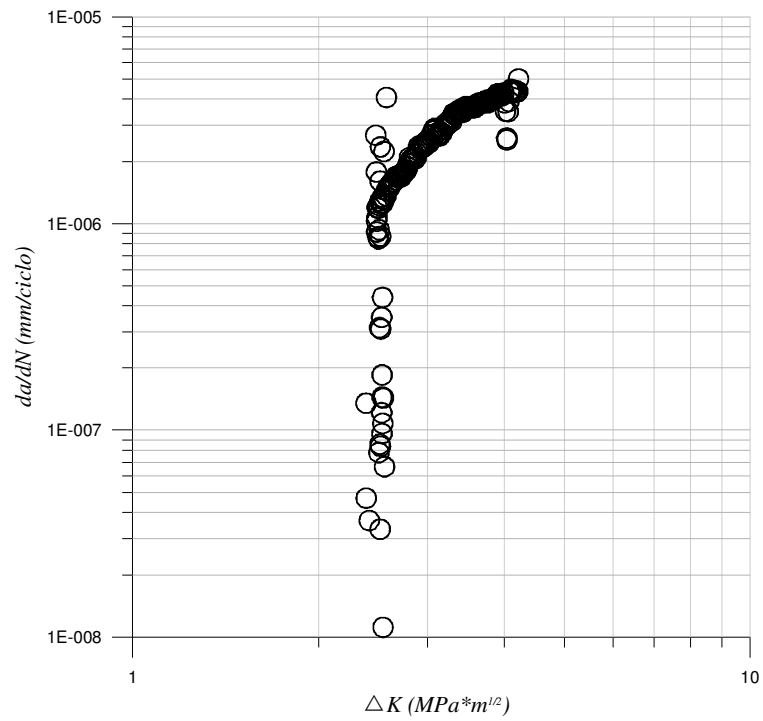


Figura 6.16. Curva da/dN versus ΔK para obtenção do ΔK_{th} do Alumínio 7050 T7451.

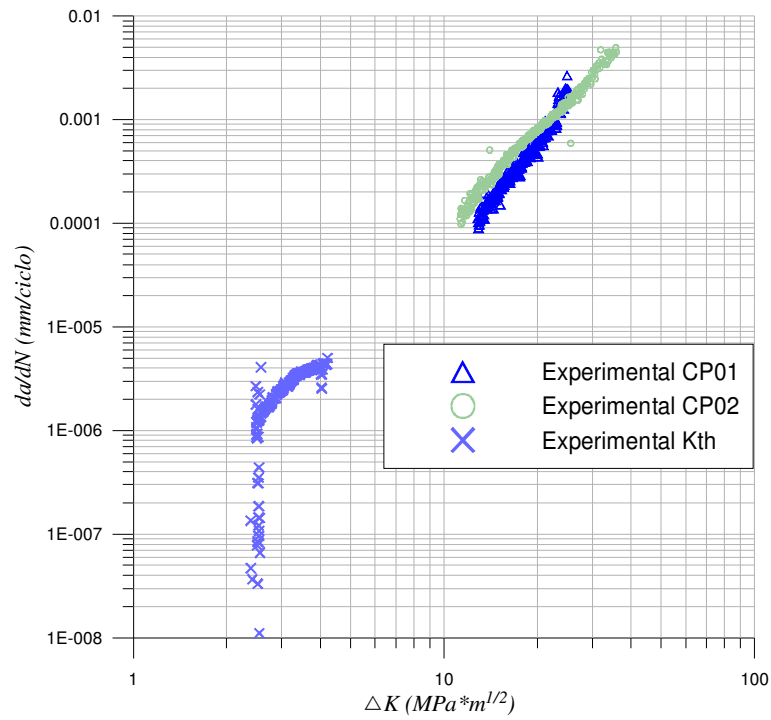


Figura 6.17. Curva da/dN versus ΔK experimental completa para o Alumínio 7050 T7451.

CAPÍTULO 7

7 CONCLUSÕES

Os ensaios experimentais de propagação de trincas por fadiga mostraram que a liga de aço CA6NM possui uma ductilidade bastante elevada em relação à liga de alumínio 7050 T7451, a tenacidade a fratura média da liga de alumínio ficou em $38,1 \text{ MPa}\sqrt{m}$ e para o aço não foi possível realizar o ensaio com sucesso, no entanto sabe-se que o valor da tenacidade a fratura do aço é bastante elevado. Por esta razão a liga de aço sofreu menos influência de alguns parâmetros experimentais (ex. desalinhamento da garra), resultando em um crescimento de trinca praticamente ortogonal em relação ao sentido de carregamento. Os parâmetros da equação de Paris obtidos experimentalmente para a liga de alumínio foram $C = 3,87\text{E-}8$ e $m = 3,54$; e para a liga de aço foram $C = 1,60\text{E-}9$ e $m = 3,13$.

As simulações numéricas de propagação de trincas no *Ansys* se mostraram satisfatórias para ambos os materiais, tal fato pode ser confirmado por meio da comparação dos ensaios experimentais de propagação de trincas e por resultados obtidos na literatura. O sucesso na realização desse tipo de ensaio experimental resultou no estabelecimento de uma metodologia de ensaios, no âmbito da Mecânica da Fratura, para o Laboratório de Ensaios Mecânicos da UnB.

Em relação ao comportamento dos materiais, pôde-se perceber que a liga de aço apresentou um comportamento mais estável durante os experimentos quando comparada com a liga de alumínio. Embora em ambas os materiais a trinca tenha se propagado dentro da faixa de validade do ensaio, a liga de aço se propagou praticamente em linha reta, enquanto a liga de alumínio sofreu algumas pequenas variações de inclinação durante sua propagação. Esse comportamento estável do aço pode ser visto também nos gráficos da/dN versus ΔK e de *comprimento de trinca versus K_I* , que foram bem parecidos para os CP01 e CP02, enquanto que essa “semelhança” entre os resultados não ficou tão clara para os ensaios do alumínio.

CAPÍTULO 8

8 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Ao final dos trabalhos desenvolvidos nesta dissertação vieram à tona diversas outras possibilidades de trabalho para serem estudadas nesse assunto. A seguir são listadas algumas dessas possibilidades:

- Realizar ensaios experimentais de propagação de trincas para razões de carregamento R com diversos valores (0,1, 0,3, 0,5, -1) e verificar os resultados utilizando o código numérico do *Ansys*.
- Realizar um estudo numérico-experimental para medição da deformação da face traseira (*back face strain*) no CTS para estabelecer uma metodologia de medição do tamanho de trinca.
- Realizar um estudo numérico-experimental da bifurcação de trincas.
- Utilizar outras técnicas experimentais (ex. Integral J) para validar a tenacidade a fratura da liga de Aço CA6NM.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Alam M.S., Wahab M.A. (2005). Finite element modeling of fatigue crack growth in curved-welded joint using interface elements. *SID*, vol. 1, no. 3, pp.171-184.
- Anderson, T. L. (2005). *Fracture Mechanics – Fundamentals and Applications*. Third Edition, CRC Press Publishers.
- ANSYS User's Manual. Theory Manual. Ansys 10.1.
- ASM Handbook, Vol. 11, Failure Analysis and Prevention, ASM International, Materials Park, OH. 1986.
- ASTM. *Standard ASTM, E399*, 1997.
- ASTM. *Standard ASTM, E647*, 1999.
- Barsoum, R.S. (1976). On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics. *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 10, 25-37.
- Barsoum, R.S. (1977). Triangular quarter-point elements as elastic and perfectly-plastic crack tip elements. *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 11, 85-98.
- Broek, David (1988). *The Practical Use of Fracture Mechanics*. 1. Title. Ta409.B773. 620. 1'126.
- Broek, David (1982). *Elementary Engineering Fracture Mechanics*. 3 ed, Martinus Nijhoff Publishers.
- Callister, W. D. Jr (2000). *Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução*. LTC, 5ª Ed. 2000.
- Chan S.K., Tuba I.S. and Wilson W.K.(1970). On the finite element method in linear fracture mechanics. *Engineering Fracture Mechanics*, 2, 1-17.
- Cottrell, A. H. (1961). "Theoretical Aspects of Radiation Damage and Brittle Fracture in Steel Pressure Vessels", *Iron and Steel Institute Spec. Report*, nº 69, p.281.
- Dixon. J.R. (1965). Stress and Strain distributions around cracks in sheet materials having various working hardening characteristics. *International Journal Fracture Mechanics*, 1 pp. 224-243.
- Dowling, Norman E (1988). *Mechanical Behavior of Materials: engineering methods for deformation, fracture and fatigue* / Norman E. Dowling. – 2nd ed, 1998.
- Elber, W., *The Significance of Fatigue Crack Closure, Damage Tolerance in Aircraft Structures*, ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, pp. 230-247 (1971): Philadelphia.

- Ewalds, H.L. Wanhill, R.J.H. Fracture mechanics – Delft: Delftse U.M.; Londen [etc.]: Arnold – III., graf. With ref., index.
- Forman, R.G., Kearney, V.E and Engle, R.M. (1967), Numerical Analysis of crack propagation in cyclic-loaded structure. ASME Trans. J. Basic Eng. 89D, p. 459.
- Gordon, J.: (1988). The Science of Structures and Materials, Scientific American Library.
- Henshell R.D. and Shaw K.G. (1975). Crack Tip finite elements are unnecessary. International Journal of numerical of Methods in Engineering, 9, 495-507.
- Hutton, D. FUNDAMENTALS OF FINITE ELEMENT ANALYSIS, New York: McGraw- Hill, 2004.
- Inglis, C.: (1913). Stresses in a plate due to the presence of cracks and sharp corners, Trans. Inst. Naval Architects 55, 219–241.
- Ingraffea, A. R. (2004). Computational Fracture Mechanics, Encyclopedia of Computational Mechanics, John Wiley and Sons.
- Irwin, G. R. (1960). Plastic zone near a crack and fracture toughness, Proc. 7th Sagamore Conf., p. IV-63.
- Janssen, M., Zuidema J., Wanhil J.H. (2006), “Fracture Mechanics”. 2nd Edition; VSSD.
- Miranda, A.C.O. (2003). Propagação de trincas por fadiga em geometrias 2D complexas sob cargas cíclicas variáveis / Antonio Carlos de Oliveira Miranda; orientador: Luiz Fernando C.R. Martha – Rio de Janeiro: PUC, Departamento de Engenharia Civil, 2003.
- Newman, J. C. Jr. (2002). Advances in Finite Element Modeling of Fatigue Crack Growth and Fracture. Fatigue '02: The Eight International Fatigue Congress, Stockholm, Sweden, June 2-7, 2002.
- Newman J.C., James M.A., Zerbst U. (2003). A review of the CTOA/CTOD fracture criterion. Engineering Fracture Mechanics 70, 371-385.
- Paris, P. C., and Erdogan, F. (1963). A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. Journal of basic Engineering, pp. 528-534.
- Paris, P. C. (1962). The growth of fatigue cracks due to variations in load, Ph.D. Thesis, Lehigh University.
- Paris, P. C., and Sih, G. C., "Stress Analysis of Cracks", Fracture Toughness and Testing and its Applications, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, STP 381, pp. 30-83 (1965).
- Pastoukhov V.A. e Voorwald H.J.C. (1995), “Introdução à Mecânica da Integridade Estrutural.” Editora Unesp, São Paulo, Brasil.

- Priddle, E.K., "The Influence of Test Variables on the Fatigue Crack Growth Threshold".
Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. Vol. 12, Issue 4, Pages
333-345. 2007.
- J. R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain
Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, 35, 1968, pp.
379-386.
- Richards, C. E. and Deans, W. F. (1980), "The Measurement of Crack Length and
Load Using Strain Gauges," The Measurement of Crack Length and Shape
During Fracture and Fatigue, Engineering Materials Advisory Services Ltd.,
West Midlands, United Kingdom, 1980, pp. 28-68.
- Robinson, J.L. and Beevers, C.J (1974). "Materials Science Engineering", 14, p. 229.
- Saouma V.E. (2000), "Fracture Mechanics. Lecture Notes." Dept. of Civil Environmental
and Architectural Engineering, University of Colorado, Boulder, USA.
- Shih C.F., Delorenzi H.G., and German M.D. (1976). Crack extension modeling with
singular quadratic isoparametric elements. International Journal of Fracture, 1,647-
651.
- Schubbe, J. J. Fatigue crack propagation in 7050-T7451 plate alloy. Engineering Fracture
Mechanics 76 (2009) 1037-1048.
- Swenson, D., and James M. FRANC2D/L: A Crack Propagation Simulator for Plane
Layered Structures. Version 1.4 User's Guide. Kansas State University.
- Tada, H., Paris, P.C. and Irwin, G.R. (1973). The stress analysis of cracks handbook, Del
Research.
- Taylor, D. (1999) Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model, Int. J.
Fatigue, 21:413-420.
- Tracey D.M. (1977). Discussion of "On the use of isoparametric finite elements in linear
fracture mechanics", by R.S.Barsoum. International Journal of Numerical Methods in
Engineering. 11, 401-402.
- Timoshenko, S. And Goodier, J.: (1970), Theory of Elasticity, McGraw Hill.
- Walker, E.K. (1970). Effects of environments and complex load history on fatigue life.
ASTM STP 462, pp. 1-14.
- Watwood Jr. V. B. (1969). The finite element method for prediction of crack behavior.
North Holland Publishing Company.

Wells, A. A. (1961). "Unstable Crack Propagation in Metals - Cleavage and Fast Fracture",
Crack Propagation Symposium Proc., Cranfield College of Aeronautics, 1, p. 210,
cit. ref.15.

Westergaard, H.: (1939). Bearing pressures and cracks, Journal of Applied Mechanics.

APÊNDICES

APÊNDICE A – PROCEDIMENTO PASSO A PASSO PARA O ENSAIO DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA

Este anexo tem o objetivo de servir como um guia passo a passo para o ensaio de propagação de trincas por fadiga regido pela norma *ASTM E647*. O *software* utilizado é o *Standard Fatigue Crack Growth Template* da MTS, com o número de registro KRW 93472 da versão 2002B.

O ensaio de propagação de trincas poder servir para os seguintes propósitos:

- Determinar a influência que o crescimento de trinca por fadiga tem na vida de componentes submetidos a carregamentos cíclicos.
- Determinar um critério de seleção de materiais e requisitos de inspeção para aplicações de tolerância ao dano.
- Determinar em termos quantitativos os seguintes efeitos individuais e combinados no crescimento da trinca: tipo de fabricação, condições do ambiente, variáveis de carregamento e características metalúrgicas.

OBS: Caso a garra *Clevis* não esteja colocada na MTS e seja necessário trocar pela garra hidráulica, no Anexo C encontra-se um procedimento para fazer essa troca de garras.

Para este ensaio de propagação de trincas foram utilizadas as seguintes medidas de configuração do CTS:

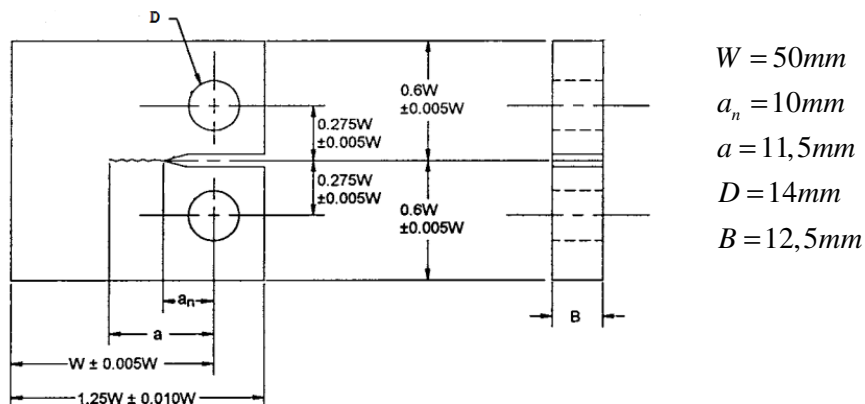


Figura A.1. Dimensões do CTS de propagação de trincas.

Ensaio de Propagação de Trincas

(i) Acessar o *Station Manager* na área de trabalho;



Figura A.2. Ícone do *Station Manager*.

(ii) Em *Open Station*, selecionar **Teste03Ago.cfg** (ou qualquer outro que esteja funcionando) e em *Parameter Sets* selecionar **default**. Em seguida, abrir a configuração clicando em *Open*;

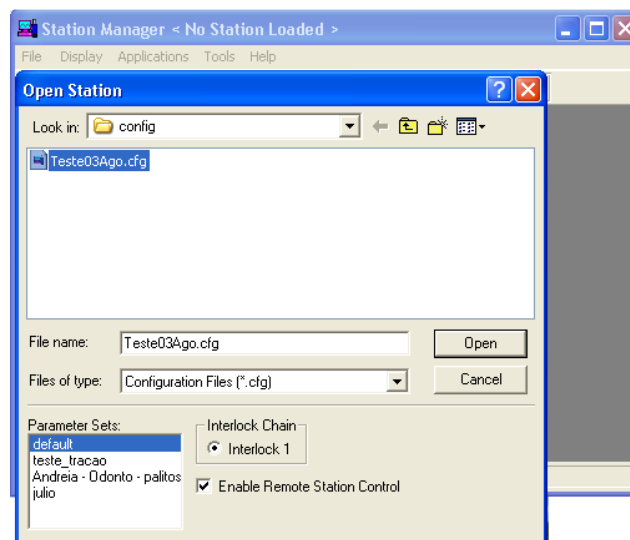


Figura A.3. Janela inicial do *Station Manager*.

(iii) Em *Applications*, clicar em *MTS Fatigue Crack Growth Testware*;

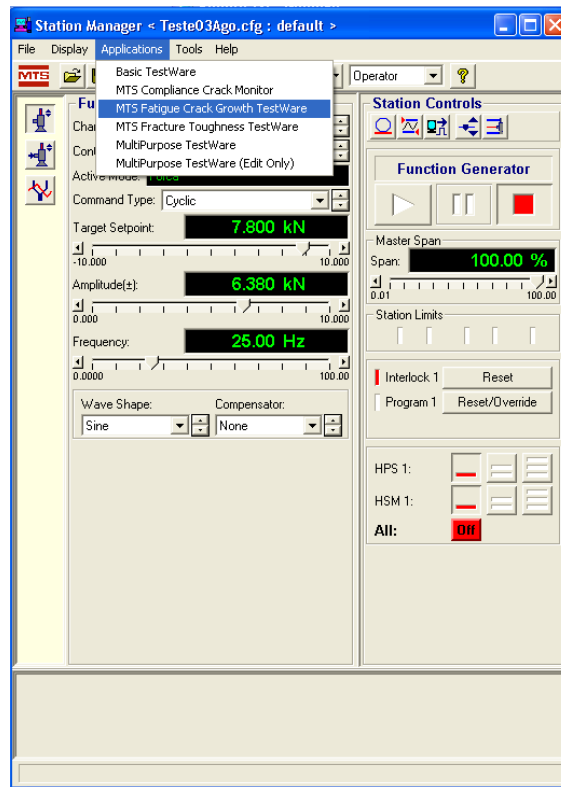


Figura A.4. Atalho para o *MTS Fatigue Crack Growth Testware*.

