

**TRANSIÇÃO DE TRINCA BIDIMENSIONAL PARA
UNIDIMENSIONAL POR FADIGA**

RAFAEL MARQUES SILVA

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E
CONSTRUÇÃO CIVIL**

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

**TRANSIÇÃO DE TRINCA BIDIMENSIONAL PARA
UNIDIMENSIONAL POR FADIGA**

RAFAEL MARQUES SILVA

ORIENTADOR: ANTONIO CARLOS DE OLIVEIRA MIRANDA, DSc.

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E
CONSTRUÇÃO CIVIL**

PUBLICAÇÃO: E.DM – 003A/15
BRASÍLIA/DF: MARÇO – 2015

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

TRANSIÇÃO DE TRINCA BIDIMENSIONAL PARA
UNIDIMENSIONAL POR FADIGA

RAFAEL MARQUES SILVA

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL.

APROVADA POR:

Prof. Antonio Carlos de Oliveira Miranda, DSc. (ENC/UnB)
(Orientador)

Prof. Gilberto Gomes, DSc. (ENC/UnB)
(Examinador Interno)

Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, DSc. (ENM/UnB)
(Examinador Externo)

BRASÍLIA/DF, 17 DE MARÇO DE 2015

FICHA CATALOGRÁFICA

SILVA, RAFAEL MARQUES

Transição de Trinca Bidimensional para Unidimensional por Fadiga [Distrito Federal] 2015.

xv, 97p., 297 mm (ENC/FT/UnB, Mestre, Estruturas e Construção Civil, 2015).

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

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.

1. Fadiga

3. Transição

I. ENC/FT/UnB

2. Trinca

4. Fator de intensidade de tensão

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

SILVA, R. M. (2015). Transição de Trinca Bidimensional para Unidimensional por Fadiga. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil. Publicação E.DM – 003A/15, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 97p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Rafael Marques Silva

TÍTULO: Transição de Trinca Bidimensional para Unidimensional por Fadiga.

GRAU: Mestre

ANO: 2015

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.

Rafael Marques Silva

Rua Senador Joaquim Pires, nº 1147, Ininga.

64049-590 Teresina – PI – Brasil.

À minha família.

AGRADECIMENTOS

Ao Senhor Deus do universo pela vida, pela saúde, pela ajuda nos momentos de dúvida e por ter permitido que tudo fosse possível.

À minha família: aos meus pais, Chicão e Dina, pelo exemplo de caráter, pelo amor, pela educação e, dentre outras instruções, por terem me ensinado o Princípio da Ação e Reação aplicado à vida. À minha irmã Rafaela pelos momentos de descontração e pelo apoio. À minha filha Ana Sofia pela alegria e felicidade trazidas à minha vida. Aos familiares pelo incentivo.

Ao Professor Antonio Carlos de Oliveira Miranda pela orientação, pela confiança, pelos conselhos e ensinamentos.

Aos professores do Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil da Universidade de Brasília pela transmissão de conhecimento.

Aos amigos do PECC pelos bons momentos.

À equipe do Laboratório de Ensaio de Materiais do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília pela assistência.

Aos funcionários do PECC pela ajuda.

Ao CNPq pelo auxílio financeiro.

RESUMO

TRANSIÇÃO DE TRINCA BIDIMENSIONAL PARA UNIDIMENSIONAL POR FADIGA

Autor: Rafael Marques Silva

Orientador: Antonio Carlos de Oliveira Miranda

Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil

Brasília, 17 de março de 2015

O presente trabalho trata da transição da propagação de trincas bidimensionais para trincas passantes por fadiga, em espécimes de aço sujeitos à tração. A falha por fadiga nas estruturas é um problema muito comum que é caracterizado pela geração e propagação paulatina de uma ou várias trincas, causado pelo efeito cumulativo da aplicação cíclica de cargas variáveis. Quando a trinca penetra parcialmente na peça, ela é considerada bidimensional. Já quando penetra totalmente na peça, a trinca é dita unidimensional ou passante. Existem algumas expressões empíricas para trincas bidimensionais fornecidas na literatura que ajudam a descrever os fatores de intensidade de tensão. Essas equações estão limitadas a diversos fatores de forma que relacionam as características geométricas da peça, tais como espessura, largura e o tipo de entalhe, já que as trincas bidimensionais mudam de aspecto a cada ciclo de carga. Uma questão importante nesse assunto é a transição de uma trinca parcialmente penetrante (bidimensional) para uma situação unidimensional (trinca passante), pois para calcular a vida total de uma trinca por fadiga é preciso também conhecer seu comportamento na fase de transição. Contudo, esse processo de transição não tem sido muito acompanhado por estudos. Esta pesquisa tem como objetivo geral estudar o processo de transição de trincas bidimensionais para unidimensionais por fadiga. Foram realizados experimentos de propagação de trincas em corpos de prova com seção transversal retangular. Em cada experimento, uma trinca foi induzida a partir de um defeito com forma quarto-elíptica em um dos vértices do corpo de prova. Durante o ensaio, foram aferidos, no processo de transição, comprimentos característicos da forma da trinca (a , c e c'). Nesse contexto, o presente estudo apresenta uma análise da transição de trincas bidimensionais para unidimensionais por fadiga, em corpos de prova de aço SAE 4340, de seção retangular, com um entalhe inicial de canto, submetido a cargas de tração por fadiga. São apresentados resultados experimentais comparados com os resultados no programa ViDA.

Palavras-chave: fadiga, trinca, transição, fator de intensidade de tensão.

ABSTRACT

TWO-DIMENSIONAL CRACK TRASITION TO ONE-DIMENSIONAL CRACK BY FATIGUE

Author: Rafael Marques Silva

Supervisor: Antonio Carlos de Oliveira Miranda

Post Graduation Program in Structures and Civil Construction

Brasília, March 17, 2015

This work deals with the transition of two-dimensional cracks to through cracks by fatigue in steel specimen under tension. Fatigue failure in structures is a very common problem that is characterized by the gradual generation and propagation of one or more cracks, caused by the cumulative effect of cyclic variable loads application. When the crack partially penetrates the thickness specimen it is called two-dimensional crack. However, when it fully penetrates the thickness specimen it is called through crack. There are some empirical mathematical expressions in the literature to evaluate stress intensity factor. These equations are limited to many configuration parameters and ratios, related to the geometrical specimen features, such as thickness, width, notch type, since surface crack aspect changes each load cycle. An important issue in this matter is the transition of a part-through crack to a one-dimensional situation (through crack), because to calculate total life of a fatigue crack is also necessary to know its behavior in the transition period. However, this process of transition has not been very accompanied by studies. This research has as main objective to study the transition from two-dimensional cracks to one-dimensional cracks by fatigue. Crack propagation tests were performed on specimen with rectangular cross section. In each test, a crack was induced from a quarter-elliptical flaw in one of the specimen corners. During the test, in the transition period, characteristic lengths of crack shape (a , c and c') were measured. In this sense, this study presents an analysis of two-dimensional cracks transition to one-dimensional crack by fatigue, in SAE 4340 steel specimens, with rectangular cross section, with a inicial corner notch, under tensile fatigue loads. Experimental results are compared with the results of software ViDa.

Keywords: fatigue, crack, transition, stress intensity factor.

SUMÁRIO

1 - INTRODUÇÃO	1
1.1 - JUSTIFICATIVA.....	3
1.2 - OBJETIVOS	4
2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
3 - FUNDAMENTOS DA MECÂNICA DA FRATURA.....	19
3.1 - CONCENTRAÇÃO DE TENSÃO	21
3.2 - TAXA DE ALÍVIO DE ENERGIA.....	22
3.3 - FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO	24
3.3.1 - Trinca quarto-elíptica	29
3.3.2 - Trinca quarto-elíptica em transição para passante	31
4 - PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA	34
4.1 - LEI DE PARIS	35
5 - METODOLOGIA.....	41
5.1 - METODOLOGIA EXPERIMENTAL	41
6 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	44
7 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS COM OS DO PROGRAMA ViDa.....	60
8 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	70
ANEXO 1 – PROGRAMA ViDa	72
APÊNDICE A – PREPARAÇÃO DO CORPO DE PROVA	83
APÊNDICE B – PROCEDIMENTO DE ENSAIO E AQUISIÇÃO DE DADOS	87
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	94

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 - Algumas regras semi-empíricas de propagação de trincas (Castro e Meggiolaro, 2009b).....	40
Tabela 6.1 – Redução no valor de $\Delta KI, a$ ao penetrar completamente a espessura da peça.	53
Tabela 6.2 – Aumento em $\Delta KI, a$ do início do ensaio até $a = 9\text{ mm}$	53
Tabela 6.3 – Redução em $\Delta KI, c$	55
Tabela 6.4 – Aumento em $\Delta KI, c$ no período de trinca bidimensional.	56
Tabela 6.5 – Aumento de $\Delta KI, c$ no período de transição de trinca bidimensional para unidimensional.....	56
Tabela 6.6 – Aumento de $\Delta KI, a'$ do início ao fim do período de transição.	58
Tabela 7.1 – Valores do parâmetro A utilizados no ViDa.....	60
Tabela 7.2 - Valores do parâmetro m utilizados no ViDa.	61

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Tipos de trinca elipsoidais (modificado - Castro e Meggiolaro, 2009b)	2
Figura 1.2 - Geometria da trinca de canto.....	3
Figura 1.3 - Falha por fadiga em um Boeing 737 (< http://www.aloha.net/~icarus/ >).	4
Figura 2.1 - Trinca elíptica em uma viga extensa em flexão pura (Shah e Kobayashi, 1971).	5
Figura 2.2 - Trinca circular próximo de uma superfície livre (Smith e Alavi, 1971).	6
Figura 2.3 - Trinca semielíptica em uma placa finita (Newman e Raju, 1981).	7
Figura 2.4 - Comparação das formas das trincas experimental e calculadas (Nam, Iwase e Ando, 1995).	8
Figura 2.5 - Viga de seção transversal duplo “T” (Rifani e Grandt, JR, 1996).	9
Figura 2.6 - Trincas superficiais não coplanares em placa infinita sujeita à tração (Moussa, Bell e Tan,1999).	10
Figura 2.7 - Tubo com trinca superficial (Nam <i>et al.</i> ,2002).	12
Figura 2.8 - Trinca superficial semielíptica numa placa finita sujeita à tração (Song, Sheu e Shieh, 2002).	12
Figura 2.9 - Interação coplanar típica de trincas superficiais (Sethuraman e Ilango, 2005).	14
Figura 2.10 - Trinca semielíptica no aço 14MnNbq (Liu <i>et al.</i> ,2010).	17
Figura 3.1 - Abordagem com relação ao projeto estrutural. (a) Abordagem da Mecânica da Fratura. (b) Abordagem da Resistência dos Materiais. (modificado - Anderson, 2005).	19
Figura 3.2 - Tolerância ao dano (modificado - Anderson, 2005).	20
Figura 3.3 - Placa plana com orifício elíptico (modificado - Anderson, 2005).	21
Figura 3.4 - Placa infinita sujeita à tensão de tração contendo uma trinca de comprimento $2c$.(modificado - Anderson, 2005).	24
Figura 3.5 - Sistema de coordenadas na frente da trinca (modificado - Anderson, 2005)...	25
Figura 3.6 - Modos básicos de sollicitação de uma trinca (modificado - Anderson, 2005)..	26
Figura 3.7 - Zona de perturbação à frente da ponta da trinca (Castro e Meggiolaro, 2009b).	28
Figura 3.8 – Forma da zona plástica na ponta da trinca.....	29
Figura 3.9 - Placa retangular com trinca de canto antes de penetrar pela espessura.	31
Figura 3.10 - Placa retangular com trinca de canto após penetrar pela espessura.	33
Figura 4.1 - Ciclo repetido de tensão (carregamento de tração).	35
Figura 4.2 - Configuração de uma peça trincada (modificado - Paris, Gomez e Anderson, 1961).	37
Figura 4.3 - Dados da taxa de crescimento de trinca na liga de alumínio 2024-T3 de experimentos de três pesquisadores diferentes (Paris, Gomez e Anderson, 1961).	38
Figura 4.4 – Fases características da curva $dadNx \Delta K$ típica (Castro e Meggiolaro, 2009b).	39
Figura 5.1 – Equipamentos utilizados no ensaio de fadiga.	42
Figura 5.2 – Microscópio digital.	42
Figura 5.3 – <i>Grid</i> no corpo de prova.....	43

Figura 6.1 – Redução da carga média a cada aumento da profundidade da trinca.....	44
Figura 6.2 – CP01.....	45
Figura 6.3 – CP02.....	45
Figura 6.4 – CP03.....	45
Figura 6.5 – CP04.....	46
Figura 6.6 – Propagação da trinca no CP01.....	47
Figura 6.7 – Propagação da trinca no CP02.....	47
Figura 6.8 – Propagação da trinca no CP03.....	48
Figura 6.9 – Propagação da trinca no CP04.....	48
Figura 6.10 - Estimativa da forma da trinca (a) CP 01. (b) CP02. (c) CP03. (d) CP04.....	49
Figura 6.11 – Relação c'/c com N no CP01.....	50
Figura 6.12 – Relação c'/c com N no CP02.....	50
Figura 6.13 – Relação c'/c com N no CP03.....	51
Figura 6.14 – Relação c'/c com N no CP04.....	51
Figura 6.15 – CP01. $\Delta KI, a \times a$	52
Figura 6.16 - CP02. $\Delta KI, a \times a$	52
Figura 6.17 - CP03. $\Delta KI, a \times a$	52
Figura 6.18 - CP04. $\Delta KI, a \times a$	53
Figura 6.19 - CP01. $\Delta KI, c \times c$	54
Figura 6.20 - CP02. $\Delta KI, c \times c$	54
Figura 6.21 - CP03. $\Delta KI, c \times c$	55
Figura 6.22 - CP04. $\Delta KI, c \times c$	55
Figura 6.23 - CP01. $\Delta KI, a' \times c'$	57
Figura 6.24 - CP02. $\Delta KI, a' \times c'$	57
Figura 6.25 - CP03. $\Delta KI, a' \times c'$	57
Figura 6.26 - CP04. $\Delta KI, a' \times c'$	58
Figura 6.27 - Curva de Colliprieste modificada para o Aço SAE 4340 (Miranda, 2003). ..	59
Figura 7.1 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro A no CP01.....	61
Figura 7.2 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro m no CP01.....	62
Figura 7.3 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro A no CP01.....	62
Figura 7.4 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro m no CP01.....	63
Figura 7.5 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro A no CP02.....	63
Figura 7.6 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro m no CP02.....	64
Figura 7.7 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro A no CP02.....	64
Figura 7.8 - Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro m no CP02.....	65
Figura 7.9 - Profundidade de trinca: variação do parâmetro A no CP03.....	65
Figura 7.10 - Profundidade de trinca: variação do parâmetro m no CP03.....	66
Figura 7.11 - Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro A no CP03.....	66

Figura 7.12 - Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro m no CP03.....	67
Figura 7.13 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro A no CP04.....	67
Figura 7.14 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro m no CP04.....	68
Figura 7.15 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro A no CP04.....	68
Figura 7.16 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro m no CP04.....	69

LISTA DE ABREVIACOES, SÍMBOLOS E NOMENCLATURAS

CP01	Corpo de prova número um
CP02	Corpo de prova número dois
CP03	Corpo de prova número três
CP04	Corpo de prova número quatro
FIT	Fator de intensidade de tensão
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
MTS	Máquina de Ensaio Universal
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
ViDa	<i>Visual Damagemeter – software</i> para cálculo de dano de fadiga desenvolvido por Castro e Meggiolaro (2004).
1D	Unidimensional
2D	Bidimensional
A	Constante do material para Lei de Paris
A_m	Amplitude para termos de alta ordem na fórmula da tensão num corpo linear elástico fissurado
a	Profundidade de trinca quarto elíptica ou trinca superficial; tamanho de trinca
a_f	Comprimento final da trinca
a_o	Comprimento inicial da trinca
$2a$	Profundidade de trinca interna
a'	Profundidade imaginária da trinca
$2a_I$	Comprimento do orifício
b	Distância da extremidade da peça ao eixo da trinca
$2b$	Largura do orifício
C	Constante do material para a Lei de Paris
c	Comprimento superficial de trinca na face dianteira ou comprimento superficial de trinca quarto elíptica
c_c	Comprimento crítico da trinca
$2c$	Comprimento superficial de trinca superficial ou interna
c'	Comprimento superficial da trinca após penetrar a espessura da peça ou comprimento superficial da trinca na face traseira
dA	Aumento incremental na área da trinca
$\frac{da}{dN}$	Taxa de propagao da trinca por fadiga na direo da profundidade
E	Módulo de Young
E_T	Energia total
F_q	Efeito da largura do espécime
F'_q	Efeito da largura do espécime no período de transio de trinca bidimensional para passante
$f\left(\frac{a}{w}\right)$	Funo adimensional
f_{ij}	Funo adimensional de θ
$G_{q,a}$	Efeito da superfície frontal com relao  profundidade
$G'_{q,a}$	Efeito da superfície frontal com relao  profundidade no período de transio de trinca bidimensional para passante
$G_{q,c}$	Efeito da superfície frontal com relao ao comprimento superficial

$G'_{q,c}$	Efeito da superfície frontal com relação ao comprimento superficial no período de transição de trinca bidimensional para passante
G	Taxa de alívio de energia
G_c	Taxa crítica de alívio de energia
$g_{ij}^{(m)}$	Função adimensional de θ para o m-ésimo termo
h	Menor distância da trinca à extremidade da peça
k	Constante na fórmula da tensão num corpo linear elástico fissurado
k_t	Fator de concentração de tensão
K	Fator de intensidade de tensão
K_I	Fator de intensidade de tensão modo I
$K_{I,a}$	Fator de intensidade de tensão modo I na direção da profundidade da trinca
$K_{I,a'}$	Fator de intensidade de tensão modo I na direção da profundidade imaginária da trinca
K_{Ic}	Fator de intensidade de tensão crítico modo I ou tenacidade à fratura
$K_{I,c}$	Fator de intensidade de tensão modo I na direção do comprimento superficial
K_{II}	Fator de intensidade de tensão modo II
K_{III}	Fator de intensidade de tensão modo III
$K_{m\acute{a}x}$	Fator de intensidade de tensão máximo
$K_{m\acute{i}n}$	Fator de intensidade de tensão mínimo
L	Comprimento da peça que contém a trinca
l	Comprimento do corpo de prova
M_q	Fator de majoração da face traseira
M'_q	Fator de majoração da face traseira no período de transição de trinca bidimensional para passante
m	Constante do material para Lei de Paris
N	Ciclo ou número de ciclos
P	Intensidade de carga
$P_{m\acute{a}x}$	Carga máxima
$P_{m\acute{i}n}$	Carga mínima
Q	Parâmetro da forma da trinca
Q'	Parâmetro da forma da trinca no período de transição de trinca bidimensional para passante
R	Razão de tensão
r	Vetor posição
SN	Método, para prever iniciação de trinca, que relaciona a gama de tensões com o número de ciclos
S_U	Resistência à ruptura
S_Y	Resistência ao escoamento
W	Trabalho necessário para criar novas superfícies de trinca
w	Largura da peça ou corpo de prova com trinca quarto elíptica
$2w$	Largura da peça ou corpo de prova com trinca superficial ou interna
x	Semieixo do comprimento superficial da trinca
y	Semieixo da largura da trinca
z_p	Zona de perturbação à frente da trinca
α	Função de a e b
β	Razão entre carga máxima e carga mínima ou razão entre fator de intensidade de tensão máximo e fator de intensidade de tensão mínimo

$\frac{\Delta a}{\Delta N}$	Crescimento de trinca por ciclo de carregamento
ΔK	Gama de fatores de intensidade de tensão
$\Delta K_{I,a}$	Gama de fatores de intensidade de tensão na direção de a
$\Delta K_{I,a'}$	Gama de fatores de intensidade de tensão na direção de a'
$\Delta K_{I,c}$	Gama de fatores de intensidade de tensão na direção de c
ΔK_{th}	Limiar de propagação
$\Delta \sigma$	Gama de tensões
δA	Aumento na área da trinca
δc	Incremento no comprimento da trinca
δE_D	Varição da energia de deformação armazenada na peça
δW	Incremento de trabalho fornecido à peça
εN	Método, para prever iniciação de trinca, que relaciona as deformações com o número de ciclos
θ	Ângulo formado entre o vetor posição e o eixo horizontal
λ	Função que substitui a razão c/t
ν	Coefficiente de Poisson
Π	Energia potencial fornecida pela energia de deformação interna e forças externas
ρ	Raio de curvatura do orifício
σ_A	Tensão normal na extremidade do orifício (ponto A)
σ_a	Amplitude de tensão
σ_{ij}	Tensor de tensões
σ_f	Tensão de ruptura
σ_m	Tensão média
$\sigma_{máx}$	Tensão máxima
$\sigma_{mín}$	Tensão mínima

1 - INTRODUÇÃO

A falha por fadiga é um problema muito comum em estruturas. Caracteriza-se pela geração e propagação gradual de uma ou mais trincas. Esse fenômeno ocorre devido à aplicação repetida de cargas variáveis e pode levar à fratura da peça, uma vez que uma estrutura sujeita à tensão cíclica pode romper com tensão inferior àquela necessária à fratura decorrente de uma única aplicação de carga estática. A iniciação de trincas depende da história de tensões e deformações que atuam em algum ponto crítico da peça. No entanto, a propagação de trincas depende da história dos fatores de intensidade de tensão que solicitam a estrutura em serviço (Castro e Meggiolaro, 2009a).

As trincas podem surgir a partir de descontinuidades ou defeitos no material, como inclusões, vazios, soldas mal feitas, buracos e entalhes. Elas podem surgir ainda durante a fabricação do material (deformações excessivas na laminação ou forjamento, tensões térmicas altas demais na têmpera), durante a fabricação ou montagem do componente ou da estrutura (soldagem de penetração incompleta, tensões excessivas na soldagem, aperto, retífica) ou durante o serviço normal (sobrecargas, fadiga, desgaste). Uma trinca é considerada unidimensional quando ela penetra totalmente pela espessura de uma peça. Entretanto, quando penetra parcialmente na peça, ela é chamada bidimensional. As trincas bidimensionais são assim chamadas porque crescem em duas direções, sendo descritas, assim, por duas coordenadas. Geralmente, tais trincas se propagam por fadiga, modificando a razão entre sua profundidade a e seu comprimento superficial c a cada ciclo de carga e conservando aproximadamente sua forma elíptica (Castro e Meggiolaro, 2009b). As trincas elipsoidais podem ser internas ou elípticas, superficiais ou semielípticas, de canto ou quarto elípticas, conforme Figura 1.1.

A segurança de uma estrutura está relacionada à elaboração correta do projeto e à execução seguindo as normas técnicas. A inspeção periódica é um procedimento de extrema importância para o controle após a execução de uma estrutura. São seis as principais técnicas de inspeção não destrutiva utilizadas para localizar trincas na prática: inspeção visual, líquido penetrante (tintura de alta capilaridade e cor forte), partículas magnéticas (limalhas de ferro), correntes parasitas (defeitos localizados pela variação de impedância), ultrassom (detecção por meio de reflexão e/ou refração de ondas mecânicas de alta

frequência) e radiografia (raios x ou γ). Esses métodos de inspeção têm grande probabilidade de detectar trincas com tamanho da ordem de 10 mm.

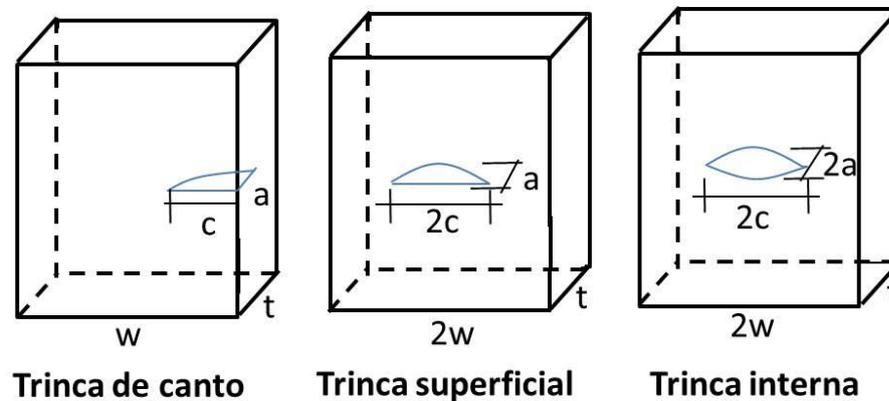


Figura 1.1 - Tipos de trinca elipsoidais (modificado - Castro e Meggiolaro, 2009b)

As trincas de canto ou quarto-elípticas são trincas superficiais que possuem inicialmente profundidade a e comprimento superficial (largura) c . Tais trincas são descritas por meio de dois semieixos, x e y ou c e a , respectivamente. A Figura 1.2 ilustra a geometria das trincas de canto, dependendo da relação entre a e c . As letras w , t e c' representam a largura do corpo de prova, espessura do corpo de prova e comprimento superficial da trinca após a penetração da trinca pela espessura da peça, respectivamente.

No estudo de trincas bidimensionais se utiliza, no acompanhamento do crescimento, a proporção geométrica entre a profundidade da trinca e seu comprimento superficial $\frac{a}{c}$ (o que representa o quão alongada a trinca é) e também a razão entre a profundidade da trinca e a espessura do corpo de prova $\frac{a}{t}$. A trinca se propaga em duas direções quando $\frac{a}{t} \leq 1$, ou seja, até quando sua profundidade atingir o tamanho correspondente à espessura da peça. A medida a' representa a profundidade da trinca após penetração pela espessura do mesmo, ou seja, é a profundidade imaginária. A partir do momento em que a profundidade da trinca se iguala a espessura do espécime, inicia-se a fase de transição de trinca bidimensional para unidimensional, a qual, após alguns ciclos, transforma-se na fase de trinca passante, conforme ilustrado na Figura 1.2.

O presente trabalho trata da propagação de trincas por fadiga, observando o comportamento da falha nos períodos de propagação bidimensional, de transição e

unidimensional. A simulação da propagação de trincas bidimensionais ainda não tem o mesmo estado de desenvolvimento das unidimensionais. Existem algumas expressões empíricas para trincas bidimensionais fornecidas na literatura que ajudam a descrever os fatores de intensidade de tensão. Essas equações estão limitadas a diversos fatores de forma que relacionam as características geométricas da peça, espessura, largura e o tipo de entalhe, já que, em geral, as trincas bidimensionais mudam de aspecto a cada ciclo de carga. Porém a fase de transição tem sido pouco acompanhada por estudos. Nesse trabalho, são realizados experimentos de propagação de trincas em uma placa retangular de aço SAE 4340 sujeita à tração, com entalhe inicial de canto, cujos resultados são comparados com simulações no programa ViDa.

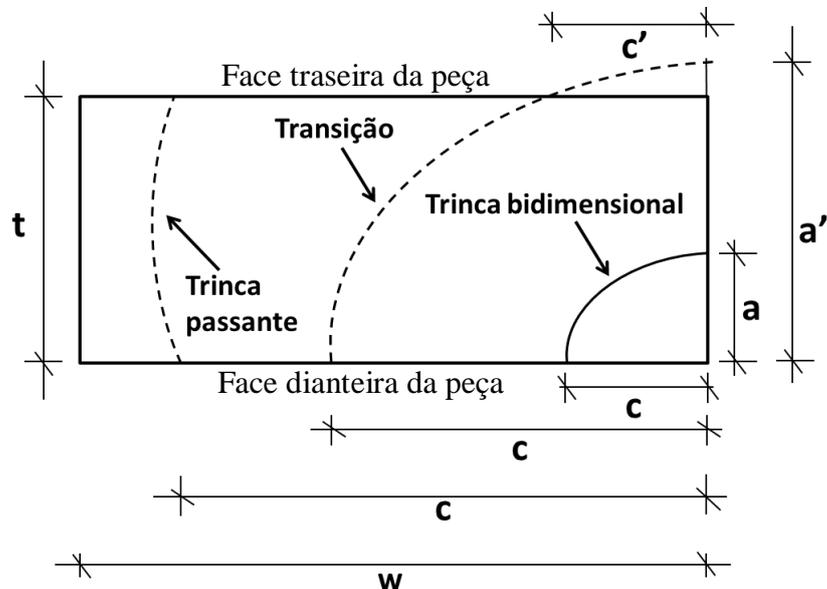


Figura 1.2 - Geometria da trinca de canto.

1.1 - JUSTIFICATIVA

A fadiga é um dos mais importantes mecanismos que induzem as falhas mecânicas, visto que ela afeta grande parte das falhas estruturais que se veem na prática. A trinca por fadiga geralmente avança vagarosamente, mantendo-se pequena, se comparada às dimensões da estrutura, durante boa parte de sua vida útil. Assim, o crescimento das trincas por fadiga pode acontecer sem ser percebido durante o funcionamento normal da estrutura e pode levá-la ao fraturamento sem qualquer aviso prévio (Castro e Meggiolaro, 2009a). Dessa forma, as falhas terminais por fadiga podem ser catastróficas, o que pode ser percebido por grandes acidentes, como o do Boeing 737, em 1988, conforme a Figura 1.3.



Figura 1.3 - Falha por fadiga em um Boeing 737 (<<http://www.aloha.net/~icarus/>>).

Uma questão importante na simulação de propagação de trinca é a sua transição de parcialmente penetrante (bidimensional) para uma situação unidimensional (trinca passante), pois para se calcular a vida total de uma trinca por fadiga é preciso também compreender a transição. Contudo, esse processo de transição não tem sido acompanhado por estudos, conforme revisão bibliográfica feita nesse trabalho. Logo, tendo em vista que a previsão da vida à fadiga de estruturas é de essencial importância, há a necessidade de compreender melhor a influência da zona de transição na vida total à fadiga.

1.2 - OBJETIVOS

Esta pesquisa tem como objetivo geral estudar o processo de transição, por fadiga, de uma trinca quarto-elíptica para passante, em uma placa de aço SAE 4340 sujeita à tração, com um entalhe inicial de canto. Os objetivos específicos são: obter experimentalmente as características geométricas da trinca; utilizar as características geométricas da trinca e do corpo de prova para obtenção dos fatores de intensidade de tensão modo I de soluções já existentes; comparar os resultados experimentais com os obtidos a partir do programa ViDa.

2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Muitos trabalhos têm sido desenvolvidos com relação à propagação de trincas 2D. No entanto, a zona de transição entre trincas bidimensionais e passantes não tem sido muito averiguada.

Shah e Kobayashi (1971) obtiveram uma equação harmônica de tensão e o fator de intensidade de tensão para uma trinca elíptica num sólido elástico e sujeito à tensão interna arbitrária, a qual é expressa em termos de um polinômio em duas variáveis. Os resultados obtidos para o fator de intensidade de tensão de uma trinca elíptica concordam bem com os resultados para trinca circular (*penny shaped crack*) e foram utilizados para determinar o fator de intensidade de tensão transiente para uma trinca elíptica numa placa espessa com um lado sujeito a um aumento repentino de temperatura. Outra aplicação da solução é para a obtenção do fator de intensidade de tensão de uma trinca elíptica em uma viga extensa em flexão pura (Figura 2.1).

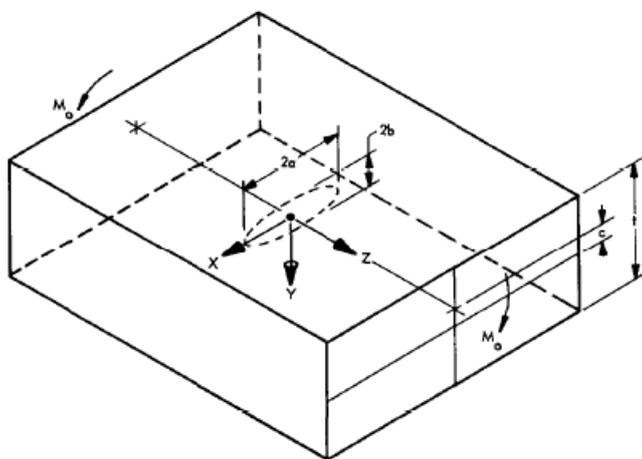


Figura 2.1 - Trinca elíptica em uma viga extensa em flexão pura (Shah e Kobayashi, 1971).

