



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Determinação numérica do limiar de fadiga

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica na Especialidade de Produção e Projecto

Numerical determination of fatigue threshold

Autor

Pedro Manuel Bastos Loureiro

Orientadores

Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes

Professor Doutor Pedro André Dias Prates

Júri

Presidente	Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Ricardo Madeira Soares Branco Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Setembro 2016

A problem is a chance for you to do your best

Duke Ellington

Aos meus pais, irmãos e amigos

Agradecimentos

O trabalho que aqui se apresenta só foi possível graças à colaboração e apoio, nomeadamente:

Aos meus orientadores, Professor Doutor Fernando Antunes e Professor Doutor Pedro André Dias Prates, por toda a disponibilidade e paciência com que sempre me receberam. Sem a incansável vontade de ambos em transmitir conhecimentos nada disto seria possível.

Aos meus pais e irmãos, pelo apoio ao longo dos anos, nos bons e maus momentos.

A todos os meus amigos que sempre estiveram lá para mim, sem vocês seria impossível realizar esta jornada.

À Professora Doutora Marta Oliveira pela disponibilização do *template* da tese.

Ao Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica pela forma como me receberam, e pelo apoio que sempre demonstraram.

À Fundação para a Ciência e Tecnologia e ao Programa Operacional Temático Fatores de Competitividade (COMPETE), participado pelo fundo comunitário Europeu FEDER (Projeto PTDC/EMS-PRO/1356/2014; COMPETE: T449508144-00019113).



Resumo

O estudo da fadiga é amplamente reconhecido como uma área de grande importância na investigação do comportamento mecânico dos materiais. O seu estudo é, geralmente, efetuado com casos onde se aplicam carregamentos simples, com amplitude constante ou espectros de amplitude variável. No estudo do fenómeno de propagação de fenda por fadiga é utilizada a relação $da/dN - \Delta K$ como padrão para a maioria dos casos analisados. No entanto o parâmetro de deslocamento de abertura de extremidade de fenda, CTOD, demonstra resultados interessantes, tornando este parâmetro potencialmente importante para a análise da fadiga.

O limiar de fadiga, ΔK_{If} , é geralmente determinado experimentalmente, através de uma técnica que consiste em reduzir progressivamente a gama de carga até que não exista propagação de fenda mensurável. O processo é bastante moroso, e os valores obtidos são afetados pelo fenómeno de fecho de fenda. Neste trabalho faz-se a determinação numérica de ΔK_{If} com base na análise do CTOD plástico, $CTOD_p$. Esta abordagem tem duas hipóteses de base: o limiar de fadiga está ligado com a ocorrência de deformação plástica na extremidade da fenda e a deformação pode ser quantificada por $CTOD_p$.

O objetivo deste trabalho é, pois, investigar o limiar de fadiga, e a sua variação com as gamas de carga aplicadas, com as propriedades do material e com o estado de tensão. A tensão de cedência é o parâmetro de material mais relevante, tendo o módulo de Young um efeito bastante menor. O aumento de ΔK provoca uma pequena redução de ΔK_{If} . Além disso, faz-se a comparação com resultados experimentais da literatura tendo-se observado uma concordância razoável.

Palavras-chave: Limiar de fadiga, Gamas de carga, DD3IMP, CTOD.

Abstract

The study of fatigue is widely recognized as an area of great importance in the investigation of the mechanical behavior of materials. It's study is made with cases where they apply simple loading with constant amplitude or variable amplitude. In fatigue cracks is used the ratio $da/dN-\Delta K$ as standard for most of the cases. However, the crack tip opening displacement, CTOD, shows interesting results, making this parameter potentially important for fatigue analysis.

The fatigue threshold, ΔK_{th} is experimental determined progressively reducing the load range until there is no measurable crack propagation. The process is rather cumbersome, and the values are affected by the crack closure phenomenon. In this work, the numerical determination of ΔK_{th} is based on the analysis of CTOD plastic, CTODp. This approach has two basic assumptions: fatigue threshold is linked with the occurrence of plastic deformation at the crack tip and this deformation may be quantified by CTODp.

The objective of this study is therefore to investigate the fatigue threshold, and its variation with load ranges, material properties, and the stress state. The yield stress is the most relevant material parameter, while the Young's modulus presents smaller effect. The increase of ΔK causes a small reduction of ΔK_{th} . Furthermore, numerical predictions compared with experimental results available in the literature and a good agreement was observed.

Keywords: Fatigue threshold, Load ranges, DD3IMP, CTOD.

Índice

Índice de Figuras	xi
Índice de Tabelas	xiii
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Siglas	xvi
Siglas anglo-saxónicas.....	xvi
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Enquadramento	1
1.2. Objetivos.....	2
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
2.1. Fadiga.....	3
2.2. Fenómeno de Fecho de Fenda	6
2.3. Medição experimental do limiar de fadiga	7
2.4. CTOD.....	8
3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO	11
3.1. Geometria e material.....	11
3.2. Discretização por Elementos Finitos	13
3.3. Condições de Ensaio	14
3.4. Programa de Elementos Finitos DD3IMP	14
3.5. Quantificação da Abertura de Fenda.....	16
4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS.....	17
4.1. Cálculo do $\Delta K_{I,ef}$	17
4.2. Resultados.....	19
4.3. Efeito das propriedades do material.....	22
4.4. Efeito de K.....	28
4.5. Efeito do estado de tensão	33
4.6. Comparação com resultados experimentais.....	34
5. DISCUSSÃO	37
6. CONCLUSÕES.....	41
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	43