(iv) Em *MTS Fatigue Crack Growth Testware*, clicar em *Define Specimen*;

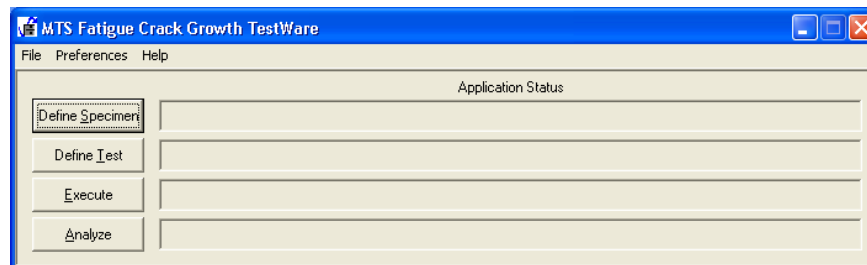


Figura A.5. Janela inicial do *MTS Fatigue Crack Growth Testware*.

(v) Em *Choose a Batch to Edit*, selecionar *Fatigue Crack Growth* em *Template* e selecionar *new batch* em *Batch*; O modo *Fatigue Crack Growth* faz o controle do crescimento da trinca por meio do *Clip Gauge* colocado no corpo de prova.

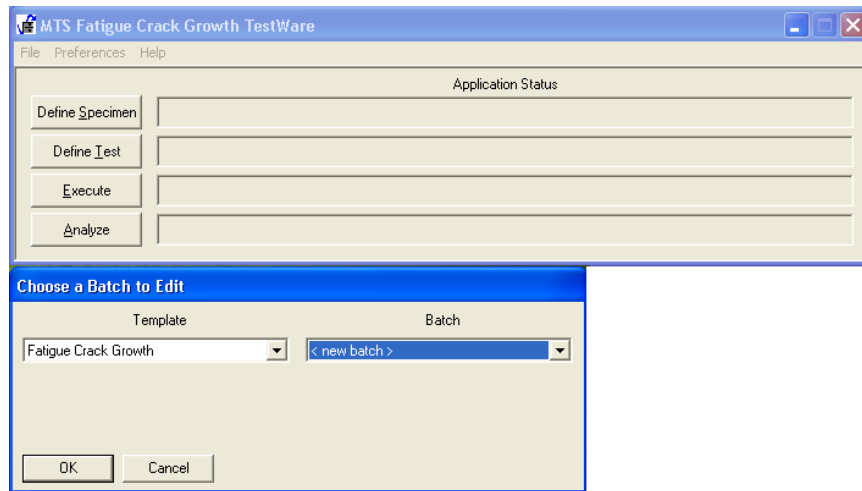


Figura A.6. Escolha do tipo de *Template* do *MTS FCGT*.

(vi) Selecionar o tipo de corpo de prova em *Specimen Geometry*;

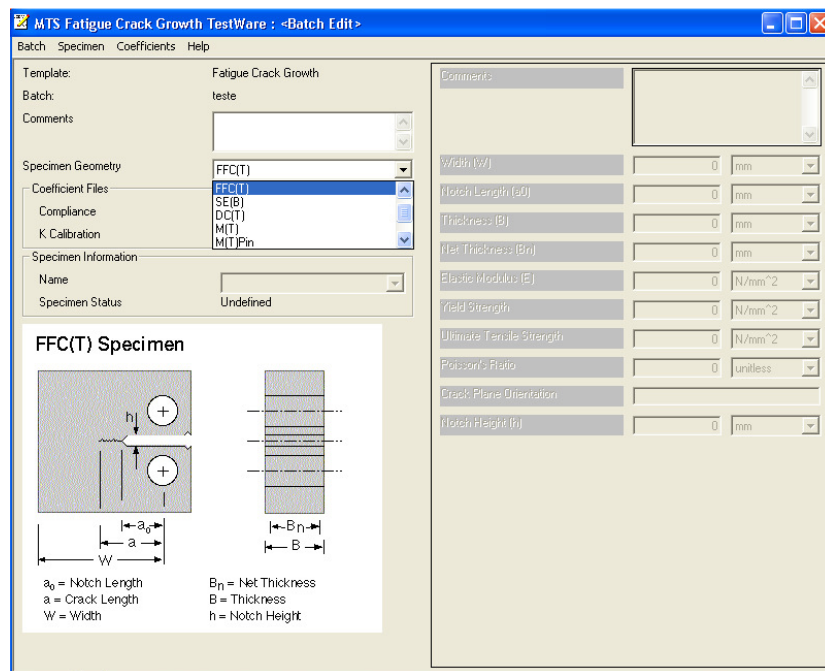


Figura A.7. Definição do tipo de geometria do espécime.

(vii) Clicar em *Specimen – Add* para adicionar um corpo de prova ao ensaio;

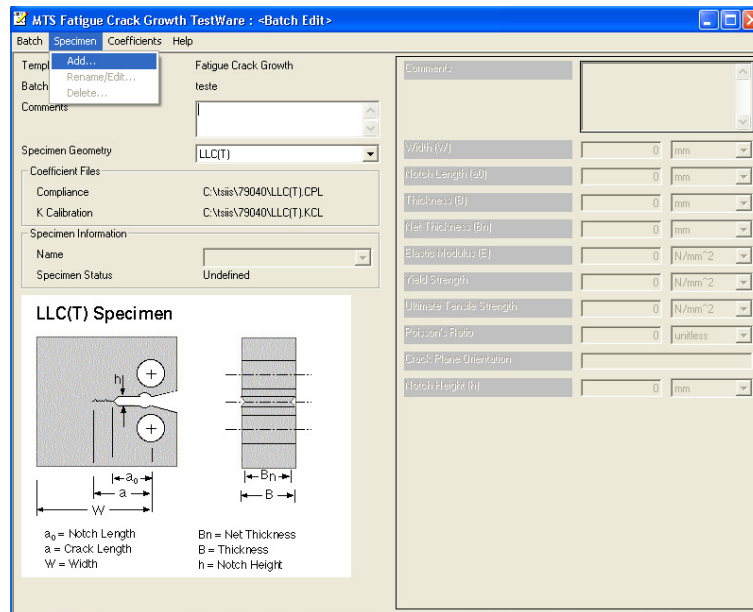


Figura A.8. Atalho para adicionar o espécime ao *MTS FCGT*.

(viii) Em *Coefficients – Compliance – Edit*, alterar os valores das constantes C_0 , C_1 , C_2 , C_3 , C_4 e C_5 .

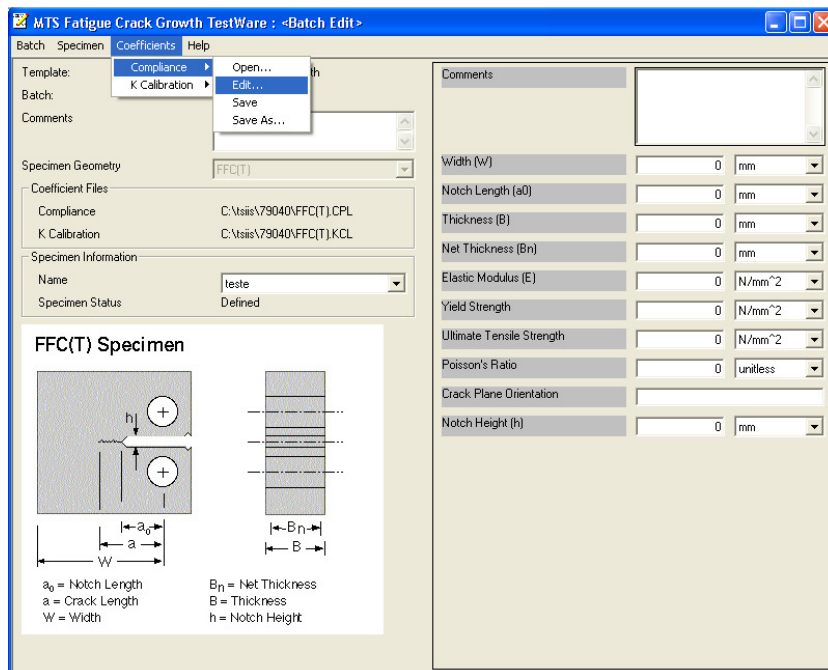


Figura A.9. Atalho para edição dos coeficientes do *Compliance*.

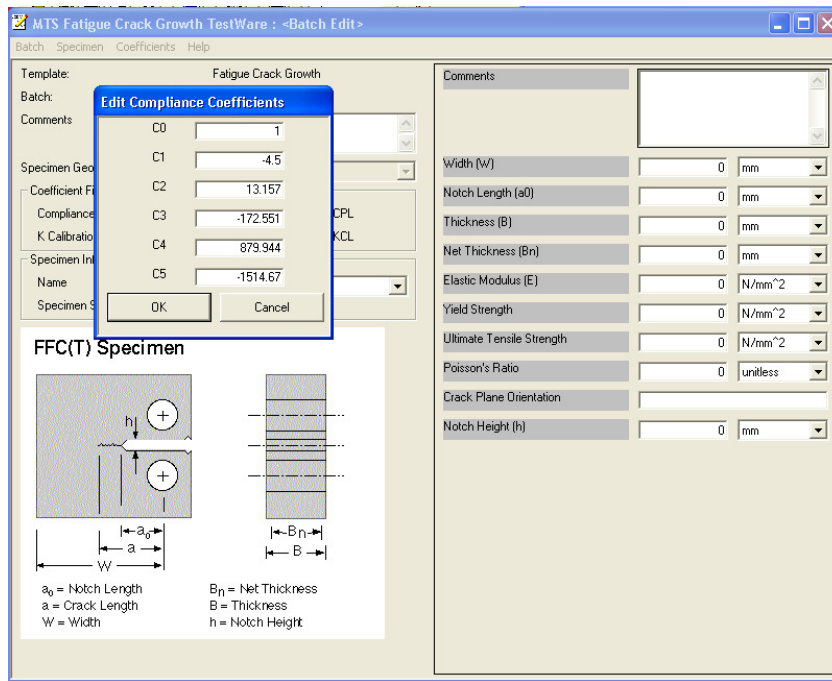


Figura A.10. Janela de edição das constantes do *Compliance*.

- Os valores de *Compliance* são obtidos por meio da tabela fornecida pelo Professor Cassius da EESC-USP. Esses valores são dependentes de W e da distância entre o centro do furo e a face de montagem do *clip gauge*, X_T.

The image shows a Microsoft Excel spreadsheet titled "Parâmetros_Cálculo_Ensaio_dadN_vs_DK_C(T) [Modo de Compatibilidade] - Microsoft Excel". The spreadsheet contains a table of compliance coefficients (C₀ through C₆) and a table of output data.

Diagram of the specimen geometry:

- Width: W
- Length: L
- Notch length: a₀
- Crack length: a
- Notch height: h
- Distance from hole center to clip gauge face: X_T
- Hole diameter: 0.25W

Output Data Table:

Dados de Saída	
X _T	12,50 mm
W	50,00 mm

Compliance Coefficients Table:

X _T /W	C ₀	C ₁	C ₂	C ₃	C ₄	C ₅
0,2500	1,0013	-4,6766	18,6525	-240,6973	1244,3424	-2222,1868

Equation for Compliance:

$$a = aW = C_0 + C_1 \alpha + C_2 \alpha^2 + C_3 \alpha^3 + C_4 \alpha^4 + C_5 \alpha^5$$

Equation for Compliance Coefficient:

$$C_i = \left[\frac{E \Delta C}{P \Delta a} \right]^i + 1$$

Figura A.11. Tabela com os valores de *Compliance*.

(ix) Preencher os valores das dimensões do corpo de prova e os valores das propriedades do material;

OBS: ao final de cada procedimento deve-se salvá-lo.

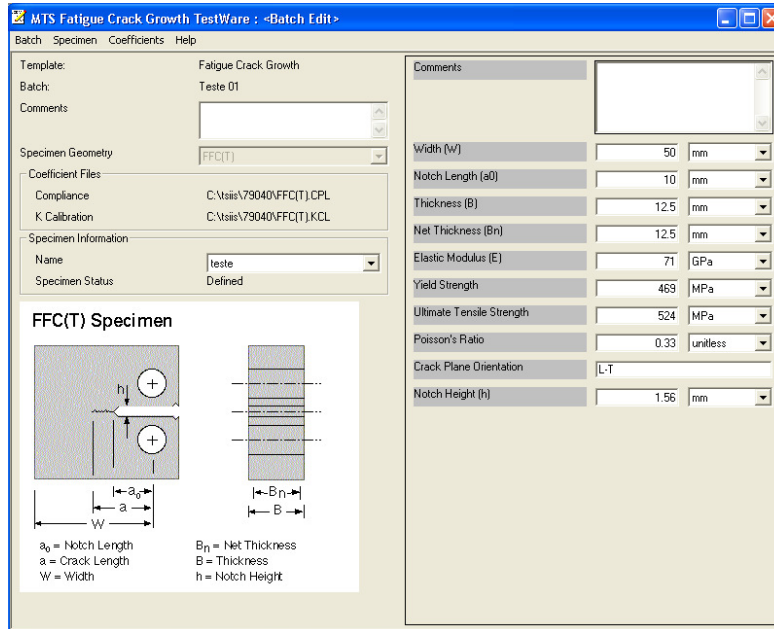


Figura A.12. Definição dos valores da geometria do espécime.

(x) Em *MTS Fatigue Crack Growth Testware*, clicar em *Define Test*; Em seguida abrirá uma janela, que é *Choose a Procedure for Define*, selecionar *Fatigue Crack Growth* em *Template* e em *Procedure* selecionar o procedimento desejado;

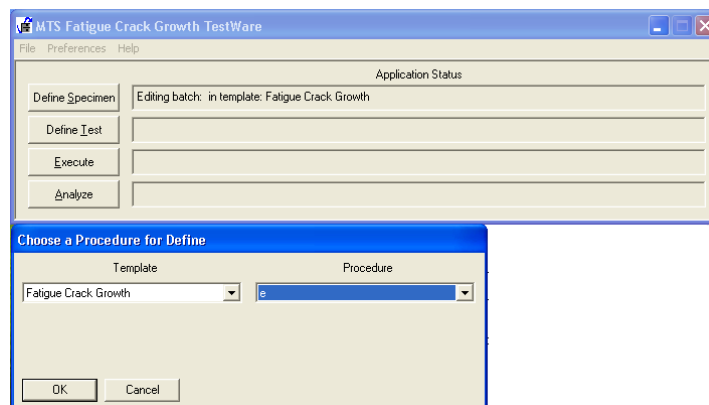


Figura A.13. Janela do *Procedure* do *MTS FCGT*.

(xi) Em **Definition – Precrack** são definidos os parâmetros para realizar a pré-trinca por fadiga;

- Para a definição do parâmetro **Final Kmax** é necessário ter algum conhecimento a cerca do material que será ensaiado, pois este valor (de acordo com a norma *ASTM E399*) deve ser 60% do valor de K_{IC} . Esse valor para o Alumínio 7050 T7451 era conhecido, mas para o Aço CA6NM não era, então foi estimado um valor de acordo com o conhecimento da curva *da/dN versus ΔK* para este material.
 - ✓ Alumínio 7050: o valor de K_{IC} desse material é de $34MPa\sqrt{m}$, portanto foi utilizado um **Final Kmax** de $20MPa\sqrt{m}$ que corresponde a 60% do valor de K_{IC} .
 - ✓ Aço CA6NM: com o desconhecimento do valor de K_{IC} , foi utilizado o valor de K onde se inicia a região II da curva *da/dN versus ΔK* para este material (nesse caso a curva era conhecida). O valor de **Final Kmax** foi de $30MPa\sqrt{m}$ que acabou sendo bem conservativo, acarretando um maior tempo de ensaio para o crescimento de pré-trinca por fadiga.
- A razão de carregamento R , **Load Ratio R**, é uma variável do ensaio, sendo que para os ensaios realizados nessa dissertação o R foi de 0,1.
- O valor da frequência, **Test Frequency**, de ensaio foi de 25 *Hertz*.
- O valor do tamanho final da trinca, **Final Crack Length**, é definido por norma (*ASTM E647*) e deve ser o maior valor entre $0,1B$, h , ou $1,0\text{ mm}$. No presente caso o maior valor é de h , que deve ser somado ao valor inicial do entalhe a para compor o valor de **Final Crack Length**, que foi de $11,5\text{ mm}$.
- Os outros parâmetros podem ser mantidos como mostra na figura a seguir:

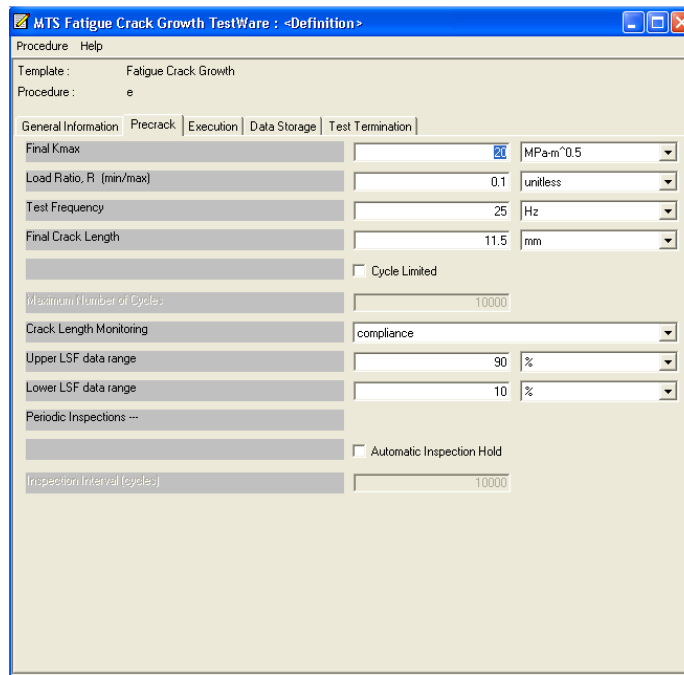


Figura A.14. Definição dos parâmetros da pré-trinca no *Procedure*.