Smith e Alavi (1971) propuseram uma solução para uma trinca circular (submetida à tração e simples e carregamento variando linearmente) se aproximando de uma superfície livre (Figura 2.2), o que simula as condições, próximo à borda, de uma falha semi-elíptica numa placa à medida que a falha se torna muito profunda. Para este fim, basearam-se nas soluções (propostas por Smith, Kobayashi e Emery, em 1967) para trinca circular (*penny shaped crack*). Um programa de computador foi escrito para calcular as componentes de tensão nas proximidades da trinca circular. Os resultados foram comparados com uma

solução em forma fechada para carga uniforme aplicada apresentada por Sneddon, em 1946, e a concordância foi muito boa. Os autores se basearam também na solução para tensão normal constante numa área retangular na superfície de um sólido semi-infinito, proposta por Love em 1929. A solução foi usada para obter também fator de intensidade de tensão para uma trinca circular próxima da superfície de uma viga em flexão pura e para obter uma aproximação do efeito da espessura no fator de intensidade de tensão de uma falha superficial profunda numa placa.

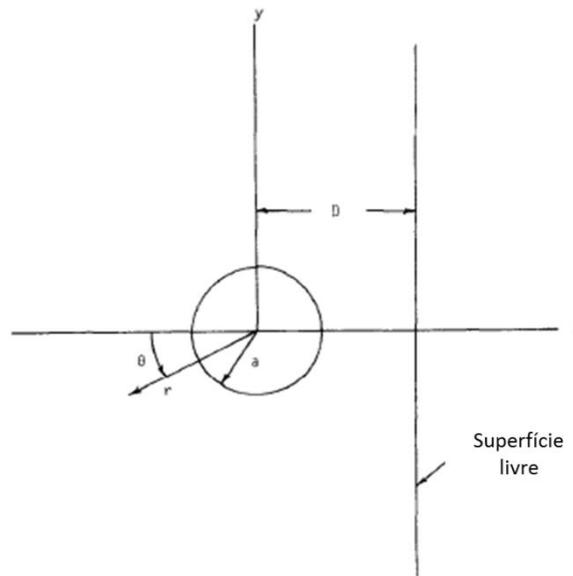


Figura 2.2 - Trinca circular próxima de uma superfície livre (Smith e Alavi, 1971).

Newman e Raju (1981) obtiveram uma equação empírica para o fator de intensidade de tensão. Para tal, utilizaram resultados anteriores de fatores de intensidade de tensão (obtidos por elementos finitos) de trincas superficiais semi-elípticas em placas elásticas finitas (Figura 2.3) sujeitas a cargas de tração e flexão, juntamente com a solução para uma trinca simples de borda (*single-edge crack*), proposta por Gross e Srawley, em 1965. Para valores de a/t (razão entre a profundidade da trinca e a espessura da placa) que não excedem 0,8, o erro percentual entre os resultados obtidos com a equação empírica e os resultados com elementos finitos e com a solução para uma trinca simples de borda foi de mais ou menos 5 %. Para valores de a/t maiores que 0,8, a precisão da equação empírica não foi comprovada. A equação também foi usada para prever padrões de crescimento de trinca superficiais submetidas a cargas de fadiga de tração e flexão. Os padrões de crescimento estimados estão em boa concordância com medidas experimentais em aço, liga de titânio e liga de alumínio, anteriormente publicadas. A equação foi também

correlacionada com dados de fratura devido a trincas superficiais, disponíveis na literatura, para um material epóxi frágil. Foram correlacionados 95 % desses dados com a equação e o erro foi de mais ou menos 10 %, para a tensão de ruptura calculada.

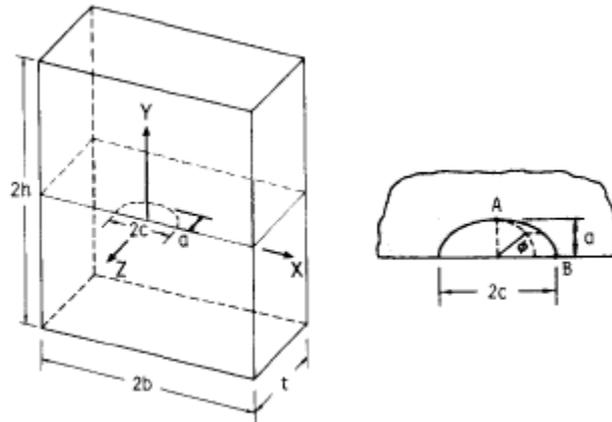


Figura 2.3 - Trinca semielíptica em uma placa finita (Newman e Raju, 1981).

Nam, Iwase e Ando (1995) examinaram experimentalmente, em corpos de prova de liga de alumínio, a vida à fadiga e o comportamento de retardo de trinca depois da penetração. Foi investigada a aplicabilidade do modelo de retardo de Wheeler para trincas depois da penetração. Foi descoberto que o comportamento do crescimento da trinca, depois da penetração, é único e pode ser dividido em três estágios, independentemente do tamanho inicial da trinca. O primeiro estágio refere-se ao período imediatamente depois da penetração pela espessura da placa e se caracteriza pelo crescimento da trinca a uma razão alta. O segundo estágio refere-se a um crescimento de trinca a uma taxa constante até certo ponto. No terceiro estágio, o crescimento da trinca na face traseira acelera e o comprimento da trinca na superfície traseira se aproxima do comprimento da trinca na face frontal. Foi feita uma comparação entre as relações de aspecto (a/c) medidas e calculadas. Para os corpos de prova com comprimento de trinca inicial grande, houve boa concordância entre os resultados experimentais e os valores calculados pela fórmula de Newman-Raju. As vidas à fadiga à penetração obtidas a partir dos experimentos e cálculos tiveram uma concordância razoável (Figura 2.4).

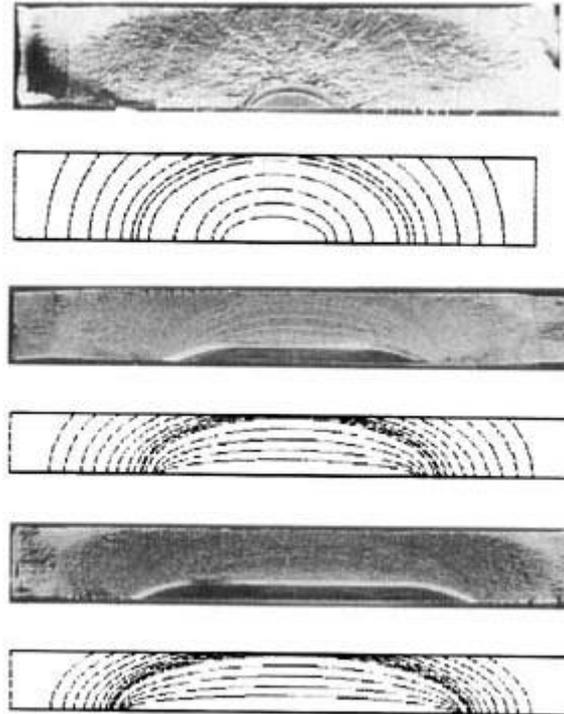


Figura 2.4 - Comparação das formas das trincas experimental e calculadas (Nam, Iwase e Ando, 1995).

Rifani e Grandt, JR (1996) estudaram o comportamento do crescimento de trinca por fadiga de trincas de canto em uma perna da viga de seção transversal em duplo T (Figura 2.5). Foram ensaiados modelos feitos de um polímero transparente (poli-metil-metacrilato ou PMMA), os quais permitiram fotografias do plano da trinca. Os corpos de prova foram polidos para facilitar a visualização. Durante o ensaio, foi filmado o crescimento da trinca. Dois dos seis corpos de prova duplo T ensaiados tiveram uma segunda trinca na perna oposta. O objetivo desses ensaios era determinar qual a capacidade que uma trinca tem de influenciar no retardo da outra. Os corpos de prova mostraram uma propagação de trinca rápida na perna da seção duplo T, seguido por um crescimento muito lento na porção mais grossa da seção transversal. A presença de uma segunda trinca na perna oposta pode levar a vidas à fadiga mais curtas e menores tamanhos críticos para a primeira trinca. O fator de intensidade de tensão mostrou um aumento à medida que a trinca cresce pela perna do corpo de prova de seção duplo T. Entretanto, o fator de intensidade de tensão mostrou uma diminuição à medida que a trinca começa a crescer na porção superior do corpo de prova. Duas soluções numéricas foram utilizadas para estimar o fator de intensidade de tensão para trincas que ocorrem em uma das pernas do corpo de prova. As soluções para o fator de intensidade de tensão de uma trinca de canto dadas pelo programa de computador

NASA-FLAGRO forneceu estimativas razoáveis para pequenas trincas de canto. Uma solução utilizando função peso, proposta por Bueckner em 1971, foi usada para calcular o fator de intensidade de tensão para trincas que cresciam na perna do corpo de prova. Embora poucos dados experimentais estivessem disponíveis para comparar com a solução da função peso, a concordância foi boa para trincas de tamanhos pequenos.

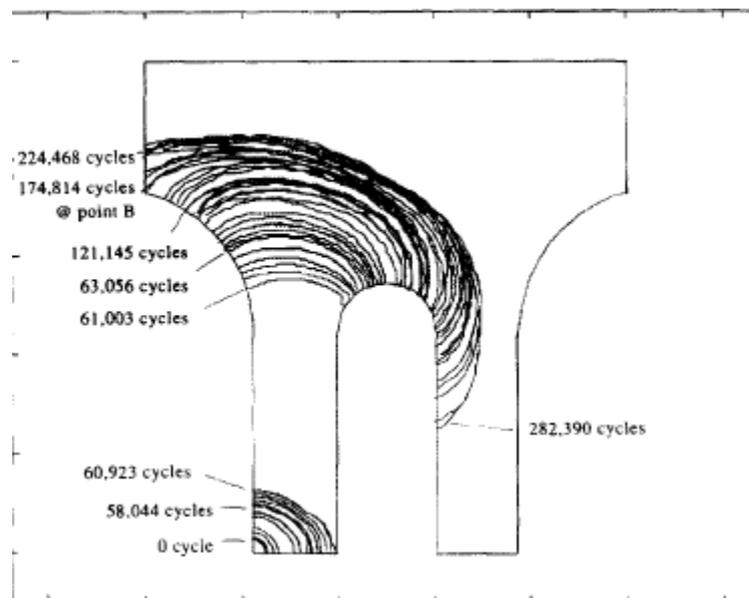


Figura 2.5 - Viga de seção transversal duplo "T" (Rifani e Grandt, JR, 1996).

Pokrovskii, Tkach e Ivanchenko (1996) desenvolveram um método para prever o crescimento de trincas superficiais por fadiga sujeitas a cargas cíclicas regulares e sobrecargas de tração. O método é baseado no conceito de um fator de intensidade de tensão efetivo. Foi notado que a variação na severidade do estado de tensão-deformação sobre a frente da trinca tem um efeito substancial no início da nucleação de uma trinca secundária, a partir do qual o crescimento de uma trinca superficial de fadiga é retardado depois da aplicação de uma sobrecarga de tração.

Boukharouba e Pluinage (1999) estudaram o desenvolvimento da geometria de uma trinca semi-elíptica num tubo de aço sujeito a pressão interna, a lei que rege seu crescimento e sua relação com o tipo de material. Chegou-se a conclusão que a razão da forma da trinca (a/c) para trincas superficiais semi-elípticas em um tubo sujeito à pressão interna é similar àquela para placa sujeita a tração e que a lei de propagação da trinca parece não ter relação com

tipo de material e sim com o tipo de carregamento, a geometria e o valor local do fator de intensidade de tensão.

Moussa, Bell e Tan (1999) investigaram a interação entre duas trincas superficiais semi-elípticas, não coplanares, idênticas em uma placa infinita sujeita a cargas de tração (Figura 2.6) e flexão pura. Foi utilizada análise por elementos finitos tridimensionais a fim de se calcular os fatores de intensidade de tensão para tais trincas. Foi obtida uma equação empírica que relaciona a posição relativa entre essas trincas com seus fatores de intensidade de tensão. Foi concluído que, se existe sobreposição suficiente entre as trincas, um estado de abrandamento de tensão é introduzindo na vizinhança de cada frente de trinca, o que reduz o valor de seus fatores de intensidade de tensão. Notou-se que, mantendo a distância relativa de sobreposição constante, o efeito de blindagem (fator de interação menor que um) aumenta à medida que a distância relativa vertical de separação diminui.

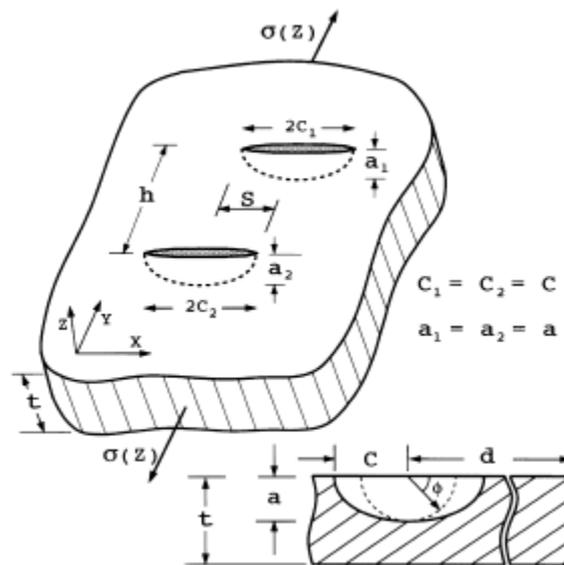


Figura 2.6 - Trincas superficiais não coplanares em placa infinita sujeita à tração (Moussa, Bell e Tan,1999).

Pommier, Sakae e Murakami (1999) propuseram um conjunto de equações empíricas (obtidas a partir de resultados numéricos) para o fator de intensidade de tensão modo I de trincas superficiais sujeitas a um campo de tensão complexo. Os resultados apresentados permitiram um cálculo muito rápido do fator de intensidade de tensão, para um campo de tensão aproximado pela soma de monômios de terceira ordem. A diferença entre os

resultados numéricos e os resultados do conjunto de equações ajustadas foi de 1,7 %. Foi feito um exemplo prático de crescimento de uma trinca superficial iniciada na superfície de um eixo de rodas feito de liga de alumínio 7075 sujeito a um tratamento de calor, seguido de têmpera (sem transformação de fase).

Fett (2000), baseado na equação bidimensional da função peso de Rice, determinou o fator de intensidade de tensão constante ao longo da linha da ponta da trinca para qualquer distribuição de tensão, em uma semi-elipse. Fatores de intensidade de tensão locais foram estimados usando soluções para distribuição de tensão exponencial. A comparação dos resultados obtidos pelos dois métodos teve boa concordância.

Wang e Lambert (2001a) usaram o método da análise de conformidade para calcular o fator de intensidade de tensão para trincas superficiais numa placa plana com extremidades fixas. Os resultados obtidos com tal método foram comparados com os obtidos por elementos finitos. O erro foi de 10 % entre os resultados do método da análise de conformidade e o método dos elementos finitos.

Wang e Lambert (2001b) obtiveram as funções peso para placas planas com extremidades fixas obtidas a partir dos fatores de intensidade de tensão calculados na parte I de suas pesquisas. A validação das funções peso se deu pela comparação dos fatores de intensidade de tensão para várias distribuições de tensão não lineares calculadas usando o método dos elementos finitos, com boa concordância.

Nam *et al.* (2002) examinaram experimentalmente os deslocamentos da abertura de trincas (*crack opening displacement* – COD), à temperatura ambiente, em placas e tubos contendo uma trinca superficial (Figura 2.7). Foram estimados os deslocamentos de abertura de trincas em três situações: trinca superficial em uma placa sujeita a cargas cíclicas, trinca superficial interna ou externa em um tubo sujeito a cargas cíclicas e COD para regime dúctil. Todas as estimativas foram feitas utilizando equações e métodos sugeridos pelos autores. Para as placas, houve uma boa concordância entre os valores medidos e os calculados. No caso dos tubos, também houve boa concordância entre os resultados experimentais e os calculados. Para COD em regime dúctil, os experimentos estão em boa concordância com as estimativas, exceto no caso do tubo com ângulo inicial de entalhe pequeno (30° e 45°).



Figura 2.7 - Tubo com trinca superficial (Nam *et al.*,2002).

Song, Sheu e Shieh (2002) investigaram o crescimento de uma trinca superficial semielíptica numa liga de alumínio sujeita à amplitude de carga constante (Figura 2.8). Foi usada a abordagem da energia Sih para prever o desenvolvimento da trinca superficial. Os resultados obtidos tiveram boa concordância com as previsões de Paris e com os resultados experimentais na direção da profundidade da trinca.

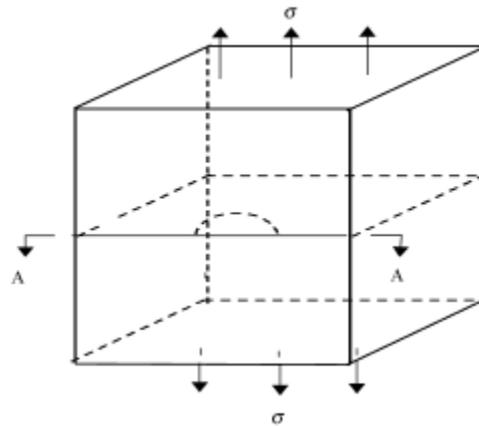


Figura 2.8 - Trinca superficial semielíptica numa placa finita sujeita à tração (Song, Sheu e Shieh, 2002).

Wang (2003) usou análise com elementos finitos tridimensionais para calcular tensão elástica T (tensão atuando paralela ao plano da trinca) ao longo da frente trincas superficiais semielípticas em placas de espessura finita submetida a cargas de flexão e tração. Para a análise com elementos finitos, utilizou-se o *software* ABAQUS. Foi proposta uma equação empírica para calcular a tensão T em três lugares na frente da trinca: ponto mais profundo, ponta na superfície e ponto médio, com cargas de tração e flexão. A máxima diferença entre os valores calculados por elementos finitos e os valores da solução exata foi de 0,78 %. Portanto o método é confiável para análise da tensão T em

configurações tridimensionais de trinca. Os resultados numéricos são aproximados pela forma empírica ajustada com uma precisão de 1 % ou mais.

Kamaya e Kitamura (2004) desenvolveram um método de simulação Monte Carlo a fim de analisar o comportamento aleatório do crescimento de múltiplas trincas pequenas, levando em conta suas influências no fator de intensidade de tensão. Foi simulado numericamente pelo método Monte Carlo, o processo de dano numa liga recozida, na fissuração primária devido à corrosão pela tensão da água. A distribuição do tamanho das trincas obtida concorda bem com observações experimentais, e o maior tamanho de trinca é estimado estatisticamente com base na estatística Gumbel. O método de simulação Monte Carlo foi desenvolvido levando em consideração alguns efeitos sobre o crescimento das pequenas trincas: efeito da homogeneidade do material (*polycrystal effect*), efeito dos nós nas trincas (*kink effect*) e o efeito da interação entre as trincas (*interaction effect*). Foi concluído que o efeito da interação entre trincas aumenta à medida que o número e o tamanho das trincas aumentam e esse efeito tende a aumentar o crescimento de trincas relativamente grandes, especialmente as maiores que 20 μm .

Barter *et al.*(2005) examinaram histórias de crescimento de trinca por fadiga de uma variedade de corpos de prova e componentes em utilização, e concluíram que, para muitas configurações de trinca sob fadiga, há uma relação linear entre o logaritmo do comprimento da trinca ou profundidade da trinca e o número de ciclos, conforme equação proposta por Frost e Dugdale em 1958. Isso foi concluído considerando muitos exemplos de crescimento de trinca em vários tipos de materiais e configurações sujeitos a amplitudes constantes e variáveis. Foram examinados os crescimentos de trincas em placas de alumínio, placas de aço, amostras de juntas sobrepostas de fuselagem de aeronaves Boeing, entre outros.

Sethuraman e Ilango (2005) estudaram a interação entre trincas superficiais coplanares em uma placa de espessura finita sujeita a cargas de flexão (Figura 2.9). Foi feita uma estimativa dos fatores de intensidade de tensão ao longo da frente da trinca usando um método de força modificado baseado em uma solução com elementos finitos tridimensionais. Foi feita também, por meio do modelo de molas em série (*line spring model*), uma estimativa dos fatores de tensão no ponto mais profundo da trinca usando análise com elemento finito de casca. Por meio de estudos paramétricos envolvendo vários

tipos de dimensões geométricas e configurações de trinca estimaram numericamente os fatores de interação de trincas. Uma relação empírica foi proposta para a estimativa dos fatores de interação de trinca em pontos da superfície interna ou externa da trinca. Para os intervalos de a/c , a/t e $2c/d$ considerados, o erro percentual foi de mais ou menos 4 % entre os valores obtidos com a relação empírica e a solução com elementos finitos tridimensionais. Os fatores de intensidade de tensão calculados pelo método da força estão em boa concordância com os resultados de Newman e Raju (1981), com uma divergência máxima de 6 %.

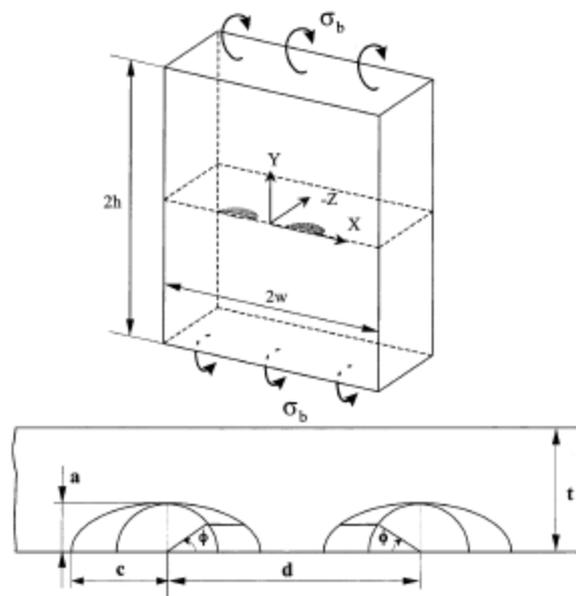


Figura 2.9 - Interação coplanar típica de trincas superficiais (Sethuraman e Ilango, 2005).

Kamaya (2006) estimou, por análise de elementos finitos, o fator de intensidade de tensão de uma trinca superficial com uma frente ondulada e fez simulações de crescimento de trinca a fim de estimar a influência da forma da trinca no comportamento de seu crescimento. Foi concluído que a média do fator de intensidade de tensão ao longo da frente da trinca assume quase o mesmo valor para as mesmas condições de área de trinca, embora ele tenha uma tendência a diminuir enquanto a complexidade da frente aumenta. Concluiu-se ainda que a flutuação no fator de intensidade de tensão ao longo da frente da trinca se torna maior à medida que a magnitude da flutuação da frente aumenta e a frequência da ondulação diminui. Percebeu-se que a trinca de frente ondulada tende a se tornar semielíptica durante o crescimento.

Ruiping, Guanting e Tianyou (2006) investigaram uma trinca superficial semi-elíptica num sólido elástico de tamanho finito sujeito à carga de impacto. A análise foi feita por meio da dinâmica da fratura e método dos elementos finitos e, com a ajuda de um programa de elementos finitos 3-D, foi calculado o fator de intensidade de tensão dinâmico. Os resultados mostram que os efeitos do contorno do sólido, da superfície da trinca, da inércia do material e das interações das ondas de tensão representam papéis significativos na fratura dinâmica.

Hachi *et al.* (2007) utilizaram uma aproximação numérica (*software* desenvolvido em C++) pela técnica da função peso híbrida para determinar os fatores de intensidade de tensão modo I para placas contendo trincas elípticas e semi-elípticas sob cargas de flexão, aplicadas estaticamente e por fadiga. Os resultados da aproximação estão em boa correlação com soluções analíticas, quando disponíveis, de outros pesquisadores. Para uma trinca elíptica numa placa sob flexão, os resultados do método híbrido foram bons, comparados com a função peso de Krasowsky. Para uma trinca superficial semi-elíptica numa placa finita submetida à flexão e à tração, os resultados tiveram uma boa correlação com os de outros pesquisadores, como Newman e Raju (1981). Com relação ao crescimento de trincas superficiais numa placa submetida à flexão, os resultados da aproximação estão em boa correlação com os resultados de Newman e Raju (1981).

Zhang e Guo (2007) estudaram, por meio de análise com elementos finitos 3-D, o fator de restrição de tensão ao redor de uma trinca de canto quarto-elíptica numa placa elástica isotrópica sujeita à carga de tração uniforme. Em certa distância radial, o fator de restrição de tensão aumenta de zero, numa superfície livre, a um valor de pico, no interior, e então diminui até zero, na outra superfície livre ao longo da frente da trinca. Fórmulas empíricas foram obtidas ajustando os resultados numéricos com precisão suficiente para o intervalo de a/c de 0,2 a 1,0, exceto em vizinhanças muito pequenas dos pontos de canto.

Hou (2008) propôs uma aproximação que simula a propagação de trinca superficial considerando os efeitos de fechamento de trinca e a variação da forma da trinca. Foram feitos dois modelos com elementos finitos. Um modelo foi usado na aproximação de múltiplos pontos para estimar e monitorar o fator de intensidade de tensão. O outro modelo foi usado para análise elasto-plástica para os níveis de abertura da trinca ao longo de sua

frente. Os resultados mostram que a aproximação mostra com sucesso o efeito combinado do fechamento e forma da trinca.

Xiao e Yan (2008) estudaram trincas que surgem de uma cavidade semiesférica superficial num corpo elástico infinito. Foi utilizado, no estudo, o *software* de elementos de contorno FRANC3D. Os resultados numéricos obtidos foram comparados com outros existentes na literatura para trinca semicircular superficial. E ficou evidente o efeito da geometria da cavidade superficial nos fatores de intensidade de tensão. Foi concluído que o maior fator de amplificação que a cavidade superficial tem sobre os fatores de intensidade de tensão é de 10,5 %.

Zhao, Guo e She (2008) realizaram uma análise tridimensional elasto-plástica por elementos finitos de trinca superficial semi-elíptica numa placa sujeita à tração. Foi concluído que o fator de restrição de tensão é fortemente relacionado com o campo de tensão. Foi mostrado também que a aproximação J-Q-T é bem consistente com a solução de elementos finitos.

Wang *et al.*(2009) obtiveram, pelo *software* de método dos elementos finitos ABAQUS, o fator de intensidade de tensão de uma trinca semicircular normal à camada superior de uma estrutura de tripla camada colada, a qual foi reduzida ao modelo de dupla camada. Este método de simplificação pode ser útil na previsão de ruptura frágil iniciando em falhas de interfaces em componentes estruturais de camadas com geometria complexa, os quais normalmente necessitariam de extensa modelagem computacional. Tal método é aplicado para os casos nos quais as trincas são pequenas, comparadas à estrutura global. O máximo erro encontrado entre o método proposto e o método dos elementos finitos foi de 2,5 %.

Liu *et al.*(2010) estudaram a vida à fadiga de uma trinca superficial semi-elíptica no aço 14MnNbq (o qual tem uma tensão de escoamento de 370 Mpa) usado em pontes (Figura 2.10). Foi investigado experimentalmente o crescimento de trinca por fadiga sujeito a diferentes razões de tensão R e o comportamento do crescimento de trinca sob cargas de tração e flexão. Os corpos de prova e o ensaio estiveram em conformidade com o procedimento padrão ASTM E740-88. Os resultados experimentais mostraram que há uma relação linear entre a taxa de crescimento de trinca (tanto na direção da profundidade quanto na direção da superfície) e o fator de intensidade de tensão em sistema de

coordenadas em logaritmo duplo. Esses resultados mostraram boa concordância com valores da equação de Paris.

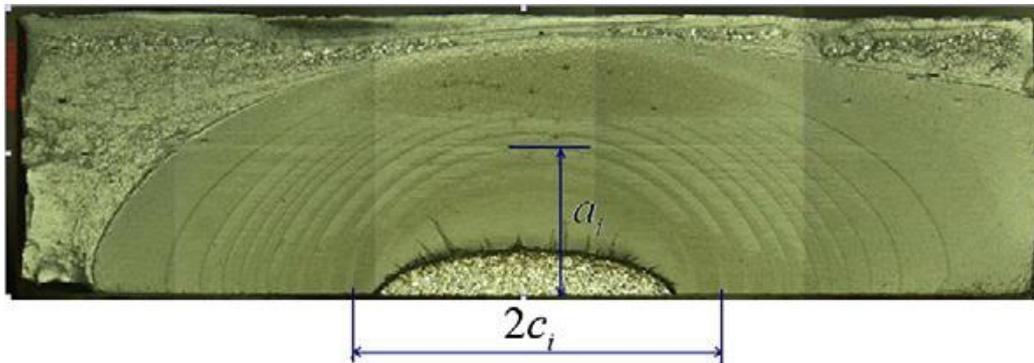


Figura 2.10 - Trinca semielíptica no aço 14MnNbq (Liu *et al.*,2010).

Hou (2011) estudou, com elementos finitos, por meio da técnica de frente livre, a interação entre o desenvolvimento da forma da trinca e o fechamento da trinca, além do efeito do refinamento da malha. Também foram avaliadas com a referida técnica, as considerações feitas por Newman e Raju, com relação aos coeficientes da equação de Paris, no crescimento de trincas superficiais. Concluiu-se que o refinamento da malha é uma questão importante para a análise de fechamento de trinca por elementos finitos. A forma da trinca simulada não foi influenciada pelos diferentes modelos de elementos finitos com vários tamanhos de malhas radiais e nem pelos modelos baseados em diferentes tipos de malhas com arcos. As taxas a/c da trinca simulada se mostram discrepantes com relação a dados medidos. Newman e Raju correlacionaram as taxas de crescimento de trinca na superfície livre e no ponto mais profundo assumindo diferentes constantes de Paris para esses dois pontos, ou seja, $C_C/C_A=0,9^n$. A análise convencional de fechamento de trinca por elementos finitos mostra que o valor de C_C/C_A é aproximadamente $0,63^n$. Quando a forma da trinca é livre para mudar na análise de fechamento de trinca, o valor de C_C/C_A estimado é aproximadamente $0,8$.

Yan e Liu (2011) apresentaram uma solução numérica para o problema da trinca em forma de plano (trinca superficial com seção retangular ou *liked-plane crack*). Tal problema é exemplificado por um par de trincas que surgem de um orifício elíptico superficial num corpo infinito submetido à tração. Foi concluído que o orifício elíptico superficial pode causar um efeito amplificador nos fatores de intensidade de tensão da trinca superficial, dependendo da relação existente entre as geometrias da trinca e do orifício.

Yan, Liu e Yu (2011) propuseram uma aproximação numérica para uma trinca superficial e investigaram os fatores de intensidade de tensão de trincas surgindo de um orifício superficial quadrado em um corpo infinito sujeito à tração. Foi notado que o orifício superficial quadrado pode exercer um “efeito de blindagem” nas trincas que surgem dele e pode amplificar os fatores de intensidade de tensão da trinca superficial, dependendo da relação entre determinados parâmetros da trinca.

Navarro, Vásquez e Domínguez (2014) analisaram, experimental e numericamente, a influência da forma da trinca e do procedimento usado para calcular a distribuição de tensão na vida estimada à fadiga de placas com um furo central sujeitas a tensões de tração combinando as fases de iniciação e propagação das trincas sem definir inicialmente quando a fase de transição entre elas ocorre. Para calcular o fator de intensidade de tensão foram usadas funções peso e foi feita uma comparação entre as análises 3-D e 2-D. Os resultados 2-D se assemelharam aos resultados do modelo 3-D quando se considerou a trinca como quase plana e a vida de iniciação da trinca foi avaliada com tensões calculadas no centro do corpo de prova. Para ciclos elevados, os resultados 2-D se aproximaram dos resultados experimentais, o que não aconteceu para o caso de baixos ciclos. Os resultados em melhor concordância com os experimentais foram os do modelo 3-D, no qual as tensões consideradas para a iniciação foram as produzidas no centro do corpo de prova.

3 - FUNDAMENTOS DA MECÂNICA DA FRATURA

A abordagem da Mecânica da Fratura com relação ao projeto estrutural tem três importantes variáveis: tensão aplicada, tamanho da falha e tenacidade à fratura. A combinação crítica dessas três variáveis é feita pela Mecânica da Fratura. Já na abordagem tradicional, têm-se apenas duas variáveis: a tensão aplicada e a resistência ao escoamento ou resistência à tração. Nesse caso, o material é considerado adequado caso sua resistência seja maior do que a tensão aplicada. A Figura 3.1 mostra essas abordagens.