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 – Ilustração das etapas de fadiga.....	4
Figura 2.2 – Diagrama esquemático $da/dN-\Delta K$	5
Figura 2.3 – Geometria do provete M(T) (dimensões em milímetros).	8
Figura 2.4 – Ilustração de diferentes interpretações de CTOD. (a) – CTOD igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação à posição original da extremidade. (b) – CTOD igual à distância entre a interseção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda inferior e superior.....	9
Figura 3.1 – Geometria do provete e detalhe da fenda.....	11
Figura 3.2 - Condições de fronteira e de carregamento. (a) Vista frontal; (b) Modelo de tensão plana (TP); (c) Modelo de deformação plana (DP).....	13
Figura 3.3 – Ilustração da malha de elementos finitos.....	14
Figura 3.4 – Ilustração do Nó utilizado para cálculo.....	16
Figura 4.1 – Relação típica CTOD - σ/Y_0	17
Figura 4.2 – Relação $CTOD_p - \sigma/Y_0$	19
Figura 4.3 – Variação do limiar de fadiga em função do modulo de Young 23	23
Figura 4.4 – Variação da tensão de cedência, Caso 4.....	24
Figura 4.5 – Variação do expoente de endurecimento, Caso 5 25	25
Figura 4.6 – Variação do parâmetro de endurecimento cinemático, Caso 6..... 26	26
Figura 4.7 – Importância relativa das propriedades dos materiais 27	27
Figura 4.8 – Efeito da gama de carga no limiar de fadiga..... 28	28
Figura 4.9 – Efeito da gama de carga no limiar de carga efectivo 29	29
Figura 4.10 – Efeito da variação do $K_{m\acute{a}x}$ no limiar de fadiga 6016..... 30	30
Figura 4.11 – Efeito do $K_{m\grave{m}n}$ no limiar de fadiga..... 31	31
Figura 4.12 – Efeito do $K_{m\grave{m}n}$ no limiar de fadiga..... 32	32
Figura 4.13 – Efeito do estado de tensão..... 33	33
Figura 4.14 – Efeito da razão de tensão e gama de cargas no limiar de fadiga..... 34	34

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1 – Propriedade dos materiais.....	12
Tabela 3.2 – Ficheiros de entrada e saída do <i>software</i> DD3IMP.	15
Tabela 4.1 – Influência do material no limiar de fadiga.....	20
Tabela 4.2 – Influência do modulo de Young no limiar de fadiga.....	20
Tabela 4.3 – Influência dos parâmetros de carga no limiar de fadiga para a liga AA 6016-T4.....	21
Tabela 4.4 – Influência dos parâmetros de carga no limiar de fadiga para a liga AA 6082-T6.....	21
Tabela 4.5 – Influência dos parâmetros de carga no limiar de fadiga para a liga AA 7050-T6.....	22

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a	Comprimento de fenda num dado instante	[mm]
a_0	Comprimento inicial de fenda	[mm]
C, m	Constantes da lei de Paris	[-]
d	Distância atrás da extremidade de fenda	[mm]
da/dN	Velocidade de propagação de fenda	[mm/Ciclo]
E	Módulo de Young	[MPa]
K	Fator de intensidade de tensões	[MPa·m ^{0,5}]
K_{aberto}	Fator de intensidade de tensões quando a fenda se encontra aberta	[MPa·m ^{0,5}]
K_{Ic}	Tenacidade à fratura	[MPa·m ^{0,5}]
$K_{máx}$	Fator de intensidade de tensão máximo	[MPa·m ^{0,5}]
$K_{mín}$	Fator de intensidade de tensões mínimo	[MPa·m ^{0,5}]
N	Número de ciclos de carga	[Ciclos]
R	Razão de tensões	[-]
Y	Parâmetro geométrico	[-]
δ	Perfil de fenda	[μm]
ΔK	Gama do fator de intensidade de tensões	[MPa·m ^{0,5}]
$\Delta K_{lf,ef}$	Factor limiar de fadiga efectivo	[MPa·m ^{0,5}]
ΔK_{lf}	Factor de limiar de fadiga	[MPa·m ^{0,5}]
\sqrt{K}_{lf}	Factor de sensibilidade adimensional	[-]
$\Delta\varepsilon_{p,yy}$	Gama de deformação plástica cíclica	[-]
$\varepsilon_{p,yy}$	Deformação plástica segundo a direção vertical	[-]
σ	Tensão aplicada	[MPa]
$\sigma_{máx}$	Tensão máxima	[MPa]
$\sigma_{mín}$	Tensão mínima	[MPa]
Y_0	Tensão de cedência	[MPa]

Siglas

C(T)	Provete do tipo Compact Tension
CTOD _e	CTOD elástico
CTOD _p	CTOD plástico
DEMUC	Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra
DP	Deformação Plana
FCTUC	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
M(T)	Provete com fenda central
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
TP	Tensão Plana

Siglas anglo-saxónicas

AA	<i>Aluminium Association</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BMF	Brittle Micro-Fracture
CMOD	Crack Mouth Opening Displacement (Deslocamento de abertura da boca de fenda)
COD	Crack Opening Displacement (Deslocamento de abertura de fenda)
CTOD	Crack Tip Opening Displacement (Deslocamento de abertura da extremidade de fenda)
DD3IMP	Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program
DIC	Digital Image Correlation
OICC	Oxide-induced Crack Closure
PICC	Plasticity-induced Crack Closure
RICC	Roughness-induced Crack Closure

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

O processo de determinação do limiar de fadiga de modo experimental é um processo moroso e exaustivo. Com o intuito de mudar a forma como se determina o limiar de fadiga, é desenvolvido nesta dissertação um processo de determinação numérica do limiar de fadiga. A determinação numérica é efectuada base no método dos elementos finitos.