(xii) Em *Definition – Execution*, o *Test Method* define o tipo de ensaio a ser realizado, onde foi utilizado o *Constant Load Amplitude* para o ensaio normal de propagação de trincas para obter a curva da/dN versus ΔK ; e o *Delta-K Control* foi utilizado para o ensaio de ΔK_{th} .

- No ensaio *Constant Load Amplitude* a força é mantida constante e o valor de ΔK aumenta à medida que a trinca se propaga. O valor do carregamento *Endlevel 2* é definido a partir do valor da razão de carregamento R . O valor de *Endlevel 1* é a carga máxima, $P_{m\acute{a}x}$, dada por: $P_{m\acute{a}x} = \frac{P_Q}{(1-R)}$, onde $P_Q = \frac{\Delta K \cdot B \sqrt{W}}{f(a/W)}$. Esse valor de

ΔK é o valor onde se inicia a região II na curva da/dN versus ΔK .

- ✓ Para o Alumínio 7050 foi utilizado um $P_{m\acute{a}x}$ de 7,8 KN com um ΔK de $10MPa\sqrt{m}$.
- ✓ Para o Aço CA6NM foi utilizado um $P_{m\acute{a}x}$ de 23,5 KN com um ΔK de $30MPa\sqrt{m}$.

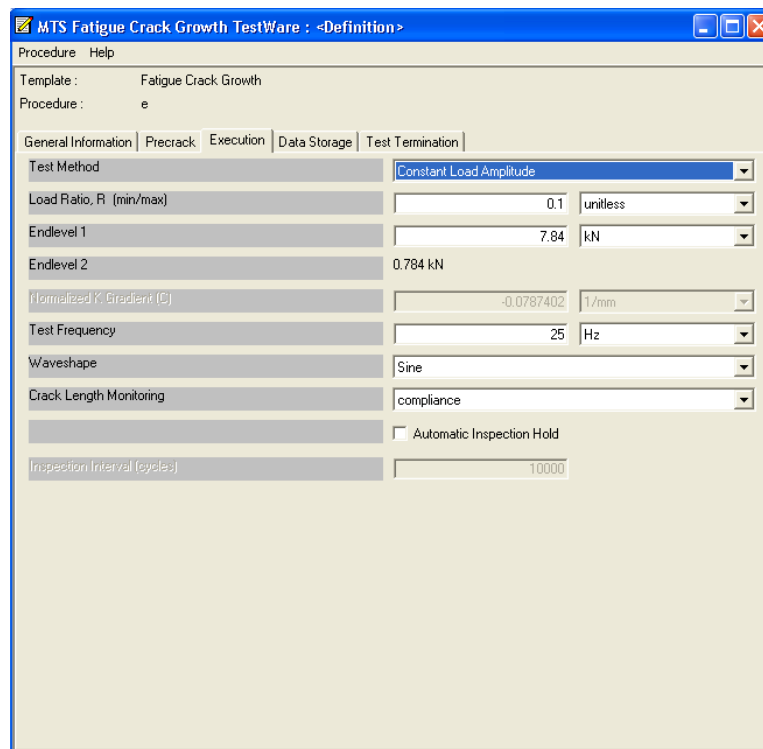


Figura A.15. Definição dos parâmetros de ensaio p/ *Constant Load Amplitude*.

- No ensaio de *Delta-K Control* é escolhido um valor superior de ΔK , *Endlevel 1*, e um valor inferior, *Endlevel 2*, que depende da razão R . Esse valor superior de ΔK vai decrescendo até o valor inferior por meio do Gradiente C , *Normalized K Gradient (C)*, o qual a norma *ASTM E647* exige que seja maior que $0,08 \text{ mm}^{-1}$. Trate-se de um tipo de ensaio bastante demorado, podendo levar até alguns dias para ser realizado.
 - ✓ Para o Alumínio 7050 foi escolhido um valor de *Endlevel 1* de $12 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.
 - ✓ Para o Aço CA6NM foi escolhido um valor de *Endlevel 1* de $20 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

MTS Fatigue Crack Growth TestWare : <Definition>

Procedure Help

Template : Fatigue Crack Growth
 Procedure : e

General Information | Precrack | Execution | Data Storage | Test Termination

Test Method: Delta-K Control

Load Ratio, R (min/max): 0.1 unitless

Endlevel 1: 10 MPa·m^{0.5}

Endlevel 2: 0 kN/mm^{1.5}

Normalized K Gradient (C): -0.0787402 1/mm

Test Frequency: 25 Hz

Waveshape: Sine

Crack Length Monitoring: compliance

Automatic Inspection Hold

Inspection Interval (cycles): 10000

Figura A.16. Definição dos parâmetros de ensaio para *Delta-K Control*.

(xiii) Em **Definition – Data Storage**, selecionar **Crack length update interval – 0,05mm**, **Crack Length Data – Compliance**, **Upper LSF data range – 90%**, **Lower LSF data range – 10%**;

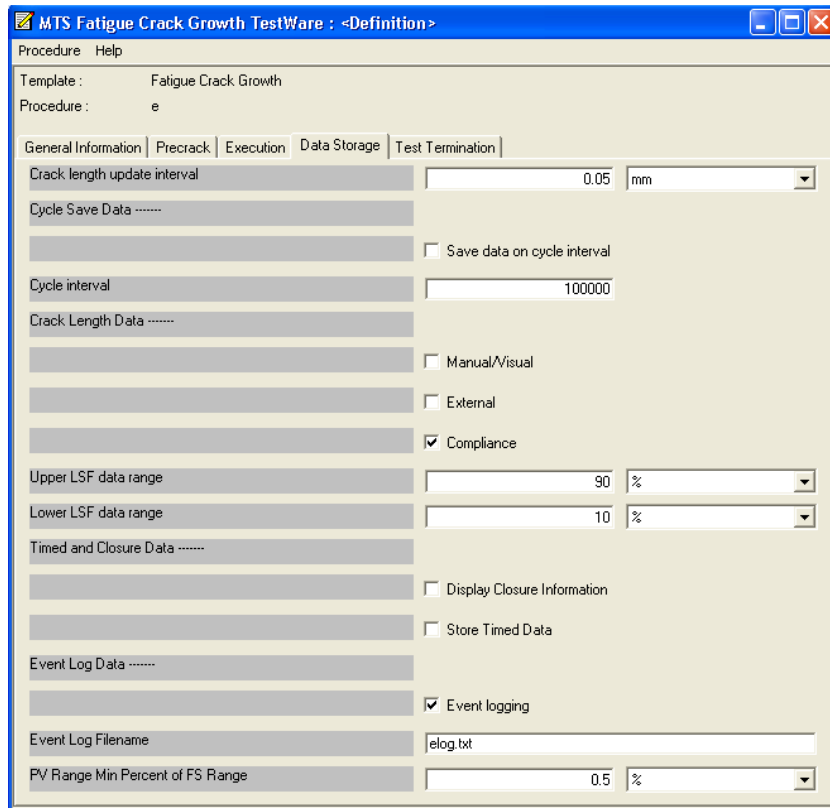


Figura A.17. Janela de *Data Storage*.

(xiv) Em *Test Termination*, selecionar *Crack Length Limited* e em *Final Crack Length* inserir um valor acima do tamanho de trinca crítica, nesse caso foi utilizado 40 mm;

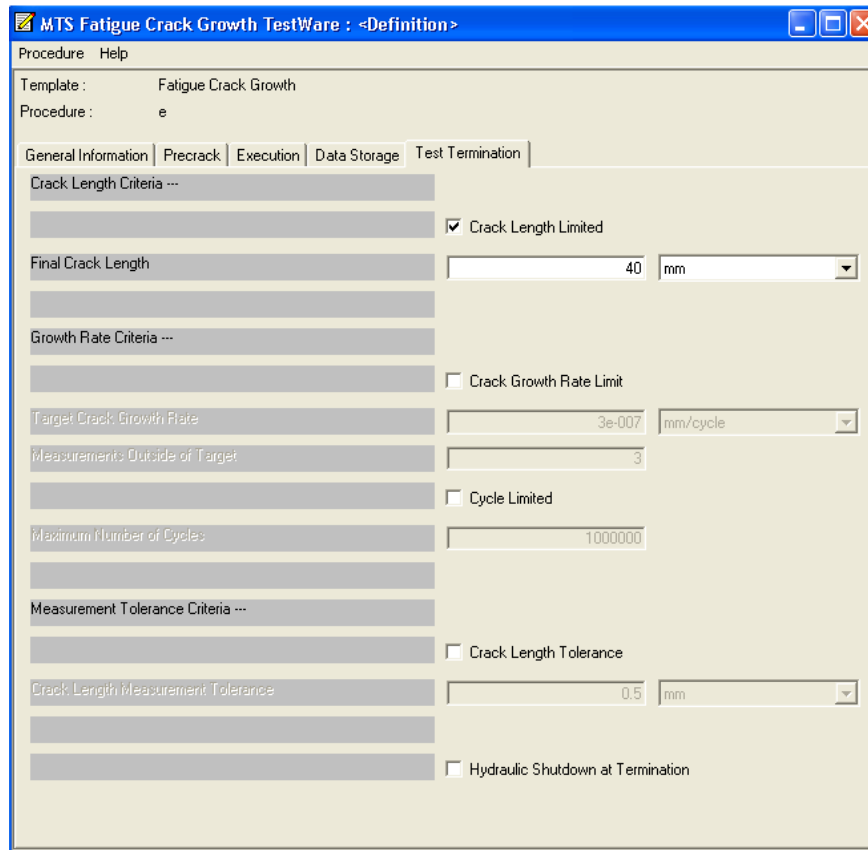


Figura A.18. Janela de *Test Termination*.

(xv) No *Station Manager – Detectors*, habilitar os *Interlocks*. Obs: em *Axial Load*, inserir uma força um pouco maior que P_{max} para não ocorrer o travamento da MTS antes do momento apropriado;

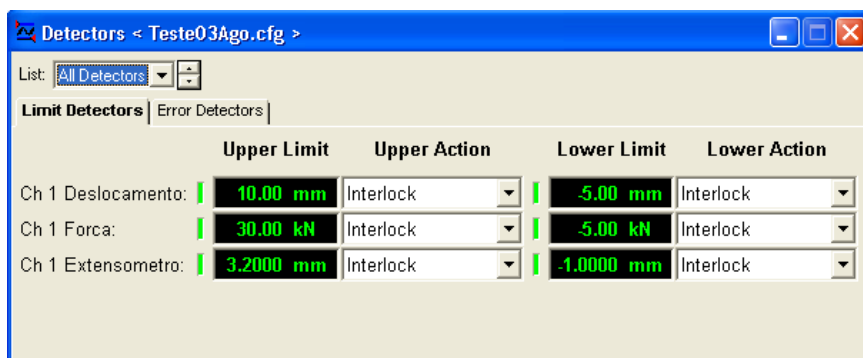


Figura A.19. Definição dos *Interlocks*.

(xvi) Voltando para o *MTS Fatigue Crack Growth*, clicar em *Execute* e selecionar *Template*, *Procedure*, *Batch* e *Specimen* de acordo com o que foi criado;

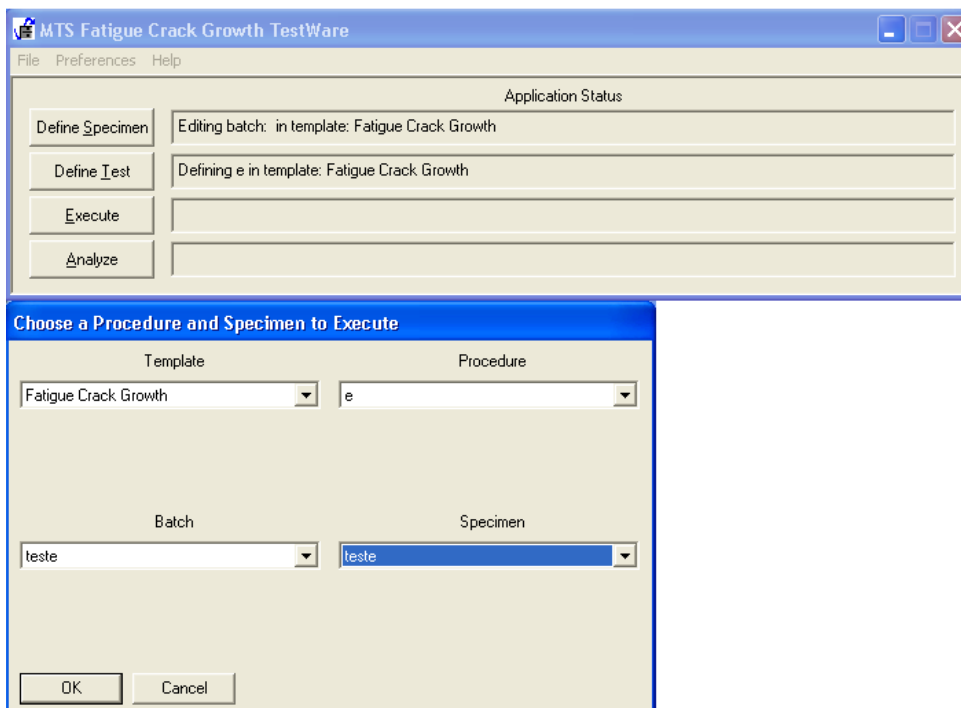


Figura A.20. Janela inicial do *Execute* no *MTS FCGT*.

(xvii) Antes de iniciar o procedimento da pré-trinca por fadiga deve ser feita a checagem de leitura do tamanho da trinca. Isso deve ser feito em **Actions – Crack Length Check**;

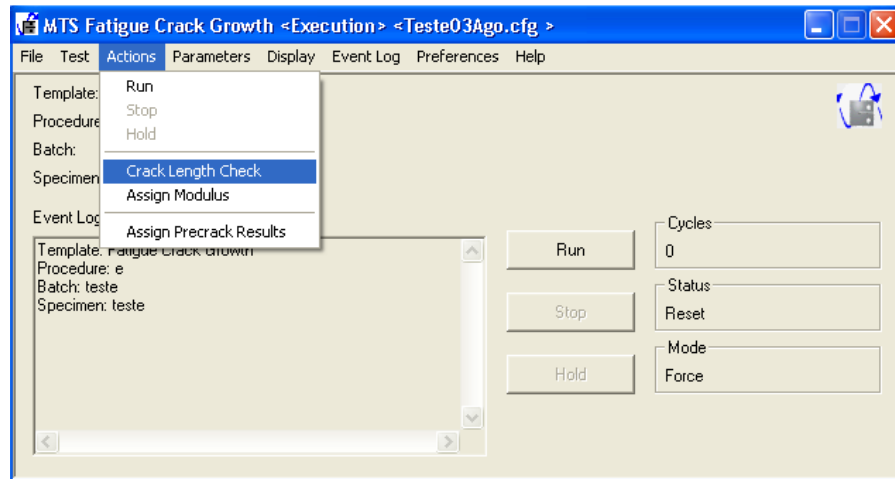


Figura A.21. Atalho para o *Crack Length Check*.

- Para medida do tamanho da trinca, que é feita por meio do *Compliance*, deve-se clicar em **Ramp** e esperar o resultado da leitura.

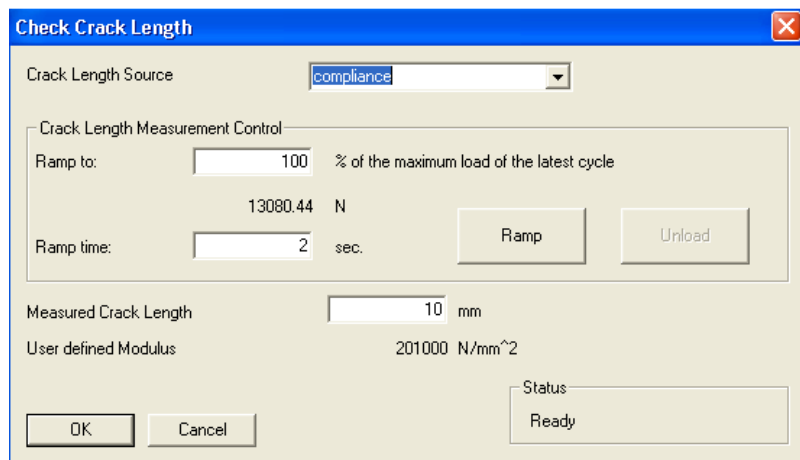


Figura A.22. Janela do *Crack Length Check*.

(xviii) Na maioria dos casos o tamanho lido durante o **Check Crack Length** não é aquele especificado pelo usuário durante a definição das dimensões do espécime. Nesses casos

deve ser feita uma correção no módulo de elasticidade do espécime (e na rigidez do sistema como um todo) por meio do *Actions – Assign Modulus*;

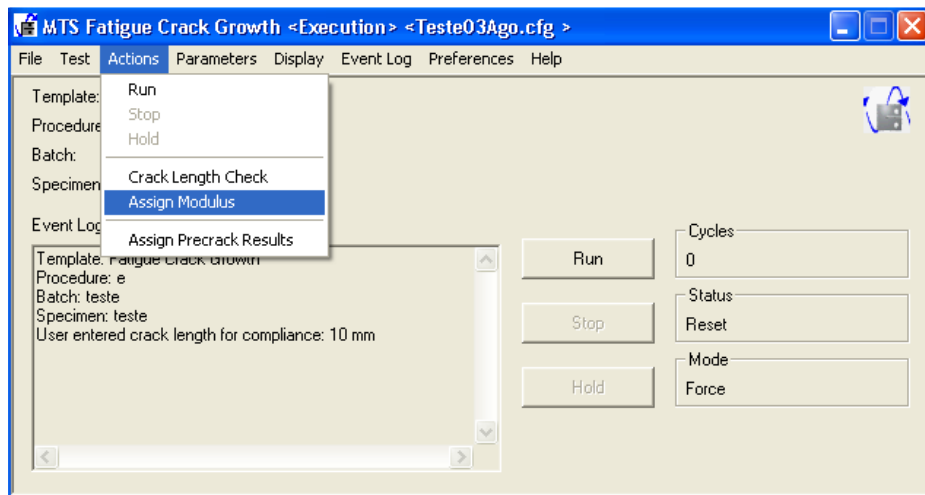


Figura A.23. Atalho para o *Assign Modulus*.