A análise de fratura pode ser feita por duas abordagens: critério de energia e abordagem da intensidade de tensão. Do ponto de vista da abordagem energética, o prolongamento da trinca ocorre quando a energia disponível para o crescimento da trinca é suficiente para superar a resistência do material. A resistência do material pode incluir a energia superficial, trabalho plástico ou outros tipos de dissipação de energia associada à propagação da trinca.

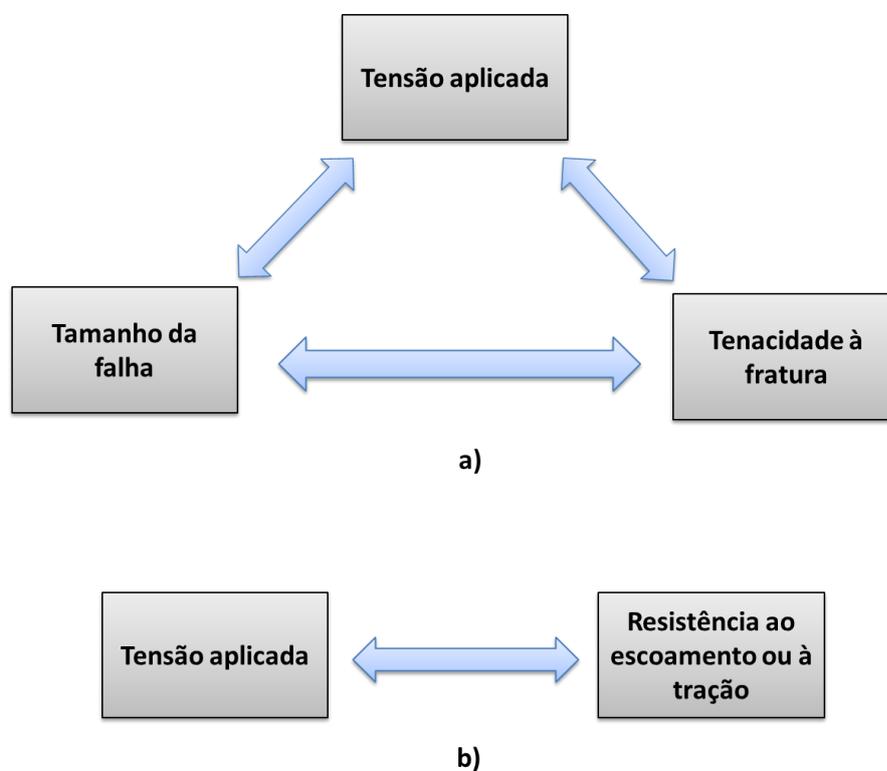


Figura 3.1 - Abordagem com relação ao projeto estrutural. (a) Abordagem da Mecânica da Fratura. (b) Abordagem da Resistência dos Materiais. (modificado - Anderson, 2005).

O tamanho inicial da trinca é feito por inspeção não destrutiva. O tamanho crítico da trinca é calculado a partir da tensão aplicada ou da tenacidade à fratura. Ao se dividir o tamanho crítico por um fator de segurança, obtém-se um tamanho de falha admissível. O tempo necessário para a falha crescer do tamanho inicial até o tamanho máximo permissível é utilizado para se inferir a vida de serviço de uma estrutura. A Figura 3.2 ilustra o crescimento de uma falha com o tempo.

No caso de previsão de vida de componentes sujeitos a mecanismos de crescimento de trinca dependente do tempo, como fadiga, tem-se a taxa de crescimento de trinca por fadiga em metais expressa usualmente pela relação empírica:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (3.1)$$

Onde $\frac{da}{dN}$ é o crescimento de trinca por ciclo, ΔK é a gama do fator de intensidade de tensão e C e m são constantes do material.

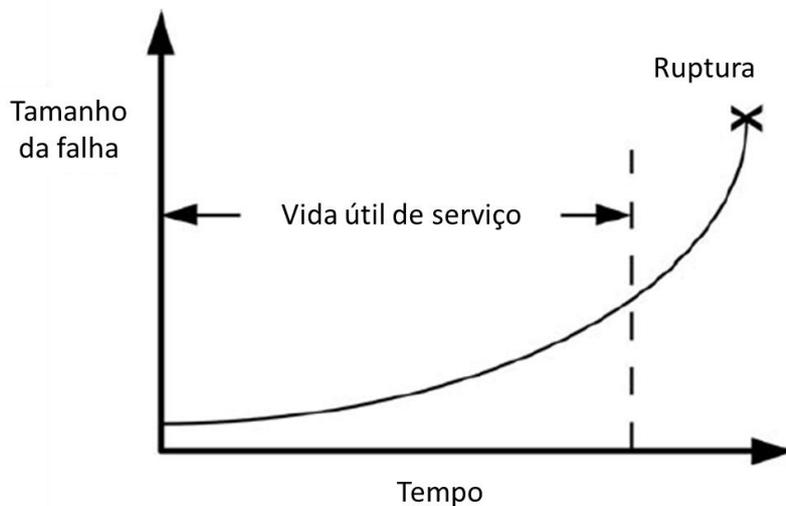


Figura 3.2 - Tolerância ao dano (modificado - Anderson, 2005).

De acordo com Anderson (2005), o ramo da Mecânica da Fratura a ser usado na análise de um problema depende do comportamento do material. A fratura frágil é o mecanismo de ruptura que rege os materiais de baixa tenacidade. Para altos valores de tenacidade, a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) não é mais válida e a ruptura é regida pelas propriedades de escoamento do material. Nesse caso, faz-se necessário considerar a

plastificação e usar, assim, os conceitos da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica. Na fratura elasto-plástica há dissipação de energia por meio da deformação plástica e da propagação da trinca. A avaliação do fluxo energético envolvido no processo pode ser dada pela Integral J. O estudo de trincas no regime elasto-plástico exige o desenvolvimento de técnicas de solução não-lineares.

3.1 - CONCENTRAÇÃO DE TENSÃO

Inglis (1913) analisou orifícios elípticos em placas planas e percebeu o efeito de concentração de tensão em falhas. A Figura 3.3 ilustra o modelo estudado por Inglis (1913). No modelo, Inglis assumiu que a largura da placa é muito maior que o comprimento do orifício ($2a_I$) e que a altura da placa é muito maior que a largura do orifício ($2b$).

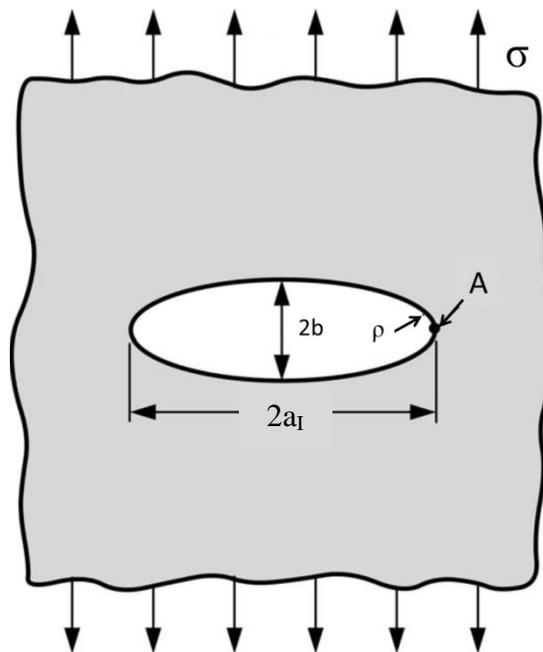


Figura 3.3 - Placa plana com orifício elíptico (modificado - Anderson, 2005).

A tensão no ponto A é dada por

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + \frac{2a_I}{b} \right) \quad (3.2)$$

A razão $\frac{\sigma_A}{\sigma}$ é definida como fator de concentração de tensão, o qual é representado por k_t . Se a equação acima for expressa em termos do raio de curvatura ρ , tem-se

$$k_t = \frac{\sigma_A}{\sigma} = 1 + 2 \sqrt{\frac{a_l}{\rho}} \quad (3.3)$$

Onde

$$\rho = \frac{b^2}{a_l} \quad (3.4)$$

Pela Equação (3.3) percebe-se que k_t aumenta à medida que o raio ρ diminui. No caso de trincas com raio ρ muito pequeno (tendendo a zero), tem-se $k_t \rightarrow \infty$ e, assim, na ponta da trinca aparece tensões lineares elásticas singulares. Só que nenhum material é capaz de resistir a uma tensão infinita. Posteriormente, Griffith desenvolveu uma teoria de fratura baseada na energia.

3.2 - TAXA DE ALÍVIO DE ENERGIA

Alan Arnold Griffith supôs que a propagação de trincas, como qualquer outro fenômeno físico, deve ser regida pela conservação de energia. Pode-se interpretar a primeira lei da termodinâmica como um decréscimo líquido na energia, quando um sistema sai de uma situação de não equilíbrio para uma situação de equilíbrio. Aplicando essa ideia à formação de trinca, segundo Griffith (1921), pode-se supor que uma trinca se origina devido à eliminação abrupta das trações em sua superfície. As deformações e a energia potencial em questão têm seus valores originais. Geralmente, esse novo estado não está em equilíbrio. Pelo Princípio da Energia Potencial Mínima e uma vez que o sistema não está em equilíbrio, há uma redução na Energia Potencial a fim de que o equilíbrio seja atingido. Se for atingido um estado de equilíbrio, a energia não muda.

De acordo com a forma incremental da primeira lei da termodinâmica, quando o incremento de trabalho δW fornecido à peça suprir a soma da variação da energia de

deformação armazenada na peça δE_D com a variação da energia absorvida no aumento da trinca, a trinca aumenta sua área de δA . δA representa o produto da espessura constante da peça t pelo incremento no comprimento da trinca δc .

A fim de que a trinca aumente de tamanho, deve estar disponível na placa energia potencial suficiente para superar a energia superficial do material. Para um aumento incremental na área da trinca dA , em condições de equilíbrio, o balanço de energia de Griffith pode ser expresso por

$$\frac{dE_T}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{dW}{dA} = 0 \quad (3.5)$$

onde E_T representa a energia total, Π , a energia potencial fornecida pela energia de deformação interna e forças externas e W , o trabalho necessário para criar novas superfícies.

Irwin (1956) definiu a taxa de alívio de energia, também chamada *crack driving force*, como sendo uma medida de energia disponível para um aumento no tamanho da trinca. A taxa de alívio de energia \mathcal{G} é dada por

$$\mathcal{G} = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (3.6)$$

o que representa a taxa de variação da energia potencial com a área da trinca, para um material elástico linear. Para uma trinca de comprimento $2c$, numa placa infinita (largura da placa muito maior que o comprimento $2c$ da trinca) sujeita à tensão de tração (Figura 3.4), a taxa de alívio de energia é dada por

$$\mathcal{G} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (3.7)$$

onde E é o módulo de Young, σ é a tensão aplicada e c é a metade do comprimento da trinca. A taxa crítica de alívio de energia \mathcal{G}_c é definida como a taxa de alívio de energia no

momento da fratura e é uma medida da tenacidade à fratura. Na fratura tem-se que $\mathcal{G} = \mathcal{G}_c$ e

$$\mathcal{G}_c = \frac{\pi \sigma_f^2 c_c}{E} \quad (3.8)$$

onde σ_f é a tensão de ruptura, c_c é o comprimento crítico da trinca. Percebe-se que, para um valor constante de \mathcal{G}_c , a tensão de ruptura σ_f varia com $\frac{1}{\sqrt{c_c}}$. Enquanto \mathcal{G}_c representa a resistência do material à fratura, \mathcal{G} representa a força motriz para fratura.

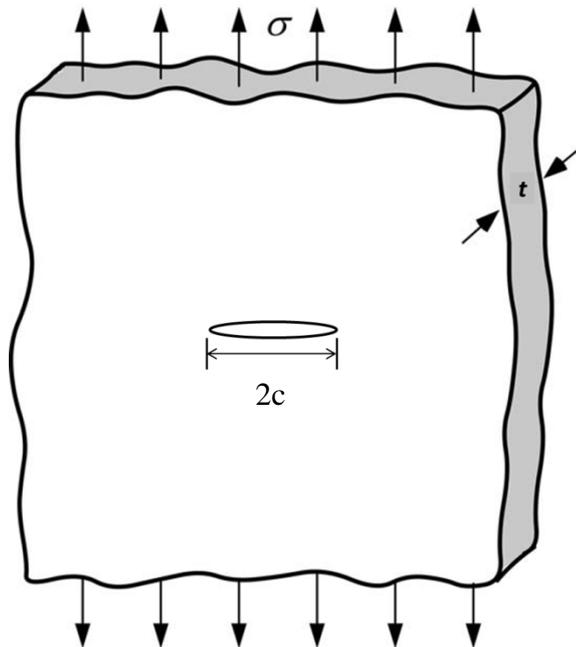


Figura 3.4 - Placa infinita sujeita à tensão de tração contendo uma trinca de comprimento $2c$.(modificado - Anderson, 2005).

3.3 - FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO

Se for definido um eixo de coordenada polar com origem na ponta da trinca, pode ser mostrado que as tensões em qualquer corpo elástico linear fissurado são dadas por

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}}\right) f_{ij}(\theta) + \sum_m^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta) \quad (3.9)$$

onde σ_{ij} representa as componentes de tensão, r e θ definidos de acordo com a Figura 3.5, k é uma constante, f_{ij} é uma função adimensional de θ no termo principal. Para termos de alta ordem, A_m é a amplitude e $g_{ij}^{(m)}$ é uma função adimensional de θ para o m-ésimo termo. Os termos de alta ordem dependem da geometria. Para qualquer configuração, a solução contém um termo principal que é proporcional a $\frac{1}{\sqrt{r}}$.

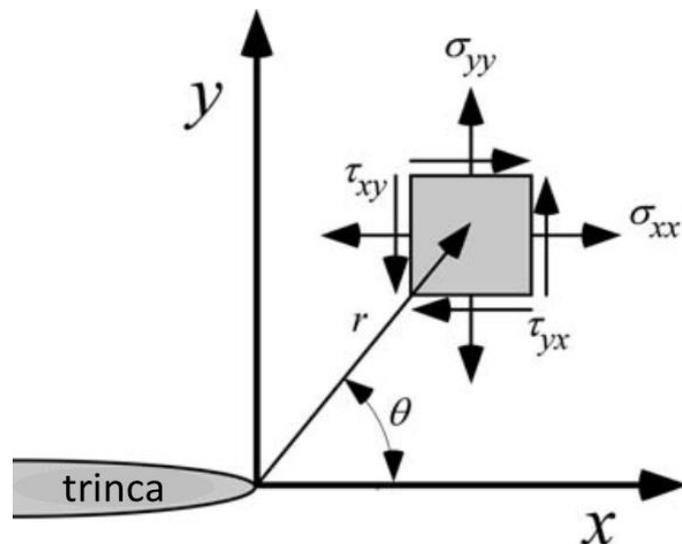


Figura 3.5 - Sistema de coordenadas na frente da trinca (modificado - Anderson, 2005).

Uma trinca pode sofrer três tipos básicos de carregamento: modo I ou de tração, modo II ou de corte e modo III ou de torção. A Figura 3.6 ilustra os modos de solitação de uma trinca. Cada modo apresenta a singularidade $\frac{1}{\sqrt{r}}$ na ponta da trinca e as constantes de proporcionalidade k e f_{ij} dependem do modo. Por conveniência, faz-se a substituição de k pelo fator de intensidade de tensão (FIT) K , onde $K = k\sqrt{2\pi}$. O índice que acompanha o fator de intensidade de tensão geralmente se refere ao modo de carregamento correspondente.

O campo de tensões na ponta da trinca, para os modos I, II e III respectivamente, num material linear elástico isotrópico é dado por

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(I)} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(I)}(\theta) \quad (3.10)$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(II)} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(II)}(\theta) \quad (3.11)$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(III)} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(III)}(\theta) \quad (3.12)$$

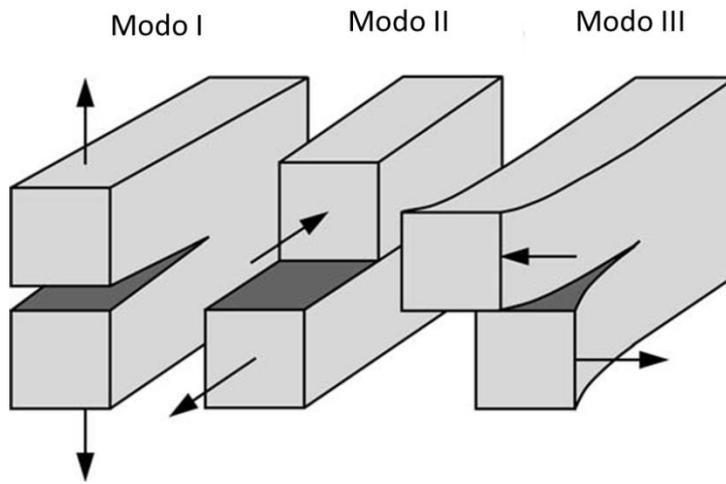


Figura 3.6 - Modos básicos de sollicitação de uma trinca (modificado - Anderson, 2005).

O fator de intensidade de tensão determina a amplitude da singularidade na ponta da trinca. As tensões próximas da ponta da trinca aumentam proporcionalmente a K . As tensões no modo I podem ser calculadas pelas Equações (3.13), (3.14) e (3.15).

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (3.13)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (3.14)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (3.15)$$

No modo II, as tensões são calculadas pelas Equações (3.16), (3.17) e (3.18).

$$\sigma_{xx} = -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[2 + \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (3.16)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (3.17)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (3.18)$$

Para modo III, tem-se o campo de tensões dado por:

$$\tau_{xz} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (3.19)$$

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (3.20)$$

A fratura deve acontecer quando se atinge um valor crítico para o fator de intensidade de tensão K_{Ic} , o qual é uma medida alternativa da tenacidade à fratura. Na fratura, $K_I = K_{Ic}$. K_I é uma força motriz da fratura e K_{Ic} é a medida de resistência do material, considerada uma propriedade do material independente do tamanho. O fator de intensidade de tensão modo I para a trinca da Figura 3.4 é dado por

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (3.21)$$

Combinando as equações (3.7) e (3.21), tem-se que a relação entre \mathcal{G} e K_I , para estado plano de tensão, é:

$$\mathcal{G}_I = \frac{K_I^2}{E} \quad (3.22)$$

No caso de estado plano de deformação, tem-se que

$$G_I = \frac{K_I^2}{\frac{E}{1-\nu^2}} \quad (3.23)$$

Os materiais reais utilizados em engenharia não são nem lineares nem elásticos quando solicitados por tensões elevadas. As trincas reais estáveis têm uma região não linear z_p em torno de suas pontas. Segundo Castro e Meggiolaro (2009b), caso o tamanho dessa zona de perturbação, em relação ao tamanho da peça e da trinca, for pequeno, como acontece na propagação de trincas por fadiga, grande parte do campo de tensões que envolve a trinca permanece linear elástico, podendo, assim, serem usados os fatores de intensidade de tensão modos I, II e III para prever os efeitos da trinca. O FIT modo I pode descrever os efeitos das trincas quando $z_p \ll (a, w - a, h)$, onde a é o tamanho da trinca, $w - a$ é o trecho não trincado à frente da ponta da trinca e h representa a menor distância da trinca à extremidade da peça. A Figura 3.7 ilustra a zona de perturbação.

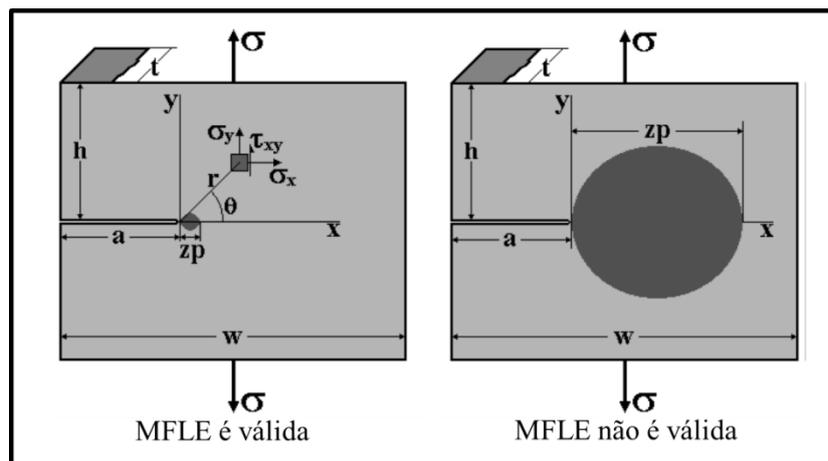


Figura 3.7 - Zona de perturbação à frente da ponta da trinca (Castro e Meggiolaro, 2009b).

A zona plástica na ponta da trinca toma a forma ilustrada na Figura 3.8

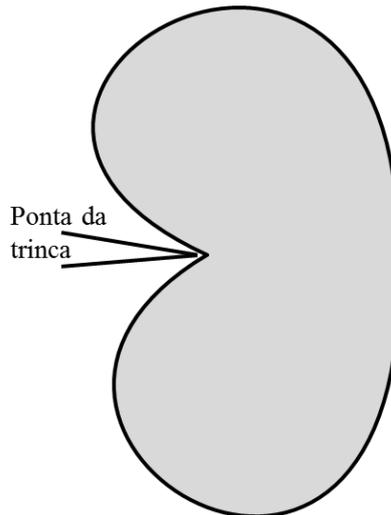


Figura 3.8 – Forma da zona plástica na ponta da trinca

3.3.1 - Trinca quarto-elíptica

Newman e Raju (1984) formularam expressões para a obtenção do fator de intensidade de tensões modo I para o caso de uma placa retangular de largura w e espessura t com uma trinca de canto quarto-elíptica de largura $c < w$ e profundidade $a < t$, perpendicular à tensão normal σ , conforme Figura 3.9. F_q é o efeito da largura do espécime, M_q é o fator de majoração da face traseira, $G_{q,a}$ é o efeito da superfície frontal com relação à profundidade, $G_{q,c}$ é o efeito da superfície frontal com relação ao comprimento superficial, Q é o parâmetro da forma da trinca, $K_{I,a}$ representa o fator de intensidade de tensão modo I na direção da profundidade da trinca e $K_{I,c}$ representa o fator de intensidade de tensão modo I na direção do comprimento superficial. Tem-se que

$$F_q \left(\frac{c}{w}, \frac{a}{t} \right) = \sec \left(\frac{\pi c}{2w} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \cdot \left[0,752 + 2,02 \frac{c}{w} \sqrt{\frac{a}{t}} \right. \quad (3.24)$$

$$\left. + 0,37 \left(1 - \sin \left(\frac{\pi c}{2w} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right)^3 \right] \sqrt{\frac{2w}{\pi c} \sqrt{\frac{t}{a}} \tan \left(\frac{\pi c}{2w} \sqrt{\frac{a}{t}} \right)} \quad (3.25)$$

$$M_q \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t} \right) = 1,08 - 0,03 \frac{a}{c} + \left(-0,44 + \frac{1,06}{0,3 + \frac{a}{c}} \right) \left(\frac{a}{c} \right)^2 \\ + \left(-0,5 + 0,25 \frac{a}{c} + 14,8 \left(1 - \frac{a}{c} \right)^{15} \right) \left(\frac{a}{t} \right)^4 ; a \leq c$$

$$M_q \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t} \right) = 1,08 \frac{c}{a} - 0,03 \left(\frac{c}{a} \right)^2 + \left(\frac{c}{a} \right)^{2,5} \left(\frac{a}{t} \right)^2 \left[0,375 - 0,25 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] ; a > c \quad (3.26)$$

$$G_{q,a} \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t} \right) = 1,08 + 0,15 \left(\frac{a}{t} \right)^2 ; a \leq c \quad (3.27)$$

$$G_{q,a} \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t} \right) = 1,08 + 0,15 \left(\frac{c}{a} \right)^2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 ; a > c \quad (3.28)$$

$$G_{q,c} \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t} \right) = 1,08 + 0,4 \left(\frac{a}{t} \right)^2 ; a \leq c \quad (3.29)$$

$$G_{q,c} \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t} \right) = 1,08 + 0,4 \left(\frac{c}{a} \right)^2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 ; a > c \quad (3.30)$$

$$Q \left(\frac{a}{c} \right) = 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65} ; a \leq c \quad (3.31)$$

$$Q \left(\frac{a}{c} \right) = 1 + 1,464 \left(\frac{c}{a} \right)^{1,65} ; a > c \quad (3.32)$$

$$K_{I,a} = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot F_q \cdot \frac{M_q}{\sqrt{Q}} \cdot G_{q,a} \quad (3.33)$$

$$K_{I,c} = \sigma \sqrt{\pi c} \cdot F_q \cdot \frac{M_q}{\sqrt{Q}} \cdot \frac{a}{c} \cdot G_{q,c} \quad (3.34)$$

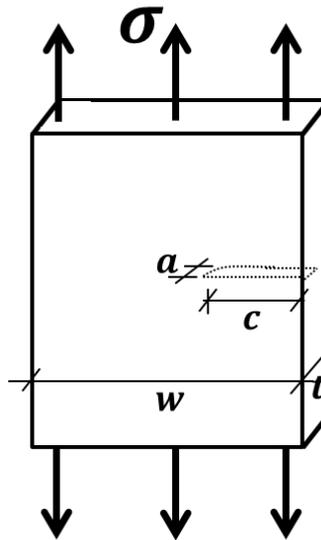


Figura 3.9 - Placa retangular com trinca de canto antes de penetrar pela espessura.

3.3.2 - Trinca quarto-elíptica em transição para passante

Meggiolaro e Castro (2003), baseados em soluções obtidas por Newman e Raju (1984), obtiveram expressões para o fator de intensidade de tensão modo I para uma placa retangular de largura w e espessura t com trinca de canto quarto-elíptica (em transição para passante) de largura $c < w$ na face dianteira e c' na face oposta ($c' < 0,9c$, caso contrário, a trinca é considerada passante), com profundidade imaginária $a' > t$, perpendicular à tensão normal σ , conforme Figura 3.10. Na transição, λ representa uma função que substitui a razão c/t , F'_q é o efeito da largura do espécime, M'_q é o fator de majoração da face traseira, $G'_{q,a}$ é o efeito da superfície frontal com relação à profundidade, $G'_{q,c}$ é o efeito da superfície frontal com relação ao comprimento superficial, Q' é o parâmetro da forma da trinca, $K_{I,a'}$ representa o fator de intensidade de tensão modo I na direção da profundidade imaginária da trinca e $K_{I,c}$ representa o fator de intensidade de tensão modo I na direção do comprimento superficial. Tem-se que

$$a' = \frac{t}{\sqrt{1 - \left(\frac{c'}{c}\right)^2}} \quad (3.35)$$

$$\lambda \left(\frac{c}{t}, \frac{a'}{t} \right) = 1,73 \cdot \left(\frac{c}{1,73t} \right)^{\frac{2,3 - \frac{a'}{t}}{1,3}} \quad (3.36)$$

$$\begin{aligned} F'_q \left(\frac{c}{w} \right) &= \sec \left(\frac{\pi c}{2w} \right) \\ &\cdot \left[0,752 + 2,02 \frac{c}{w} \right. \\ &\left. + 0,37 \left(1 - \sin \left(\frac{\pi c}{2w} \right) \right)^3 \right] \sqrt{\frac{2w}{\pi c} \tan \left(\frac{\pi c}{2w} \right)} \end{aligned} \quad (3.37)$$

$$M'_q(\lambda) = 0,14 + 0,22 \frac{1}{\lambda} + \frac{1,06}{0,3 + \frac{1}{\lambda}} + 14,8 \left(1 - \frac{1}{\lambda} \right)^{15}; \lambda \geq 1 \quad (3.38)$$

$$M'_q(\lambda) = 1,08\lambda - 0,03\lambda^2 + 0,125\lambda^{2,5}; \lambda < 1 \quad (3.39)$$

$$G'_{q,a}(\lambda) = 1,23; \lambda \geq 1 \quad (3.40)$$

$$G'_{q,a}(\lambda) = 1,08 + 0,15\lambda^2; \lambda < 1 \quad (3.41)$$

$$G'_{q,c}(\lambda) = 1,48; \lambda \geq 1 \quad (3.42)$$

$$G'_{q,c}(\lambda) = 1,08 + 0,4\lambda^2; \lambda < 1 \quad (3.43)$$

$$Q'(\lambda) = 1 + 1,464 \left(\frac{1}{\lambda} \right)^{1,65}; \lambda \geq 1 \quad (3.44)$$

$$Q'(\lambda) = 1 + 1,464\lambda^{1,65}; \lambda < 1 \quad (3.45)$$

$$K_{I,a'} = \sigma \sqrt{\pi t} \cdot F'_q \cdot \frac{M'_q}{\sqrt{Q'}} \cdot G'_{q,a} \quad (3.46)$$

$$K_{I,c} = \sigma \sqrt{\pi c} \cdot F'_q \cdot \frac{M'_q}{\sqrt{Q'}} \cdot \frac{1}{\lambda} \cdot G'_{q,c} \quad (3.47)$$

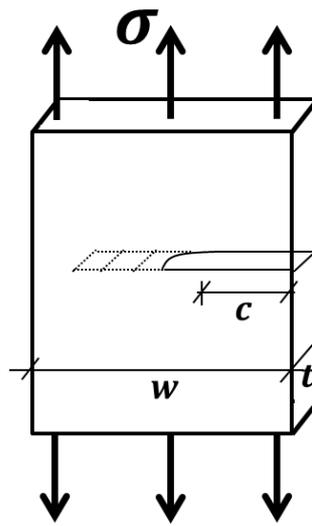


Figura 3.10 - Placa retangular com trinca de canto após penetrar pela espessura.

4 - PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA

O processo de fadiga provoca a redução gradual da capacidade de carga do elemento estrutural devido ao avanço de fissuras que se formam em seu interior. Grande parte das estruturas em engenharia está sujeita a cargas que são de maneira geral variáveis com o tempo. Conforme Rosa (2002), uma falha por fadiga pode ocorrer desde valores da ordem de 10 ciclos até mais de 10^8 ciclos, ou seja, pode ocorrer dentro de uma gama muito grande de ciclos de carga. No ensaio de fadiga deste estudo, foi utilizado um ciclo repetido de tensão com carregamento de tração; a tensão variou ciclicamente em torno de um valor de tensão média. A Figura 4.1 ilustra as tensões referentes ao ensaio de fadiga.

No ciclo da Figura 4.1, σ_m representa a tensão média, σ_a é a amplitude de tensão, $\sigma_{mín}$ é a tensão mínima e $\sigma_{máx}$ é a tensão máxima. Na Equação (4.3), $\Delta\sigma$ é gama de tensões. Tem-se que

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{máx} + \sigma_{mín}}{2} \quad (4.1)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{máx} - \sigma_{mín}}{2} = \sigma_{máx} - \sigma_m \quad (4.2)$$

$$\Delta\sigma = 2 \cdot \sigma_a = \sigma_{máx} - \sigma_{mín} \quad (4.3)$$

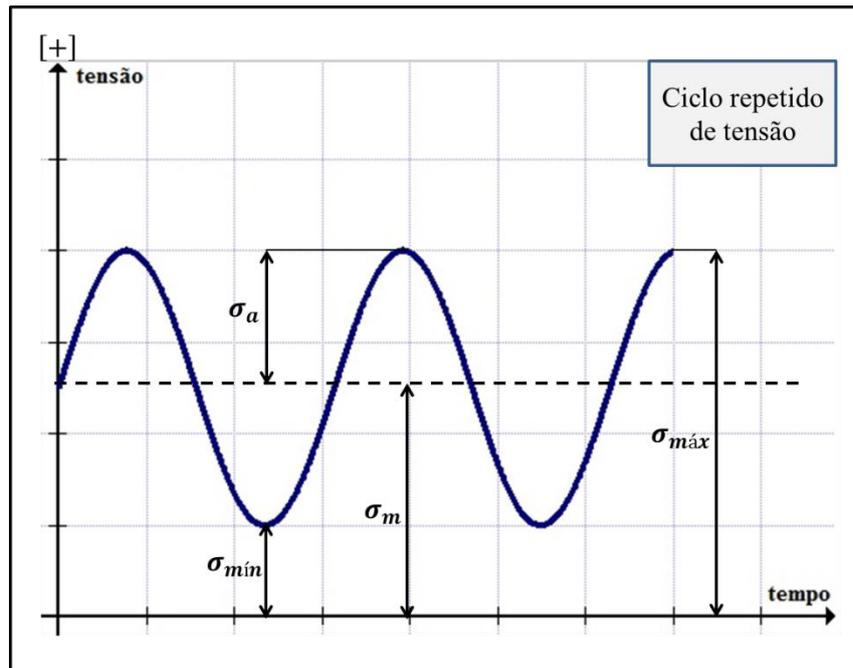


Figura 4.1 - Ciclo repetido de tensão (carregamento de tração).