O limiar de propagação de fenda por fadiga, ΔK_{lf} (limiar de fadiga), define a gama de carga abaixo do qual não há propagação de fenda sendo a sua determinação feita de modo experimental, de acordo com normas internacionais. Nesse processo um provete fissurado é solicitado numa gama de tensões e a velocidade de propagação é medida. A gama de tensão é progressivamente reduzida até não haver propagação mensurável da extremidade de fenda (momento onde a deformação plástica na extremidade da fenda é zero). A redução de carga pode ser feita mantendo a razão de tensão constante ou a carga máxima constante.

Este processo experimental enfrenta várias limitações, nomeadamente o efeito do fenómeno de fecho de fenda. É este fenómeno que obriga a que seja feita uma redução progressiva de carga. Só é possível obter o limiar de fadiga para uma gama de carga correspondente ao momento em que a propagação pára.

Neste caso utilizou-se o deslocamento de abertura de fenda, normalmente definido pela sua sigla em inglês CTOD (Crack tip opening displacement), medido a uma distância logo após a extremidade da fenda. Este parâmetro permite perceber o que se passa na extremidade da fenda em termos de fecho de fenda, deformação elástica e deformação plástica. Esta abordagem tem, pois, duas hipóteses de base: que o limiar de fadiga está ligado com a ocorrência de deformação plástica na extremidade da fenda e que essa deformação pode ser quantificada pelo CTOD. Com a deformação quantificada pelo CTOD, é determinado o ponto de transição entre a deformação elástica e plástica e consequentemente calculado o limiar de fadiga.

Foram estudadas três ligas de alumínio, 6016-T4, 6082-T6 e 7050-T6, onde foi variada a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , o fator de intensidade de tensão máximo, $K_{\text{máx}}$, e o fator de intensidade de tensões mínimo, $K_{\text{mín}}$.

1.2. Objetivos

O objetivo geral desta dissertação é determinar o limiar de fadiga, ΔK_{lf} , de modo numérico, com base na análise do deslocamento de abertura de fenda (CTOD).

Como objetivos específicos podem indicar-se:

- Estudar os efeitos dos parâmetros do material (elásticos, de encruamento isotrópico e cinemático) na obtenção de ΔK_{lf} .
- Estudar o efeito de ΔK na variação de ΔK_{lf} .
- Estudar o efeito do estado de tensão, nomeadamente tensão plana e deformação plana.
- Estudar o efeito de $K_{\text{máx}}$ e $K_{\text{mín}}$ na variação de ΔK_{lf} .

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Fadiga

O fenómeno de fadiga define-se por uma degradação localizada e progressiva ao longo do tempo, na qual o material vai sofrendo deformação plástica até ocorrer uma fenda. Esta fenda irá propagar-se até ao ponto de rotura, por meio de ciclos de tensão ou deformação, para tensões inferiores à tensão de rotura e de cedência.

A fadiga ocorre em três fases principais como observado na figura 2.1:

- **Iniciação:** envolve a nucleação e o crescimento microscópico da fenda. A acumulação de tensões na fronteira do material com o meio (superfície do material) propicia o aparecimento de planos com elevada tensão de corte (orientados a 45° relativamente à carga aplicada). Verifica-se, geralmente, à superfície, em zonas onde a ocorrência de deformação plástica apresenta maior suscetibilidade ou em áreas onde a intensidade de tensões seja superior às restantes.
- **Propagação:** a fenda já formada provoca deformação em planos de deslizamento junto à sua extremidade, passando a propagação de fenda a ocorrer segundo uma direção perpendicular à de aplicação de carga. Nesta fase, mantendo-se a sollicitação, dá-se um aumento progressivo da velocidade de propagação de fenda e do tamanho da fenda.
- **Fratura final:** quando é atingida uma dimensão crítica de fenda ocorre uma propagação acelerada e instável, originando a rotura do componente.

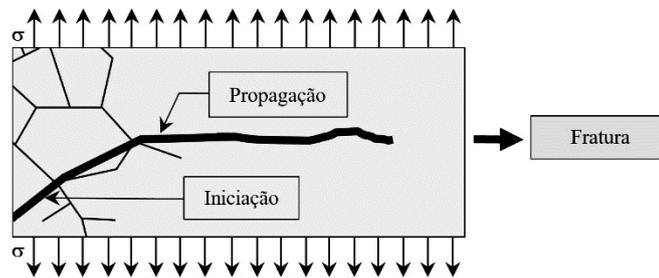


Figura 2.1 – Ilustração das etapas de fadiga

Como os mecanismos inerentes ao processo de nucleação (tensões de corte) e de propagação (tensões de tração) são distintos, diferentes critérios são, igualmente, utilizados na avaliação de cada fase.

O desenvolvimento e aplicação da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), iniciado por Irwin (1958), tem-se revelado uma ferramenta essencial na compreensão e quantificação da propagação de fendas por fadiga. A sua abordagem parte da premissa de tolerância ao defeito, isto é, da consideração de que todos os componentes de engenharia possuem falhas (Ribeiro, 2011). Na sua utilização considera-se o fator de intensidade de tensões, K , para quantificar a magnitude de tensão na extremidade de fenda. Este fator é função da tensão aplicada, do modo de deformação da fenda, da dimensão de fenda e da geometria do sólido. A quantificação da intensidade de tensão devido à existência de uma fenda é, pois, dada pela expressão (2.1).