- A correção da rigidez do sistema é feita modificando o valor em *Enter Modulus* e clicando logo em seguida em *Ramp* para fazer a verificação. Esse procedimento deve ser repetido até o valor de *Crack length calculated from entered Modulus* ficar bem próximo do valor de *Enter Crack Length*;

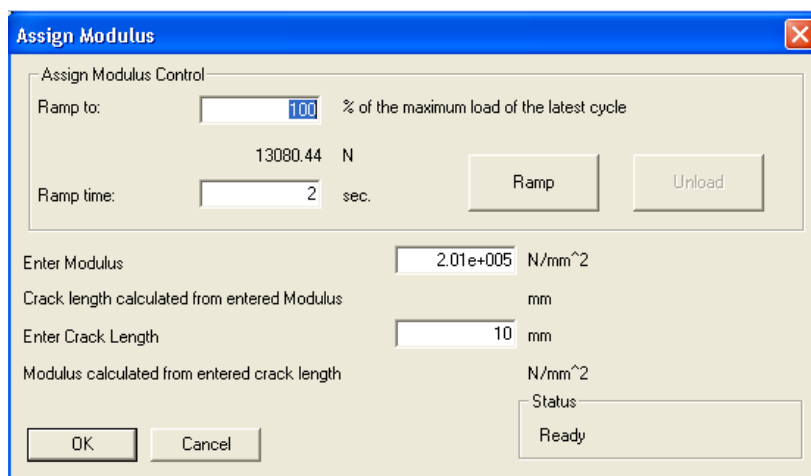


Figura A.24. Janela do *Assign Modulus*.

(xix) Com a verificação da leitura do tamanho de trinca realizada e corrigida, o procedimento para a criação da pré-trinca por fadiga está pronto para começar. Em **Display** estão disponíveis as opções para visualizar o gráfico de **Load vs COD** e para visualizar a tabela **Precrack Data Table**, que são importantes parâmetros para acompanhamento do ensaio. Para começar a pré-trinca por fadiga basta clicar em **Run**.

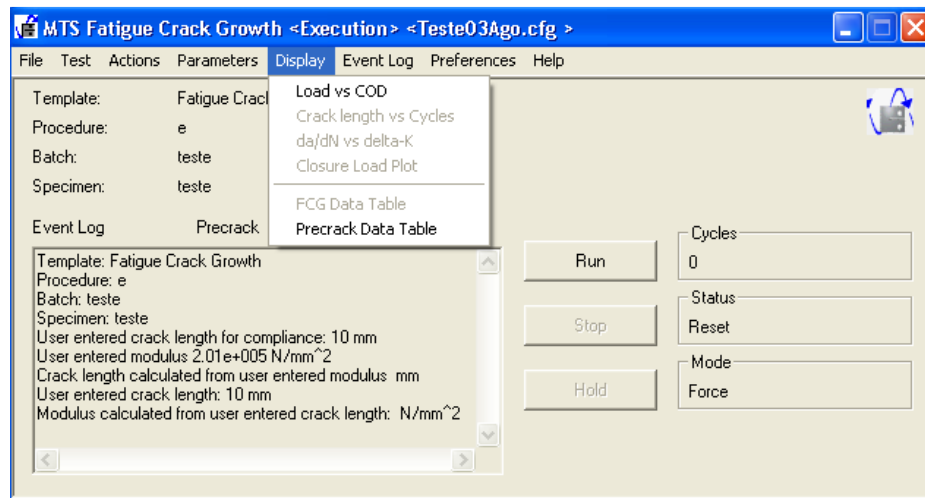


Figura A.25. Atalho para o *Precrack Data Table* para a pré-trinca.

(xx) Com a pré-trinca finalizada o ensaio de propagação de trinca está pronto para começar. Em **Display** pode-se visualizar os importantes parâmetros de acompanhamento do ensaio: **Load vs COD**, **Crack length vs Cycles**, **da/dN vs delta-k** e **FCG Data Table**. Para iniciar o ensaio basta clicar em **Run**;

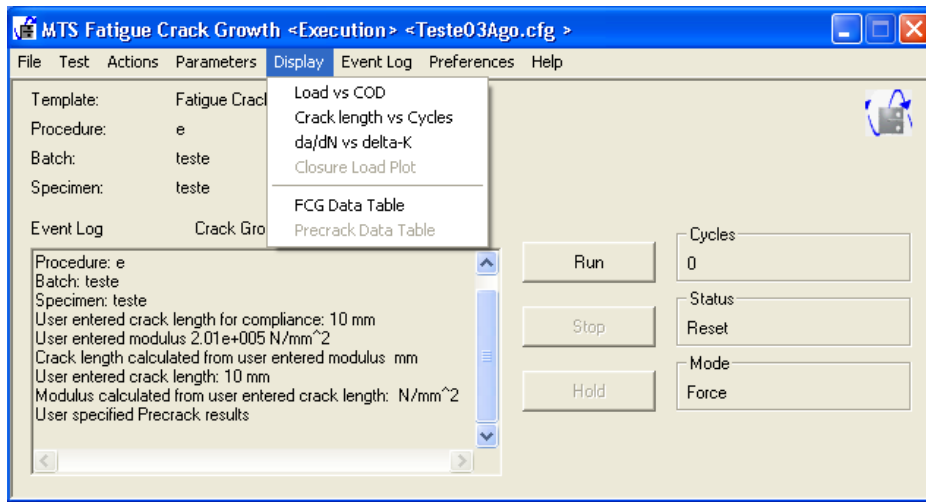


Figura A.26. Atalho para o *FCG Data Table* para o ensaio de propagação de trincas.

(xxi) Ao final do ensaio de propagação de trincas é possível visualizar os resultados obtidos em *Analyze* que fica na janela principal do *MTS FCGT*. Para visualizar os resultados basta escolher o *Template*, o *Procedure* e o *Batch* utilizados no ensaio.

OBS: É possível a visualização da curva *da/dN versus ΔK*, da curva de *comprimento de trinca versus K*, tabelas de resultados, relatórios do ensaio elaborados pelo software da *MTS*, dentre outros.

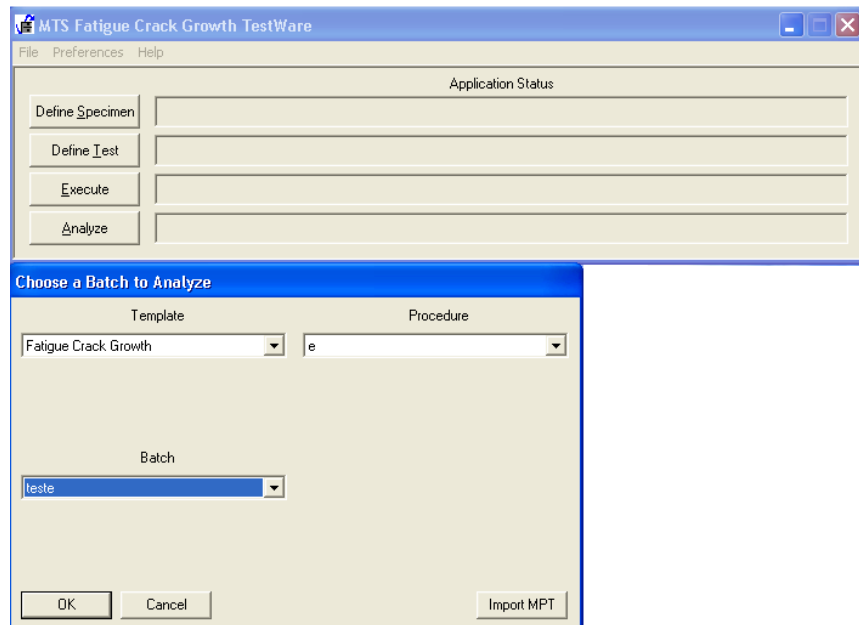


Figura A.27. Janela do *Analyze* do *MTS FCGT*.

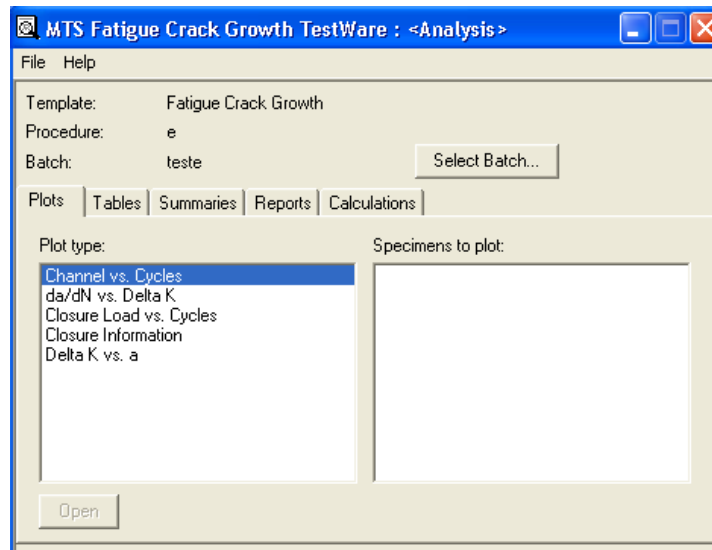


Figura A.28. Janela do *Analyze* do *MTS FCGT*.

APÊNDICE B – PROCEDIMENTO PASSO A PASSO PARA O ENSAIO DE TENACIDADE A FRATURA

Este anexo tem o objetivo de servir como um guia passo a passo para o ensaio de tenacidade a fratura regido pela norma *ASTM E399*. O *software* utilizado é o *K_{IC} Test Template* da MTS, com o número de registro VJR 63551 da versão 2002B.

O ensaio de tenacidade a fratura pode servir para os seguintes propósitos:

- Determinar em termos quantitativos os efeitos de variáveis metalúrgicas como: composição, tratamento térmico, modos de fabricação (solda ou conformação), na tenacidade a fratura de materiais.
- Determinar a adequação de um material a aplicações específicas onde são conhecidas as condições de carregamento, e o tamanho máximo de entalhes pode ser determinado com segurança.
- Para especificação de aceitação e para controle de qualidade da fabricação de componentes, mas somente quando há fundamentos para especificação de valores mínimos de *K_{IC}*.

Caso a garra *Clevis* não esteja colocada na MTS e seja necessário trocar pela garra hidráulica, no Apêndice C encontra-se um procedimento para fazer essa troca de garras. No entanto a garra *Clevis* utilizada para o ensaio de tenacidade a fratura não é a mesma garra utilizada para o ensaio de propagação de trincas, deve-se colocar a garra apropriada para este ensaio.

Para este ensaio de tenacidade a fratura foi utilizada as seguintes medidas de configuração do CTS:

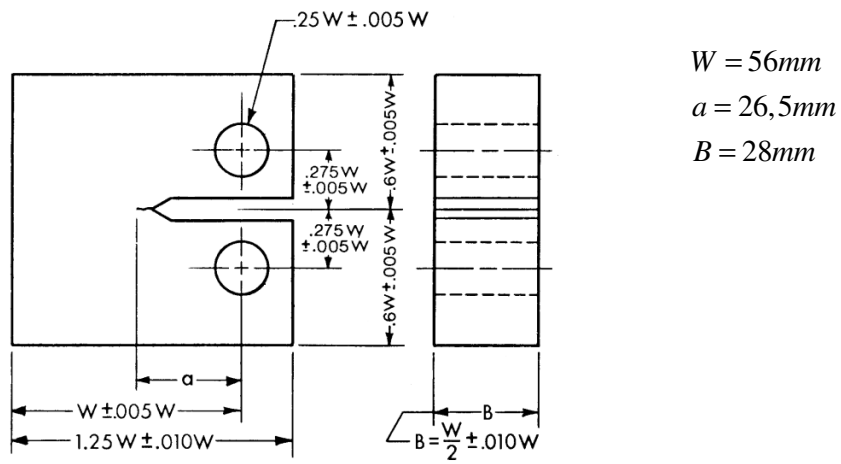


Figura B.1. Dimensões do CTS de tenacidade a fratura.

Ensaio de K_{IC} – Tenacidade à Fratura

- (i) Clicar em *Station Manager* na área de trabalho;



Figura B.2. Ícone do *Station Manager*.

(ii) Em *Open Station*, selecionar **Teste03Ago.cfg** (ou qualquer outro que esteja funcionando) e em *Parameter Sets* selecionar *default*. Em seguida, abrir a configuração em *Open*;

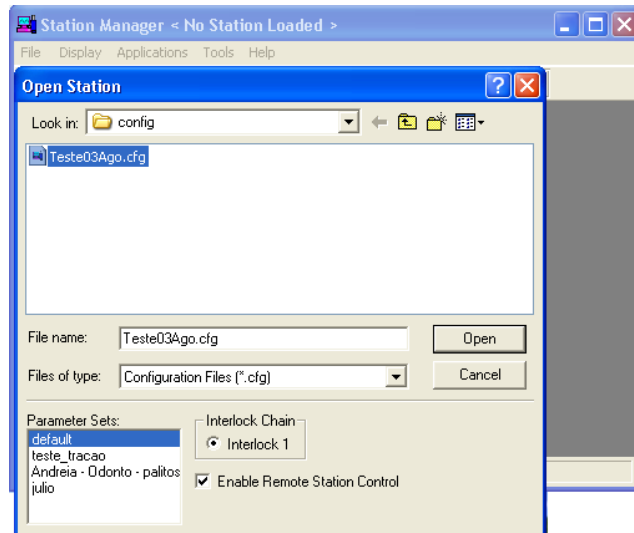


Figura B.3. Janela inicial do *Station Manager*.

(iii) Em *Station Setup*, checar *Channels - Axial - Stroke - Load - COD*. Verificar o *Sensor Name* e o *Sensor Serial* da Célula de Carga e do *Clip gauge*;

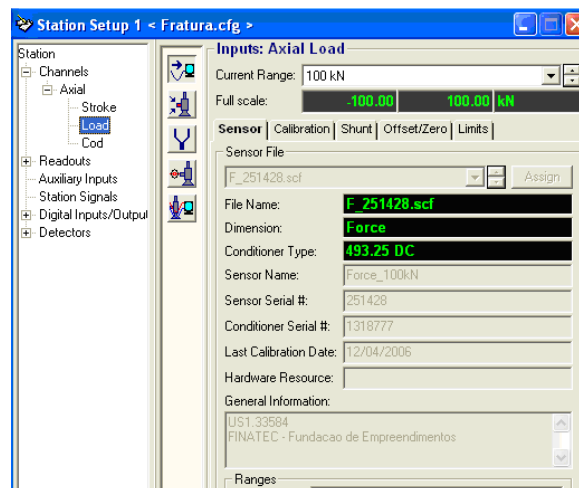


Figura B.4. Janela de configuração do *Clip Gauge*.

(iv) Em *Applications*, clicar em *MTS Fracture Toughness Testware*;

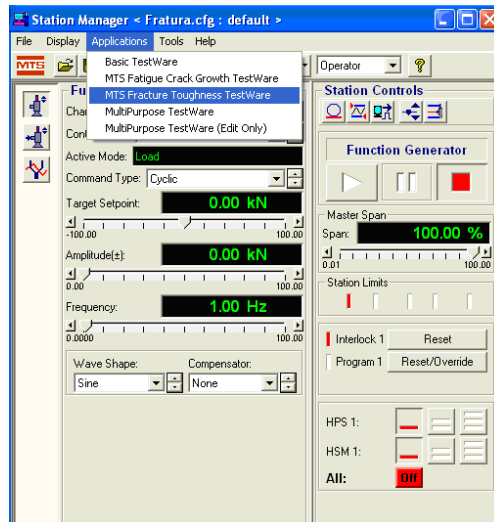


Figura B.5. Atalho para o *MTS FTT*.

(v) Em *MTS Fracture Toughness Testware*, clicar em *Define Specimen*; Em *Template*, selecionar *KIC Fracture toughness* e em *Batch* selecionar *new batch* e clicar em OK;

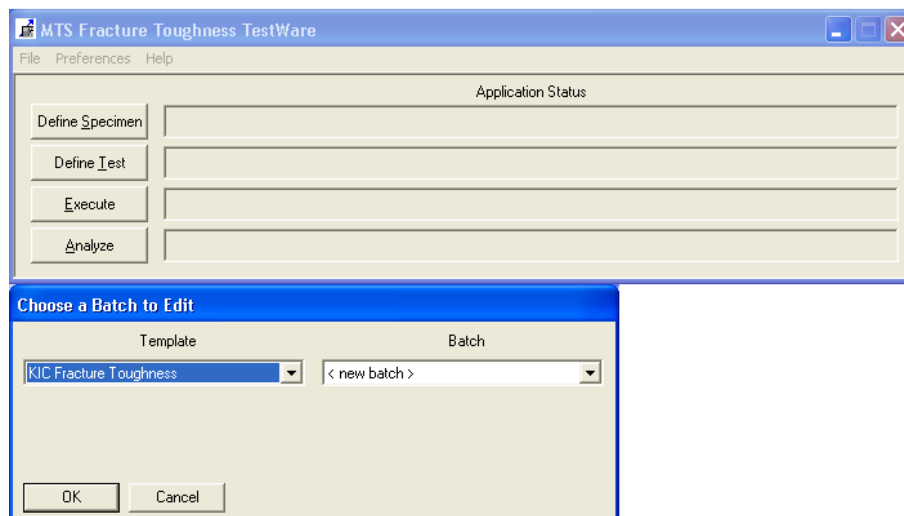


Figura B.6. Escolha do tipo de *Template* no *MTS FTT*.