4.1 - LEI DE PARIS

O método de Paris prevê a vida residual à fadiga de estruturas com trinca em função da gama de fatores de intensidade de tensão ΔK e do máximo fator de intensidade de tensão $K_{m\acute{a}x}$. Esse método prevê ainda a fratura da peça trincada, o que ocorre quando $K_{m\acute{a}x}$ atinge a tenacidade à fratura da peça K_{Ic} . Mesmo sendo o ponto crítico da peça, a trinca pode ser bem modelada pelos conceitos da Mecânica da Fratura, uma vez que tem um raio de ponta muito pequeno (idealmente nulo). A gama de variação dos fatores de intensidade de tensão ΔK está intimamente relacionada com a taxa de propagação de trincas. Além de depender da gama das tensões $\Delta\sigma$, ΔK depende do comprimento da trinca e da geometria da estrutura trincada. O efeito dos parâmetros de geometria que interferem no campo de tensões de estruturas trincadas é quantificado pela função adimensional $f\left(\frac{a}{w}\right)$ (Castro e Meggiolaro, 2009b).

Paris, Gomez e Anderson (1961) mostraram, através de dados de três pesquisadores diferentes, que a taxa de crescimento de trinca para um dado material é controlada pela natureza do campo de tensões próximo da ponta da trinca e pela variação desse campo. A distribuição de tensões na vizinhança da ponta da trinca se relaciona com um fator de

controle fundamental no crescimento de trinca sujeita a cargas cíclicas, o qual é dependente das cargas atuantes no corpo e contém um fator geométrico relacionado ao comprimento da trinca e outras propriedades geométricas do corpo. Tal parâmetro é o fator de intensidade de tensão.

O fator de intensidade de tensão pode ser considerado uma medida do efeito do carregamento e da geometria do corpo na intensidade da tensão na vizinhança da ponta da trinca. Os valores instantâneos do fator de intensidade de tensão refletem, na vizinhança da trinca, as variações do carregamento no corpo e a mudança na geometria ocorrida pelo crescimento da trinca.

Seja β a razão entre a máxima e mínima carga num corpo trincado durante um ciclo de carregamento (Paris, Gomez e Anderson, 1961). Uma vez que o fator de intensidade de tensão K é diretamente proporcional à intensidade da carga P , β pode ser também a relação entre $K_{máx}$ e $K_{mín}$, independente da geometria do corpo, ou seja,

$$\beta = \frac{P_{máx}}{P_{mín}} = \frac{K_{máx}}{K_{mín}} \quad (4.4)$$

Segundo Paris, Gomez e Anderson (1961), as tensões e as deformações próximas à ponta de uma trinca são completamente especificadas por $K_{máx}$ e β , e qualquer fenômeno que ocorra nessa região é controlado por esses dois parâmetros. A quantidade de crescimento de trinca por ciclo de carregamento pode ser representada por:

$$\frac{\Delta a}{\Delta N} = f(K_{máx}, \beta) \quad (4.5)$$

Conforme Paris, Gomez e Anderson (1961), muitos pesquisadores estudaram experimentalmente taxas de crescimento de trinca devido a carregamento cíclico em ligas de alumínio usando a configuração da Figura 4.2.

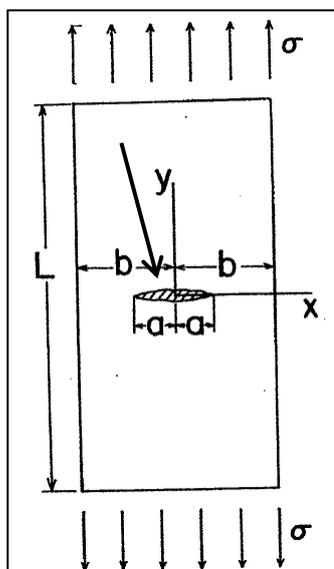


Figura 4.2 - Configuração de uma peça trincada (modificado - Paris, Gomez e Anderson, 1961).

Esses resultados experimentais podem formar uma curva de $K_{máx} \times \Delta a / \Delta N$, onde $K_{máx}$ pode ser obtido, para a configuração da Figura 4.2, a partir de:

$$K = \alpha \sigma \sqrt{a} \quad (4.6)$$

Onde

$$\alpha = \frac{\sqrt{4 + 2 \left(\frac{a}{b}\right)^4}}{2 - \left(\frac{a}{b}\right)^2 - \left(\frac{a}{b}\right)^4}, a < b \quad (4.7)$$

Os resultados da tentativa de correlacionar esses dados de taxa de crescimento de trinca estão na Figura 4.3. Os dados dessas curvas são de três pesquisadores independentes, os quais usaram diferentes tamanhos de corpos de prova (diferentes espessuras, larguras e comprimentos). As frequências utilizadas no experimento variaram de 50 a 2000 ciclos por minuto.

Dados o carregamento e a geometria de uma estrutura, β é conhecido a partir da taxa de carga durante qualquer ciclo N , ou seja,

$$\beta = \beta(N) \quad (4.8)$$

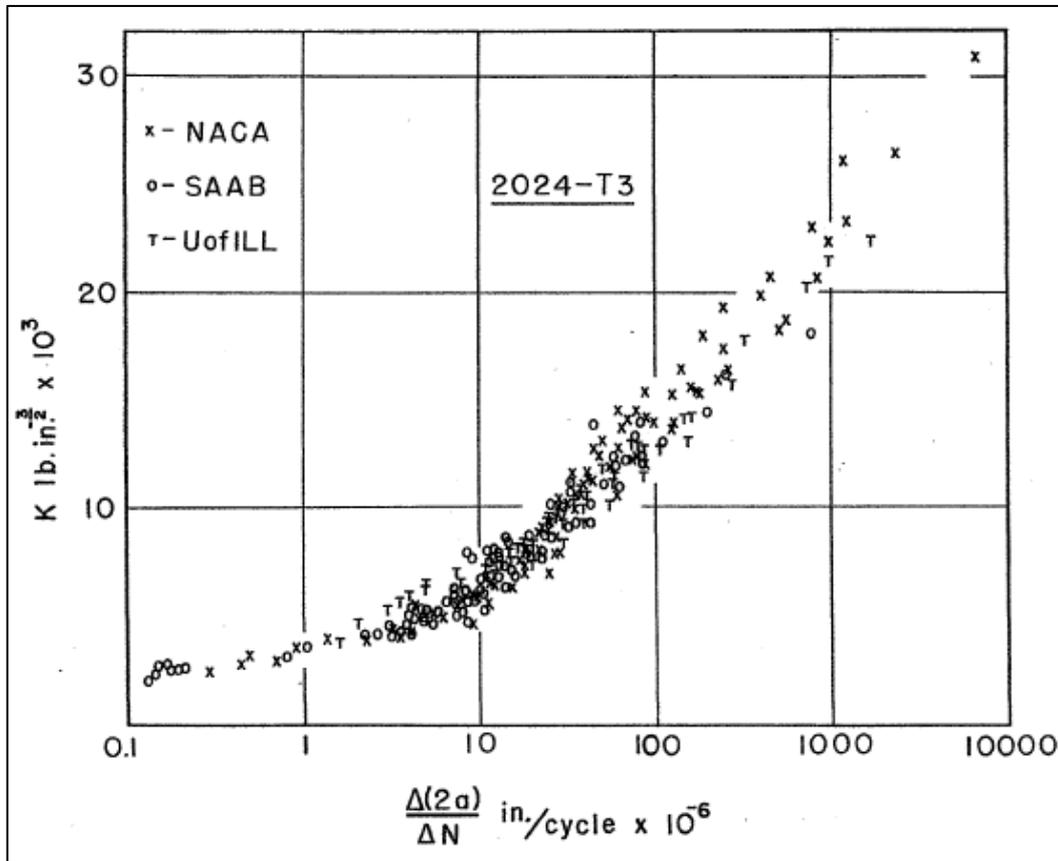


Figura 4.3 - Dados da taxa de crescimento de trinca na liga de alumínio 2024-T3 de experimentos de três pesquisadores diferentes (Paris, Gomez e Anderson, 1961).

O fator de intensidade de tensão K pode ser calculado para qualquer comprimento de trinca a e carga máxima durante o n -ésimo ciclo, isto é,

$$K_{m\acute{a}x} = K_{m\acute{a}x}(N, a) \quad (4.9)$$

Paris afirmou que a vida residual de uma peça trincada à fadiga era previsível integrando a curva de propagação $\frac{da}{dN} \times \Delta K$ do material. A Regra de Paris é expressa por

$$\frac{da}{dN} = A \cdot \Delta K^m \quad (4.10)$$

onde A (coeficiente linear do trecho reto) e m (coeficiente angular) são parâmetros obtidos experimentalmente. A Tabela 4.1 mostra algumas outras regras de propagação. O número de ciclos necessários para propagar a trinca do comprimento inicial a_o até o comprimento final a_f sob ΔK fixa é dado por

$$N = \int_{a_o}^{a_f} \frac{da}{A\Delta K^m} = \frac{1}{A(\Delta\sigma\sqrt{\pi})^m} \int_{a_o}^{a_f} \frac{da}{\left[\sqrt{a} \cdot f\left(\frac{a}{w}\right)\right]^m} \quad (4.11)$$

Existem dois limites físicos que a taxa $\frac{da}{dN}$ tem que obedecer: a peça fratura se $K_{máx} \geq K_C$ e a trinca só cresce por fadiga se ΔK não for pequeno demais. As curvas $\frac{da}{dN} \times \Delta K$ devem ter uma forma sigmoideal característica, a qual apresenta três fases (Figura 4.4).

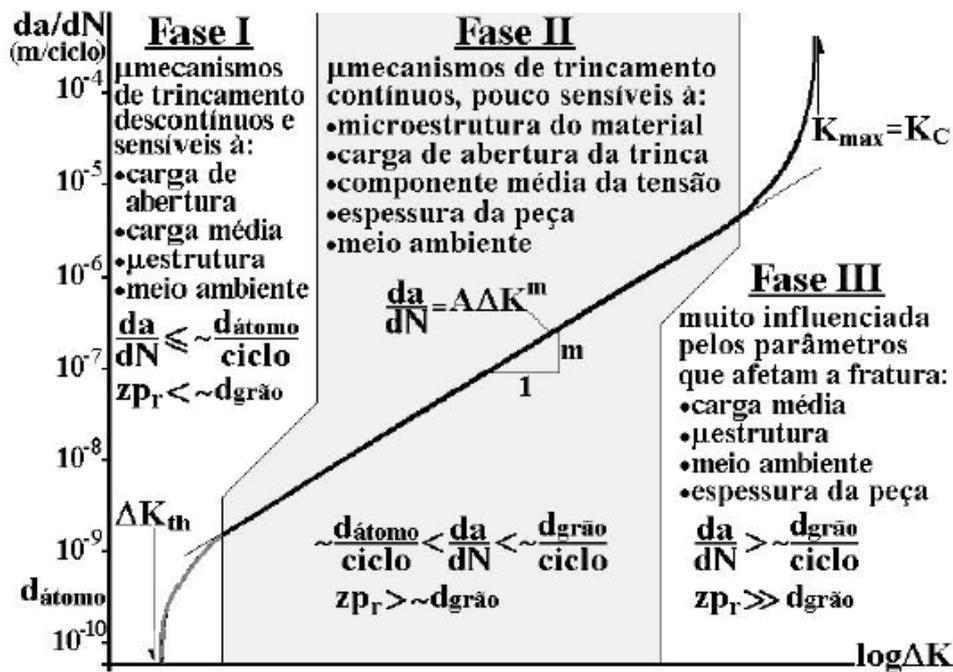


Figura 4.4 – Fases características da curva $\frac{da}{dN} \times \Delta K$ típica (Castro e Meggiolaro, 2009b).

A Fase I parte de um limiar de propagação ΔK_{th} , de modo que $\Delta K < \Delta K_{th} \Rightarrow \frac{da}{dN} = 0$, ou seja, para trinca propagar, é preciso que seja atingido um determinado valor de ΔK . A Fase II, em geral, pode ser modelada pela Regra de Paris $\left(\frac{da}{dN} \approx A \cdot \Delta K^m\right)$, uma vez que a

derivada da curva $\log\left(\frac{da}{dN}\right) \times \log(\Delta K)$ é aproximadamente constante nessa fase. Na Fase III, a derivada da curva $\log\left(\frac{da}{dN}\right) \times \log(\Delta K)$ cresce à medida que ΔK aumenta, até levar a peça à fratura, o que ocorre quando o valor máximo do fator de intensidade de tensão atinge a tenacidade do material.

$$K_{m\acute{a}x} = \frac{\Delta K}{(1 - R)} = K_C \quad (4.12)$$

$$R = \frac{K_{m\acute{i}n}}{K_{m\acute{a}x}} \quad (4.13)$$

Tabela 4.1 - Algumas regras semi-empíricas de propagação de trincas (Castro e Meggiolaro, 2009b).

Regras	Expressão
Elber adaptada	$\frac{da}{dN} = A_e(\Delta K - \Delta K_{th})^{m_e}$
Elber modificada	$\frac{da}{dN} = A_e[\Delta K - \Delta K_0(1 - R)]^{m_e}$
Forman	$\frac{da}{dN} = \frac{A_f \Delta K^{m_f}}{(1 - R)K_C - \Delta K} = \frac{A_f \Delta K^{(m_f - 1)}}{(K_C/K_{m\acute{a}x}) - 1}$
Priddle	$\frac{da}{dN} = A_p \left[\frac{\Delta K - \Delta K_{th}}{K_C - K_{m\acute{a}x}} \right]^{m_p}$
Collipriest	$\frac{da}{dN} = A_c \left[K_C \Delta K_0 (K_C / \Delta K_0)^{0,5 \log(\log(\Delta K / \Delta K_0)) / \log[(1 - R)K_C / \Delta K]} \right]^{m_c}$

5 - METODOLOGIA

Neste trabalho foram feitos experimentos e foi utilizado o programa ViDa (Anexo 1).

5.1 - METODOLOGIA EXPERIMENTAL

No estudo, foram feitos experimentos de propagação de trinca, a fim de se obter as características geométricas da trinca, utilizar essas características e a geometria do corpo de prova para obtenção dos fatores de intensidade de tensão modo I de soluções já existentes e comparar os resultados experimentais com os obtidos a partir da simulação no ViDa. Nos experimentos, foram realizados experimentos de propagação de trincas em placas de aço com seção transversal retangular, submetidas a cargas de tração por fadiga. O aço utilizado é o SAE 4340, com módulo de Young $E = 205 \text{ GPa}$, resistência ao escoamento $S_Y = 377 \text{ MPa}$, resistência à ruptura $S_U = 660 \text{ MPa}$. Em cada experimento, uma trinca foi induzida como um defeito com forma quarto-elíptica em uma das esquinas do corpo de prova, o que se deu a partir de um entalhe inicial de canto. Foram ensaiados quatro corpos de prova, com o intuito de validar os resultados que serão obtidos pela simulação no ViDa. Os ensaios seguiram recomendações da ASTM E740-88 (1995) e de Ibañez (2010). O Apêndice A detalha a preparação do corpo de prova para o ensaio.

Os ensaios de fadiga foram feitos numa máquina servo-hidráulica de Ensaio Universal MTS modelo 810 com capacidade de 100 kN, do Laboratório de Ensaio de Materiais, vinculado ao Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília. Esse equipamento está acoplado ao controlador TestStar II e possui o *software* Station Manager, por meio do qual pode se fazer o acompanhamento dos dados do ensaio, bem como controlar a servo-válvula e o atuador hidráulico. A Figura 5.5 ilustra a referida máquina com seu controlador e computador *desktop* com o *software* que gerencia o ensaio.

Para acompanhar os tamanhos das trincas durante o ensaio foi utilizado um microscópio USB digital com aumento de até 200 vezes (Figura 5.6).

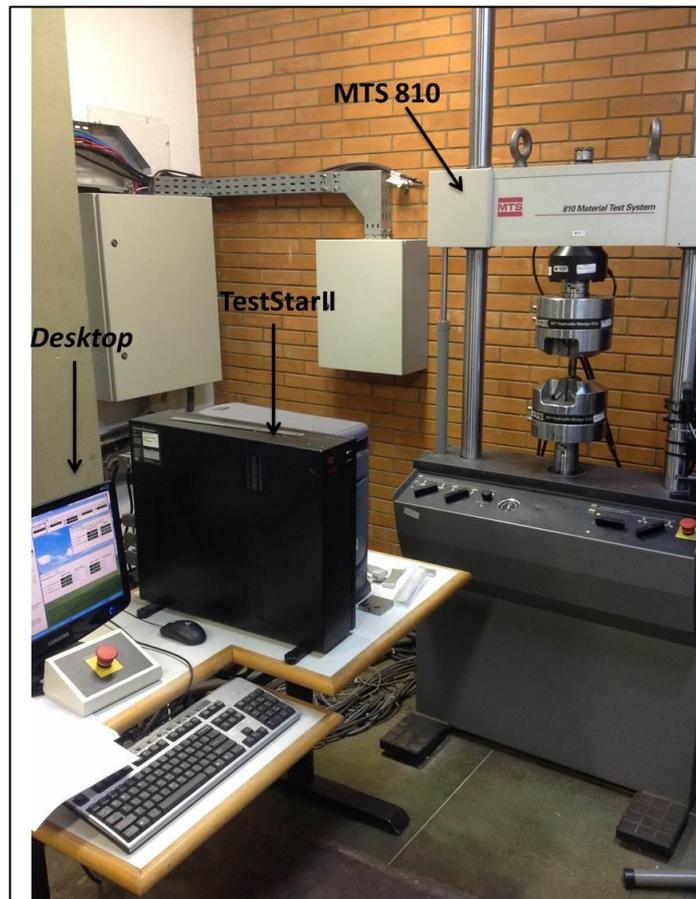


Figura 5.1 – Equipamentos utilizados no ensaio de fadiga.



Figura 5.2 – Microscópio digital.

Para auxiliar nesse acompanhamento, foram colados nos lados do corpo de prova recortes de papel milimetrado, formando uma espécie de *grid* de referência no avanço da trinca durante o ensaio. A Figura 5.7 mostra o *grid* de referência.

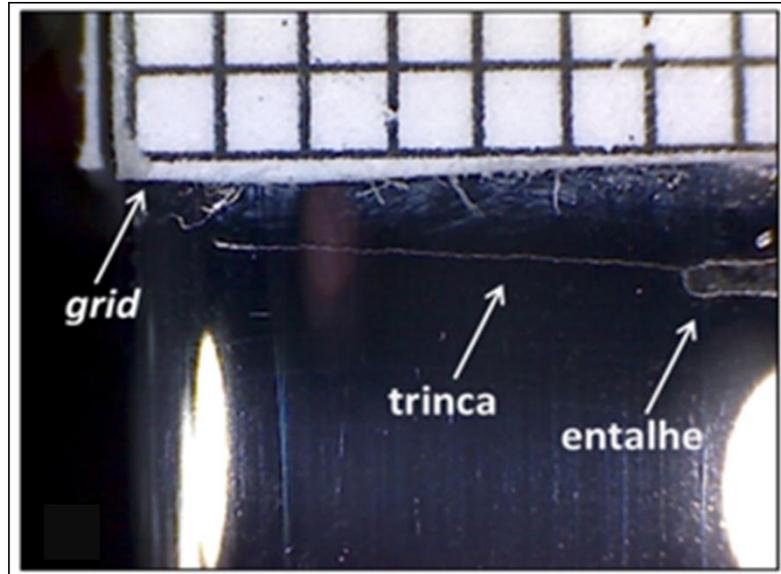


Figura 5.3 – *Grid* no corpo de prova.

A fim de manter ΔK constante, foram feitas estimativas nos valores de carga a serem usadas no ensaio e de quanto seria necessário reduzi-las. A cada crescimento de 1 mm na trinca, o ensaio era pausado e era feita a redução da carga no Station Manager pelo operador da máquina. Para o controle dessas reduções, bem como para o controle dos outros parâmetros do ensaio, foram feitas tabelas de controle, nas quais estão relacionados diversos parâmetros como: número de ciclos, tamanhos de trinca, cargas, tensões e frequências utilizadas. O Apêndice B detalha o procedimento de ensaio, bem como foi realizada a aquisição de dados.

6 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Sabe-se que as trincas se propagam geralmente por fadiga alterando a razão entre sua profundidade a e seu comprimento superficial c a cada ciclo de carga e mantém sua forma elíptica aproximada (Castro e Meggiolaro, 2009b). No ensaio do CP 01, inicialmente fez-se um teste usando as frequências de 10 Hz, 20 Hz, 30 Hz e 40 Hz. Para as frequências de 30 Hz e 40 Hz, notou-se que não foi mantida a amplitude de carga solicitada ao equipamento. Foi adotada, então, para o CP01, a frequência de 10 Hz. O CP01, comparado com os demais, rompeu rapidamente, devido a uma carga elevada. Para os demais corpos de prova adotou-se a frequência de 20 Hz e foi reduzida a carga inicial. Durante o ensaio, a carga foi reduzida em 15 % a cada incremento da profundidade da trinca de 1 mm, a fim de se controlar a velocidade de propagação da trinca e acompanhar seu crescimento. Os CP's 03 e 04 sofreram uma redução de 15% também na fase de transição. A Figura 6.1 mostra a redução de carga média a cada aumento da profundidade da trinca. Após a ruptura dos corpos de prova, notou-se a presença de bandas marcadoras (*marker bands*) no plano da trinca, surgem devido à mudança na amplitude de carga (Newman e Raju, 1981). Tais bandas representam as frentes da trinca. As seções dos corpos de prova após a ruptura, evidenciando algumas frentes de trinca, são ilustradas nas Figuras 6.2, 6.3, 6.4 e 6.5.

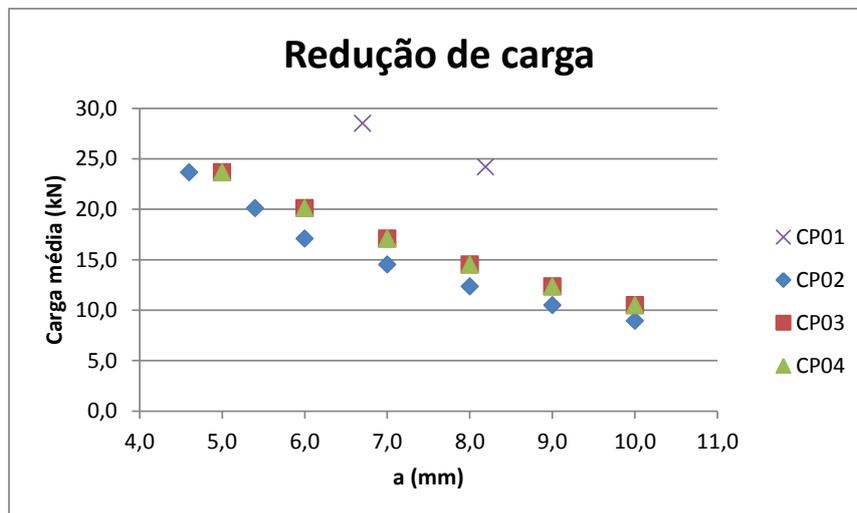


Figura 6.1 – Redução da carga média a cada aumento da profundidade da trinca

Nas Figuras 6.2 a 6.5, percebe-se que a forma da trinca após a penetração pela espessura é quase semi elíptica independente do tamanho inicial da trinca (Nam, Iwase e Ando, 1995). Nota-se ainda que a trinca não se transforma imediatamente de bidimensional para

passante; há uma fase de transição na qual a trinca se mantém com a forma aproximadamente elíptica (Fawaz e Schijve, 1997).

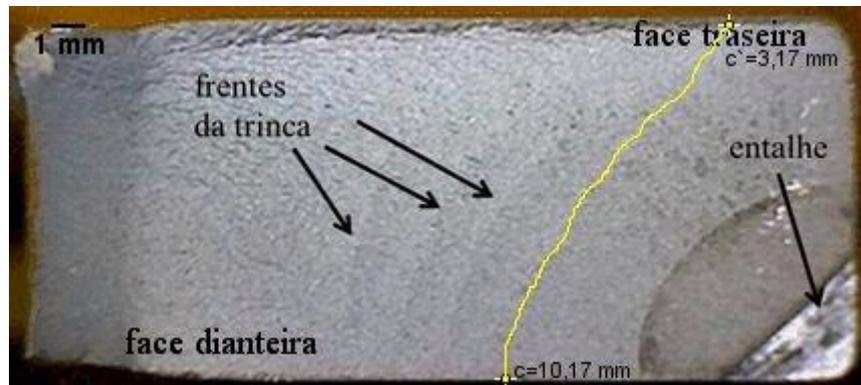


Figura 6.2 – CP01.

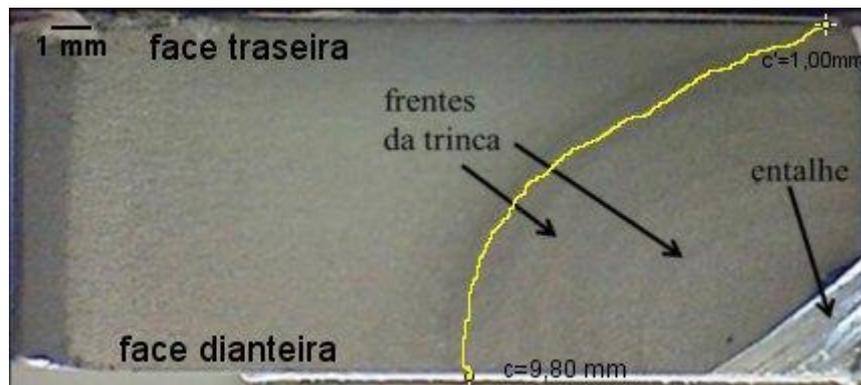


Figura 6.3 – CP02.



Figura 6.4 – CP03.

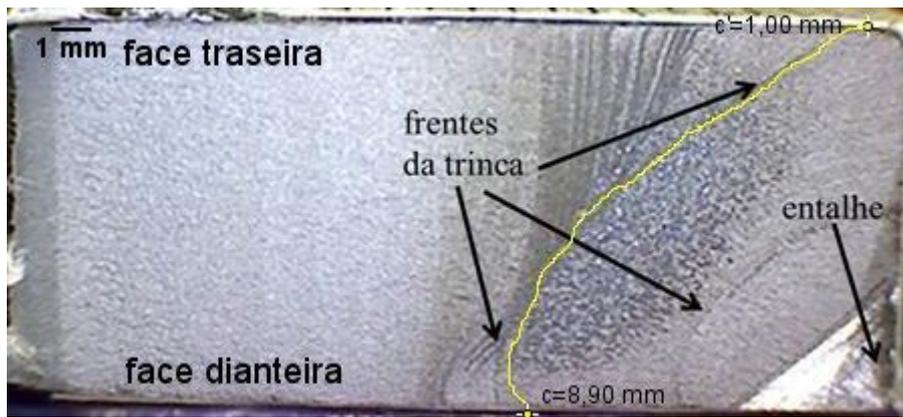


Figura 6.5 – CP04.

As Figuras 6.6, 6.7, 6.8 e 6.9 mostram a propagação da trinca em termos de a , c e c' . Nam, Iwase e Ando (1995) estudaram o comportamento da trinca após a penetração pela espessura de placas de liga de alumínio. Foi verificado que o crescimento da trinca, depois da penetração, é único e pode ser dividido em três estágios, independentemente do tamanho inicial da trinca. O primeiro estágio refere-se ao período imediatamente depois da penetração pela espessura da placa e é caracterizado pelo crescimento da trinca a uma razão alta. O segundo estágio refere-se a um crescimento de trinca a uma taxa quase constante até certo ponto. No terceiro estágio, o crescimento da trinca na face traseira acelera e o comprimento da trinca na face traseira se aproxima do comprimento da trinca na face dianteira. Nas Figuras 6.7 a 6.9 esses três estágios podem ser identificados com algumas diferenças. Para o CP4, por exemplo, nota-se que, logo após a trinca penetrar pela espessura da peça (início da transição), o comprimento c' cresce a uma razão alta; em seguida, cresce a uma taxa quase constante e se mantém assim até à ruptura, sem acelerar o crescimento antes de se aproximar do comprimento c .

Ainda com relação às Figuras 6.6 a 6.9, o início da fase de transição acontece quando surge o primeiro ponto c' no gráfico, ou seja, imediatamente depois da trinca penetrar pela espessura da peça, e termina quando os pontos c e c' estão próximos de coincidir ($c' = 0,9c$), fato que caracteriza a trinca passante (Meggiolaro e Castro, 2003). A parte do gráfico inscrita no retângulo vermelho representa o período de transição de trinca bidimensional para passante. Os pontos à esquerda do retângulo vermelho representam o período em que a trinca se propaga de forma bidimensional e os pontos à direita do retângulo vermelho representam a fase unidimensional da trinca. No CP01, por ter sido o

primeiro corpo de prova a ser ensaiado (ensaio de teste), o fim do período de transição não foi percebido, pois a peça fraturou rapidamente. Nota-se também que após a penetração, a medida c' cresce bem mais que a medida c , para o mesmo intervalo de número de ciclos, o que também foi verificado por Nam, Iwase e Ando (1995).

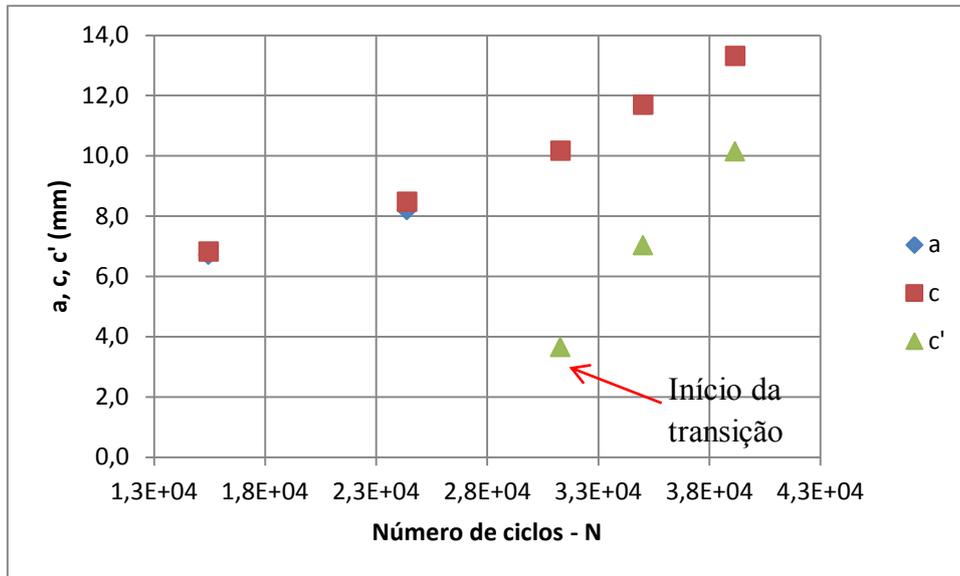


Figura 6.6 – Propagação da trinca no CP01.