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.1)$$

onde Y é um parâmetro que considera o efeito da geometria do sólido. A σ é o valor da tensão aplicada ao material e a corresponde ao comprimento de fenda. Tendo por base as definições acima referidas, é estabelecida uma relação entre a propagação de fendas por fadiga e a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , sendo:

$$\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n} \quad (2.2)$$

na qual $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ representam respectivamente os valores máximo e mínimo respectivamente do fator de intensidade de tensões durante um ciclo de carregamento.

O fator de intensidade de tensões é um parâmetro bastante interessante para a caracterização da propagação de fendas por fadiga (Paris, 1965; Swanson *et al.*, 1968; Johnson e Paris, 1968). Tanto a taxa de crescimento de uma fenda por fadiga, da/dN , como

o fator de intensidade de tensões, ΔK , dependem do comprimento de fenda, a . Posto isto, cruzando ambos, obtém-se uma curva típica $da/dN-\Delta K$ (Figura 2.2).

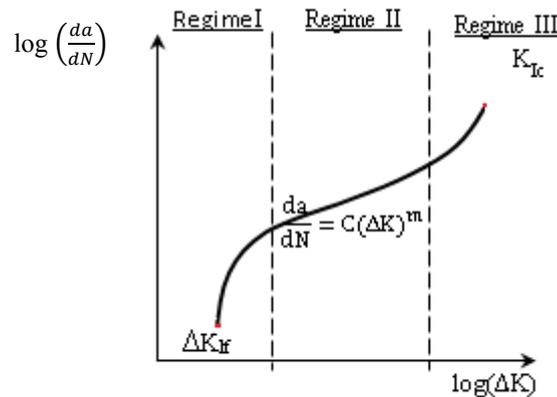


Figura 2.2 – Diagrama esquemático $da/dN-\Delta K$.

É possível distinguir três regimes comportamentais na curva da Figura 2.2:

- **Regime I:** apresenta como valor inferior o limiar de propagação de fendas por fadiga, ΔK_f (abaixo do qual não há propagação). A propagação de fenda dá-se de forma lenta devido à existência de barreiras a nível da microestrutura (como por exemplo limites de grão e inclusões). É bastante afetada pela microestrutura, pela tensão média e pelo meio ambiente.
- **Regime II:** é visível uma relação estável entre a velocidade de propagação e a gama do fator de intensidade de tensões, ambos em escala logarítmica.
- **Regime III:** a propagação de fenda aumenta rapidamente até ocorrer rotura (crescimento instável). Este acontecimento deve-se à aproximação de $K_{máx}$ do valor crítico do material, denominado tenacidade à fratura (K_{Ic}). A espessura, a microestrutura e a tensão média apresentam uma grande influência sobre este regime.

A tensão média, cujo efeito sobre a propagação de fenda é bastante significativo, é quantificada através da razão entre as tensões mínima e máxima do ciclo de carregamento:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{máx}} = \frac{K_{min}}{K_{máx}} \quad (2.3)$$

A velocidade de propagação de fenda em geral aumenta com R . Durante os regimes I e II a influência da variação de R é atribuída, principalmente ao efeito de um fenómeno denominado fecho de fenda.

Têm sido sugeridas diversas relações empíricas para correlacionar a propagação de fenda com ΔK (Broek e Schijve, 1963; Forman *et al.*, 1967; Paris *et al.*, 1961).

2.2. Fenómeno de Fecho de Fenda

O fenómeno de fecho de fenda afeta substancialmente a propagação de fenda por fadiga. Este fenómeno consiste no contacto físico entre as superfícies de uma fenda por fadiga durante o ciclo de carga, que tem um efeito de proteção da extremidade da fenda. Por outras palavras, o fecho de fenda reduz a sollicitação imposta à extremidade da fenda, reduzindo assim a velocidade de propagação.

Num sólido elástico (abordado pela MFLE), a abertura e fecho de uma fenda ocorre quando o carregamento não é nulo. No entanto, quando se trata de fendas derivadas de processos de fadiga, a ocorrência de fecho pode ocorrer para valores de sollicitação negativos, nulos ou positivos. Nenhuma justificação foi encontrada até Elber (1971) propor o conceito de fecho de fenda. Após observar, na extremidade de fenda, uma gama de tensões distinta da aplicada e associada ao aumento da carga mínima, constatou que a propagação de fenda só ocorre, efetivamente, a partir do momento em que se dá a abertura da fenda.

Entretanto, diversos mecanismos de fecho têm sido estudados, nomeadamente: o induzido por plasticidade (PICC) (Ritchie *et al.*, 1980), por rugosidade (RICC) (Suresh *et al.*, 1982), por oxidação (OICC) (Suresh *et al.*, 1981), por fluido viscoso (Tzou *et al.*, 1985), por transformação de fase (Pineau e Pelloux, 1974) e por pó de grafite (Takeshi e Koboyashi, 1987). O PICC decorre da formação de uma onda plástica residual na vizinhança das faces da fenda devido a material deformado em ciclos anteriores de forma irreversível (na zona plástica). Enquanto a fenda permanece aberta, o material não sofre alterações, no entanto, durante a descarga, o retorno do material circundante em regime elástico à sua posição inicial provoca o aparecimento de tensões de compressão promotoras do contacto entre as faces de fenda antes de ser atingida a carga mínima do ciclo de amplitude constante (fenómeno de fecho de fenda). Durante os carregamentos posteriores, é necessário que se verifiquem

esforços de tração na extremidade e que as tensões residuais (responsáveis por manter o fecho) sejam superadas para que a fenda propague (abra).