(vi) Em *Batch Edit*, selecionar a configuração do corpo de prova em *Specimen Geometry*;

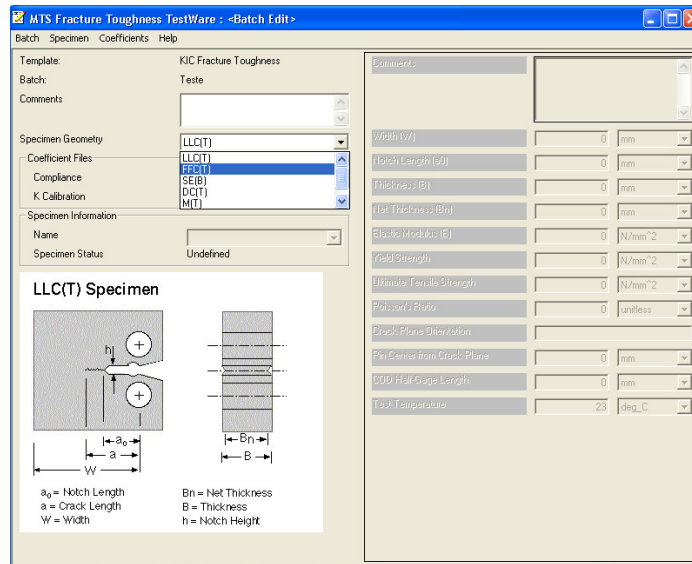


Figura B.7. Definição do tipo de geometria do espécime.

(vii) Para entrar com as dimensões do corpo de prova no software, ir em *Specimen - Add*;

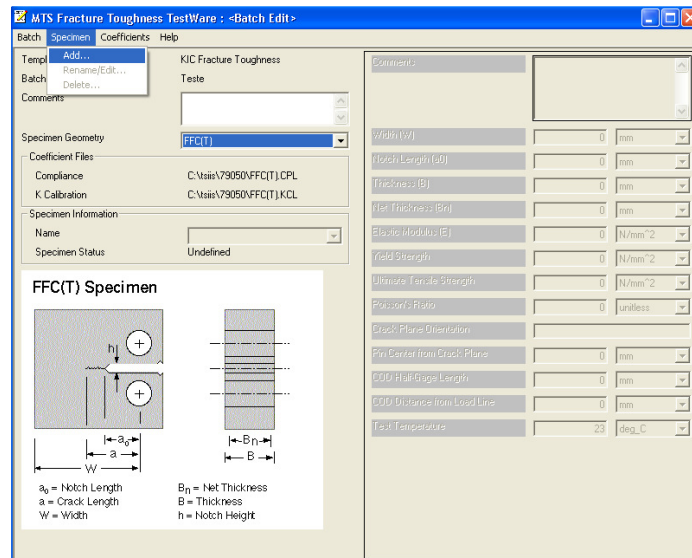


Figura B.8. Atalho para adicionar o espécime ao *MTS FTT*

(viii) Preencher os valores das dimensões do corpo de prova e os valores das propriedades do material;

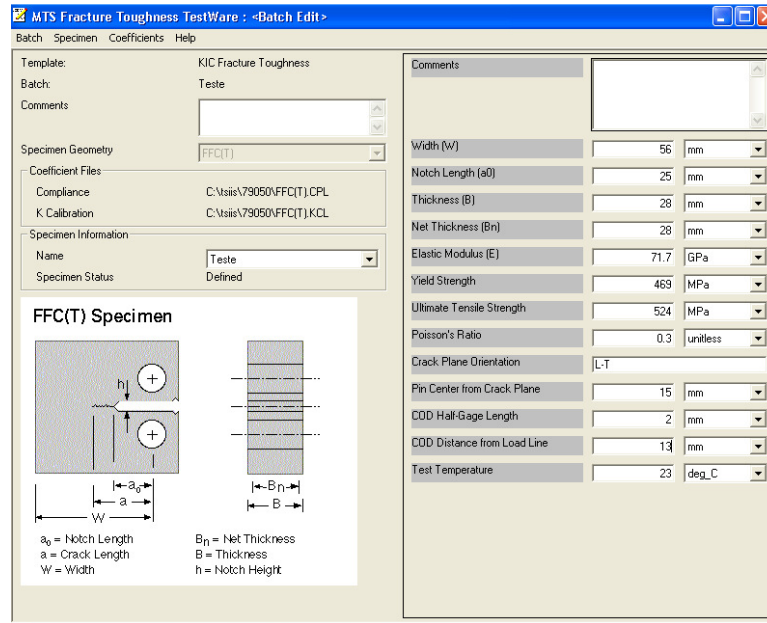


Figura B.9. Definição dos valores da geometria do espécime.

(ix) Em *Coefficients*, editar as constantes do *Compliance*. Os valores de C_0 , C_1 , C_2 , C_3 , C_4 e C_5 são obtidos da mesma maneira que foi explicado no Apêndice A.

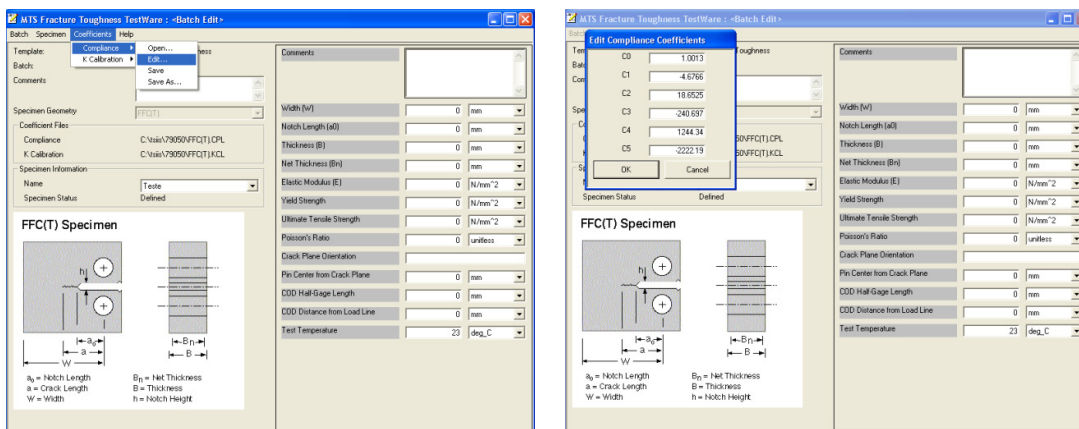


Figura B.10. Janela de edição das constantes do *Compliance*

(x) Em *MTS Fracture Toughness*, clicar em *Define Test*; Em seguida escolher o *Template* e depois o *Procedure*;

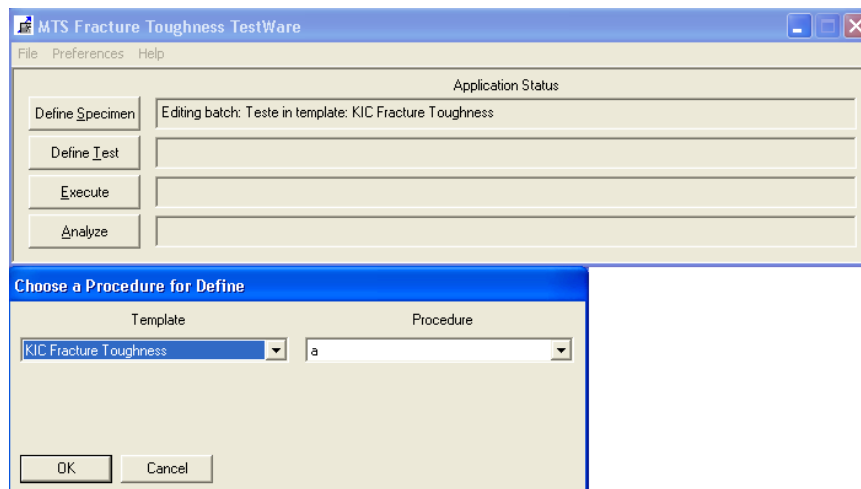


Figura B.11. Janela do *Procedure* do *MTS FTT*

(xi) Em *Definition – General Information*, coloque algumas especificações do ensaio como operador, número do ensaio e data, por exemplo;

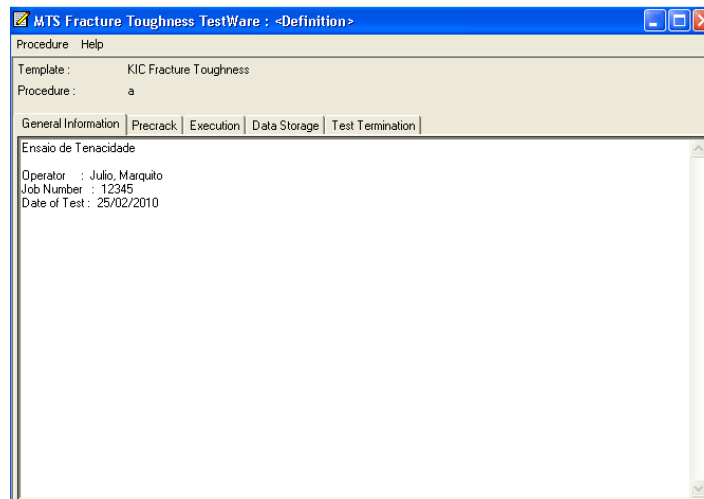


Figura B.12. Janela do *General Information* do *Procedure*.

(xii) Em **Definition – Precrack** são definidos os parâmetros para realizar a pré-trinca por fadiga;

- O tamanho da pré-trinca, em **Final Crack Length**, é definido pela norma *ASTM E399* e de acordo com esta a pré-trinca deve ser de 1,3 mm ou menor que 2,5% de *W*, qualquer valor que seja o maior entre eles.
- O valor de **Final Kmax** deve ser de no máximo 60% do valor de K_{IC} do material a ser ensaiado. Portanto, antes de se iniciar o ensaio é necessário ter algum conhecimento do material.

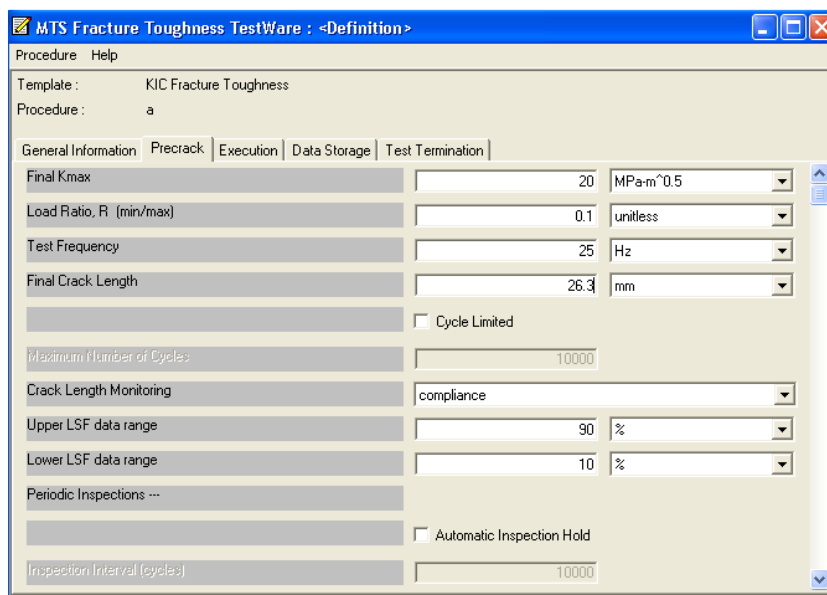


Figura B.13. Definição dos parâmetros da pré-trinca no *Procedure*.

(xiii) Em **Definition – Execution**, selecionar **Test Control – Load** e preencher o valor da taxa de carregamento em **Ramp Rate**. A taxa de carregamento deve estar entre 0,55 a $2,75MPa\sqrt{m}/s$ como especificado na norma *ASTM E-399* (esse valor para corpos espessos fica entre 0,34 a $1,7KN/s$).

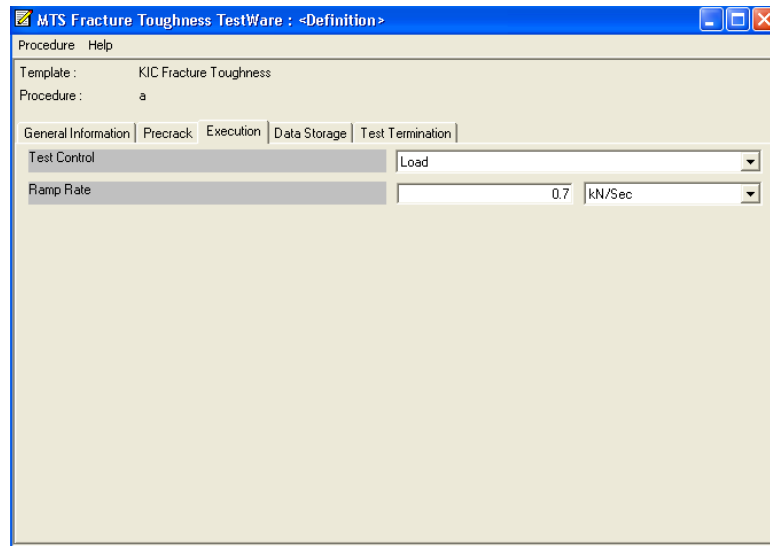


Figura B.14. Definição dos parâmetros de execução do ensaio.

(xiv) Em *Definition – Data Storage* são definidos os parâmetros para armazenamento dos dados do ensaio.

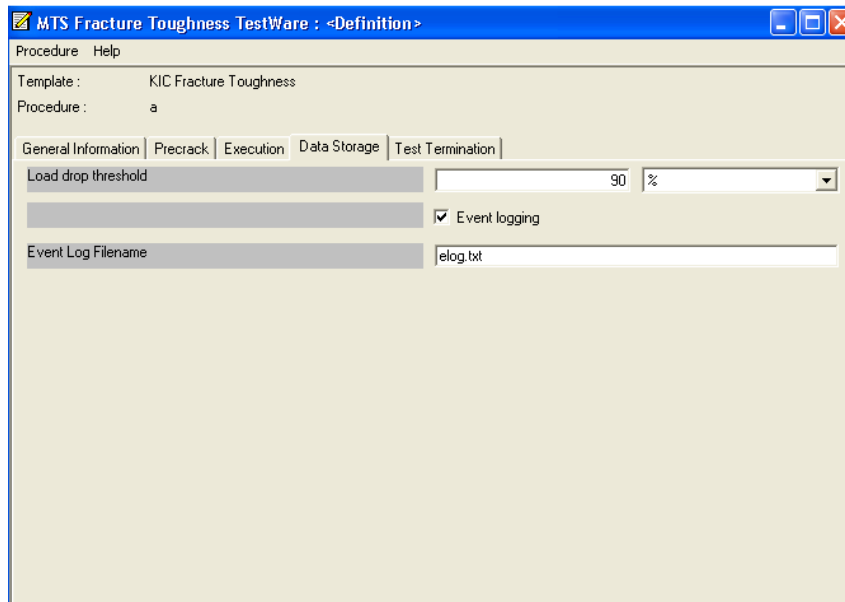


Figura B.15. Janela de *Data Storage*.

(xv) Em *Definition – Test Termination* são definidos os parâmetros de término do ensaio. O controle do término do ensaio pode ser por meio do carregamento máximo (*Maximum Load*), da máxima abertura da boca da trinca (*Maximum COD*) e do máximo deslocamento (*Maximum Displacement*).

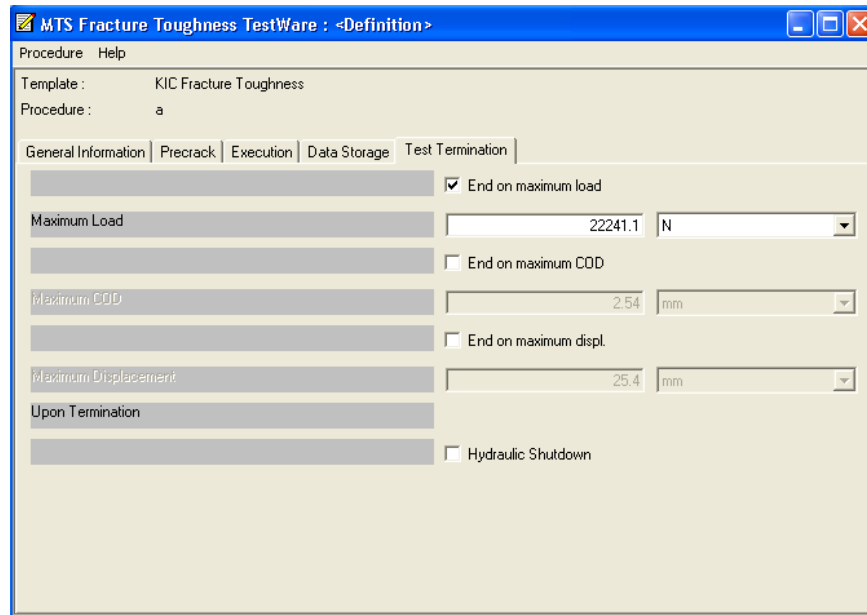


Figura B.16. Janela de *Test Termination*.

(xvi) Em *MTS Fracture Toughness*, clicar em *Execute*; Em *Choose a Procedure and Specimen to Execute*, configurar *Template*, *Procedure*, *Batch* e *Specimen*;

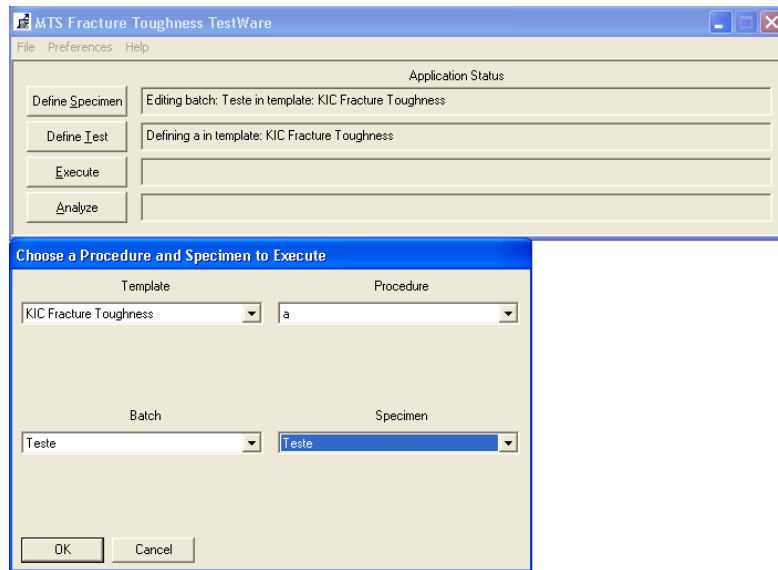


Figura B.17. Janela inicial do *Execute* no *MTS FTT*.