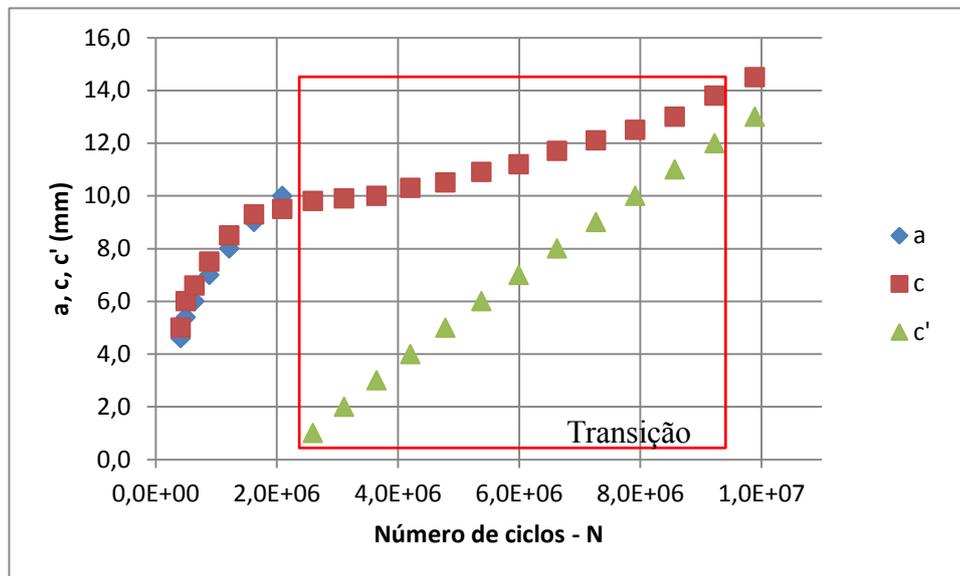


Figura 6.7 – Propagação da trinca no CP02.

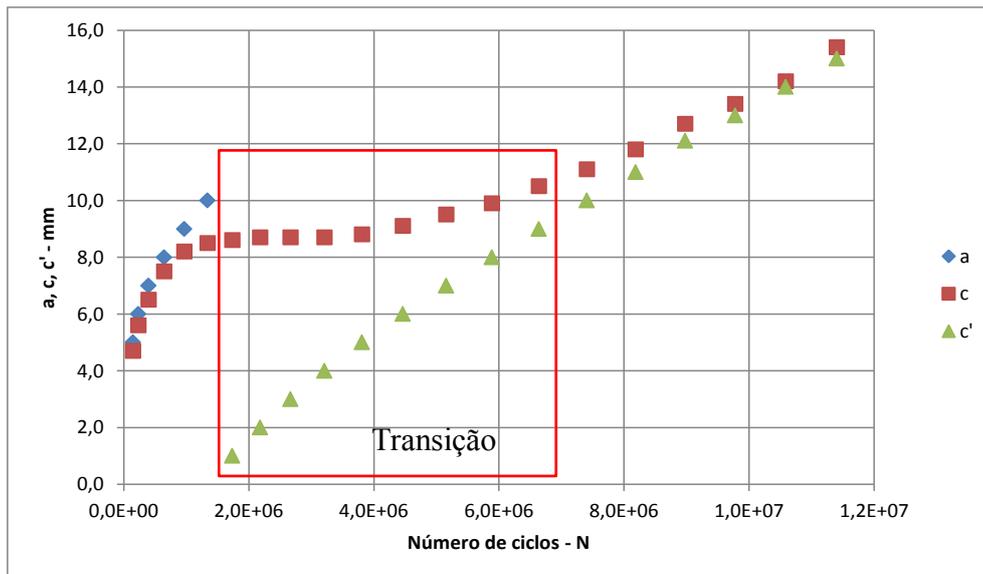


Figura 6.8 – Propagação da trinca no CP03.

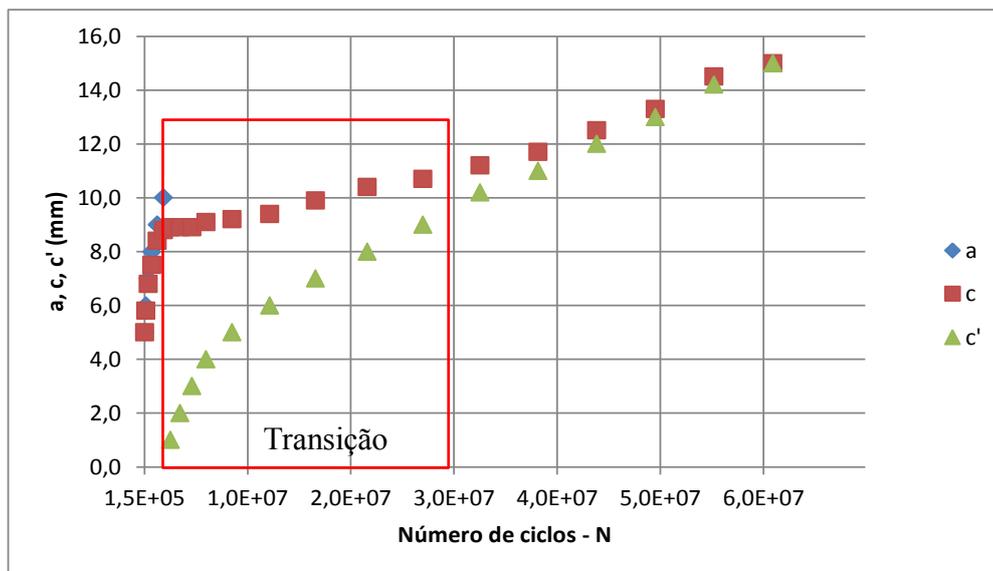
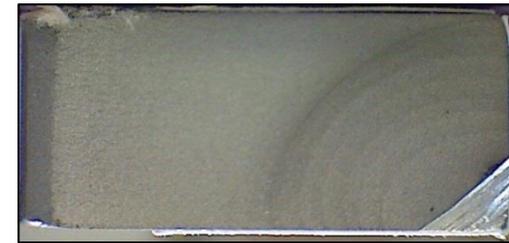
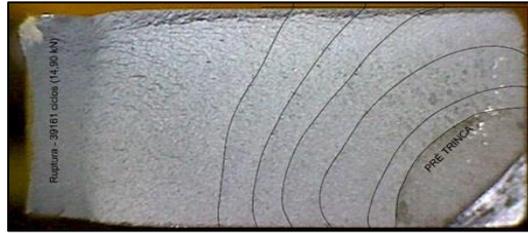


Figura 6.9 – Propagação da trinca no CP04.

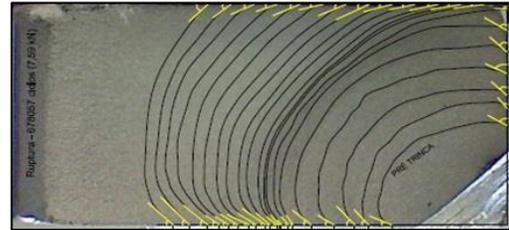
A Figura 6.10 ilustra os espécimes CP01, CP02, CP03 e CP04 após a ruptura, nos quais se fez uma estimativa da forma da trinca, com base nos parâmetros de geometria da trinca (a , c , c') medidos no ensaio e com base nas bandas marcadoras no plano da trinca.



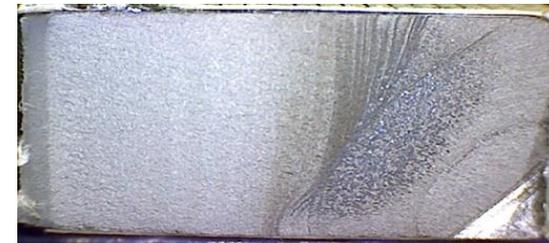
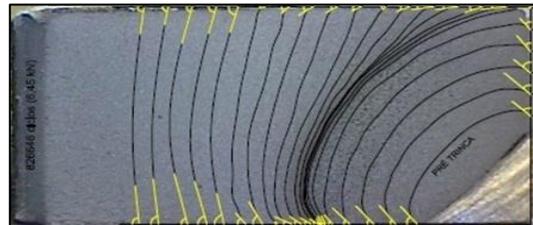
(a)



(b)



(c)



(d)

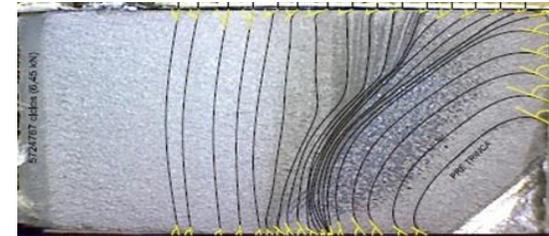


Figura 6.10 - Estimativa da forma da trinca (a) CP 01. (b) CP02. (c) CP03. (d) CP04

As Figuras 6.11, 6.12, 6.13 e 6.14 ilustram a variação da razão c'/c com o número de ciclos N . Por meio desta razão podemos identificar o início da transição 2D-1D, o qual acontece para valores $c' < 0,9c$ logo após a penetração da trinca na espessura da peça (Castro e Meggiolaro, 2009b). Em seguida, essa razão vai crescendo. O início da fase de trinca passante ou unidimensional acontece quando o valor de c' é igual a 90 % do valor de c . Os pontos à esquerda da linha vermelha representam o período de transição. Os pontos à direita da linha vermelha indicam a propagação unidimensional da trinca. No CP01, por ter sido o primeiro corpo de prova a ser ensaiado (ensaio de teste), não foi delimitado o período de transição da trinca.

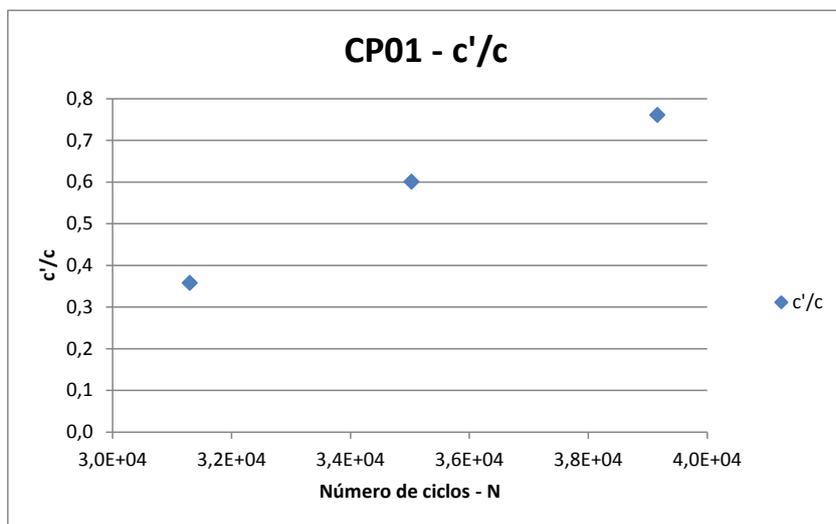


Figura 6.11 – Relação c'/c com N no CP01.

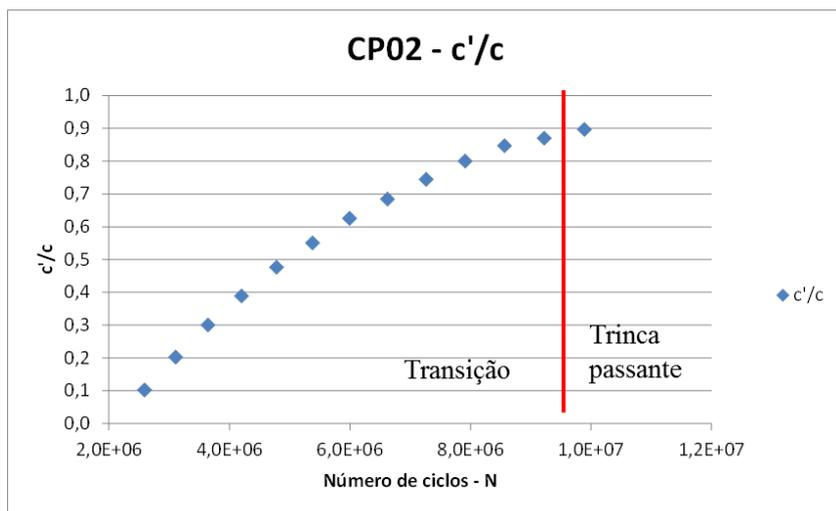


Figura 6.12 – Relação c'/c com N no CP02.

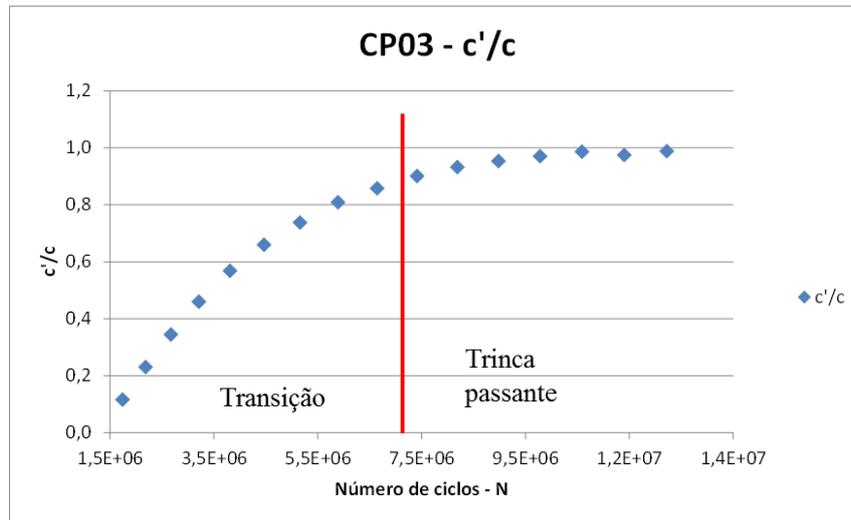


Figura 6.13 – Relação c'/c com N no CP03.

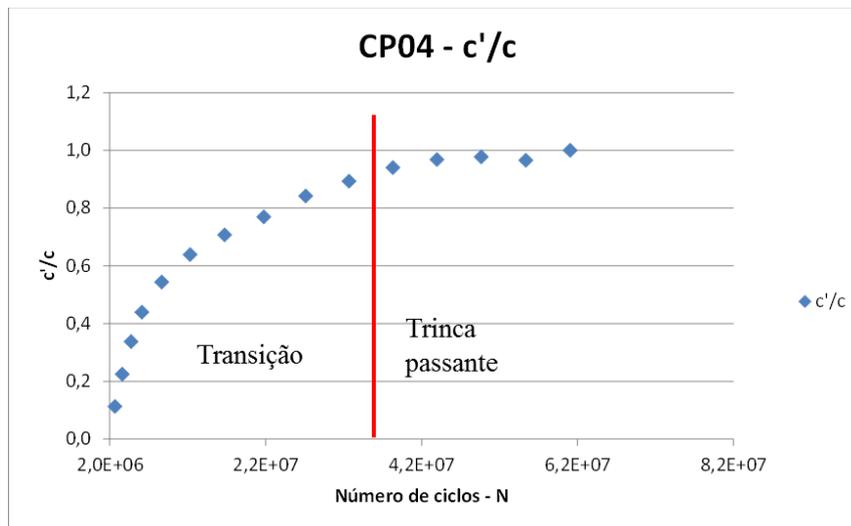


Figura 6.14 – Relação c'/c com N no CP04.

Nas Figuras 6.15 a 6.18 são mostradas as relações entre a profundidade da trinca e a gama dos fatores de intensidade de tensão modo I na direção de a . No CP01, por ter sido o primeiro corpo de prova a ser ensaiado (ensaio de teste), não foram medidos os tamanhos de trinca de 1 mm em 1 mm. Percebe-se que $\Delta K_{I,a}$ cresce, durante o período de propagação bidimensional, e, quando a trinca atinge a extremidade da peça ($a = 10\text{ mm}$), há um decréscimo, ou seja, no início da transição de trinca bidimensional para trinca passante, há uma diminuição no valor de $\Delta K_{I,a}$.

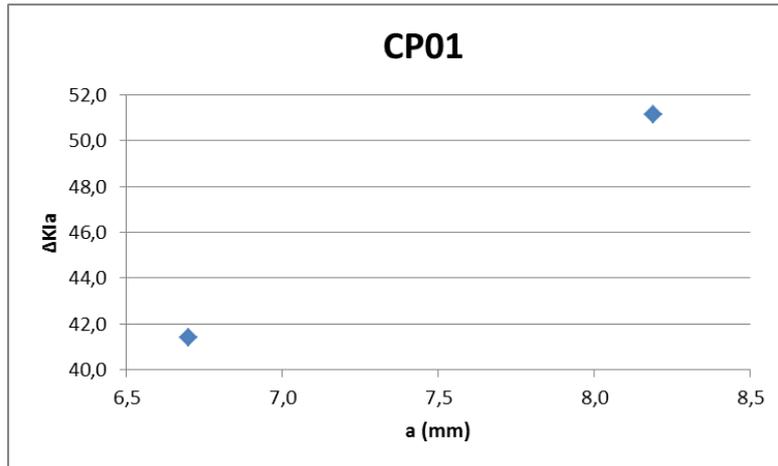


Figura 6.15 – CP01. $\Delta K_{I,a} \times a$

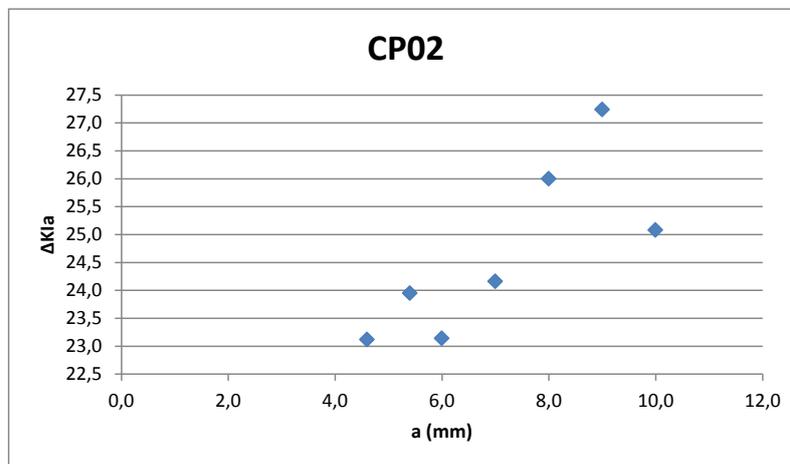


Figura 6.16 - CP02. $\Delta K_{I,a} \times a$

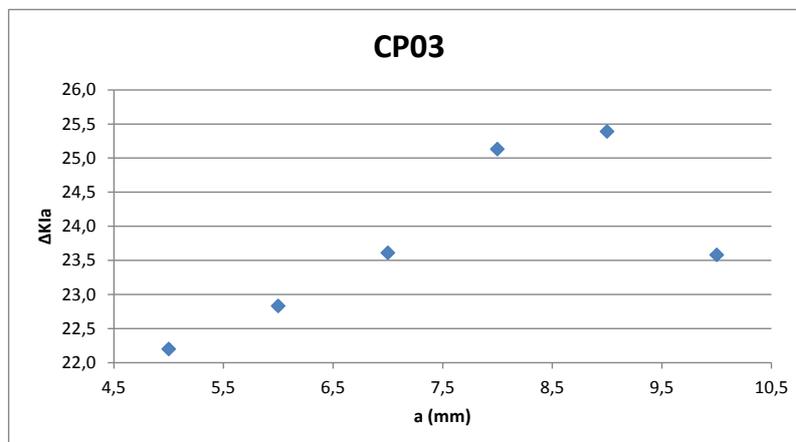


Figura 6.17 - CP03. $\Delta K_{I,a} \times a$

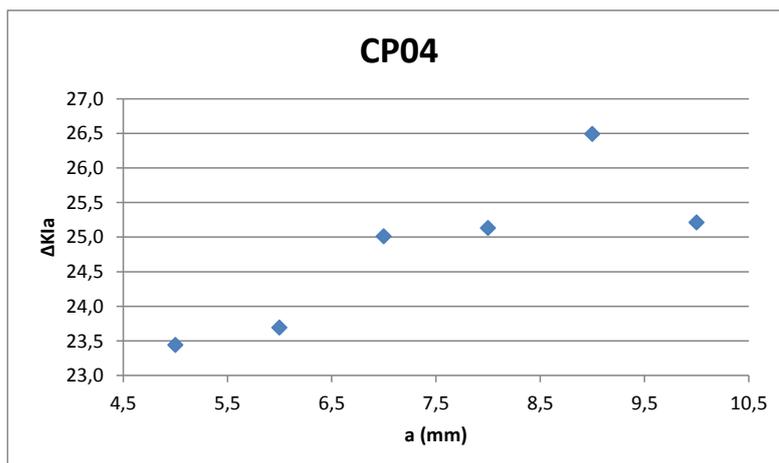


Figura 6.18 - CP04. $\Delta K_{I,a}$ x a

A Tabela 6.1 mostra, para os corpos de prova 02 a 04, a redução no valor de $\Delta K_{I,a}$ quando a trinca penetra completamente pela espessura da peça. Vê-se que, para o CP02, quando a trinca atinge a profundidade de 9 mm, o valor de $\Delta K_{I,a}$ é $27,04 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Ao atingir a extremidade da peça, penetrando completamente pela espessura, o valor de $\Delta K_{I,a}$ é $25,08 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, ocorrendo uma redução de 7,25 %.

Tabela 6.1 – Redução no valor de $\Delta K_{I,a}$ ao penetrar completamente a espessura da peça.

	CP02	CP03	CP04
$a = 9 \text{ mm}$	27,04	25,39	26,49
$a = 10 \text{ mm}$	25,08	23,58	25,21
Redução	7,25 %	7,13 %	4,83 %

A Tabela 6.2 mostra o aumento em $\Delta K_{I,a}$ no período de trinca bidimensional do início do ensaio até $a = 9 \text{ mm}$, pouco antes de sofrer o decréscimo ao penetrar completamente pela espessura da peça ($a = 10 \text{ mm}$), mostrado na Tabela 6.1.

Tabela 6.2 – Aumento em $\Delta K_{I,a}$ do início do ensaio até $a = 9 \text{ mm}$.

CP02	CP03	CP04
17,82 %	14,37 %	13,01 %

Nas Figuras 6.19 a 6.22, tem-se os valores de $\Delta K_{I,c}$ relacionados com o comprimento superficial da trinca na face dianteira do corpo de prova. Os pontos do gráfico estão separados por linhas vermelhas para delimitá-los quanto à evolução da propagação da

trinca. No CP01, por ter sido o primeiro corpo de prova a ser ensaiado (ensaio de teste), não foram aferidos os tamanhos de trinca de 1 mm em 1 mm, assim não foi possível delimitar bem os períodos de propagação bidimensional da trinca, de transição e a fase de trinca passante. Percebe-se que $\Delta K_{I,c}$ cresce, durante o período de propagação bidimensional, e próximo de se iniciar o período de transição (a partir de $a = 9,00 \text{ mm}$), percebe-se uma diminuição em $\Delta K_{I,c}$. Em seguida, $\Delta K_{I,c}$ começa a crescer novamente, já na fase de transição. Vê-se, nos corpos de prova 02 a 04, que o fator de intensidade de tensão modo I na direção de c reduz até um valor mínimo e depois volta a crescer.

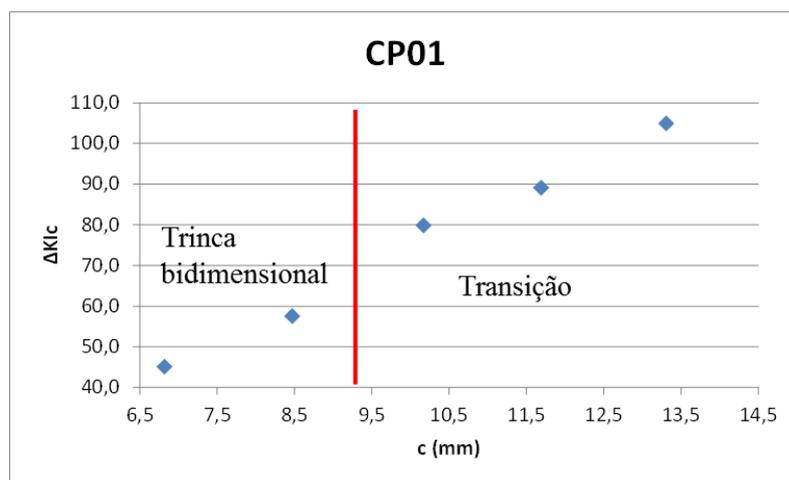


Figura 6.19 - CP01. $\Delta K_{I,c} \times c$

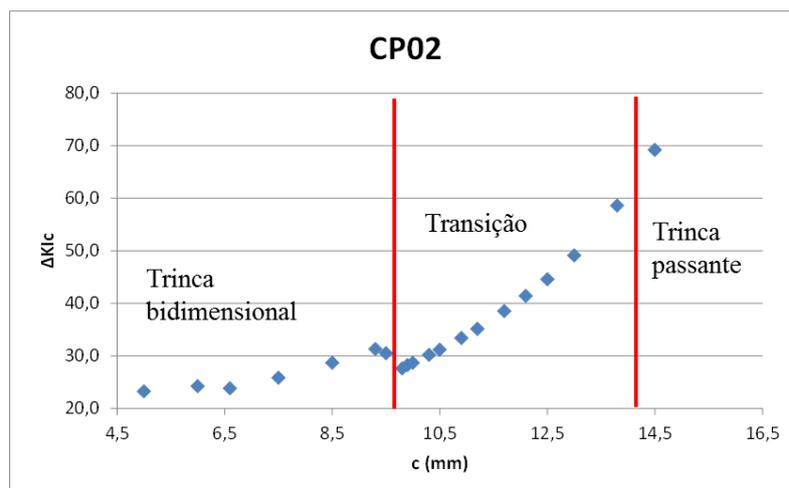


Figura 6.20 - CP02. $\Delta K_{I,c} \times c$

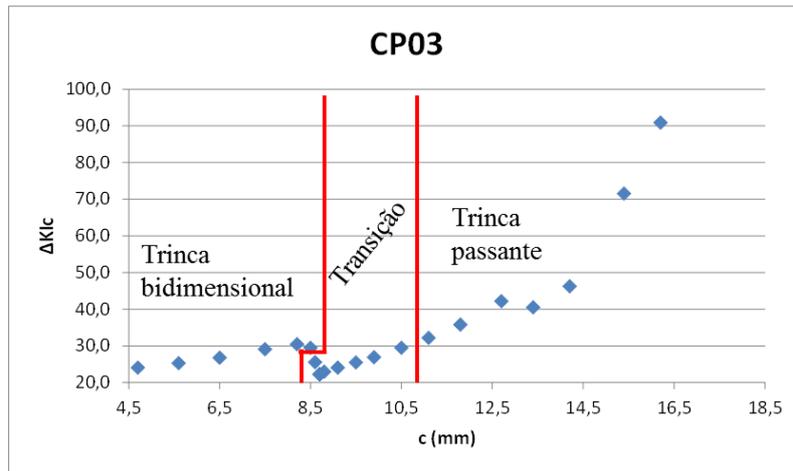


Figura 6.21 - CP03. $\Delta K_{I,c} \times c$

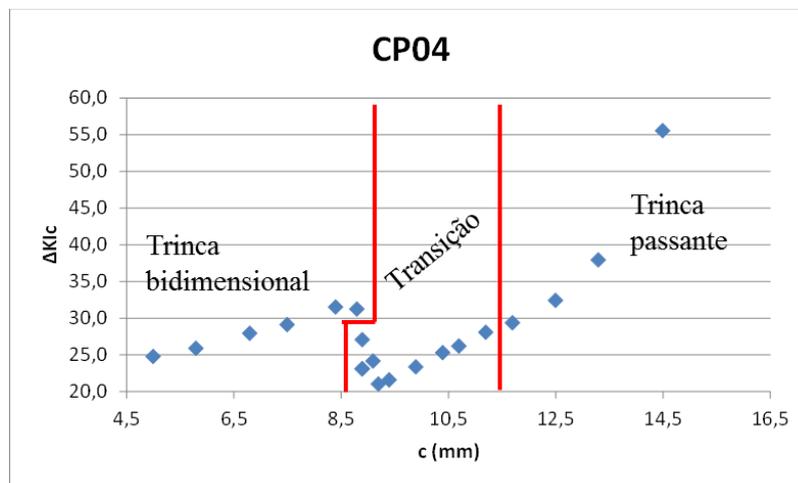


Figura 6.22 - CP04. $\Delta K_{I,c} \times c$

A Tabela 6.3 mostra redução que $\Delta K_{I,c}$ sofreu de $a = 9,00 \text{ mm}$ até começar a crescer novamente.

Tabela 6.3 – Redução em $\Delta K_{I,c}$

CP02	CP03	CP04
11,85 %	27,02 %	26,79 %

A Tabela 6.4 mostra o aumento que $\Delta K_{I,c}$ teve comparando seus valores no início e fim do período de trinca bidimensional.

Tabela 6.4 – Aumento em $\Delta K_{I,c}$ no período de trinca bidimensional.

CP02	CP03	CP04
34,78 %	26,47 %	27,22 %

Na Tabela 6.5 vê-se o aumento que $\Delta K_{I,c}$ sofre no período de transição. Nota-se que, nos corpos de prova 03 e 04, $\Delta K_{I,c}$ não apresentou grande aumento no período de transição se comparado com o CP02, pois nos ensaios do CP03 e CP04 houve mais uma redução de carga na fase de transição, além das reduções a cada incremento na profundidade da trinca, a fim de se acompanhar melhor a propagação. No CP04 essa redução de carga na transição, foi feita mais prontamente que no CP03, o que se percebe pelo fato de $\Delta K_{I,c}$ ter crescido mais no CP03 que no CP04, na fase de transição.

Tabela 6.5 – Aumento de $\Delta K_{I,c}$ no período de transição de trinca bidimensional para unidimensional.

CP02	CP03	CP04
112,36 %	32,82 %	21,68 %

Nas Figuras 6.23 a 6.26, tem-se os valores de $\Delta K_{I,a'}$ relacionados com o comprimento superficial da trinca na face traseira do corpo de prova, uma vez que c' e a' podem ser relacionados pela Equação (3.35). Os pontos do gráfico estão separados por linhas vermelhas para delimitá-los quanto à evolução da propagação da trinca. No CP01, por ter sido o primeiro corpo de prova a ser ensaiado (ensaio de teste), não foram aferidos os tamanhos de trinca de 1 mm em 1 mm, assim não foi possível delimitar bem os períodos de transição e de trinca passante.