2.3. Medição experimental do limiar de fadiga

A determinação experimental do limiar de fadiga é feita com base nas normas ASTM E647 (2001) e ISO 12108. Os provetes podem ser do tipo M(T) ou CT. Em ambos os casos é necessário criar uma pré-fissura. Depois disso aplica-se um primeiro carregamento cíclico, com uma carga relativamente baixa dentro do regime I de propagação, medindo-se a velocidade de propagação. A gama de tensão é depois reduzida 10%, medindo-se novamente a velocidade de propagação. A redução de carga pode ser feita mantendo a razão de tensão constante ou a carga máxima constante. O processo repete-se até não haver propagação mensurável. As normas ASTM E647 e ISO 12108 definem como velocidades limites os valores de $(da/dN)_{I=10^{-7}}$ mm/ciclo e $(da/dN)_{I=10^{-8}}$ mm/ciclo, respectivamente. Entre variações de carga deve existir uma propagação mínima de 0.5 mm para garantir que a carga anterior não está a afetar o que acontece na carga atual. Este efeito da história de carga está ligado ao fenómeno de fecho de fenda. No método do $K_{máx}$ fixa-se o $K_{máx}$ e aumenta-se o $K_{mín}$ para diminuição do efeito de fecho de fenda. Esta determinação é um processo moroso e muito trabalhoso.

Borrego (2001) fez a determinação experimental do limiar de fadiga na liga de alumínio 6082-T6. Os ensaios foram efetuados com provetes do tipo M(T), com espessura três milímetros, de acordo com a norma ASTM E647(2001). A figura 2.3 ilustra as principais dimensões dos provetes usados. Para todos os casos foi usada uma máquina de testes servo-hidráulica de ciclo fechado, com capacidade de 100 kN, com interface num computador para controlo e obtenção de dados. Todos os testes foram realizados em ambiente não controlado à temperatura ambiente, a uma frequência de 20 Hz, e os provetes foram presos por aperto hidráulico. O tamanho de fenda foi medido com um microscópio de medição (30x) com uma precisão de 10 micrómetros. A obtenção de dados foi obtida quando a fenda atingiu o dobro da inicial, em seguida o intervalo de forças foi diminuído mantendo a razão de tensões, assim sucessivamente até não existir propagação de fenda. Quando a fenda deixou de propagar registou-se o valor ao qual esta pára a propagação. Os testes de amplitude constante foram realizados a carga controlada com quatro razões de fadiga diferente: $R = -0,25 ; 0,05 ; 0,25$

; 0,4. A propagação de fenda foi determinada pelo método polinomial de cinco pontos, estes são obtidos da relação $a-N$ (tamanho de fenda – numero de ciclos), para determinação de velocidade. Os valores de ΔK_{If} obtidos para $R = -0,25; 0,05 ; 0,25 ; 0,4$ foram 2,39; 2,2; 1,93 e 1,75 $\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$, respectivamente

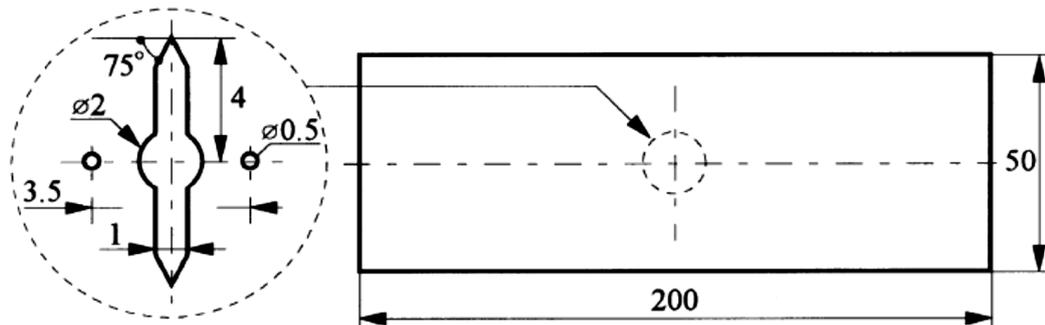


Figura 2.3 – Geometria do provete M(T) (dimensões em milímetros).

Zersbst *et al.* (2016) identificou os parâmetros que afetam o limiar de fadiga, que são: dimensão e geometria da fenda, o tamanho e dimensões do provete, propriedades do material, parâmetros de carga tais como a razão de tensão, variação da amplitude de tensão e o ambiente. O material demonstra ter grande influência no limiar de fadiga.

2.4. CTOD

O deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD) é um parâmetro de elevada importância na caracterização do comportamento à fratura de materiais dúcteis. Consiste na distância física entre as duas superfícies de fratura de uma fenda de fadiga. A abordagem a este parâmetro foi desenvolvida pelo facto de ter um significado físico específico e com o intuito de estender a aplicação do fator de intensidade de tensões elástico às condições elasto-plásticas. Há, no entanto, que ter cuidado ao determiná-lo, já que a sobrestimativa do valor crítico de CTOD em serviço pode conduzir a uma propagação instável ou uma falha catastrófica. Por sua vez, a subestimativa, embora permita a conservação, limita excessivamente o tamanho de defeitos resultando em serviços de manutenção desnecessários.