(xvii) Antes de iniciar o ensaio é necessário verificar o tamanho do entalhe (como explicado no Apêndice A). Isso deve ser feito em *Actions – Crack Length Check*;

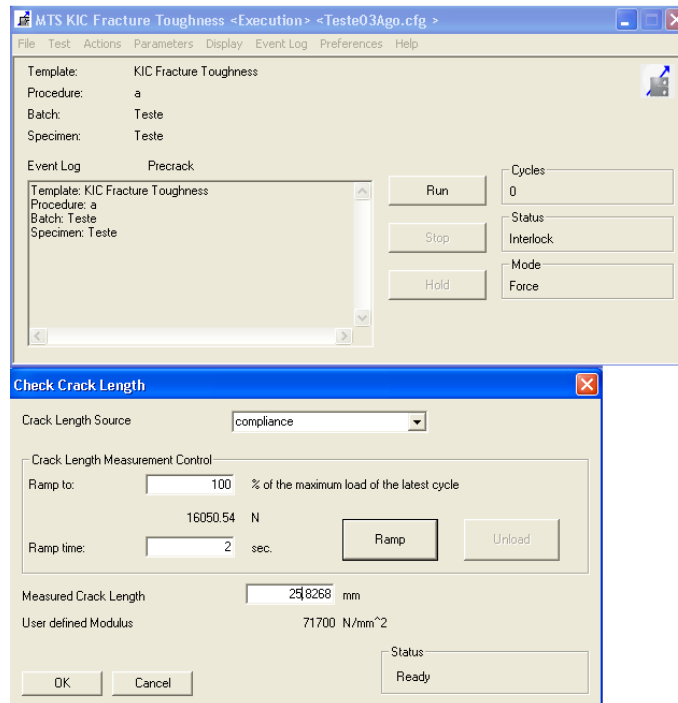


Figura B.18. Janela do *Crack Length Check*.

(xviii) Após checar o tamanho do entalhe pode ser necessário fazer uma correção no módulo de elasticidade do material (como visto no Apêndice A). Isso deve ser feito em **Actions – Assign Modulus**;

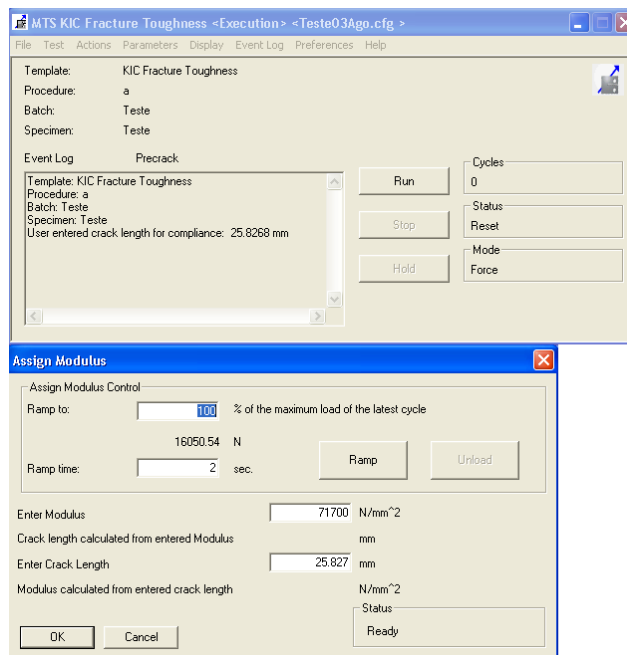


Figura B.19. Janela do *Assign Modulus*.

(xix) Com o tamanho do entalhe checado e o valor do módulo de elasticidade corrigido, pode-se iniciar o procedimento da pré-trinca. Em **Display** é possível acompanhar alguns parâmetros dessa etapa do ensaio.

(xx) Após o procedimento da pré-trinca o ensaio de tenacidade a fratura pode ser realizado. Pode-se acompanhar os parâmetros do ensaio da mesma maneira que foi feita para a pré-trinca.

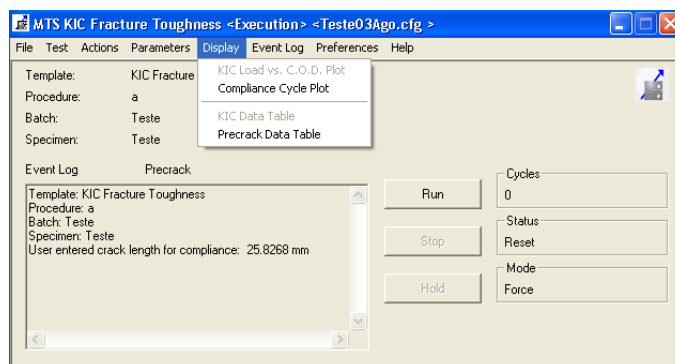


Figura B.20. Atalho para o *Precrack Data Table* para a pré-trinca.

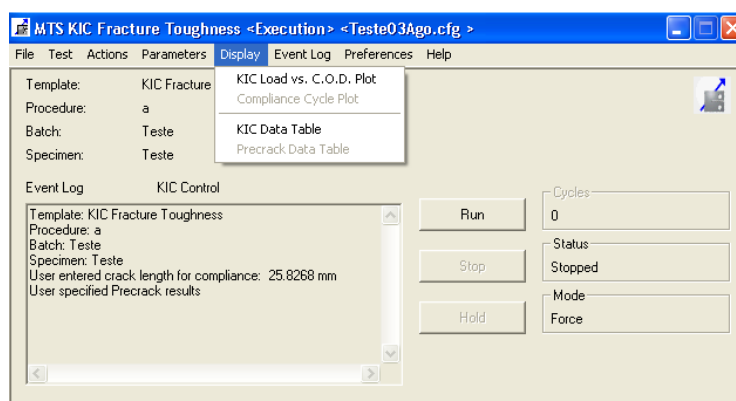


Figura B.21. Atalho para o *KIC Data Table*.

(xxi) Clicar em **Analyze** para visualizar tabelas, gráficos e os dados gerais do ensaio;

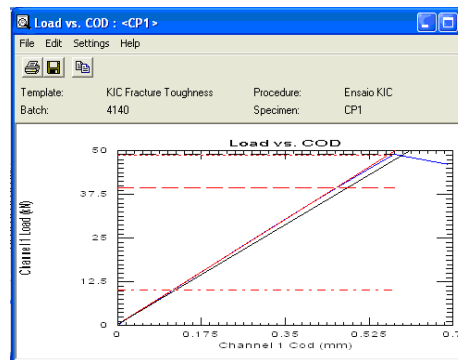
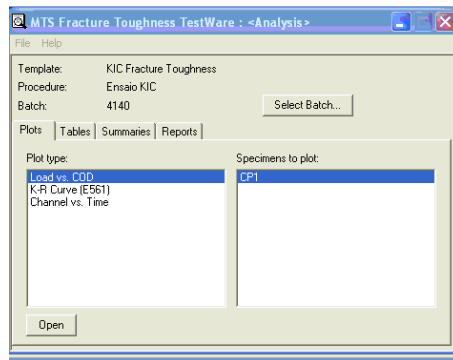
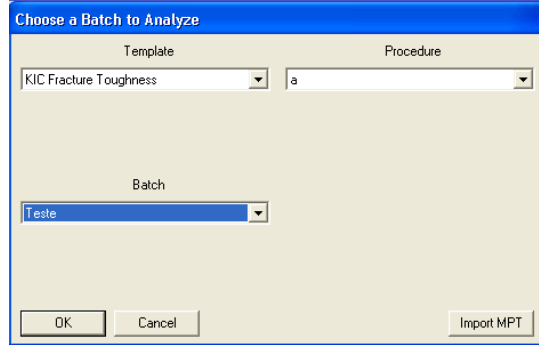
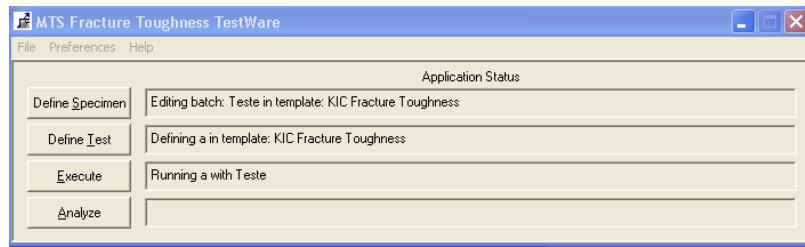


Figura B.22. Resultados disponíveis para o ensaio de KIC.

APÊNDICE C – FIXAÇÃO DA GARRA *CLEVIS* NA MTS

Caso a MTS não esteja equipada com a garra *Tension Clevis* (própria para ensaios de Mecânica da Fratura) a troca das garras deve ser feita de acordo com o procedimento listado neste apêndice. Geralmente, é a garra *Hydraulic Wedge Grip* 647, Fig. (C.1), que fica montada na MTS.



Figura C.1. Garra *Hydraulic Wedge Grip*.

A troca das garras deve seguir os seguintes passos:

(i) É necessário aplicar uma pré-carga de tração para folgar as *spiral washers*, Fig. (C.2), para retirar a pré-tensão imposta aos fusos das garras. Para tal, deve-se fixar às garras um corpo de prova cilíndrico de modo a ser possível tracioná-las.

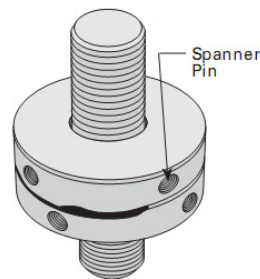


Figura C.2. *Spiral Washers*.

(ii) Abrir as *spiral washers* da garra superior e inferior girando os *spanner pins*, Fig. (C.2), de fora para dentro, com as chaves *Spanner Wrenches*, Fig (C.3).



Figura C.3. Chaves *Spanner Wrenches*.

(iii). Posicionar as garras bem próximas uma da outra a fim de colocar um calço de madeira em cima da garra inferior para receber a garra superior após sua retirada, por questão de segurança.

(iv). Desligar a pressão, abrir e fechar as garras, no comando manual da MTS, Fig. (C.4), várias vezes para verificar se ainda há pressão nas mangueiras e para descarregar o óleo.



Comandos Hidráulicos

Figura C.4. Comandos Hidráulicos da Garra da MTS.

(v). Soltar todas as mangueiras, Fig. (C.5), que acionam as garras.

Obs: Usar os bujões, Fig. (C.5), para vedar as mangueiras e colocá-las em cima de um recipiente adequado para o óleo que eventualmente vaze.

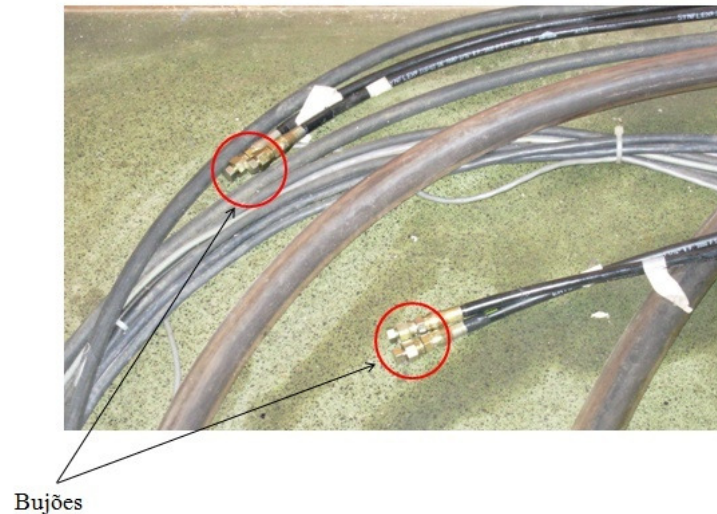


Figura C.5. Mangueiras hidráulicas da Garra.

(vi). Desparafusar a garra superior, da direita para a esquerda, com muito cuidado e colocá-la em local seguro a fim de evitar sua queda e possíveis danos.

(vii). Desparafusar a garra inferior, girando-a da esquerda para a direita, e com muito zelo colocá-la, também, em local seguro.

(viii). Parafusar a *Clevis* superior, Fig. (C.6), girando-a da direita para a esquerda até ficar bem firme. Em seguida apertar as *Spiral Washers* com as chaves *Spanner Wrenches*. Deve-se tomar cuidado para a *Clevis* superior ficar bem alinhada, pois seu eixo é fixo.



Figura C.6. Garra superior da *Clevis*.

(ix). Parafusar a *Clevis* inferior, Fig. (C.7), girando-a da esquerda para a direita até ficar bem firme e paralela à *Clevis* superior. Deve-se apertar a *Clevis* inferior do mesmo modo que foi feito para a *Clevis* inferior.



Figura C.7. Garra inferior da *Clevis*.

OBS: Para o ensaio de tenacidade a fratura utiliza-se a garra *Clevis* mostrada na figura a seguir, que é uma garra com as dimensões apropriadas para o corpo de prova utilizado nesse ensaio.



Figura C.8. Garra *Clevis* utilizada no ensaio de tenacidade a fratura.

APÊNDICE D – CÓDIGO NA LINGUAGEM APDL (ANSYS) PARA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS DO ALUMÍNIO

- ARQUIVO *START.TXT*

```
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!ARQUIVO UTILIZADO PARA RODAR TODOS OS OUTROS ARQUIVOS NA
!ROTINA DO PROBLEMA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

/CWD,'C:\Codigo_Mestrado\CTS_DADN\DADN_Aluminio'
/INPUT,CTS_UNB_dadN_alu_01,txt
/INPUT,CTS_UNB_dadN_alu_02,txt
```

- ARQUIVO *CTS_UNB_DADN_ALU_01.TXT*

```
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!ROTINA PARA AUTOMAÇÃO DA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS NO ANSYS
!PRÉ-PROCESSAMENTO
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

/CLEAR, NOSTART

/PREP7
SMRT,OFF
/TITLE, PROPAGAÇÃO DE TRINCA - COMPACT TENSION SPECIMEN (CP UNB
PROPAGAÇÃO)
/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

! ESPESSURA DO ESPECIME
T = 0.0125
R,1,T,

! PROPRIEDADES DO MATERIAL (Alumínio 7050 T7451)
MP,EX,1,717E9 !Pa
MP,NUXY,1,0.29 !No units

! DEFINE O VALOR DE PI
PI = 4*ATAN(1) !No units

! TENACIDADE A FRATURA DO MATERIAL
```

```

KIC=34E6                                !MPa*(m)^1/2

! DEFINE DISTANCIA DO CENTRO DO CIRCULO À OUTRA EXTREMIDADE
W = 0.050                                !m

! DEFINE TAMANHO DA TRINCA
AT = 0.005

! DEFINE LARGURA DA PLACA
L = 1.25*W                                !m

! DEFINE ALTURA DA PLACA
H = 0.6*W                                !m

! DEFINE ESPESSURA DA PLACA
B = T                                    !m

! DEFINE DIAMETRO DO FURO
D = 0.014                                !m

! DEFINE ALTURA DA ABERTURA DO CTS
N = W/64.103                              !m

! NUMERO DE PASSOS DE PROPAGAÇÃO
NC = 29

! COORDENADA DA PONTA DA TRINCA
TIP=.1*W+AT

! DECLARAÇÃO DOS VETORES
*dim,KI,array,1,NC+1
*dim,INCR,array,1,NC+1
*dim,INC_a,array,1,NC+1
*dim,A,array,1,NC+1

! DEFINE KEYPOINTS
K,1,(-(L-W)),(N)
K,2,(.1*W-((W*cos(PI/12))/(64.103*sin(PI/12))),)(N)
K,3,(.1*W),(0)
K,4,TIP,(0)
K,5,0.008,(0)
K,6,(W),(0)
K,7,(W),(H)
K,8,(-(L-W)),(H)
K,9,0.008,(H)

! GERAÇÃO DAS LINHAS A PARTIR DOS KEYPOINTS
L,1,2
L,2,3
L,3,5
L,5,4
L,4,6
L,6,7
L,7,9
L,9,8
L,8,1
L,9,5

```

```

! GERAÇÃO DAS ÁREAS (1 E 2) A PARTIR DAS LINHAS
AL,4,5,6,7,10
AL,1,2,3,10,8,9

! GERAÇÃO DO CIRCULO (AREA 3)
CYL4,0,(.275*W),D/2

!GERAÇÃO DO FURO PELA SUBTRAÇÃO DA AREA 2 DA AREA 3
ASBA,2,3
AGLUE,1,4

! DIVIDE AS 2 LINHAS SUPERIORES DO FURO EM 3 PARTES
LDIV,11, , ,3,0
LDIV,12, , ,3,0

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! FORÇA APLICADA

FORCE=6300/T

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

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!CONDIÇÕES DE CONTORNO
!UTILIZADO PARA CRIAR O PONTO INICIAL PARA A PROPAGAÇÃO DA
!TRINCA, INSERIR AS CONDIÇÕES DE CONTORNO E RESOLUÇÃO DO
!PROBLEMA.
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

! DEFINE O RAIOS DOS ELEMENTOS NA PONTA DA TRINCA
R= 0.00012
R1= R/30
R2= R - R1
R3= R + R1

! APLICA CONDIÇÕES DE CONTORNO NO MODELO
DL,5,1,SYMM

! DEFINE CARACTERÍSTICAS DO ELEMENTO NA PONTA DA TRINCA
KSCON,4,R,1,8

! GERA A MALHA
SMRT,2
MSHAPE,1,2D
AMESH,4

SMRT,OFF

AMESH,1
!LREFINE,7, , ,1,1,1,1
!LREFINE,6, , ,1,1,1,1

! CARREGAMENTO (FORÇA) NAS LINHAS DO FURO
FK,17,FY,FORCE/20
FK,16,FY,FORCE/5
FK,11,FY,FORCE/2
FK,15,FY,FORCE/5
FK,14,FY,FORCE/20