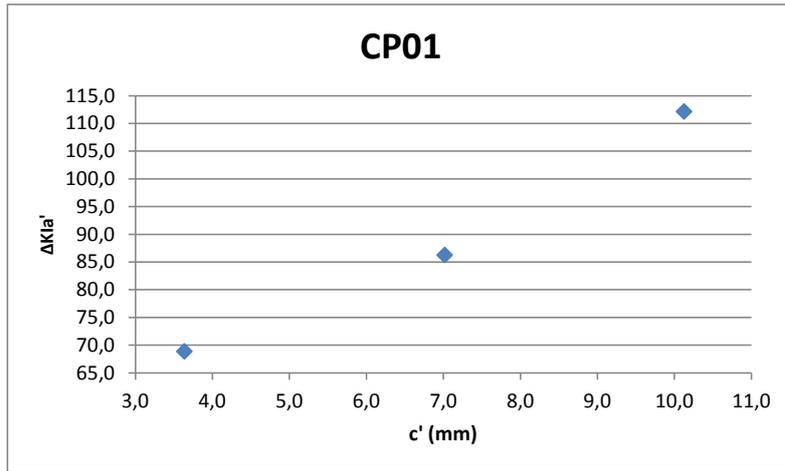


Figura 6.23 - CP01. $\Delta K_{I,a'} \times c'$

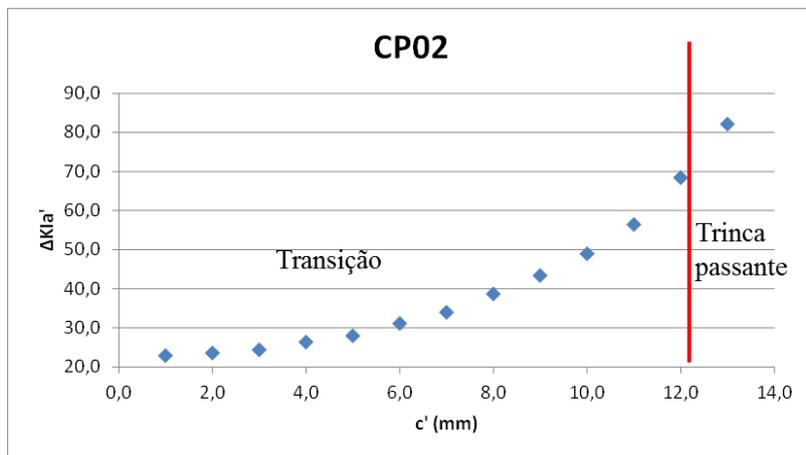


Figura 6.24 - CP02. $\Delta K_{I,a'} \times c'$

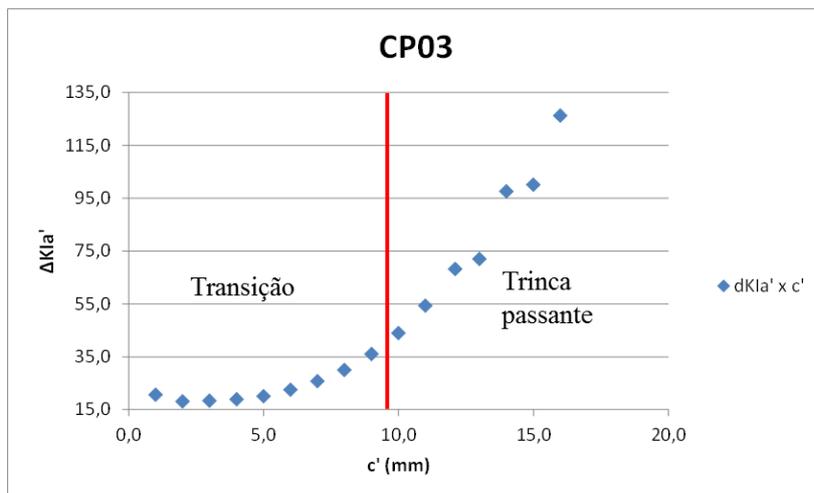


Figura 6.25 - CP03. $\Delta K_{I,a'} \times c'$

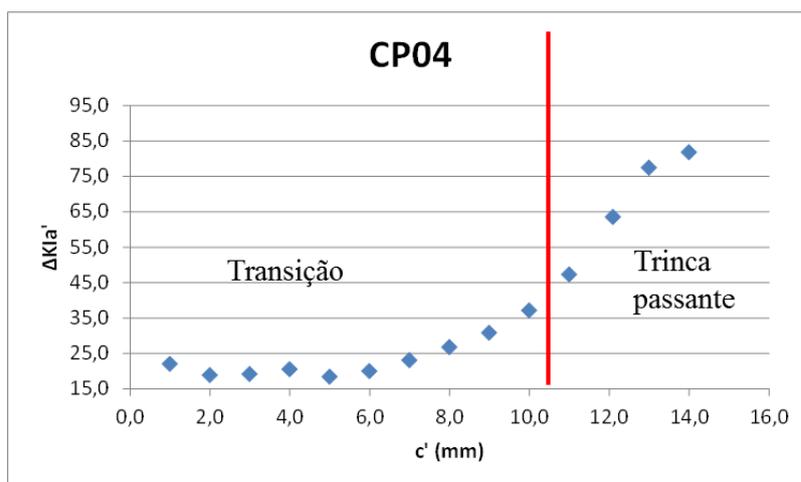


Figura 6.26 - CP04. $\Delta K_{I,a'} \times c'$

A Tabela 6.6 mostra o aumento de $\Delta K_{I,a'}$ do início ao fim do período de transição de trinca bidimensional para passante. Nota-se que, assim como em $\Delta K_{I,c}$, nos corpos de prova 03 e 04, $\Delta K_{I,a'}$ não apresentou grande aumento no período de transição se comparado com o CP02, pois nos ensaios do CP03 e CP04 houve mais uma redução de carga na fase de transição, além das reduções a cada incremento na profundidade da trinca, a fim de se acompanhar melhor a propagação. No CP04 essa redução de carga na transição, foi feita mais prontamente que no CP03, o que se percebe pelo fato de $\Delta K_{I,a'}$ ter crescido mais no CP03 que no CP04, na fase de transição.

Tabela 6.6 – Aumento de $\Delta K_{I,a'}$ do início ao fim do período de transição.

CP02	CP03	CP04
198,86 %	75,15 %	68,96 %

A Figura 6.27 mostra a curva $\frac{da}{dN} \times \Delta K$ de Colliprieste para o aço SAE 4340 obtida por Miranda (2003). A Equação 6.1 representa a curva de Colliprieste modificado por Miranda (2003).

$$\frac{da}{dN} = 2,4 \cdot 10^{-9}$$

$$\cdot \left[K_C \cdot \Delta K_{th} \cdot (1 - 1,1 \cdot R) \right]$$

$$\cdot \left(\frac{K_C}{\Delta K_{th} \cdot (1 - 1,1 \cdot R)} \right)^{0,5 \ln \left(\frac{\ln \left(\frac{\Delta K}{\Delta K_{th} \cdot (1 - 1,1 \cdot R)} \right)}{\ln \left(\frac{K_C}{\Delta K} \right)} \right)} \right]^{1,25} \quad (6.1)$$

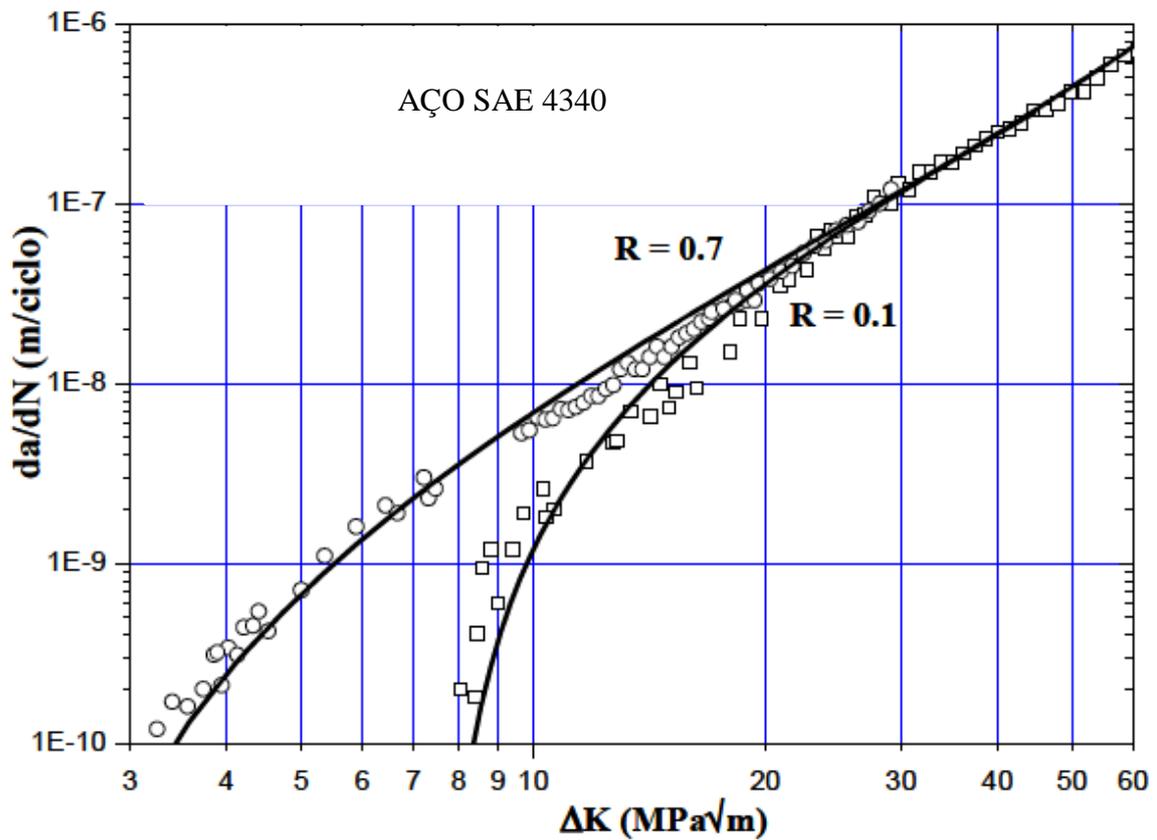


Figura 6.27 - Curva de Coliprieste modificada para o Aço SAE 4340 (Miranda, 2003).

7 - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS COM OS DO PROGRAMA ViDa

No presente trabalho, foram feitas simulações no Programa ViDa considerando a Lei de Propagação de Paris (Equação 4.10). Segundo Castro e Meggiolaro (2009b), para metais, o parâmetro m está situado entre os valores 1,5 e 6,0. Foram seguidas as recomendações de Miranda (2003) para a escolha de que intervalo de valores de A e m se usaria, visto que o material usado foi o mesmo (aço SAE 4340). Inicialmente, foi utilizado o valor de $A = 2,4 \times 10^{-9}$ e $m = 2,50$, juntamente com a história de carregamento do ensaio de cada corpo de prova, para uma primeira simulação no ViDa. Então, para ilustrar o que aconteceria se fosse feita alguma simulação probabilística, foram feitas variações em tais parâmetros e foi-se delimitando o intervalo de valores dessas constantes que geravam melhores valores de tamanhos de trinca, comparados aos do experimento. Em seguida, foram feitas variações pequenas nos valores dos parâmetros do material A e m a fim de se obter uma melhor aproximação e verificar a influência de tais parâmetros na taxa de propagação da trinca. Os valores considerados para o limiar de propagação e tenacidade à fratura do material foram, respectivamente, $7,5 \text{ MPa}\sqrt{m}$ e $300 \text{ MPa}\sqrt{m}$. Após diversas variações nas constantes de Paris, foram escolhidos seis valores para cada parâmetro, a fim de mostrar quais resultados no ViDa eram gerados e compará-los com o experimento. Primeiramente, foi fixado o valor de m em 2,50, variando os valores do parâmetro A . Em seguida, foi utilizado o melhor valor de A , ou seja, o valor que gerou tamanhos de trinca mais próximos dos valores do experimento, variando o valor de m . As Tabelas 7.1 e 7.2 mostram respectivamente os valores dos parâmetros A e m usados na simulação no ViDa.

Tabela 7.1 – Valores do parâmetro A utilizados no ViDa.

A
$2,20 \times 10^{-9}$
$2,25 \times 10^{-9}$
$2,28 \times 10^{-9}$
$2,30 \times 10^{-9}$
$2,32 \times 10^{-9}$
$2,35 \times 10^{-9}$

Tabela 7.2 - Valores do parâmetro m utilizados no ViDa.

m
2,47
2,48
2,49
2,50
2,51
2,52

A Figura 7.1 mostra a comparação, no CP01, entre a profundidade de trinca aferida no experimento com as profundidades de trinca variando o parâmetro A e mantendo fixo o parâmetro m em 2,50.

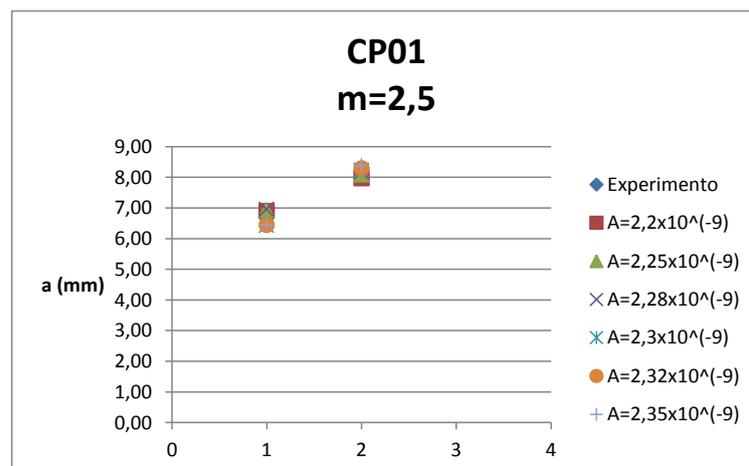


Figura 7.1 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro A no CP01.

A Figura 7.2 mostra a comparação, no CP01, entre a profundidade de trinca medida no experimento com as profundidades de trinca variando o parâmetro m e mantendo fixo o parâmetro A em $2,30 \times 10^{-9}$, valor que gerou a melhor aproximação.

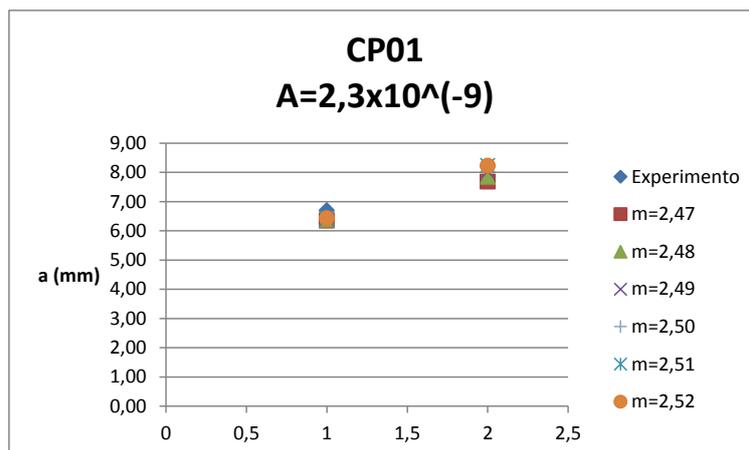


Figura 7.2 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro m no CP01.

A Figura 7.3 mostra a comparação, no CP01, entre o valor de c aferido no experimento com os valores de c variando o parâmetro A e mantendo fixo o parâmetro m em 2,50.

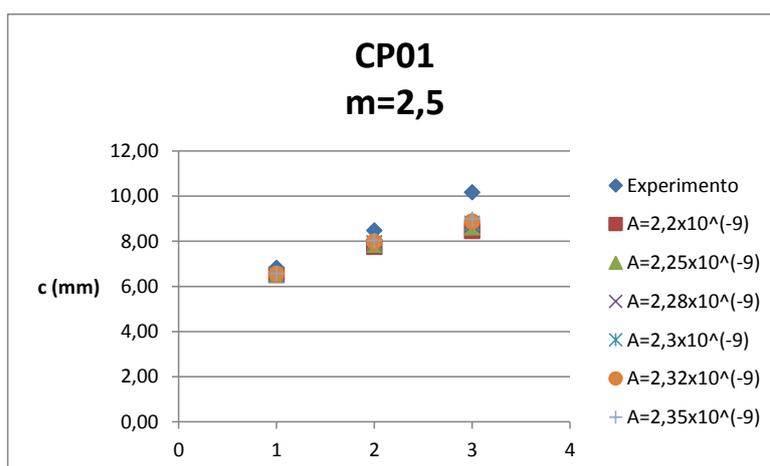


Figura 7.3 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro A no CP01.

A Figura 7.4 mostra a comparação, no CP01, entre o valor de c medido no experimento com os valores de c variando o parâmetro m e mantendo fixo o parâmetro A em $2,30 \times 10^{-9}$, valor que gerou a melhor aproximação.

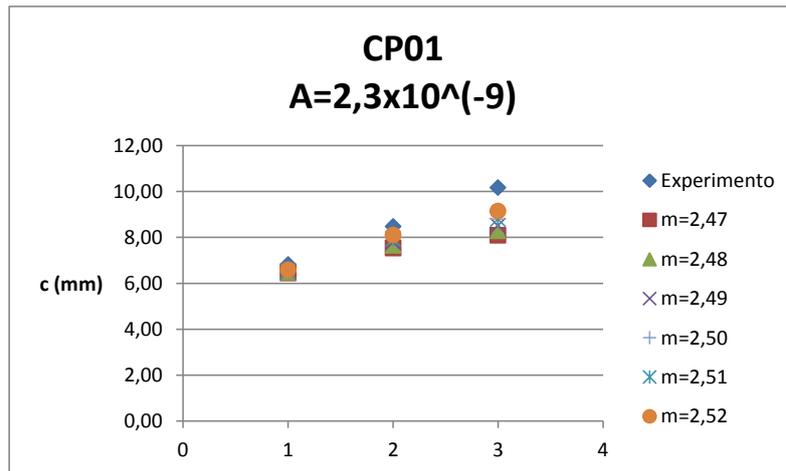


Figura 7.4 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro m no CP01.

A Figura 7.5 mostra a comparação, no CP02, entre a profundidade de trinca aferida no experimento com as profundidades de trinca variando o parâmetro A e mantendo fixo o parâmetro m em 2,50.

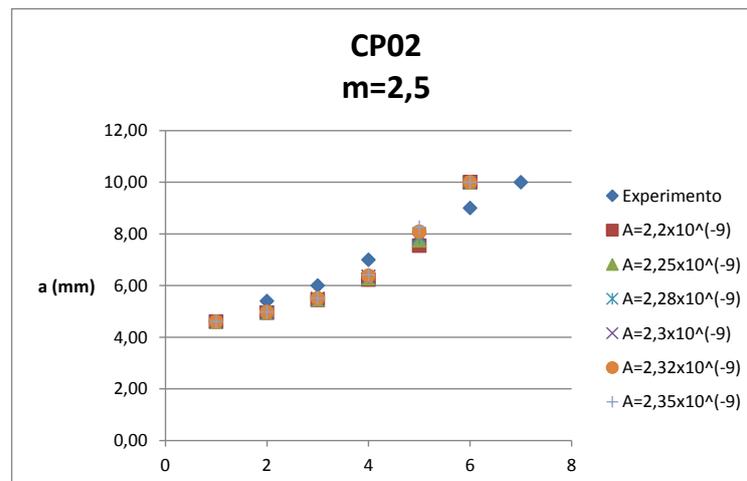


Figura 7.5 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro A no CP02.

A Figura 7.6 mostra a comparação, no CP02, entre a profundidade de trinca medida no experimento com as profundidades de trinca variando o parâmetro m e mantendo fixo o parâmetro A em $2,30 \times 10^{-9}$, valor que gerou a melhor aproximação.

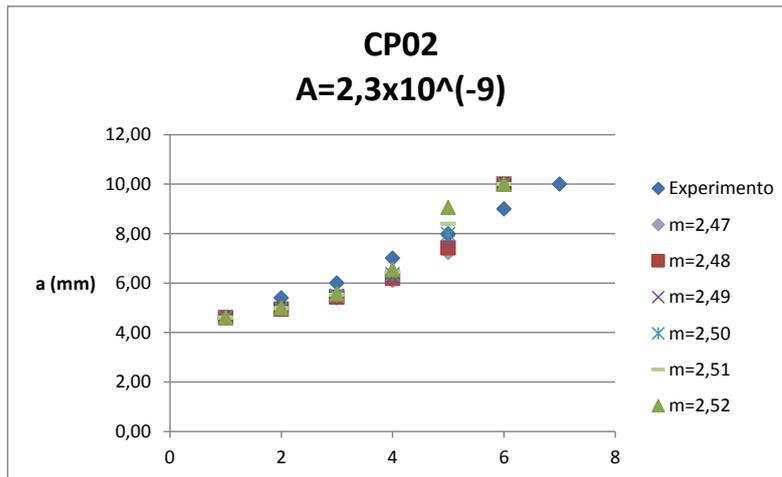


Figura 7.6 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro m no CP02.

A Figura 7.7 mostra a comparação, no CP02, entre o valor de c aferido no experimento com os valores de c variando o parâmetro A e mantendo fixo o parâmetro m em 2,50.

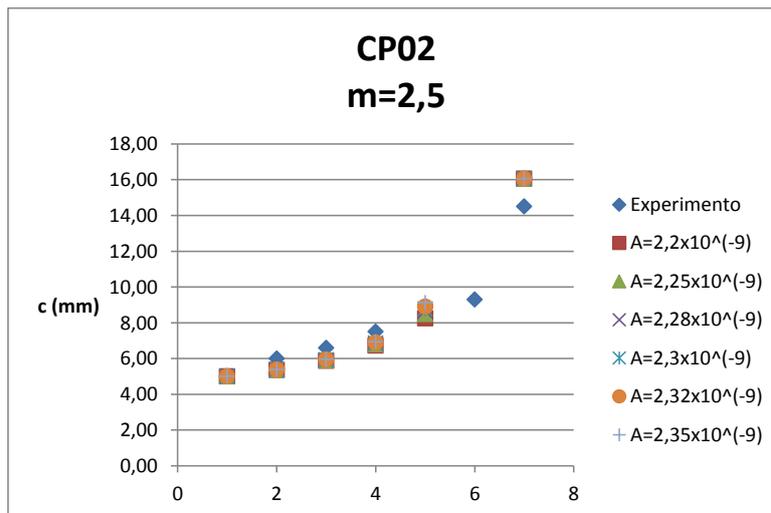


Figura 7.7 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro A no CP02.

A Figura 7.8 mostra a comparação, no CP02, entre o valor de c medido no experimento com os valores de c variando o parâmetro m e mantendo fixo o parâmetro A em $2,30 \times 10^{-9}$, valor que gerou a melhor aproximação.

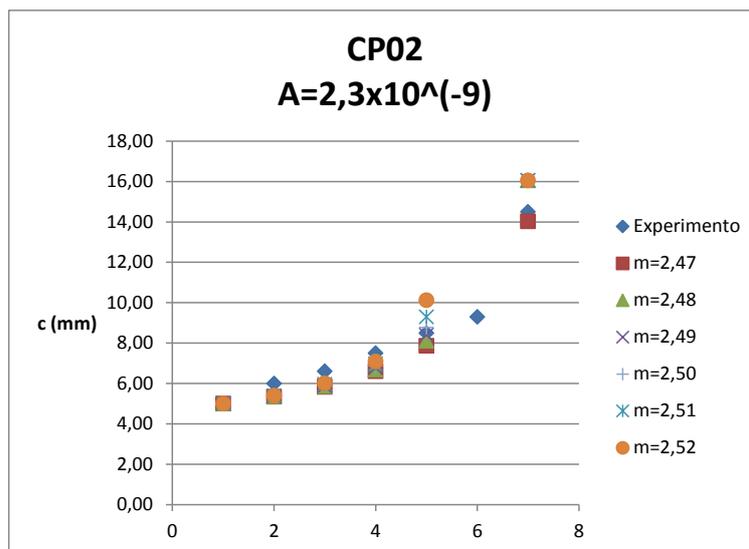


Figura 7.8 - Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro m no CP02.

A Figura 7.9 mostra a comparação, no CP03, entre a profundidade de trinca aferida no experimento com as profundidades de trinca variando o parâmetro A e mantendo fixo o parâmetro m em 2,50.

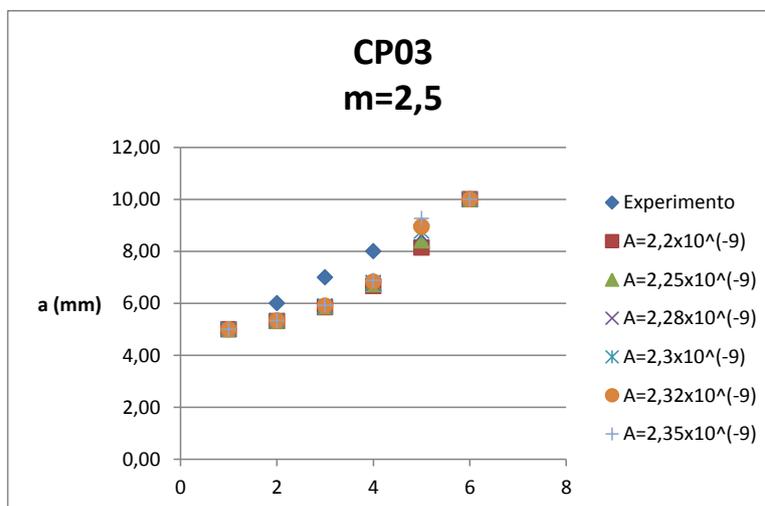


Figura 7.9 - Profundidade de trinca: variação do parâmetro A no CP03.

A Figura 7.10 mostra a comparação, no CP03, entre a profundidade de trinca medida no experimento com as profundidades de trinca variando o parâmetro m e mantendo fixo o parâmetro A em $2,30 \times 10^{-9}$, valor que gerou a melhor aproximação.

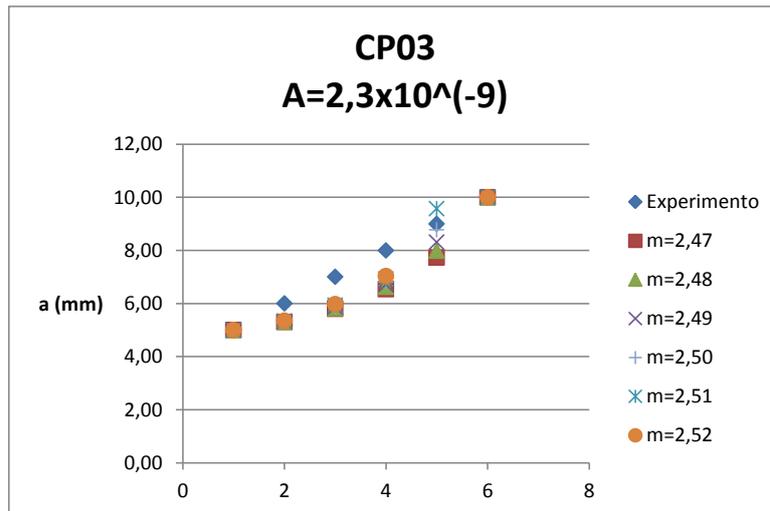


Figura 7.10 - Profundidade de trinca: variação do parâmetro *m* no CP03.

A Figura 7.11 mostra a comparação, no CP03, entre o valor de *c* aferido no experimento com os valores de *c* variando o parâmetro *A* e mantendo fixo o parâmetro *m* em 2,50.

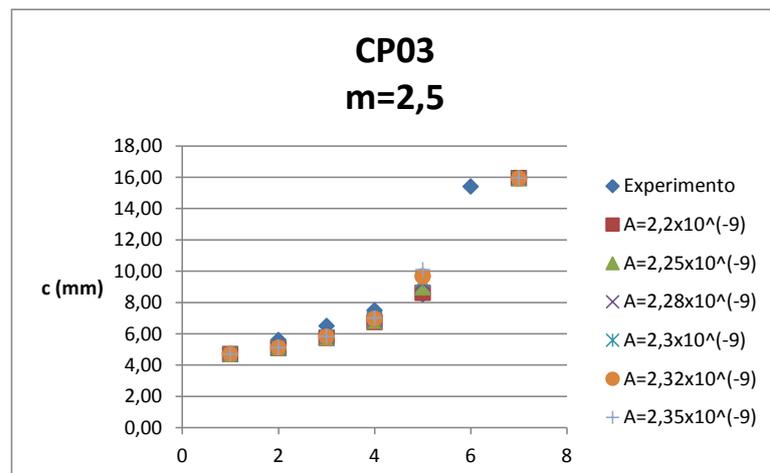


Figura 7.11 - Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro *A* no CP03.

A Figura 7.12 mostra a comparação, no CP03, entre o valor de *c* medido no experimento com os valores de *c* variando o parâmetro *m* e mantendo fixo o parâmetro *A* em $2,30 \times 10^{-9}$, valor que gerou a melhor aproximação.

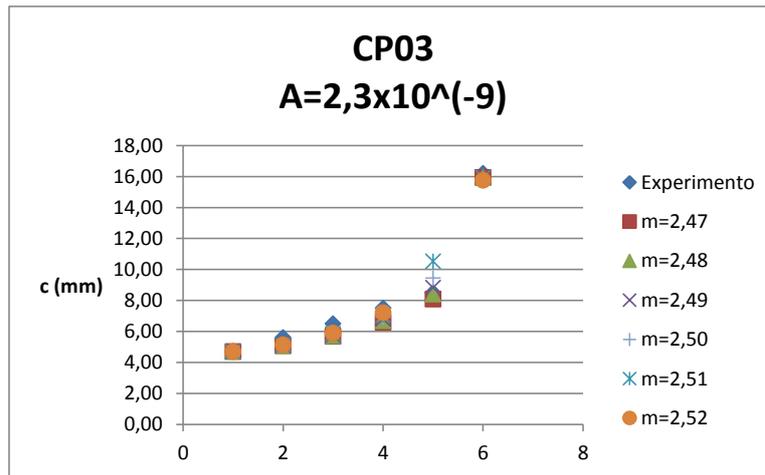


Figura 7.12 - Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro m no CP03.

A Figura 7.13 mostra a comparação, no CP04, entre a profundidade de trinca aferida no experimento com as profundidades de trinca variando o parâmetro A e mantendo fixo o parâmetro m em 2,50.

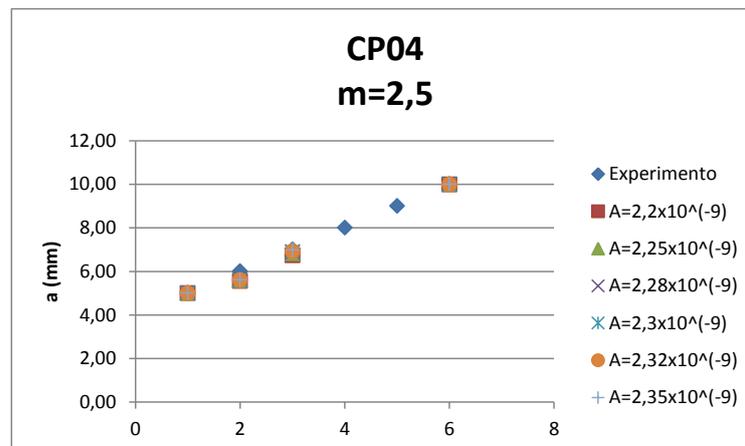


Figura 7.13 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro A no CP04.

A Figura 7.14 mostra a comparação, no CP04, entre a profundidade de trinca medida no experimento com as profundidades de trinca variando o parâmetro m e mantendo fixo o parâmetro A em $2,30 \times 10^{-9}$, valor que gerou a melhor aproximação.

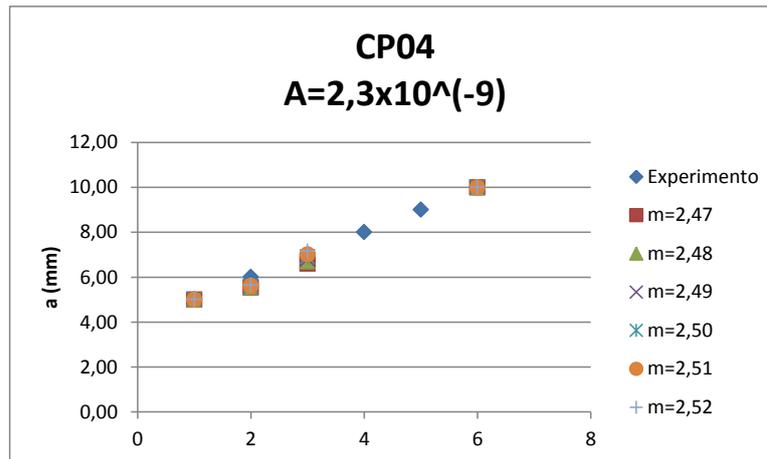


Figura 7.14 – Profundidade de trinca: variação do parâmetro m no CP04

A Figura 7.15 mostra a comparação, no CP04, entre o valor de c aferido no experimento com os valores de c variando o parâmetro A e mantendo fixo o parâmetro m em 2,50.

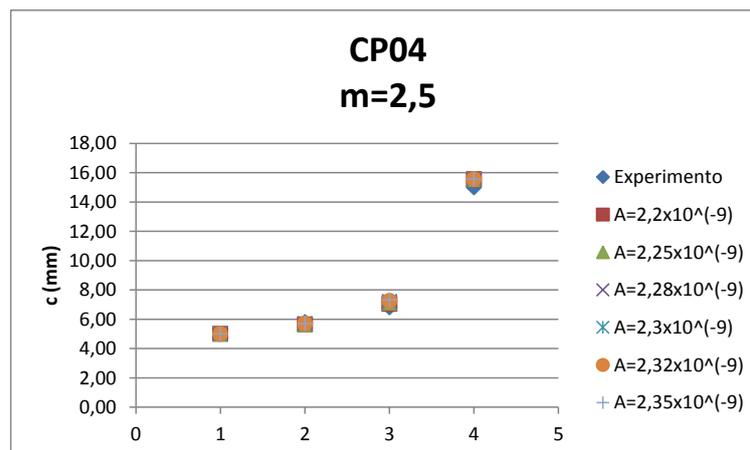


Figura 7.15 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro A no CP04.

A Figura 7.16 mostra a comparação, no CP04, entre o valor de c medido no experimento com os valores de c variando o parâmetro m e mantendo fixo o parâmetro A em $2,30 \times 10^{-9}$, valor que gerou a melhor aproximação.