Utilizando a microfractografia, Pelloux (1970), provou que o conceito de CTOD permitia a previsão do espaçamento das estrias de fadiga e, por consequência, da taxa de crescimento da fenda. Por outro lado, Bates e Santhanam (1980) relacionaram o deslocamento de abertura de fenda com a deformação na extremidade do entalhe:

$$CTOD = 0,103 \cdot \varepsilon_{p,yy} \quad (2.4)$$

Em que $\varepsilon_{p,yy}$ corresponde à deformação plástica total por ciclo segundo a direção vertical. Nicholls (1993), por sua vez, propôs:

$$CTOD = 2R = \frac{\lambda K^2}{EY_0} \quad (2.5)$$

Mais tarde (1994), assumiu uma relação polinomial entre a taxa de crescimento de fenda e o CTOD:

$$\frac{da}{dN} = b(CTOD)^{1/p} \quad (2.6)$$

Já Tvergaard (2004) e Pippin e Grosinger (2013) indicaram uma relação linear entre da/dN e a variação de CTOD para materiais com elevada ductilidade:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta CTOD) \quad (2.7)$$

Duas das definições são: o deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição original da extremidade de fenda (Figura 2.4 (a)) ou a distância entre dois pontos definidos pela intersecção das faces de fenda com duas linhas (+45° e -45°) com origem na extremidade de fenda (Figura 2.4 (b)), sendo o deslocamento de abertura de fenda definido geralmente pela segunda definição (Rice, 1968). Ambas são equivalentes caso o arredondamento da extremidade de fenda apresente um formato semicircular. Em estudos numéricos (modelos de elementos finitos

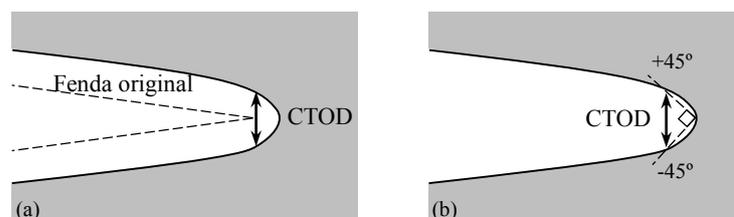


Figura 2.4 – Ilustração de diferentes interpretações de CTOD. (a) – CTOD igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação à posição original da extremidade. (b) – CTOD igual à distância entre a intersecção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda inferior e superior.

Para tensão plana, o perfil linear elástico é dado por:

$$CTOD_e = \pm \frac{4K}{E} \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \quad (2.8)$$

Nesta expressão, d é a distância do ponto de medição relativamente à extremidade da fenda, E é o módulo de Young e K é o fator de intensidade de tensões. O sinal positivo corresponde à face superior da fenda, enquanto o sinal negativo à inferior.

A medição experimental de CTOD não é fácil, podendo eventualmente ser feita utilizando a técnica de correlação de imagem digital (DIC). A DIC é uma técnica ótica de medição da deformação na superfície de um provete. Tendo em conta a dificuldade associada à medição experimental do CTOD, derivada do ponto em que é efetuada (junto à extremidade de fenda), é usual recorrer a programas de simulação numérica.

3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

3.1. Geometria e material

Utilizou-se um provete com uma fenda no centro, designado M(T), com uma geometria 3D de acordo com a norma ASTM E647 (2001). As dimensões encontram-se representadas na Figura 3.1, com uma espessura de 0,2 mm e um comprimento de fenda inicial, a_0 , igual a 5 mm. A seleção do provete referido fez-se por este ser normalizado e com o intuito de dar continuidade a estudos anteriores (Chermahini *et al.*, 1993; Dougherty *et al.*, 1997; Borrego, 2001; Jiang *et al.*, 2005; Alizadeh *et al.*, 2006).

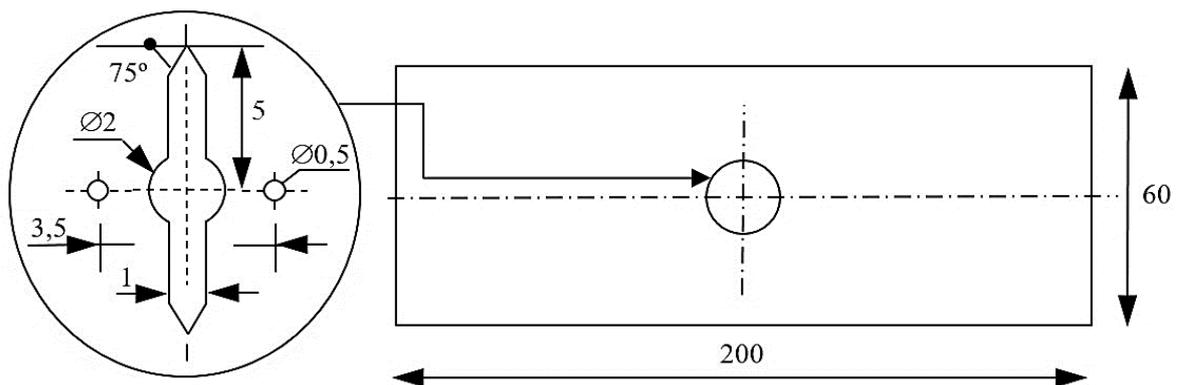


Figura 3.1 – Geometria do provete e detalhe da fenda.

Relativamente ao material, selecionaram-se três ligas de alumínio: a liga 6016 (endurecida por meio de tratamento térmico T4), a liga 6082 (endurecida por meio de tratamento térmico T6) e a liga 7050 (endurecida por meio térmico T6). A propagação de fendas por fadiga sob o efeito de carregamentos variáveis, para a série de alumínio 6000, não se encontra tão explorada quanto para as séries 7000 e 2000 (Borrego, 2003).

A deformação plástica que ocorre na extremidade de fenda por ação de carregamento cíclico possui uma forte correlação com o fenómeno de fecho de fenda induzido por deformação plástica. Posto isto, torna-se fulcral modelar corretamente o comportamento elasto-plástico do material. As ligas de alumínio em estudo apresentam características de comportamento elasto-plástico que resultam de uma combinação de

encruamento isotrópico e cinemático. Durante a simulação o comportamento isotrópico do material é descrito pela lei de Swift:

$$Y = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n, \quad (3.1)$$

em que $Y_0 = K(\varepsilon_0)^n$. Y é a tensão de escoamento, $\bar{\varepsilon}$ é a deformação plástica equivalente e ε_0 , K e n são constantes características do material.