```

```

! MUDANÇA DE SISTEMA DE COORDENADA
KWPLAN,-1,4
CSYS,4

SAVE
OUTPR,ALL
FINISH
/COM
/OUTPUT,SCRATCH
/SOLU
SOLVE
FINISH
/OUTPUT

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!PÓS-PROCESSAMENTO
!CÁLCULO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES PARA A TRINCA
!PRÉ-INICIADA
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
/POST1

! SOLICITA ENERGIA DE DEFORMAÇÃO POR ELEMENTO
ETABLE,SENE,SENE

! SOLICITA VOLUME POR ELEMENTO
ETABLE,VOLU,VOLU

C*** DETERMINA KI USANDO KCALC !**

! SELEÇÃO DOS NÓS PARA O COMANDO LPATH (CTOD)
NSEL,S,LOC,Y,0
NSEL,R,LOC,X,0
*GET,NOD1,NODE,,NUM,MIN
NSEL,A,LOC,Y
NSEL,R,LOC,X,-R1,-R2
*GET,NOD2,NODE,,NUM,MIN
NSEL,A,LOC,Y
NSEL,R,LOC,X,-R2,-R3
*GET,NOD3,NODE,,NUM,MIN
NSEL,ALL

! DEFINE O PATH COM O NOME = "KI"
PATH,KI(1,1),3,,48,

! DEFINE OS PATH POINTS POR NÓS
PPATH,1,NOD1
PPATH,2,NOD2
PPATH,3,NOD3

! CALCULA KI COM SYMM. B.C.
KCALC,,,1

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSAO DE K(1,1) EM ARQUIVO DE SAIDA

*CFOPEN,result_K,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DE KI
*GET,KI(1,1),KCALC,0,K,1,,
*VWRITE
Stress Intensity Factor
*VWRITE,KI(1,1)

```

```

%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSAO DA DEFORMAÇÃO (BACK FACE) EM ARQUIVO DE SAIDA

*CFOPEN,result_BF,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DE DEFORMAÇÃO BACK FACE
*GET,StrainY,NODE,2,EPTO,y,,
*VWRITE
Back Face Strain-y
*VWRITE,StrainY
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSÃO DA MÁXIMA TENSÃO DE VON MISES

*CFOPEN,result_Mises,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DA MÁXIMA TENSÃO DE VON MISES
NSORT,S,EQV
*GET,Smises, SORT, ,MAX
*VWRITE
Smises
*VWRITE, Smises
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSÃO DA MÁXIMA TENSÃO Sy

*CFOPEN,result_Sy,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DA MÁXIMA TENSÃO Sy
NSORT,S,Y
*GET,Sy, SORT, ,MAX
*VWRITE
Sy
*VWRITE, Sy
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

SAVE
FINISH
/EOF !END OF FILE

```

- ARQUIVO *CTS_UNB_DADN_ALU_02.TXT*

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! CONDIÇÕES PARA A PROPAGAÇÃO DA TRINCA
! ARQUIVO UTILIZADO PARA FAZER O CRESCIMENTO DE TRINCA
! É NECESSÁRIO CARREGAR O ARQUIVO 'CTS_UNB_dadN_aluminio_01.TXT' ANTES !
DE RODAR ESTE ARQUIVO.
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```



```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! COMANDO PARA O LOOP
*DO,n,1,NC,1
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

! COMANDO PARA FAZER O INCREMENTO DA TRINCA

INC =          0.001                !Incremento da trinca
INCR(1,n) = INC
INC_a(1,1) = 0.005
A(1,n+1) = INC_a(1,n) + INC
INC_a(1,n+1) = INC_a(1,n) + INC

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! FORÇA APLICADA
FORCE=6300/T

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! ROTINA PARA A MUDANÇA DO PONTO DE INICIAÇÃO DA TRINCA DE
! ACORDO COM SUA PROPAGAÇÃO
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

/PREP7

! DELETA A RESTRIÇÃO NA LINHA DA TRINCA
DLDELE,5,ALL

! LIMPA A MALHA
ACLEAR,1,,

! DELETA A ÁREA
ADELE,1

! DELETA A LINHA 4
LDELE,4,,1

! DELETA A LINHA 5
LDELE,5,,1

! DELETA O KEYPOINT 4
KDELE,4,,1

! CRIA O KEYPOINT 4 NA NOVA POSIÇÃO
K,4,INCR(1,n),0

! CRIA AS LINHAS 4 E 5 NOVAMENTE
L,5,4
L,4,6

! REDEFINE CRACK TIP ELEMENT SIZE
KSCON,4,R,1,8

! REDEFINE AREA
AL,10,4,5,6,7
AGLUE,1,4

! APLICA AS CONDIÇÕES DE CONTORNO NA LINHA 5
DL,5,1,SYMM

```

```

! REMALHAMENTO
AMESH, 1

! MUDANÇA DE SISTEMA DE COORDENADA
KWPLAN, -1, 4
CSYS, 4

OUTPR, ALL
FINISH
/COM
/OUTPUT, SCRATCH
/SOLU
SOLVE
FINISH

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! PÓS-PROCESSAMENTO
! CÁLCULO DA PROPAGAÇÃO DA TRINCA
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
/POST1

! SOLICITA ENERGIA DE DEFORMAÇÃO POR ELEMENTO
ETABLE, SENE, SENE

! SOLICITA VOLUME POR ELEMENTO
ETABLE, VOLU, VOLU

C*** DETERMINA KI USANDO KCALC !**

! SELEÇÃO DOS NÓS PARA O COMANDO LPATH
NSEL, S, LOC, Y, 0
NSEL, R, LOC, X, 0
*GET, NOD1, NODE, , NUM, MIN
NSEL, A, LOC, Y
NSEL, R, LOC, X, -R1, -R2
*GET, NOD2, NODE, , NUM, MIN
NSEL, A, LOC, Y
NSEL, R, LOC, X, -R2, -R3
*GET, NOD3, NODE, , NUM, MIN
NSEL, ALL

! DEFINE O PATH COM O NOME = "KI"
PATH, KI(1, n+1), 3, , 48,

! DEFINE OS PATH POINTS POR NÓS
PPATH, 1, NOD1
PPATH, 2, NOD2
PPATH, 3, NOD3

! CALCULA KI COM SYMM. B.C.
KCALC, , , 1

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSAO DE K(1, n+1) EM ARQUIVO DE SAIDA

*CFOPEN, result_K, resu, , APPEND
! GUARDA O VALOR DE KI
*GET, KI(1, n+1), KCALC, 0, K, 1, ,
*VWRITE, KI(1, n+1)
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSAO DA DEFORMAÇÃO (BACK FACE) EM ARQUIVO DE SAIDA

*CFOPEN,result_BF,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DE DEFORMAÇÃO BACK FACE
*GET,StrainY,NODE,2,EPTO,y,,
*VWRITE,StrainY
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSÃO DA MÁXIMA TENSÃO DE VON MISES

*CFOPEN,result_Mises,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DA MÁXIMA TENSÃO DE VON MISES
NSORT,S,EQV
*GET,Smises, SORT, ,MAX
*VWRITE, Smises
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSÃO DA MÁXIMA TENSÃO Sy

*CFOPEN,result_Sy,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DA MÁXIMA TENSÃO Sy
NSORT,S,Y
*GET,Sy, SORT, ,MAX
*VWRITE, Sy
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

SAVE

*ENDDO
/EOF

```

APÊNDICE E – CÓDIGO NA LINGUAGEM APDL (ANSYS) PARA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS DO AÇO

- ARQUIVO *START.TXT*

```
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!ARQUIVO UTILIZADO PARA RODAR TODOS OS OUTROS ARQUIVOS NA
!ROTINA DO PROBLEMA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
```

```
/CWD, 'C:\Codigo_Mestrado\CTS_DADN\DADN_Aco'
/INPUT,CTS_UNB_dadN_aco_01.txt
/INPUT,CTS_UNB_dadN_aco_02.txt
```

- ARQUIVO *CTS_UNB_DADN_ACO_01.TXT*

```
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!ROTINA PARA AUTOMAÇÃO DA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS NO ANSYS
!PRÉ-PROCESSAMENTO
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

/CLEAR, NOSTART

/PREP7
SMRT,OFF
/TITLE, PROPAGAÇÃO DE TRINCA - COMPACT TENSION SPECIMEN (CP UNB
PROPAGAÇÃO)
/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

! ESPESSURA DO ESPECIME
T = 0.0125
R,1,T,

! PROPRIEDADES DO MATERIAL (Aço ASTM A743)
MP,EX,1,201E9 !Pa
MP,NUXY,1,0.3 !No units

! DEFINE O VALOR DE PI
PI = 4*ATAN(1) !No units

! TENACIDADE A FRATURA DO MATERIAL
KIC=90E6 !MPa*(m)^1/2

! DEFINE DISTANCIA DO CENTRO DO CIRCULO À OUTRA EXTREMIDADE
W = 0.050 !m

! DEFINE TAMANHO DA TRINCA
AT = 0.005

! DEFINE LARGURA DA PLACA
L = 1.25*W !m

! DEFINE ALTURA DA PLACA
H = 0.6*W !m
```

```

! DEFINE ESPESSURA DA PLACA
B = T                                     !m

! DEFINE DIAMETRO DO FURO
D = 0.014                                 !m

! DEFINE ALTURA DA ABERTURA DO CTS
N = W/64.103                             !m

! NUMERO DE PASSOS DE PROPAGAÇÃO
NC = 29

! COORDENADA DA PONTA DA TRINCA
TIP=.1*W+AT

! DECLARAÇÃO DOS VETORES
*dim,KI,array,1,NC+1
*dim,INCR,array,1,NC+1
*dim,INC_a,array,1,NC+1
*dim,A,array,1,NC+1

! DEFINE KEYPOINTS
K,1,(-L-W),(N)
K,2,(.1*W-((W*cos(PI/12))/(64.103*sin(PI/12))), (N)
K,3,(.1*W),(0)
K,4,TIP,(0)
K,5,0.008,(0)
K,6,(W),(0)
K,7,(W),(H)
K,8,(-L-W),(H)
K,9,0.008,(H)

! GERAÇÃO DAS LINHAS A PARTIR DOS KEYPOINTS
L,1,2
L,2,3
L,3,5
L,5,4
L,4,6
L,6,7
L,7,9
L,9,8
L,8,1
L,9,5

! GERAÇÃO DAS ÁREAS (1 E 2) A PARTIR DAS LINHAS
AL,4,5,6,7,10
AL,1,2,3,10,8,9

! GERAÇÃO DO CIRCULO (AREA 3)
CYL4,0,(.275*W),D/2

!GERAÇÃO DO FURO PELA SUBTRAÇÃO DA AREA 2 DA AREA 3
ASBA,2,3
AGLUE,1,4

! DIVIDE AS 2 LINHAS SUPERIORES DO FURO EM 3 PARTES
LDIV,11,,3,0
LDIV,12,,3,0

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

```

```

! FORÇA APLICADA
FORCE=20000/T

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!CONDIÇÕES DE CONTORNO
!UTILIZADO PARA CRIAR O PONTO INICIAL PARA A PROPAGAÇÃO DA
!TRINCA, INSERIR AS CONDIÇÕES DE CONTORNO E RESOLUÇÃO DO
!PROBLEMA.
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

! DEFINE O RAIOS DOS ELEMENTOS NA PONTA DA TRINCA
R= 0.00012
R1= R/30
R2= R - R1
R3= R + R1

! APLICA CONDIÇÕES DE CONTORNO NO MODELO
DL,5,1,SYMM

! DEFINE CARACTERÍSTICAS DO ELEMENTO NA PONTA DA TRINCA
KSCON,4,R,1,8

! GERA A MALHA
SMRT,2
MSHAPE,1,2D
AMESH,4

SMRT,OFF

AMESH,1
!LREFINE,7,,1,1,1,1
!LREFINE,6,,1,1,1,1

! CARREGAMENTO (FORÇA) NAS LINHAS DO FURO
FK,17,FY,FORCE/20
FK,16,FY,FORCE/5
FK,11,FY,FORCE/2
FK,15,FY,FORCE/5
FK,14,FY,FORCE/20

! MUDANÇA DE SISTEMA DE COORDENADA
KWPLAN,-1,4
CSYS,4
SAVE
OUTPR,ALL
FINISH
/COM
/OUTPUT,SCRATCH
/SOLU
SOLVE
FINISH
/OUTPUT

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!PÓS-PROCESSAMENTO
!CÁLCULO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES PARA A TRINCA
!PRÉ-INICIADA
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
/POST1

! SOLICITA ENERGIA DE DEFORMAÇÃO POR ELEMENTO
ETABLE,SENE,SENE

```

```

! SOLICITA VOLUME POR ELEMENTO
ETABLE,VOLU,VOLU

C*** DETERMINA KI USANDO KCALC !**

! SELEÇÃO DOS NÓS PARA O COMANDO LPATH (CTOD)
NSEL,S,LOC,Y,0
NSEL,R,LOC,X,0
*GET,NOD1,NODE,,NUM,MIN
NSEL,A,LOC,Y
NSEL,R,LOC,X,-R1,-R2
*GET,NOD2,NODE,,NUM,MIN
NSEL,A,LOC,Y
NSEL,R,LOC,X,-R2,-R3
*GET,NOD3,NODE,,NUM,MIN
NSEL,ALL

! DEFINE O PATH COM O NOME = "KI"
PATH,KI(1,1),3,,48,

! DEFINE OS PATH POINTS POR NÓS
PPATH,1,NOD1
PPATH,2,NOD2
PPATH,3,NOD3

! CALCULA KI COM SYMM. B.C.
KCALC,,,1

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSAO DE K(1,1) EM ARQUIVO DE SAIDA
*CFOPEN,result_K,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DE KI
*GET,KI(1,1),KCALC,0,K,1,,
*VWRITE
Stress Intensity Factor
*VWRITE,KI(1,1)
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSAO DA DEFORMAÇÃO (BACK FACE) EM ARQUIVO DE SAIDA
*CFOPEN,result_BF,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DE DEFORMAÇÃO BACK FACE
*GET,StrainY,NODE,2,EPTO,y,,
*VWRITE
Back Face Strain-y
*VWRITE,StrainY
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSÃO DA MÁXIMA TENSÃO DE VON MISES
*CFOPEN,result_Mises,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DA MÁXIMA TENSÃO DE VON MISES
NSORT,S,EQV
*GET,Smises,SORT, ,MAX
*VWRITE
Smises
*VWRITE, Smises

```

```

%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSÃO DA MÁXIMA TENSÃO Sy
*CFOPEN,result_Sy,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DA MÁXIMA TENSÃO Sy
NSORT,S,Y
*GET,Sy,SORT, ,MAX
*VWRITE
Sy
*VWRITE, Sy
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

SAVE
FINISH
/EOF !END OF FILE

```

- ARQUIVO *CTS_UNB_DADN_ACO_02.TXT*

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! CONDIÇÕES PARA A PROPAGAÇÃO DA TRINCA
! ARQUIVO UTILIZADO PARA FAZER O CRESCIMENTO DA TRINCA
! É NECESSÁRIO CARREGAR O ARQUIVO 'CTS_UNB_dadN_aco_01.TXT' ANTES DE
! RODAR ESTE ARQUIVO.
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! COMANDO PARA O LOOP
*DO,n,1,NC,1

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! COMANDO PARA FAZER O INCREMENTO DA TRINCA

INC =      0.001      !Incremento da trinca
INCR(1,n) = INC
INC_a(1,1) = 0.005
A(1,n+1) = INC_a(1,n) + INC
INC_a(1,n+1) = INC_a(1,n) + INC

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! FORÇA APLICADA
FORCE=20000/T

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! ROTINA PARA A MUDANÇA DO PONTO DE INICIAÇÃO DA TRINCA DE
! ACORDO COM SUA PROPAGAÇÃO
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

/PREP7

! DELETA A RESTRIÇÃO NA LINHA DA TRINCA
DLDELE,5,ALL

```



```

! LIMPA A MALHA
ACLEAR,1,,

! DELETA A ÁREA
ADELE,1

! DELETA A LINHA 4
LDELE,4,,1

! DELETA A LINHA 5
LDELE,5,,1

! DELETA O KEYPOINT 4
KDELE,4,,1

! CRIA O KEYPOINT 4 NA NOVA POSIÇÃO
K,4,INCR(1,n),0

! CRIA AS LINHAS 4 E 5 NOVAMENTE
L,5,4
L,4,6

! REDEFINE CRACK TIP ELEMENT SIZE
KSCON,4,R,1,8

! REDEFINE AREA
AL,10,4,5,6,7
AGLUE,1,4

! APLICA AS CONDIÇÕES DE CONTORNO NA LINHA 5
DL,5,1,SYMM

! REMALHAMENTO
AMESH,1

! MUDANÇA DE SISTEMA DE COORDENADA
KWPLAN,-1,4
CSYS,4

OUTPR,ALL
FINISH
/COM
/OUTPUT,SCRATCH
/SOLU
SOLVE
FINISH

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!PÓS-PROCESSAMENTO
!CÁLCULO DA PROPAGAÇÃO DA TRINCA
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
/POST1

! SOLICITA ENERGIA DE DEFORMAÇÃO POR ELEMENTO
ETABLE,SENE,SENE

! SOLICITA VOLUME POR ELEMENTO
ETABLE,VOLU,VOLU

C*** DETERMINA KI USANDO KCALC !***

```

```

! SELEÇÃO DOS NÓS PARA O COMANDO LPATH
NSEL,S,LOC,Y,0
NSEL,R,LOC,X,0
*GET,NOD1,NODE,,NUM,MIN
NSEL,A,LOC,Y
NSEL,R,LOC,X,-R1,-R2
*GET,NOD2,NODE,,NUM,MIN
NSEL,A,LOC,Y
NSEL,R,LOC,X,-R2,-R3
*GET,NOD3,NODE,,NUM,MIN
NSEL,ALL

! DEFINE O PATH COM O NOME = "KI"
PATH,KI(1,n+1),3,,48,

! DEFINE OS PATH POINTS POR NÓS
PPATH,1,NOD1
PPATH,2,NOD2
PPATH,3,NOD3

! CALCULA KI COM SYMM. B.C.
KCALC,,,1

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSAO DE K(1,n+1) EM ARQUIVO DE SAIDA
*CFOPEN,result_K,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DE KI
*GET,KI(1,n+1),KCALC,0,K,1,,
*VWRITE,KI(1,n+1)
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSAO DA DEFORMAÇÃO (BACK FACE) EM ARQUIVO DE SAIDA
*CFOPEN,result_BF,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DE DEFORMAÇÃO BACK FACE
*GET,StrainY,NODE,2,EPTO,y,,
*VWRITE,StrainY
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSÃO DA MÁXIMA TENSÃO DE VON MISES
*CFOPEN,result_Mises,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DA MÁXIMA TENSÃO DE VON MISES
NSORT,S,EQV
*GET,Smises, SORT, ,MAX
*VWRITE, Smises
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! IMPRESSÃO DA MÁXIMA TENSÃO Sy
*CFOPEN,result_Sy,resu,,APPEND
! GUARDA O VALOR DA MÁXIMA TENSÃO Sy
NSORT,S,Y
*GET,Sy, SORT, ,MAX

```

```
*VWRITE, Sy
%E
*CFCLOSE
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