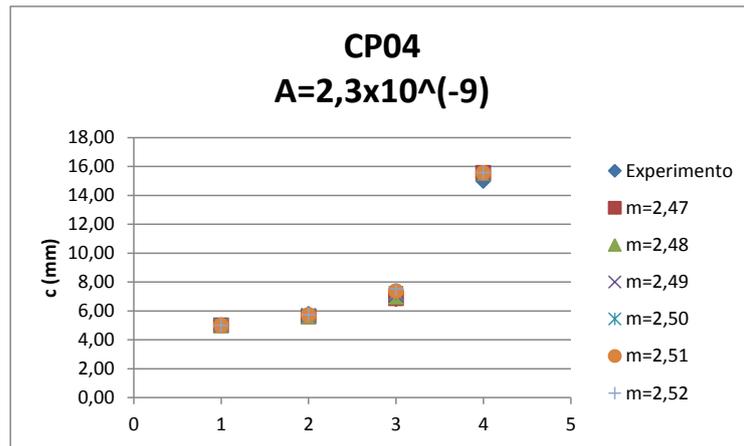


Figura 7.16 – Comprimento superficial da trinca na face dianteira: variação do parâmetro m no CP04.

Os valores de A e m que geraram melhor aproximação foram $2,30 \times 10^{-9}$ e $m = 2,50$.

8 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Sabe-se que o fenômeno fadiga é um dos mais importantes mecanismos que levam às falhas mecânicas, visto que ela afeta grande parte das falhas estruturais que se veem na prática. A trinca por fadiga geralmente avança vagarosamente, mantendo-se pequena, se comparada às dimensões da estrutura, durante boa parte de sua vida útil. Uma questão importante nesse assunto é a transição de uma trinca parcialmente penetrante (bidimensional) para uma situação unidimensional (trinca passante), pois para calcular a vida total de uma trinca por fadiga é preciso também conhecer seu comportamento na fase de transição. Assim, para a análise da fase de transição, foram realizados experimentos de propagação de trincas em corpos de prova com seção transversal retangular.

A partir das seções transversais dos corpos de prova após a ruptura, notou-se a presença de marcas no plano da trinca (frentes da trinca), as quais surgem devido à mudança na amplitude de carga (Figuras 6.2 a 6.5). Ainda por essas figuras, percebeu-se que a forma da trinca após a penetração pela espessura é quase semi-elíptica independente do tamanho inicial da trinca e que a trinca não se transforma imediatamente de bidimensional para passante; há uma fase de transição na qual a trinca se mantém com a forma aproximadamente elíptica. Notou-se também que após a penetração, a medida c' cresce bem mais que a medida c , para o mesmo intervalo de número de ciclos, conforme Figuras 6.6 a 6.9. Foi visto que $\Delta K_{I,a}$ cresce, durante o período de propagação bidimensional, e, quando a trinca atinge a extremidade da peça ($a = 10 \text{ mm}$), há um decréscimo, ou seja, no início da transição de trinca bidimensional para trinca passante, há uma diminuição no valor de $\Delta K_{I,a}$. Foi notado que $\Delta K_{I,c}$ cresce, durante o período de propagação bidimensional, e próximo de se iniciar o período de transição (a partir de $a = 9,00 \text{ mm}$), percebe-se uma diminuição em $\Delta K_{I,c}$. Em seguida, $\Delta K_{I,c}$ começa a crescer novamente, já na fase de transição. No CP03 e CP04 fez-se mais uma redução de carga na fase de transição e como ΔK é diretamente proporcional à carga aplicada, nesses CP's, $\Delta K_{I,c}$ não apresentou grande aumento no período de transição, em comparação ao CP02. No CP04 essa redução de carga na transição, foi feita mais prontamente que no CP03, o que se percebe pelo fato de $\Delta K_{I,c}$ ter crescido mais no CP03 que no CP04, na fase de transição.

Foi percebido também um grande aumento de $\Delta K_{I,a'}$ na fase de transição da trinca. Com relação ao uso do programa ViDa, percebeu-se que as melhores aproximações para a profundidade da trinca a e para o comprimento superficial da trinca na face dianteira do corpo de prova (c) ocorreram com os valores das constantes do material $A = 2,30 \times 10^{-9}$ e $m = 2,50$. Assim, usando o programa ViDa e o regime de propagação de Paris, foi visto que os resultados experimentais, no que diz respeito aos tamanhos de trinca, são válidos dentro de uma margem de erro.

No tocante à sugestão para trabalhos futuros, vê-se a possibilidade de:

- Analisar numericamente a transição de trincas quarto elípticas para passantes no aço SAE 4340 sujeito à solicitação de tração;
- Analisar experimental e numericamente a transição de trincas superficiais e internas para passantes;
- Analisar a transição de trincas 2D para 1D com a solicitação de flexão;
- Analisar experimental e numericamente a transição de trincas bidimensionais para passantes em outros materiais;

ANEXO 1 – PROGRAMA ViDa

Este Anexo foi baseado em Castro e Meggiolaro (2003).

O ViDa é um programa de cálculo desenvolvido para automatizar rotinas usadas na previsão do dano à fadiga. O programa inclui rotinas para os métodos SN, ϵN e da/dN. Este trabalho utilizará o método da/dN no ViDa. As rotinas desse método são utilizadas para prever a propagação de trincas unidimensionais e bidimensionais. O programa ViDa conta ainda com diversas propriedades de mais de 13 mil materiais, centenas de fatores de intensidade de tensão modo I e de concentração de tensões, dezenas de regras de propagação, além de fatores de acabamento superficial. E como opção de cálculo, o ViDa permite modelar a transição das trincas superficiais 2D para trincas 1D tradicionais (Castro e Meggiolaro, 2009a).

O ViDa é um software para calcular o dano de fadiga causado por carregamentos diversos. Inclui métodos tradicionais de projeto à fadiga, além de:

- Calcular o dano de fadiga pelos métodos SN, ϵN e da/dN;
- Plotar os laços de histerese elastoplásticos corrigidos calculados pelo Método ϵN ;
- Resolver o sistema de Neuber para concentração de tensão;
- Contador Rainflow com Filtro Race-Track para histórias de carregamentos complexos;
- Predizer o Crescimento unidimensional e bidimensional de trincas de fadiga, incluindo efeitos de retardo;
- Calcular K_t , q , K_I e outras constantes requeridas pelos vários métodos de projeto;
- Ajustar automaticamente curvas experimentais;
- Possuir bancos de dados de propriedades de materiais, fatores de intensidade de tensão, equações da/dN, etc.

Com o ViDa, arquivos podem ser importados de outro software, além de poder digitar a história de carregamento. É possível carregar arquivos ASCII de valores separados por vírgula (arquivos CSV, por exemplo gerados pelo software **Instron Wavemaker**), arquivos Excel, arquivos ASCII previamente salvos com componentes Alternado/Médio ou

Pico/Vale, ou mesmo arquivos experimentais gerados pelo **Histogramador Kyowa RHS-500A**. Para inserir história de carregamento, faz-se o seguinte:

- Na Janela Principal, escolha o Comando **Arquivo | Abrir**. Uma janela de abrir arquivo aparecerá;
- Clique no arquivo complex.alt e pressione OK;

A Planilha está agora carregada com as componentes alternadas/médias de uma História de Carregamentos. Estes valores representam tensões já que a Opção Tabela foi escolhida como Tensão (use o comando **Ferramentas | Opções** para definir se estes valores de tensão estão em MPa ou ksi). Pode-se também ver estas componentes Alternadas/Médias como uma sucessão de Picos e Vales, clicando em Pico/Vale na Opção do Sequenciamento (no topo da janela). Pode-se também adicionar ou apagar linhas usando o menu Editar.

O Programa ViDa possui um grande banco de dados de materiais com curvas de tensão-deformação, SN, eN e dados de da/dN, e muitas outras propriedades de mais de 13000 materiais. Este banco de dados pode ser expandido pelo usuário sem limites de armazenamento, e todos os materiais podem ser procurados por um critério qualquer definido pelo usuário (por exemplo, procurando por Alumínios com **Su** entre 400 e 500 MPa e ordenando pelo preço por kg). Para isso:

- Na Janela Principal, escolha o Comando **Dados | Material**. A Janela Material aparecerá com as propriedades do material atual;
- Escolha o comando **Arquivo | Abrir**. Uma lista com todos os materiais no banco de dados aparecerá;
- Clique no nome do material desejado;

Todas as propriedades armazenadas para aquele material aparecerão na Janela Material. Até mesmo pontos medidos experimentalmente para este material (se cadastrado) serão carregados e estarão disponíveis na página de Pontos Experimentais. Podem ser mudadas algumas das propriedades. Para isso, deve-se usar o comando **Arquivo | Salvar** para poder usar estas mudanças nos cálculos. Nota-se que alguns valores são escritos em vermelho na Janela Material. A cor vermelha denota propriedades que foram calculadas/estimadas a partir de outras, sem terem sido diretamente medidas. Esta cor pode ser alternada apertando a **barra de espaço** sobre o valor desejado. Para voltar à Janela Principal, usa-se

o Comando **Arquivo | Sair**. O nome do material selecionado será exibido no campo Material da Janela Principal, e qualquer cálculo futuro usará suas propriedades.

Trincas de superfície crescem de forma bidimensional, ou seja, tanto lateralmente quanto em profundidade. Não se pode confiar em simples cálculos de crescimento de trinca unidimensionais. O programa ViDa lida com trincas bidimensionais, calculando crescimento de trinca em ambas as direções, considerando as mudanças da forma da trinca, efeitos de retardo e até efeitos de parada de trinca. Para isso:

- Carregue ou digite uma história de carregamento na Janela de Carregamentos
- Certifique-se de que a opção Modelagem Estendida foi escolhida utilizando-se o comando **Ferramentas**. Esta opção é exigida para o **ViDa** calcular crescimento de trinca bidimensional;
- Na Janela Principal, escolha o comando **Vida | Crescimento de Trinca Bidimensional**, e a janela de Crescimento de Trinca Bidimensional (da/dN e dc/dN) aparecerá;
- Podem ser alterados os valores de **deltaK_{th}**, **K_{Ic}**, **A** e **m** (da lei de Elber) e **p** (de Walker Modificado) antes dos cálculos. Em geral, não é necessário mudar estes valores, já que eles são automaticamente carregados do Banco de Dados de Materiais para o material atual. Da próxima vez que essa janela for aberta, estas propriedades serão novamente carregadas do banco de dados de Materiais, ou seja, alterando diretamente os seus valores afeta apenas o cálculo atual. Pode-se calcular os valores de **A** e **m** de Elber diretamente, usando o botão **Calcular A, m (Elber)**. Clique com o botão direito no gráfico da curva da/dN e escolha **Redesenhar** para ver as mudanças nas curvas;
- Escolha **outra equação de da/dN** que pode ser usada no cálculo de crescimento de trinca (além de Elber e Walker Modificado) a partir de uma **lista de equações** (carregadas do banco de dados de equações de da/dN). A equação escolhida será exibida no campo Fórmula. Clique com o botão direito no gráfico da curva da/dN e escolha **Redesenhar** para visualizar as mudanças.
- Escolha o tipo da trinca no seu espécime: Semi-elíptica, Canto, trinca interna, ou trincas de superfície na parede de cilindros sob pressão, etc.;
- Digite as dimensões iniciais da trinca a e c , a largura de espécime e suas outras dimensões;

- Para as opções de trinca **Elíptica** e **Canto**, entre com os fatores pelos quais serão multiplicados os carregamentos da Janela Principal para considerar Tensão e/ou Flexão aplicados ao espécime (veja as setas nos Desenhos do Tipo de Trinca).
- Escolha quais equações de da/dN você quer usar nos cálculos e aperte o botão OK;
- O crescimento de trinca em ambas as direções é exibido nas 2 últimas linhas da Janela de carregamentos.

No ViDa, inicialmente, introduz-se a história de carregamento na janela de carregamento situada na janela principal do programa. A primeira coluna mostra os eventos. Uma vez escolhida a opção Alternado/Médio, as três colunas seguintes mostram as componentes alternadas e médias do carregamento e o número de 1/2 ciclos aplicados. Caso a opção Pico/Vale for escolhida, estas três colunas são substituídas por uma única que contém os picos e vales do carregamento. A Figura A1.1 ilustra a janela principal do ViDa.

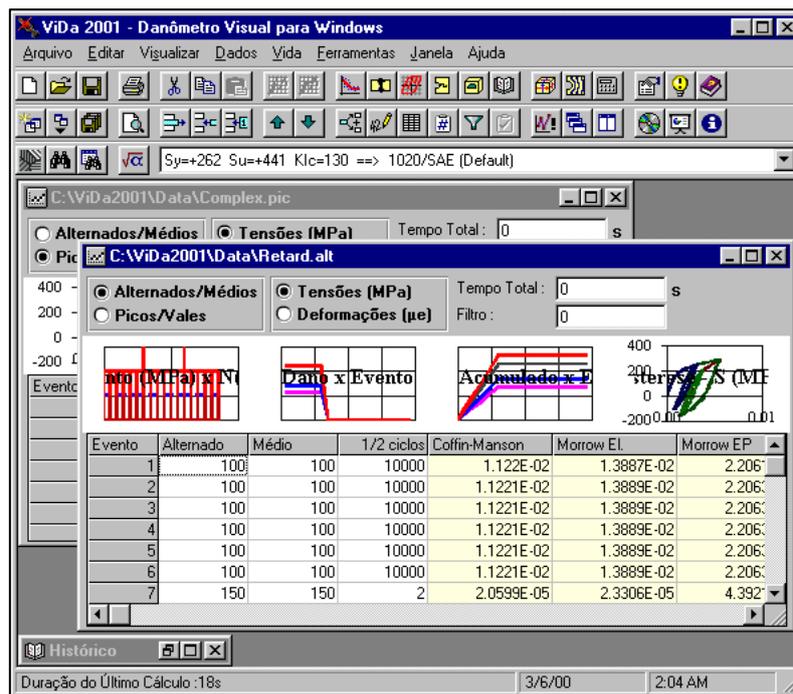


Figura A1.1 - Janela principal do programa ViDa (Castro e Meggiolaro, 2003).

Na janela Material é possível manipular o banco de dados de Materiais, adicionando, apagando, mudando ou apenas selecionando um material específico. Pode-se alterar as propriedades de materiais clicando no respectivo campo e entrando com os novos dados. Este novo valor só será efetivo depois que for salvo usando o **comando Material | Salvar**. Também se pode armazenar pontos experimentais para o material atualmente selecionado. Curvas SN, eN e da/dN (Paris ou Elber) podem ser automaticamente ajustadas a partir de

pontos experimentais, e os dados de propriedades calculadas podem ser usados em cálculos de vida futuros. Valores em preto representam propriedades medidas, enquanto os valores em vermelho refletem propriedades calculadas (que são menos confiáveis). Para alternar as cores preto/vermelho, basta pressionar a tecla de espaço enquanto digitando no campo desejado e salvar as alterações. A Figura A1.2 mostra a Janela Material.

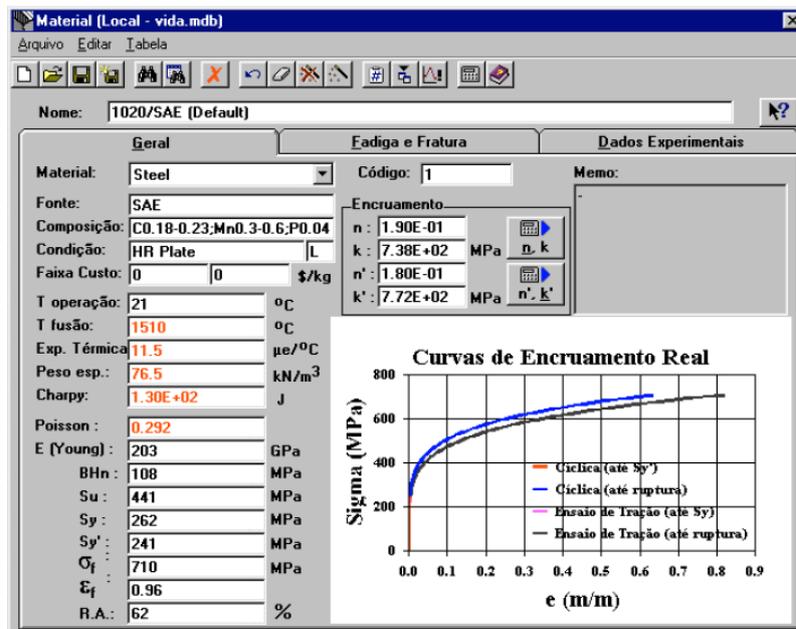


Figura A1.2 – Janela Material no ViDa (Castro e Meggiolaro, 2003).

No ViDa, há um banco de dados de equações de Kt, KI e da/dN que podem ser usadas nos cálculos, conforme Figura A1.3. Nesta janela, pode-se adicionar, apagar ou alterar dados de uma equação específica. Podem ser alteradas as equações clicando no campo desejado e entrando com os novos dados. É necessário salvar esses novos dados com o botão Alterar.

Equações (Local - vida.mdb)			K _t	K _I	K _{I 2D}	da/dN
Código	Nome	Fórmula	F	F	F	F
790	Arc-shaped spec. single-edge crack - 3-pt bending M=P*h/2 (2h=3w) (a,w,r,s,a/w>0.2,0.4<r/s<1,1.5%)	$\frac{2 \cdot \sqrt{w} \cdot (\pi \cdot a)}{[0.2 - 0.32 \cdot a/w + 0.12 \cdot (a/w)^2]} \cdot [1 + (1 - r/s) \cdot (1 - a/w - 1.49 \cdot (a/w)^2 + 0.73 \cdot (a/w)^3)]$	1	1	1	1
800	Arc-shaped spec. single-edge crack - 3-pt bending M=P*h/2 (2h=4w) (a,w,r,s,a/w>0.2,0.6<r/s<1,1%)	$\frac{2 \cdot \sqrt{w} \cdot (\pi \cdot a)}{[0.29 - 0.66 \cdot a/w + 0.37 \cdot (a/w)^2]} \cdot [1 + (1 - r/s) \cdot (1 - a/w - 1.43 \cdot (a/w)^2 + 0.669 \cdot (a/w)^3)]$	1	1	1	1
780	Arc-shaped specimen single-edge crack - Splitting forces (a,w,r,x,3%)	$\frac{[3 \cdot x/w + 1.9 + 1.1 \cdot a/w] \cdot [1 + 0.25 \cdot (1 - a/w)^2 \cdot w/(r+w)]}{(1 - a/w)^{1.5} \cdot [2.11 - 3.5544 \cdot a/w]}$	F	F	F	F
1140	Circ. disc central crack - Compressive forces colinear to crack (2a,2w,?%)	$\frac{(1/\pi) \cdot [1 - 0.5 \cdot a/(2 \cdot w) + 1.6873 \cdot (a/(2 \cdot w))^2 - 2.671 \cdot (a/(2 \cdot w))^3] +$	1	1	1	1
1090	Circ. disc central crack - Normal crack-face stress (2a,2w,?%)	$\frac{[1 - 0.5 \cdot a/(2 \cdot w) + 1.6873 \cdot (a/(2 \cdot w))^2 - 2.671 \cdot (a/(2 \cdot w))^3] +$	F	F	F	F
1100	Circ. disc central crack - Quadratic stress distribution Sigma1*(x/a)^2 (2a,2w,?%)	$\frac{[0.5 - 0.25 \cdot a/(2 \cdot w) + 0.4421 \cdot (a/(2 \cdot w))^2 - 1.1091 \cdot (a/(2 \cdot w))^3] +$	F	F	F	F
1110	Circ. disc single-edge crack - Normal crack-face stress (a,w,1%)	$\frac{1/w - 0.545 \cdot (a/w)^2 + 0.405 \cdot (a/w)^3}{(1 - a/w)^{1.5}}$	1	1	1	1

Figura A1.3 – Banco de dados de equações no ViDa (Castro e Meggiolaro, 2003).

Em seguida, pode-se calcular o crescimento de trinca bidimensional usando o método da/dN (combinado com equações de fatores de intensidade de tensão) e usando a história de carregamentos da janela principal. As trincas são consideradas elípticas em forma, com semieixos a e c . Considera-se também que a trinca de canto é um quarto de elipse, a trinca de superfície é uma semielipse, e a trinca interna, uma elipse. As trincas podem mudar a razão a/c durante sua propagação, mas permanecem elípticas. Podem ser introduzidas as dimensões do corpo de prova escolhido e da trinca bidimensional, as constantes das leis de Paris ou Elber do material podem ser alteradas, efeitos de retardo de crescimento de trinca podem ser introduzidos e diversos gráficos podem ser definidos.

Muitos dos dados desta janela vêm do banco de dados de materiais, e os outros são mantidos de seu último cálculo. Esta janela só está disponível para a opção “modelagem estendida” da janela “opções”. Depois de configurar as propriedades desejadas, clica-se no botão “OK” para voltar à janela principal e executar os cálculos. As Figuras A1.4, A1.5 e A1.6 mostram as três abas contidas na janela “crescimento de trinca bidimensional”: “curva da/dN”, “trinca” e “retardo/opções”, respectivamente.

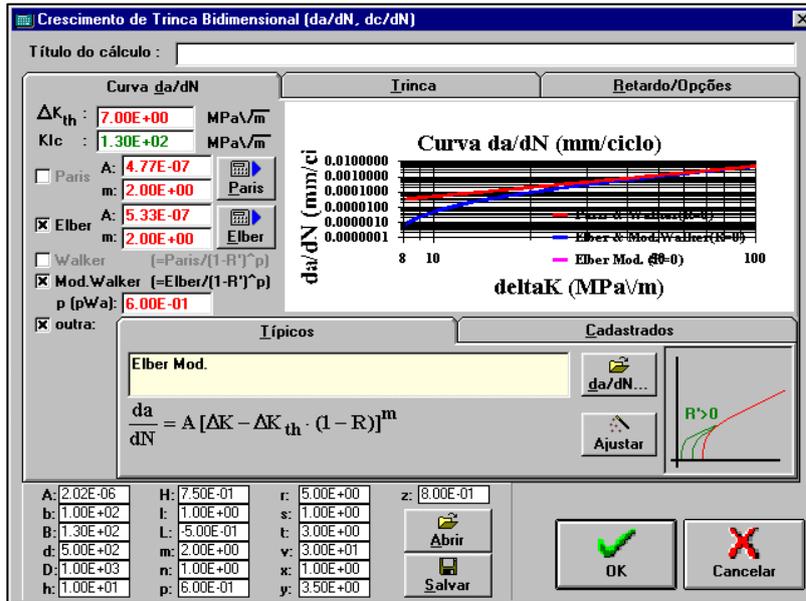


Figura A1.4 – Aba “curva da/dN” da janela “crescimento de trinca bidimensional” (Castro e Meggiolaro, 2003).

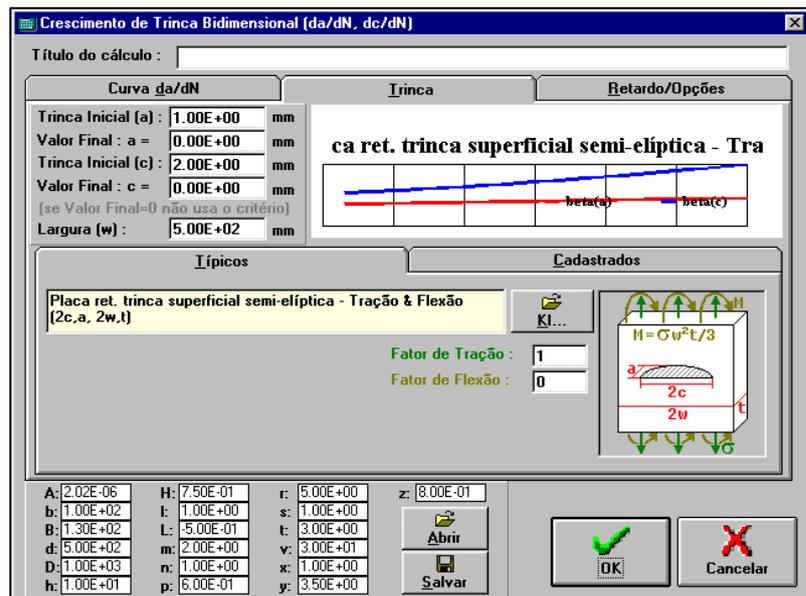


Figura A1.5 - Aba “trinca” da janela “crescimento de trinca bidimensional” (Castro e Meggiolaro, 2003).

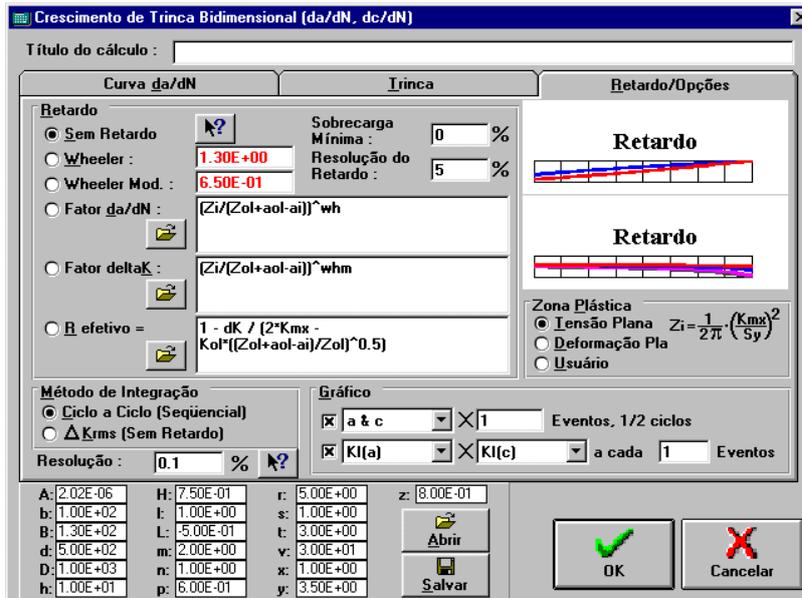


Figura A1.6 - Aba “retardo/opções” da janela “crescimento de trinca bidimensional” (Castro e Meggiolaro, 2003).

No ViDa, há também curvas da/dN típicas. Para escolher a equação típica, basta clicar na respectiva figura, conforme Figura A1.7.

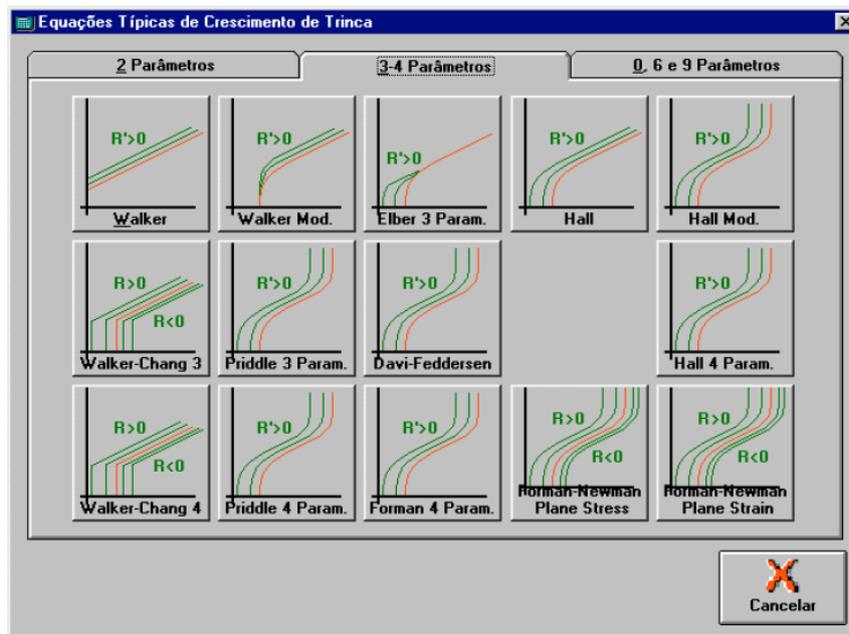


Figura A1.7 – Equações típicas de crescimento de trinca (Castro e Meggiolaro, 2003).

O ViDa permite ao usuário escolher equações de fatores de intensidade de tensão típicas. Para selecionar a equação de KI, KII, KIII ou KI 2D (para crescimento bidimensional) desejada, basta clicar na figura respectiva (Figuras A1.8, A1.9 e A1.10).

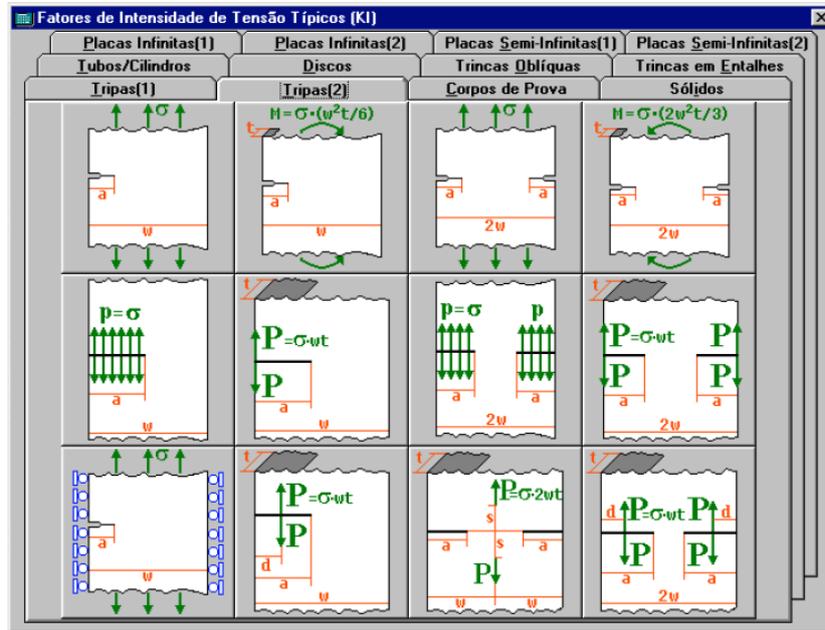


Figura A1.8 – Fatores de intensidade de tensão modo I típicos (Castro e Meggiolaro, 2003).

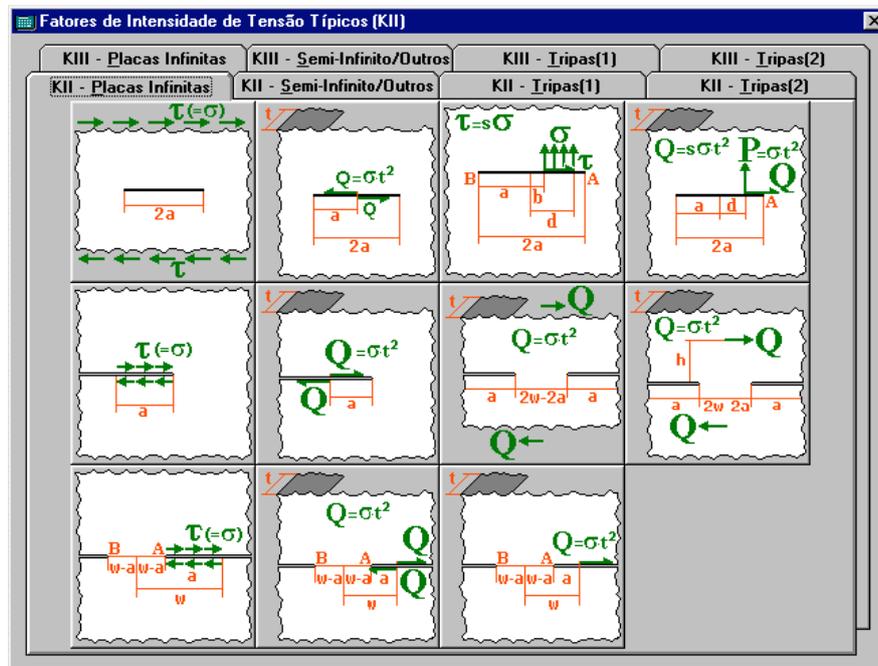


Figura A1.9 - Fatores de intensidade de tensão modo II e III típicos (Castro e Meggiolaro, 2003).