A componente cinemática foi modelada utilizando uma lei de saturação (Chaboche 2008):

$$\dot{X} = C_x \left[\frac{X_{sat}(\Sigma)}{\bar{\sigma}} \right] \dot{\bar{\varepsilon}}^p, \text{ com } X(0) = 0 \quad (3.2)$$

sendo \dot{X} a derivada temporal do tensor das tensões inversas, X , $\Sigma = \sigma' - X$ é o tensor das tensões efectivo, em que σ' é a componente desviadora do tensor das tensões de Cauchy σ , $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$ é a derivada temporal de $\bar{\varepsilon}^p$ e $\bar{\sigma}$ a tensão equivalente. C_x e X_{sat} são constantes características do material.

A anisotropia do material é descrita através do critério de Hill (Hill, 1948):

$$F(\Sigma_{yy} - \Sigma_{zz})^2 + G(\Sigma_{zz} - \Sigma_{xx})^2 + H(\Sigma_{xx} - \Sigma_{yy})^2 + 2L\Sigma_{yz}^2 + 2M\Sigma_{xz}^2 + 2N\Sigma_{xy}^2 = \bar{\sigma}^2, \quad (3.3)$$

em que F , G , H , L , M e N são coeficientes que definem o estado de anisotropia do material; Σ_{xx} , Σ_{yy} , Σ_{zz} , Σ_{yz} , Σ_{xz} , Σ_{xy} são as componentes do tensor Σ , definidas no sistema de eixos de ortotropia do material.

A caracterização do comportamento elasto-plástico da liga de alumínio 6016-T4 efetuou-se através de ensaios de tração e corte em trajetórias simples e complexas (Chaparro, 2008). As ligas de alumínio 6082-T6 e 7050-T6 foram caracterizadas a partir de resultados de fadiga a baixo número de ciclos. A tabela 3.1. resume as constantes utilizadas na modelação elasto-plástica dos diferentes materiais.

Tabela 3.1 – Propriedade dos materiais

Material	E [GPa]	Y ₀ [MPa]	C [MPa]	n	C _x	X _{sat} [MPa]
6016-T4	70	124.25	388.00	0.216	37.90	21.30
6082-T6	70	238.15	238.15	0	244.44	83.18
7050-T6	69.72	420.50	420.50	0	228.91	198.35

3.2. Discretização por Elementos Finitos

O provete é simétrico em termos de geometria, material e carregamento (Figura 3.2). Por este motivo considerou-se apenas 1/8 deste nas simulações, de forma a reduzir o peso numérico associado sem que as previsões obtidas fossem afetadas.

Estudaram-se dois estados de tensão, com carregamento em modo I: tensão plana (TP) e deformação plana (DP). Para simular a face oposta da fenda colocou-se um plano rígido paralelo à fenda. As condições de fronteira estabelecidas e o carregamento imposto encontram-se ilustrados na Figura 3.2.

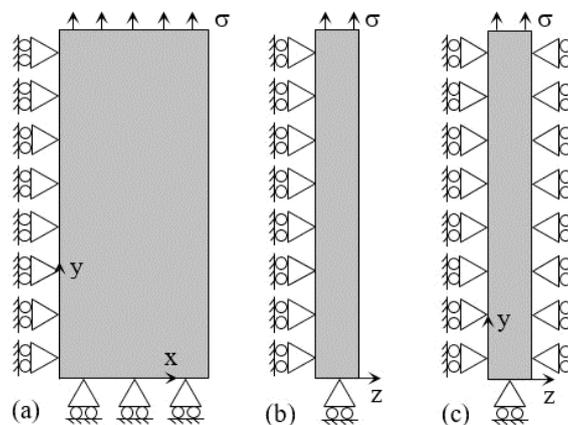


Figura 3.2 - Condições de fronteira e de carregamento. (a) Vista frontal; (b) Modelo de tensão plana (TP); (c) Modelo de deformação plana (DP).

Relativamente à malha de elementos finitos usada, com o intuito de garantir uma maior exatidão de resultados definiu-se um refinamento superior na zona da extremidade de fenda, porque é esta a nossa zona de estudo, e assim termos resultados mais precisos. Os elementos utilizados tinham de dimensão 8 por 8 micrómetros quadrados, e em espessura tinham 0,1 milímetros. Para reduzir o peso numérico das simulações sem alterar significativamente os resultados, definiu-se uma malha menos refinada na zona mais afastada da fenda (Figura 3.3). A malha 3D foi obtida através da extrusão da malha 2D na direção da espessura (com apenas uma camada de elementos). O modelo de elementos finitos compreende elementos com 8 nós, com um número total de 6639 elementos isoparamétricos lineares e 13586 nós.

Nas simulações executadas, foi utilizada uma propagação de fenda fixa, com 8 μ m, e equivalente a dois ciclos de carga, ocorrendo sempre à carga mínima, reduzindo problemas de convergência. Na totalidade são efetuadas 160 propagações. Em ambos os

estados de tensão estudou-se a 160ª propagação de fenda, para garantir uma estabilização do processo de deformação plástica na extremidade da fenda.