SAVE

*ENDDO
/EOF
```

APÊNDICE F – INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO D E DO COMPRIMENTO DO ENTALHE NOS RESULTADOS NUMÉRICOS

O corpo de prova CTS é muito bem descrito pela norma *ASTM E647*, onde várias de suas dimensões são dependentes de W . Para verificar como duas dimensões especificadas erroneamente pode influenciar nos resultados do CTS, foram realizadas simulações numéricas variando as dimensões do tamanho do entalhe, a , e do diâmetro do furo, D .

Como o corpo de prova utilizado nos ensaios de propagação de trinca foi dimensionado com essas duas medidas erradas, essa análise é de fundamental importância para assegurar a adequação do CTS mesmo estando fora de algumas medidas estipuladas em norma.

Com o intuito de avaliar a influência do diâmetro D do CTS sobre a distribuição de tensões foram feitas simulações numéricas da seguinte maneira:

- Os valores do diâmetro variaram de 1 em 1 *mm*, com diâmetro inicial de 10,5 *mm* até um final de 17,5 *mm*.
- Para cada valor de diâmetro escolhido, a razão a/W variou de 0,05 até 0,95 com incrementos de 2,5 *mm* de uma relação para outra.

Para otimizar a obtenção dos resultados foi criado um arquivo em linguagem *APDL* para cada diâmetro a ser analisado, e em cada arquivo há uma rotina para a variação da razão a/W . A seguir está exposta a maneira utilizada para distinguir cada caso juntamente com o respectivo diâmetro do furo:

CP0: 10,5 <i>mm</i>	CP1: 11,5 <i>mm</i>	CP2: 12,5 <i>mm</i>	CP3: 13,5 <i>mm</i>
CP4: 14,5 <i>mm</i>	CP5: 15,5 <i>mm</i>	CP6: 16,5 <i>mm</i>	CP7: 17,5 <i>mm</i>

Realizando essas mudanças no CTS assegura-se que este foi simulado em situações extremas, tanto máxima quanto mínima, para as medidas do tamanho de entalhe e do diâmetro do furo. Os resultados analisados foram: tensão máxima σ_y , tensão máxima σ_{mises} e o fator de intensidade de tensão K_I .

Efeito na Tensão Máxima na Direção de Carregamento

A tensão máxima σ_y foi obtida no *keypoint* que define a ponta da trinca. Embora o diâmetro do furo no caso extremo máximo fique bem próximo da ponta da trinca, a tensão na direção de carregamento não sofreu grande influência devido ao pequeno tamanho da zona plástica nesta. O gráfico a seguir mostra os resultados obtidos para cada caso proposto, onde é possível observar a variação insignificante da tensão na direção de carregamento quando é variado o diâmetro do furo.

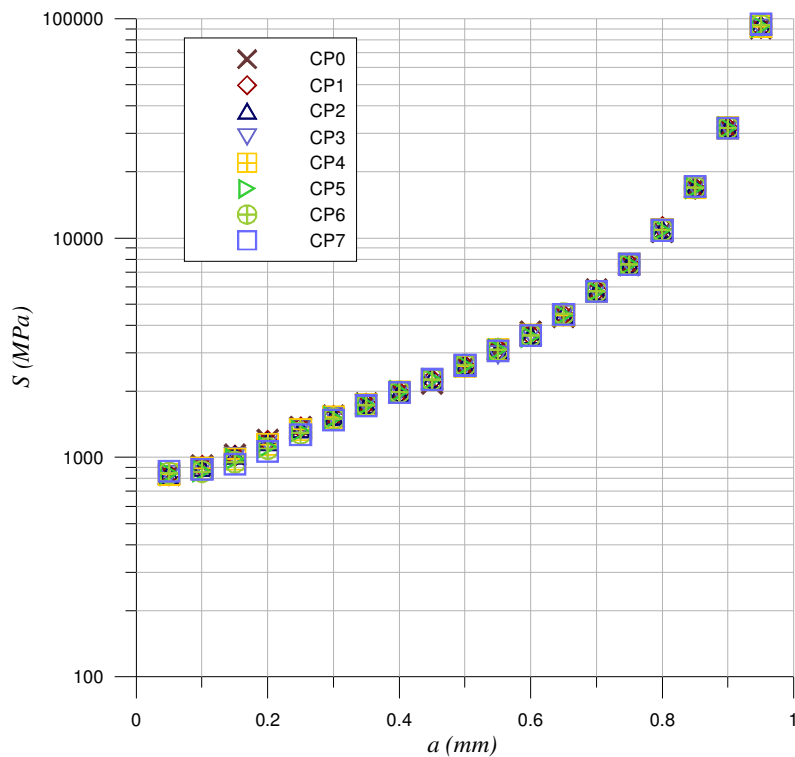


Figura F.1. Resultados para tensão na direção de carregamento variando o valor de a/W .

Analisando a Fig. (F.1) percebe-se que os resultados para a/W de 0,2 possuem uma maior variação nos valores de tensão. Isso é verificado por meio de uma análise de dispersão dos dados, onde foram calculadas as médias e desvios padrões para todos os resultados de cada valor de a/W . A maior dispersão foi obtida por meio da razão de desvio/média, ilustrada na Fig. (F.2) a seguir, que foi de 4,13% para o a/W de 0,2 configurando este o pior caso. Nesta mesma figura verifica-se no gráfico que este pior caso foi para o CP7 que possui diâmetro

do furo de 17,5 mm, porém, os resultados da tensão a partir do CP3 até o CP7 estão bem dispersos. Ou seja, para diâmetros acima daquele especificado em norma, os valores da tensão possuem uma considerada dispersão em seus valores.

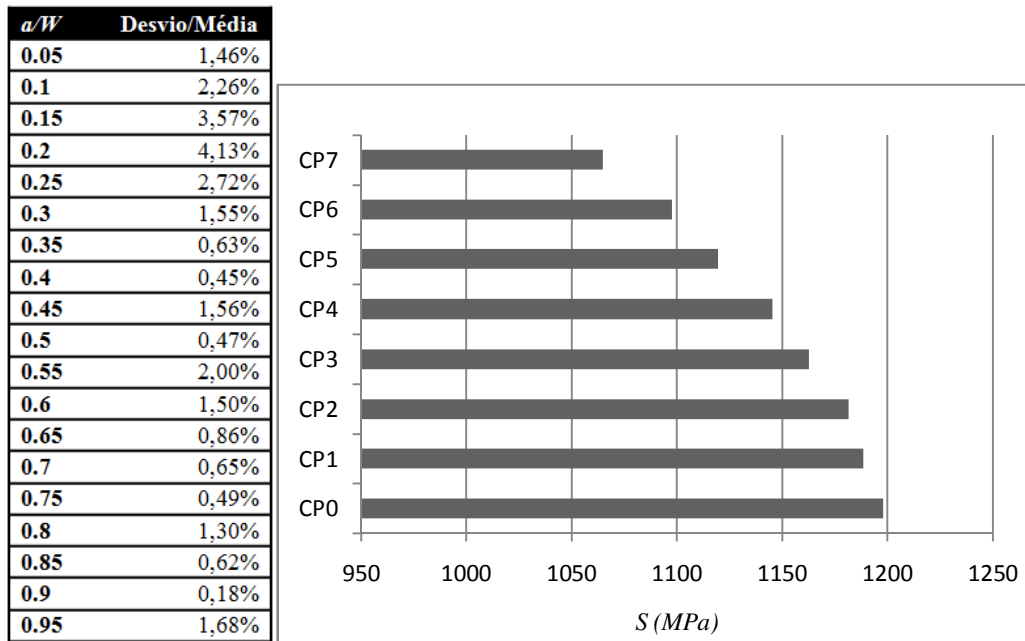


Figura F.2. Análise do pior caso para o efeito da tensão na direção de carregamento.

Efeito na Tensão Máxima σ_{mises}

Igualmente ao caso anterior, a tensão máxima de Von Mises, σ_{mises} , foi obtida no *keypoint* que define a ponta da trinca. Analogamente, não houve variação significativa da tensão σ_{mises} quando foi feita a variação do diâmetro do furo no CTS. No gráfico a seguir estão dispostos os resultados de σ_{mises} para cada caso proposto.

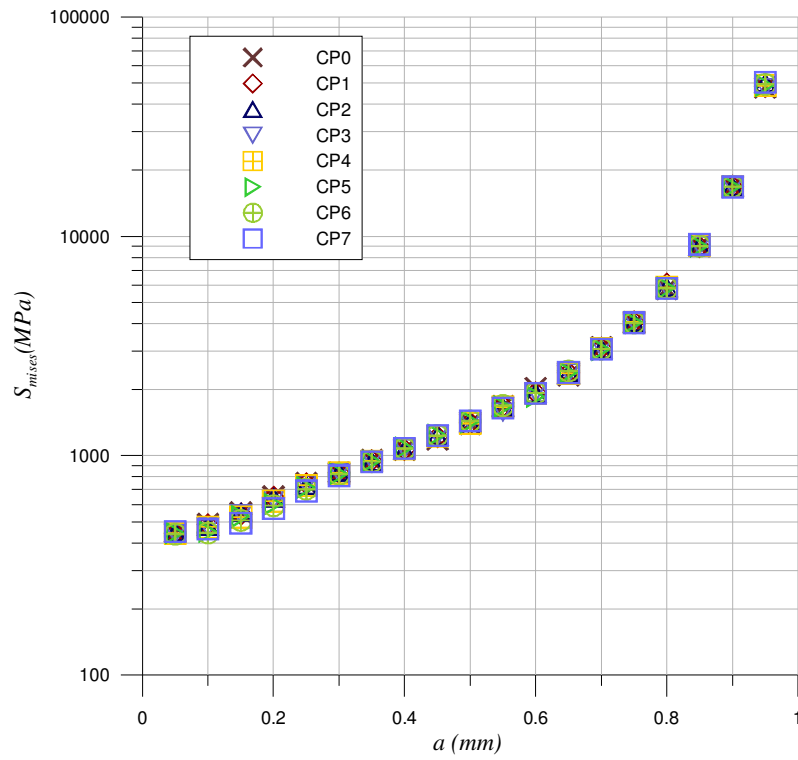


Figura F.3. Resultados de σ_{mises} variando o valor de a/W .

Como foi feito na análise da tensão na direção de carregamento, uma mesma análise de dispersão foi realizada para os resultados da tensão de Von Mises e verificou-se que o pior caso configurou-se no CP7 também. E novamente, para os valores de diâmetro acima do valor da norma, houve grande dispersão nos resultados da tensão.

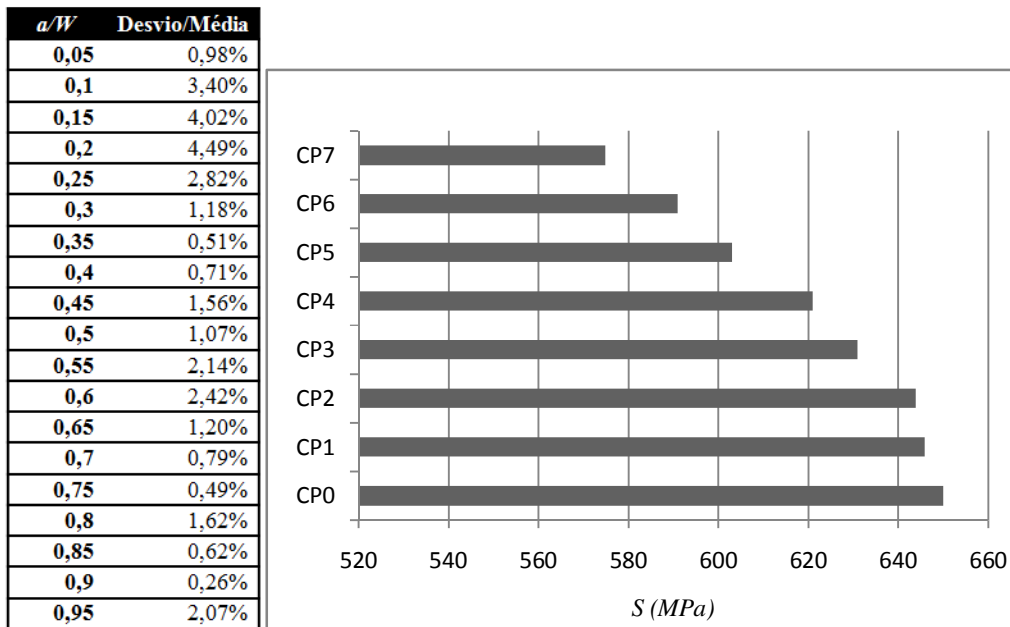


Figura F.4. Análise do pior caso para o efeito da tensão de Von Mises.

Efeito no Fator de Intensidade de Tensões K_I

Como foi mostrado nas duas seções anteriores, não houve variação significativa no campo de tensões do CTS mesmo em casos onde o diâmetro do furo era pequeno ou relativamente grande. Dessa maneira é plausível esperar que os resultados do fator de intensidade de tensão sigam a mesma tendência do campo de tensões.

A diferença na análise do fator de intensidade de tensão é que pode ser feita uma comparação com o resultado analítico de K_I . Porém, embora a solução analítica só garanta a consistência dos resultados para uma razão de a/W entre 0,2 e 0,8, nesse caso foi feita uma comparação para valores fora dessa relação.

O gráfico a seguir mostra os resultados de K_I para cada caso proposto, e como esperado não houve variação significativa de caso para caso. Porém, o resultado analítico para a/W de 0,05 e 0,10 se descolaram dos resultados numéricos quando comparados com os outros resultados de a/W . Nesse caso, como já discutido, a equação analítica não garante a consistência do resultado para relações menores do que 0,2. No entanto, para o resultado analítico de a/W de 0,15 houve uma proximidade satisfatória com os resultados numéricos.

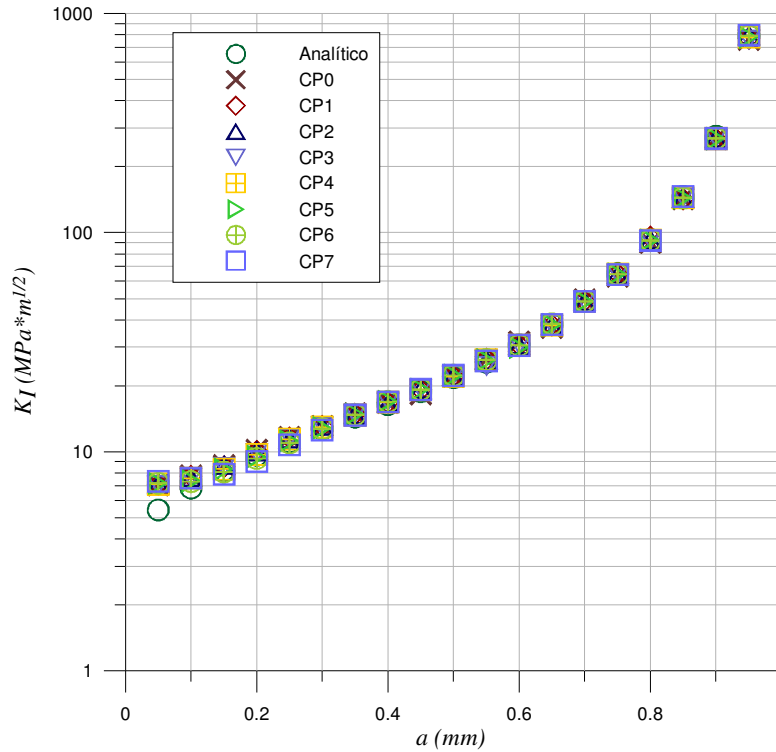


Figura F.5. Resultados de K_I variando o valor de a/W .

Para a análise do resultado de K_I , que pôde ser comparado com o resultado analítico, não houve grande variação em relação aos resultados numéricos. Esse aspecto é positivo, pois para grandes variações do diâmetro D o *Ansys* consegue captar muito bem os resultados de K_I . Nesse caso foi feita uma análise da dispersão dos resultados analíticos em relação aos resultados numéricos. Dessa maneira verificou-se que houve uma maior dispersão para valores de a/W que estão abaixo do valor de 0,2 (especificado em norma para validade dos ensaios de mecânica da fratura).

O pior caso ficou para a/W de 0,05, o que era de se esperar. Porém, para valores de a/W acima de 0,8, que estão fora dos valores de validade, não houve grande dispersão dos resultados, como pode ser verificado na Fig. (F.6). Tal constatação, no entanto, é difícil de verificar experimentalmente, pois nesse caso de tamanho de trinca elevado há grande possibilidade de propagação instável da trinca.

a/W	Desvio/Média
0,05	8,11%
0,1	3,89%
0,15	3,18%
0,2	3,87%
0,25	2,62%
0,3	1,58%
0,35	1,01%
0,4	1,10%
0,45	1,73%
0,5	0,76%
0,55	2,21%
0,6	1,53%
0,65	0,98%
0,7	0,69%
0,75	0,73%
0,8	1,48%
0,85	0,91%
0,9	0,80%
0,95	1,96%

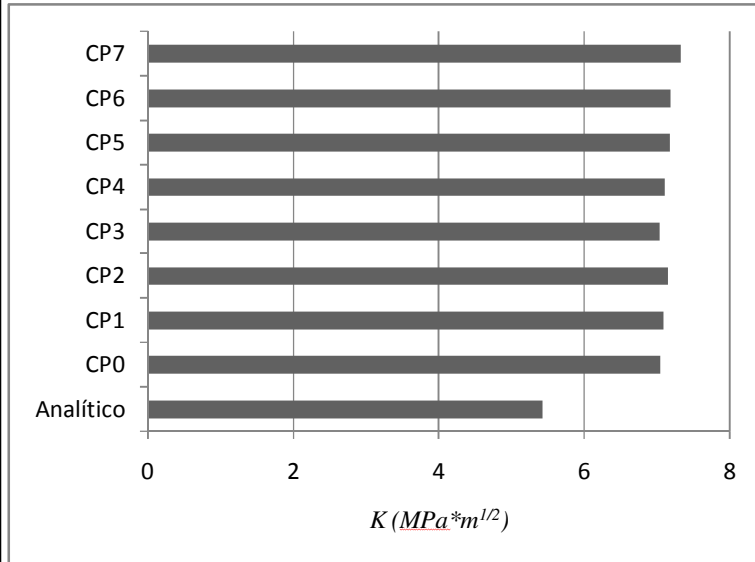


Figura F.6. Análise do pior caso para o efeito de K_I .