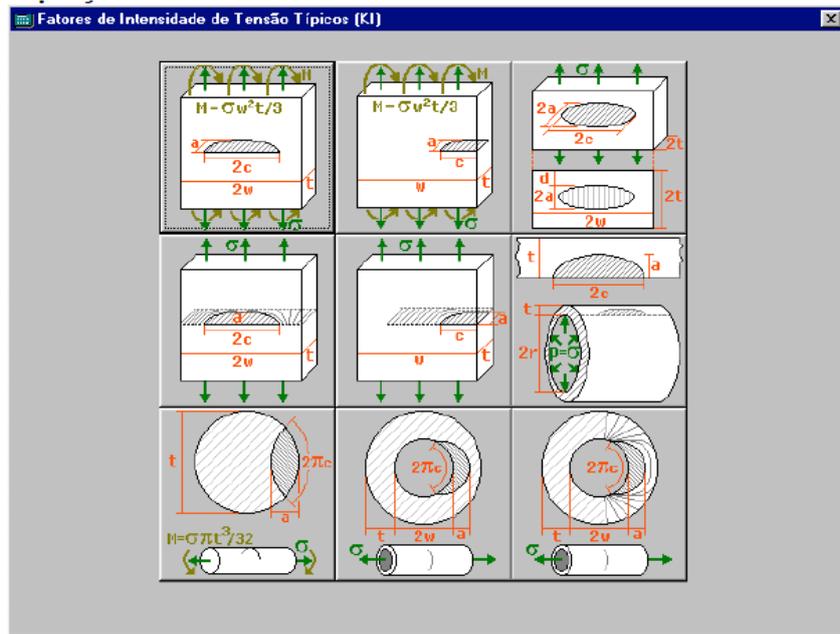


Figura A1.10 - Fatores de intensidade de tensão modo I 2D típicos (Castro e Meggiolaro, 2003).

O ViDa conta ainda com uma Calculadora Inteligente que computa qualquer fórmula usando as propriedades dos materiais e as variáveis definidas pelo usuário. Também estão embutidas algumas equações básicas de Mecânica dos Sólidos, e os resultados computados podem ser usados para multiplicar os carregamentos da Janela de Carregamentos. A Calculadora Inteligente também possui ligações diretas com a janela Calcular Fator de Concentração de Tensão (para computar e importar os valores de K_t , q e $K_f=1+q*(K_t-1)$ nos cálculos) e com o Banco de Dados de Equações de K_t , K_I e da/dN (Figuras A1.11 e A1.12).

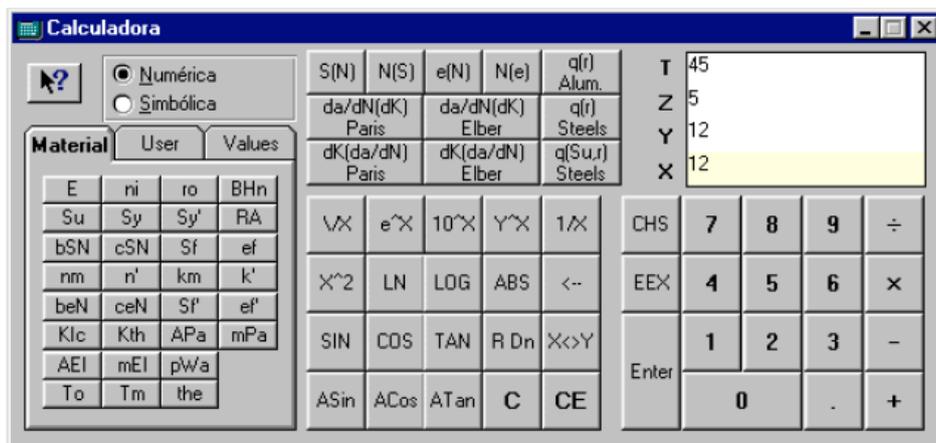


Figura A1.11 – Calculadora Inteligente na forma numérica (Castro e Meggiolaro, 2003).

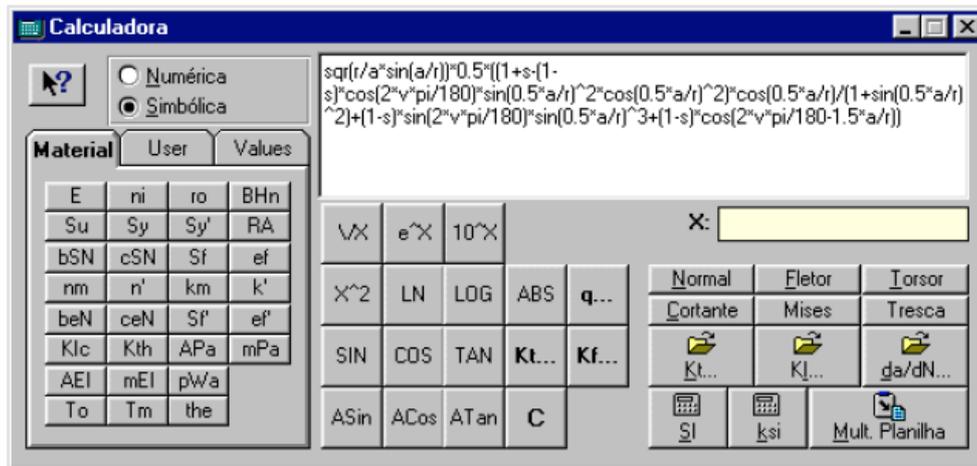


Figura A1.12 - Calculadora Inteligente na forma simbólica (Castro e Meggiolaro, 2003).

APÊNDICE A – PREPARAÇÃO DO CORPO DE PROVA

A preparação do corpo de prova consistiu dos seguintes passos: corte do aço nas dimensões desejadas, corte da placa (corpo de prova) com uma serra para fazer o entalhe, lixamento, polimento com sabão de polimento e polimento com pasta de diamante. Esses passos são realizados a fim de que a trinca seja melhor visualizada no material.

O lixamento é uma operação destinada a retirar certa quantidade de material, a fim de eliminar defeitos, ondulações e marcas existentes no espécime, regularizando, assim, sua superfície. A lixa possui granulação, que se refere ao número de grãos abrasivos por centímetro quadrado. Quanto maior a granulação, mais fina ela é. No lixamento dos corpos de prova, foram utilizadas lixas de granulação 150, 280, 320, 600 e 1200. A Figura AA.1 mostra a operação de lixamento dos corpos de prova.

O polimento com sabão é feito após o lixamento e foram utilizados: máquina de polir, disco de polimento de pano e sabão de polimento. Inicialmente, faz-se a fixação do disco na máquina de polir. Em seguida, coloca-se em contato a barra de sabão de polimento com o disco em rotação. Depois, faz-se o contato da parte do espécime que se deseja polir com o disco de pano em rotação. No final, a superfície polida encontra-se com um aspecto espelhado. A Figura AA.2 ilustra a etapa de polimento com sabão.



Figura AA.1 – Lixamento dos corpos de prova



Figura AA.2 – Polimento com sabão.

Na fase final de preparação do corpo de prova, faz-se o polimento utilizando pasta de diamante e tecido de polimento. A operação consiste em aplicar pequenas quantidades da pasta de diamante no tecido de polimento e, em seguida, atritar com o espécime na área desejada. Deve-se ter cuidado nesse processo, pois partículas duras de poeira contaminam facilmente a pasta de diamante e destroem grande parte das superfícies polidas. Após cada troca de pasta, faz-se a limpeza das mãos e do corpo de prova utilizando álcool etílico e papel toalha. No fim do processo, tem-se uma superfície bem mais espelhada do que aquela no final da etapa de polimento com sabão. A Figura AA.3 ilustra a pasta de diamante utilizada.



Figura AA.3 – Pasta de diamante.

Após as etapas de confecção e preparação, tem-se um corpo de prova pronto para o início do experimento. As dimensões de comprimento, largura e espessura do corpo de prova são 186 mm, 21,5 mm e 10 mm, respectivamente, conforme Figura AA.4. O presente trabalho é exploratório, de modo que, posteriormente, sejam feitos mais ensaios de forma mais planejada. Assim, foram ensaiados quatro corpos de provas de dimensões: 186 mm de comprimento, 21,5 mm de largura e 10 mm de espessura. Foi utilizada razão de tensão R de 0,1. Os corpos de prova foram nomeados CP01, CP02, CP03 e CP04, de acordo com a ordem em que iam sendo ensaiados. O primeiro corpo de prova foi ensaiado com intuito de ver como o teste acontecia, a fim de que fossem aprimorados os próximos. A Tabela AA.1 mostra os tamanhos dos entalhes dos corpos de prova.

Tabela AA.1 – Tamanho dos entalhes nos corpos de prova

	CP01	CP02	CP03	CP04
direção de c	3,00 mm	3,70 mm	4,10 mm	3,90 mm
direção de a	3,00 mm	3,50 mm	4,30 mm	3,50 mm

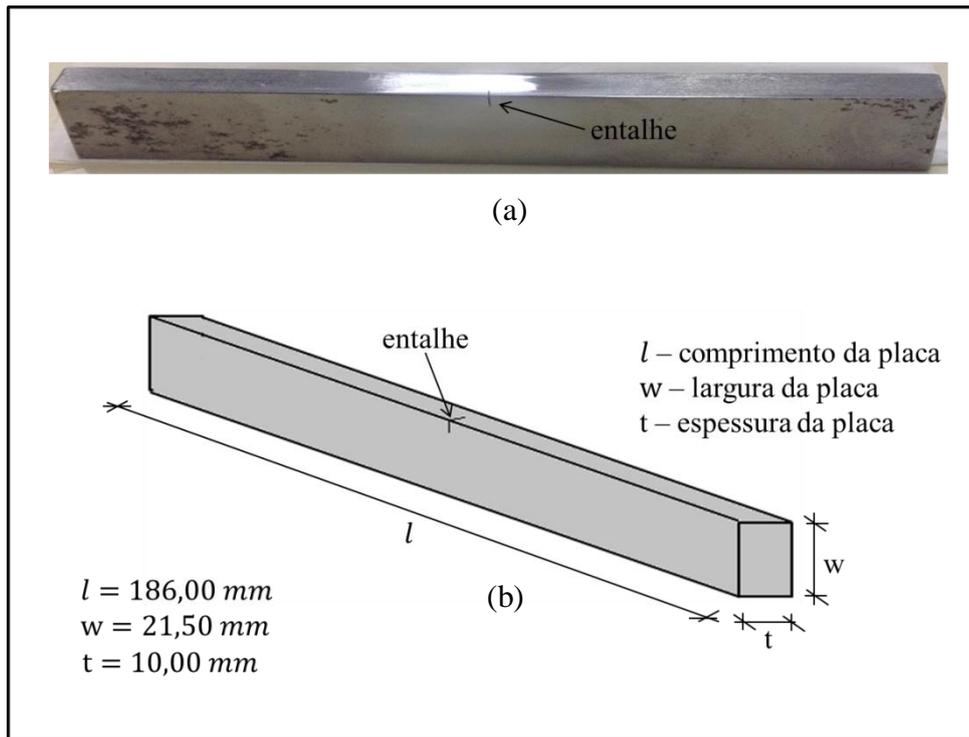


Figura AA. 4 – Corpo de prova. (a) Após etapas de polimento. (b) Dimensões.

APÊNDICE B – PROCEDIMENTO DE ENSAIO E AQUISIÇÃO DE DADOS

Com a finalidade de manter ΔK aproximadamente constante, foram feitas estimativas nos valores de carga a serem usadas no ensaio e de quanto seria necessário reduzi-las. A cada crescimento de 1 mm na trinca, o ensaio era pausado e era feita a redução da carga no Station Manager pelo operador da máquina. A Figura AB.1 ilustra o ambiente no Station Manager no qual se fazia a pausa no ensaio e a alteração de carga. Para isso, o campo *Active Mode* deve permanecer em “Força”.

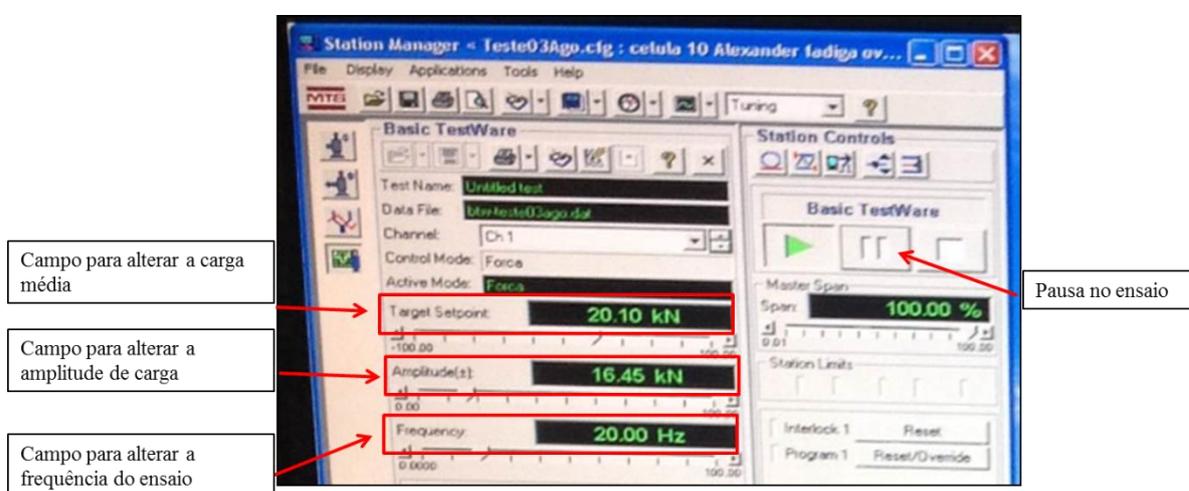


Figura AB.1 – Janela do Station Manager para controle de parâmetros do ensaio.

Para o controle dessas reduções, bem como para o controle dos outros parâmetros do ensaio, foram feitas tabelas de controle, nas quais estão relacionados diversos parâmetros como: número de ciclos, tamanhos de trinca, cargas, tensões e frequências utilizadas. Para o CP02, por exemplo, foi iniciado o ensaio com carga média de 23,65 kN. Quando a trinca cresceu 1 mm em profundidade, o ensaio foi pausado; foi aferido o comprimento superficial da trinca, fez-se a redução na carga média para 20,10 kN e foi dado continuidade ao ensaio. Fez-se esse procedimento para cada incremento de trinca de 1 mm na profundidade e, após a penetração pela espessura do espécime, para cada incremento de 1 mm no comprimento superficial na face traseira do corpo de prova. A redução na amplitude de carga também foi feita, na mesma proporção de redução da carga média.

Tabela AB.1 - Acompanhamento do ensaio: CP01

MEDIDA	TAMANHO (mm)	Nº DE CICLOS	TENSÃO (MPa)	CARGA MÉDIA (KN)	AMPLITUDE DE CARGA (kN)	FREQUÊNCIA (Hz)
c	6,82	15454	216,80	28,50	23,30	10,00
a	6,70					
c'						
c	8,47	24396	184,20	24,20	19,80	10,00
a	8,19					
c'						
c	10,17	31298	156,60	20,60	16,80	10,00
a						
c'	3,64					
c	11,69	35026	133,10	17,50	14,30	10,00
a						
c'	7,02					
c	13,31	39161	113,10	14,90	12,20	10,00
a						
c'	10,13					
	RUPTURA	45011	113,10	14,90	12,20	10,00

Tabela AB.2 - Acompanhamento do ensaio: CP02

MEDIDA	TAMANHO (mm)	Nº DE CICLOS	TENSÃO (MPa)	CARGA MÉDIA (KN)	AMPLITUDE DE CARGA (kN)	FREQUÊNCIA (Hz)
c	5,00	413290	180,00	23,65	19,35	20,00
a	4,60					
c'						
c	6,00	498609	153,00	20,10	16,45	20,00
a	5,40					
c'						
c	6,60	641612	130,05	17,09	13,98	20,00
a	6,00					
c'						
c	7,50	883349	110,54	14,53	11,88	20,00
a	7,00					
c'						
c	8,50	1213593	93,96	12,35	10,10	20,00
a	8,00					
c'						
c	9,30	1623261	79,87	10,5	8,59	20,00
a	9,00					
c'						
c	9,50	2092874	67,89	8,93	7,3	20,00
a	10,00					
c'						
c	9,80	2595398	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	1,00					
c	9,90	3111593	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	2,00					
c	10,00	3646717	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	3,00					
c	10,30	4202577	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	4,00					
c	10,50	4782972	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	5,00					
c	10,90	5380811	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	6,00					
c	11,20	5993567	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	7,00					
c	11,70	6624200	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	8,00					
c	12,10	7266978	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	9,00					
c	12,50	7913880	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	10,00					
c	13,00	8568256	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	11,00					
c	13,80	9228762	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	12,00					
c	14,50	9894372	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	13,00					

Tabela AB.3 - Acompanhamento do ensaio: CP03

MEDIDA	TAMANHO (mm)	Nº DE CICLOS	TENSÃO (MPa)	CARGA MÉDIA (KN)	AMPLITUDE DE CARGA (kN)	Frequência (Hz)
c	4,70	150293	180,00	23,65	19,35	20,00
a	5,00					
c'						
c	5,60	234282	153,00	20,10	16,45	20,00
a	6,00					
c'						
c	6,50	399098	130,05	17,09	13,98	20,00
a	7,00					
c'						
c	7,50	648169	110,54	14,53	11,88	20,00
a	8,00					
c'						
c	8,20	970444	93,96	12,35	10,1	20,00
a	9,00					
c'						
c	8,50	1343496	79,87	10,5	8,59	20,00
a	10,00					
c'						
c	8,60	1739104	67,89	8,93	7,3	20,00
a						
c'	1,00					
c	8,70	2184374	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	2,00					
c	8,70	2670168	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	3,00					
c	8,70	3211775	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	4,00					
c	8,80	3811667	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	5,00					
c	9,10	4465032	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	6,00					
c	9,50	5160118	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	7,00					
c	9,90	5888765	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	8,00					
c	10,50	6641395	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	9,00					
c	11,10	7409675	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	10,00					
c	11,80	8189710	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	11,00					
c	12,70	8978428	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	12,10					
c	13,40	9779773	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	13,00					
c	14,20	10588296	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	14,00					
c	15,40	11403473	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	15,00					
c	16,20	12222611	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	16,00					

Tabela AB.4 - Acompanhamento do ensaio: CP04

LADO	MEDIDA DA TRINCA (mm)	Nº DE CICLOS	TENSÃO (MPa)	CARGA MÉDIA (KN)	AMPLITUDE DE CARGA (kN)	FREQUÊNCIA (Hz)
c	5,00	161406	180,00	23,65	19,35	20,00
a	5,00					
c'						
c	5,80	284180	153,00	20,10	16,45	20,00
a	6,00					
c'						
c	6,80	517652	130,05	17,09	13,98	20,00
a	7,00					
c'						
c	7,50	882227	110,54	14,53	11,88	20,00
a	8,00					
c'						
c	8,40	1404266	93,96	12,35	10,1	20,00
a	9,00					
c'						
c	8,80	1990254	79,87	10,5	8,59	20,00
a	10,00					
c'						
c	8,90	2672775	67,89	8,93	7,3	20,00
a						
c'	1,00					
c	8,90	3604307	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	2,00					
c	8,90	4745777	57,71	7,59	6,21	20,00
a						
c'	3,00					
c	9,10	6110213	57,71	7,59	6,21	20,00
a	9,10					
c'	4,00					
c	9,20	8651962	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	5,00					
c	9,40	12292084	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	6,00					
c	9,90	16722424	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	7,00					
c	10,40	21748964	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	8,00					
c	10,70	27125837	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	9,00					
c	11,20	32685738	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	10,20					
c	11,70	38309568	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	11,00					
c	12,50	43974057	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	12,00					
c	13,30	49662295	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	13,00					
c	14,50	55366041	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	14,20					
c	15,00	61075132	49,05	6,45	5,28	20,00
a						
c'	15,00					

Um *strain gage* de 120 Ω da marca Kyowa foi fixado em um dos lados de cada corpo de prova a fim de obter suas deformações durante os ensaios. A Figura AB.2 mostra a fixação do *strain gage* no corpo de prova.



Figura AB.2 – Fixação do *strain gage* no corpo de prova.

A Figura AB. 3 ilustra o *strain gage* já fixado no corpo de prova.

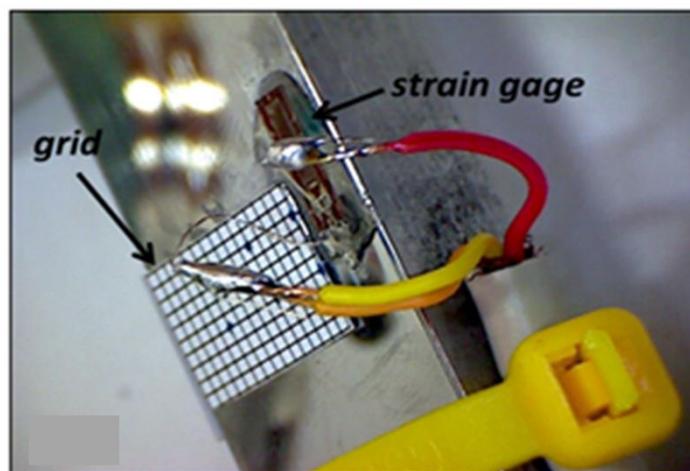


Figura AB.3 – *Strain gage* fixado no corpo de prova.

A aquisição dos dados do *strain gage* é feita pelo sistema modular de aquisição de dados NI CompactDAQ da *National Instruments* composto por uma chassi USB de 4 *slots* com os módulos NI 9205 (módulo de entrada analógica com 8 canais conectado ao TestStarII para medição de carga) e NI 9235 (módulo de *strain gage* de quarto de ponte com 8 canais). Foi utilizado o *software* interativo de registro de dados NI Signal Express, também da *National Instruments*, para a aquisição rápida, análise e apresentação dos dados a partir do dispositivo NI CompactDAQ, sem necessidade de programação. O NI Signal Express foi instalado num computador *notebook*. A Figura AB.4 mostra o ambiente do NI Signal Express e o sistema modular de aquisição de dados NI CompactDAQ.

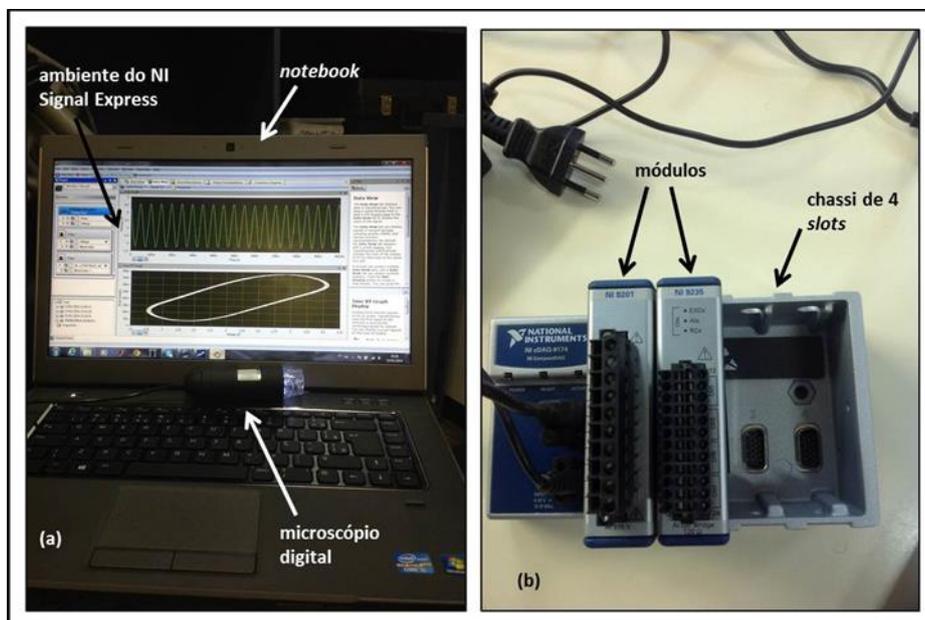


Figura AB.4 - a) ambiente do NI Signal Express. (b) sistema modular de aquisição de dados NI CompactDAQ.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Aircraft accident report, Aloha Airlines, Flight 243, Boeing 737-200, N73711, near MAUI, HAWAII, April 28, 1988. Disponível em: <<http://www.aloha.net/~icarus/>>. Acesso em: 12 jun. 2014.

ANDERSON, T L. *Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications*. Third Edit ed. 2005. p. 610.

ASTM E740 - 88. Standard Practice for Fracture Testing with Surface-Crack Tension Specimens. American Society for Testing and Materials.1995.

BARTER, S. *et al.* An experimental evaluation of fatigue crack growth. *Engineering Failure Analysis*, v. 12, n. 1, p. 99–128, fev. 2005.

BOUKHAROUBA, T.; PLUVINAGE, G. Prediction of semi-elliptical defect form, case of a pipe subjected to internal pressure. *Nuclear Engineering and Design*, v. 188, p. 161–171, 1999.

CASTRO, J.T.P.;MEGGIOLARO, MA. *Fadiga-Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural sob Cargas Reais de Serviço. Volume I-Iniciação de trincas.* CreateSpace, 2009a. p. 494.

CASTRO, J.T.P.;MEGGIOLARO, M.A. *Fadiga-Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural sob Cargas Reais de Serviço. Volume II-Propagação de Trincas, Efeitos térmicos e Estocásticos.* CreateSpace, 2009b. p. 578.

CASTRO, J T P D; MEGGIOLARO, M A. *Manual do Usuário, ViDa 2004 - Danômetro Visual para Windows.* 2003.

CASTRO, J. T. P.; MEGGIOLARO, M .A. *ViDa - Danômetro Visual.* ViDa Inc. 2004.

FAWAZ, S a; SCHIJVE, J. Fatigue crack growth in riveted joints. *Icaf 97: Fatigue in New and Ageing Aircraft, Vols I and II*, n. 937, p. 553–574, 1997.

FETT, T. Failure due to semielliptical surface cracks under arbitrary stress distributions. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 23, p. 347–353, 2000.

GRIFFITH, A A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A.*, v. 221, p. 163–198, 1921.

HACHI, B K *et al.* Computation of stress intensity factor in cracked plates under bending in static and fatigue by a hybrid method. *International Journal of Fatigue*, v. 29, n. 9-11, p. 1904–1912, set. 2007.

HOU, Chien Yuan. Simultaneous simulation of closure behavior and shape development of fatigue surface cracks. *International Journal of Fatigue*, v. 30, n. 6, p. 1036–1046, jun. 2008.

HOU, Chien-Yuan. Simulation of surface crack shape evolution using the finite element technique and considering the crack closure effects. *International Journal of Fatigue*, v. 33, n. 5, p. 719–726, maio 2011.

INGLIS, C. E. Stress in a plate due to the presence of cracks and sharp corners. *Spring Meetings of the Fifty-fourth Session of the Institution of Naval Architects*, p. 219–241, 1913.

IRWIN, G R. Onset of fast crack propagation in high strength steel and aluminum alloys. *Naval Research Laboratory*, v. 4763, p. 1–15, 1956.

JORDAN IBAÑEZ, G. R. *Transição de Trincas Bidimensionais para Unidimensionais por Fadiga*. 2010. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2010.

KAMAYA, Masayuki. Stress Intensity Factors of Surface Crack with Undulated Front. *JSME International Journal*, v. 49, n. 4, p. 529–535, 2006.

KAMAYA, Masayuki; KITAMURA, Takayuki. A simulation on growth of multiple small cracks under stress corrosion. *International Journal of Fracture*, v. 130, p. 787–801, 2004.

LIU, Yan Ping *et al.* Fatigue life prediction of semi-elliptical surface crack in 14MnNbq bridge steel. *Engineering Failure Analysis*, v. 17, n. 6, p. 1413–1423, set. 2010.

MEGGIOLARO, M A; CASTRO, J T P. Modeling surface flaw transition to a through crack. COBEM 2003. 2003.

MIRANDA, A. C. O. *Propagação de Trincas por Fadiga em Geometrias 2D Complexas sob Cargas Cíclicas Variáveis*. 2003. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2003.

MOUSSA, W. a.; BELL, R.; TAN, C. L. The interaction of two parallel non-coplanar identical surface cracks under tension and bending. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 76, n. 3, p. 135–145, 1999.

NAM, K W; IWASE, K; ANDO, K. Fatigue life and surface crack penetration behaviour of an aluminium alloy. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 18, n. 2, p. 179–187, 1995.

NAM, Ki-woo *et al.* Crack opening behavior of penetrated crack under cyclic or monotonic loading. *Nuclear Engineering and Design*, v. 214, p. 221–229, 2002.

NAVARRO, C.; VÁZQUEZ, J.; DOMÍNGUEZ, J. 3D vs. 2D fatigue crack initiation and propagation in notched plates. *International Journal of Fatigue*, v. 58, p. 40–46, jan. 2014.

NEWMAN, J C; RAJU, I S. An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 15, n. 1-2, p. 185–192, 1981.

NEWMAN, J C; RAJU, I S. Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads. *NASA Technical Memorandum 85793*, 1984.

PARIS, P C; GOMEZ, M P; ANDERSON, W E. A rational analytic theory of fatigue. *The Trend in Engineering*, v. 13, p. 9–14, 1961.

POKROVSKII, V V; TKACH, Yu V; IVANCHENKO, A G. Method of evaluating the residual life of structural elements with crack-like surface defects. Report no.1. Modeling the growth of a surface fatigue crack. *Strength of Materials*, v. 28, n. 1, p. 24–32, 1996.

POMMIER, S.; SAKAE, C.; MURAKAMI, Y. An empirical stress intensity factor set of equations for a semi-elliptical crack in a semi-infinite body subjected to a polynomial stress distribution. *International Journal of Fatigue*, v. 21, n. 3, p. 243–251, 1999.

RIFANI, A I; GRANDT JR, A F. A fracture mechanics analysis of fatigue crack growth in a complex cross section. *Engineering Failure Analysis*, v. 3, n. 4, p. 249–265, 1996.

ROSA, Edison Da. *Análise de Resistência Mecânica - Mecânica da Fratura e Fadiga*. 2002. p. 407.

RUIPING, Guo; GUANTING, Liu; TIANYOU, Fan. Semi-elliptic surface crack in an elastic solid with finite size under impact loading. *Acta Mechanica Solida Sinica*, v. 19, n. 2, p. 122–127, jun. 2006.

SETHURAMAN, Raju; THANGA ILANGO, I. Analysis of interacting semi-elliptical surface cracks in finite thickness plates under remote bending load. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 82, n. 7, p. 528–545, jul. 2005.

SHAH, R C; KOBAYASHI, A S. Stress intensity factor for an elliptical crack under arbitrary normal loading. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 3, p. 71–96, 1971.

SMITH, F W; ALAVI, M J. Stress intensity factors for a penny crack in a half space. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 3, p. 241–254, 1971.

SONG, P. S.; SHEU, B. C.; SHIEH, Y. L. Prediction of semi-elliptical surface crack growth in 2024-T4 aluminium alloy. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 79, n. 4, p. 273–278, 2002.

WANG, X; LAMBERT, S B. Semi-elliptical surface cracks in finite-thickness plates with built-in ends . I . Stress intensity factor solutions. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 68, p. 1723–1741, 2001.

WANG, X.; LAMBERT, S. B. Semi-elliptical surface cracks in finite-thickness plates with built-in ends. II. Weight function solutions. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 68, p. 1743–1754, 2001.

WANG, Xin. Elastic T-stress solutions for semi-elliptical surface cracks in finite thickness plates. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 70, p. 731–756, 2003.

WANG, Yaou *et al*. Mode I stress intensity factor estimate for a half-penny shaped crack in a trilayer structure by reduction to a bilayer model. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 76, n. 16, p. 2464–2475, nov. 2009.

XIAO, Xinke; YAN, Xiangqiao. A numerical analysis for cracks emanating from a surface semi-spherical cavity in an infinite elastic body by FRANC3D. *Engineering Failure Analysis*, v. 15, n. 1-2, p. 188–192, jan. 2008.

YAN, Xiangqiao; LIU, Baoliang. A numerical analysis of cracks emanating from a surface elliptical hole in infinite body in tension. *Meccanica*, v. 46, n. 2, p. 263–278, 22 jul. 2011.

YAN, Xiangqiao; LIU, Baoliang; YU, Jijun. Stress intensity factors of cracks emanating from a surface square hole in infinite body in tension. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 35, n. 6, p. 489–499, 16 jun. 2011.

ZHANG, Bin; GUO, Wanlin. Three-dimensional stress state around quarter-elliptical corner cracks in elastic plates subjected to uniform tension loading. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 74, n. 3, p. 386–398, fev. 2007.

ZHAO, Junhua; GUO, Wanlin; SHE, Chongmin. Three-parameter approach for elastic-plastic fracture of the semi-elliptical surface crack under tension. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 50, n. 7, p. 1168–1182, jul. 2008.