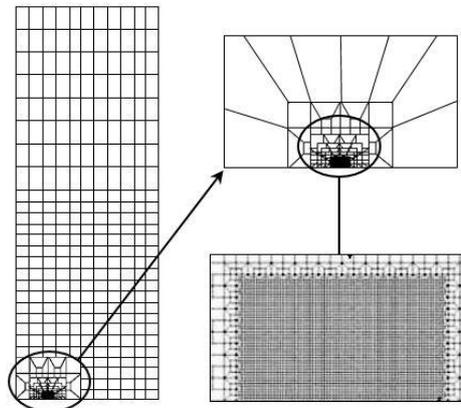


Figura 3.3 – Ilustração da malha de elementos finitos.

3.3. Condições de Ensaio

Na definição das condições de ensaio, considerou-se o regime de tensão como sinusoidal, onde de caso para caso só muda o máximo e o mínimo. Foram também estudados os estados de tensão de modo a perceber a sua influencia nos resultados.

No decorrer dos ensaios, a fim de perceber a influência das cargas, consideraram-se diversos casos com diferentes intervalos de carga. Estes parâmetros foram escolhidos em função do material e das suas respetivas propriedades, dado que cada material tem resultados diferentes para o mesmo intervalo de forças.

3.4. Programa de Elementos Finitos DD3IMP

O estudo do efeito de um carregamento inerente a um equipamento pode ser feito por três vias: através de uma análise teórica (modelos matemáticos), numérica (integração numérica ao longo do tempo) ou experimental (equipamentos de medição). A presente dissertação possui como objeto de estudo o deslocamento de abertura de fenda (CTOD) recorrendo a simulação numérica. Dentro desta, os principais métodos utilizados são: o de diferenças finitas, o de elementos finitos e o de elementos de contorno. Dada a relativa facilidade associada, o segundo é de aplicação mais comum. Este divide uma estrutura em vários elementos de forma geométrica e dimensão finita e utiliza a solução de cada um para obter o comportamento do todo (Rosa, 2002).

No decorrer do estudo utilizou-se um *software* de elementos finitos desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, o *Three-Dimensional Implicit Elasto-Plastic Finite Element Program* (DD3IMP). Este possui um código numérico complexo, baseado num esquema implícito de integração temporal para análise de processos de conformação de metais. É necessário fornecer ao *software* informação relativa a parâmetros numéricos e físicos através de ficheiros designados “ficheiros de entrada”. Após este passo, executa-se o programa.

No presente trabalho, este realiza 160 propagações de fenda e 320 ciclos de carregamento. Com o término da execução, obtêm-se os ficheiros de saída, posteriormente tratados a fim de obter valores numéricos da abertura de fenda, das forças de contacto, do perfil de fenda e das tensões e deformações na extremidade de fenda. Na Tabela 3.2 é feita a identificação e caracterização dos ficheiros de entrada e de saída.

O deslocamento de abertura da extremidade de fenda é obtido através do ficheiro de saída “NosFenda2.dat”.

Tabela 3.2 – Ficheiros de entrada e saída do *software* DD3IMP.

Ficheiros	Designação	Caracterização
Entrada	mesh.dat	Malha de elementos finitos
	mater1.dat	Propriedades do material
	phase.dat	Carregamento
	GaussPoints.dat	Elementos e pontos de Gauss onde se pretende obter a curva tensão-deformação
	bcon.dat	Condições de fronteira
	input.dat	Parâmetros de controlo do método numérico
	tool.dat	Ferramenta que garante a aplicação da solicitação e a simulação do contacto das faces de fenda
Saída	#1_enti1.res	Resultados das forças aplicadas para cada incremento de fenda
	bloco160.ufo	Informação global no bloco 160
	Fcont.dd3	Forças de contacto para a carga mínima
	NosFenda2.dat	Coordenadas dos nós ao longo do plano de simetria para os diferentes níveis de solicitação
	Gpoint	Valores de tensão e deformação nos pontos de Gauss seleccionados no ficheiro de entrada

3.5. Quantificação da Abertura de Fenda

A quantificação do nível de abertura de fenda é feita através de um segundo programa, denominado *Ctod Calculo*, onde é avaliado o deslocamento do primeiro nó atrás da extremidade de fenda (nó 1), o nó situa-se a 8 micrómetros da extremidade de fenda, e os seguintes encontram-se equidistante-mente a 8 micrómetros uns dos outros. O programa faz 160 propagações, cada propagação com 2 ciclos. Este programa tem como dados de saída a força em função da abertura de fenda (CTOD). Exige os ficheiros “NosFenda2.dat” e “#1_enti1.res” para obter os ficheiros de saída “CTODvsLoad.dat” e “Results.dat”, estes últimos definem o a variação do CTOD com a tensão. Em conformidade com o estudo de Ellyin e Wu (1996), assumiu-se o CTOD como o deslocamento vertical do nó localizado anteriormente à extremidade da fenda como representado na figura 3.4.

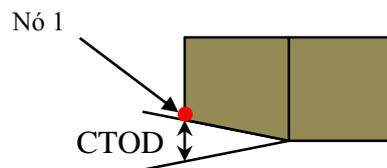


Figura 3.4 – Ilustração do Nó utilizado para cálculo

4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS

4.1. Cálculo do $\Delta K_{I,ef}$

No ficheiro de saída “CTODvsLoad.dat” retiram-se os dados relativos à carga e abertura de fenda. O gráfico típico da relação CTOD - carga está representado na figura 4.1. O valor de CTOD é apresentado em micrómetros, enquanto a carga é apresentada sob a forma de σ/Y_0 , sendo σ a tensão e Y_0 a tensão de cedência do respetivo material. A tensão é obtida dividindo a carga pela área da seção transversal do provete M(T), sendo a área igual a 3 mm^2 .

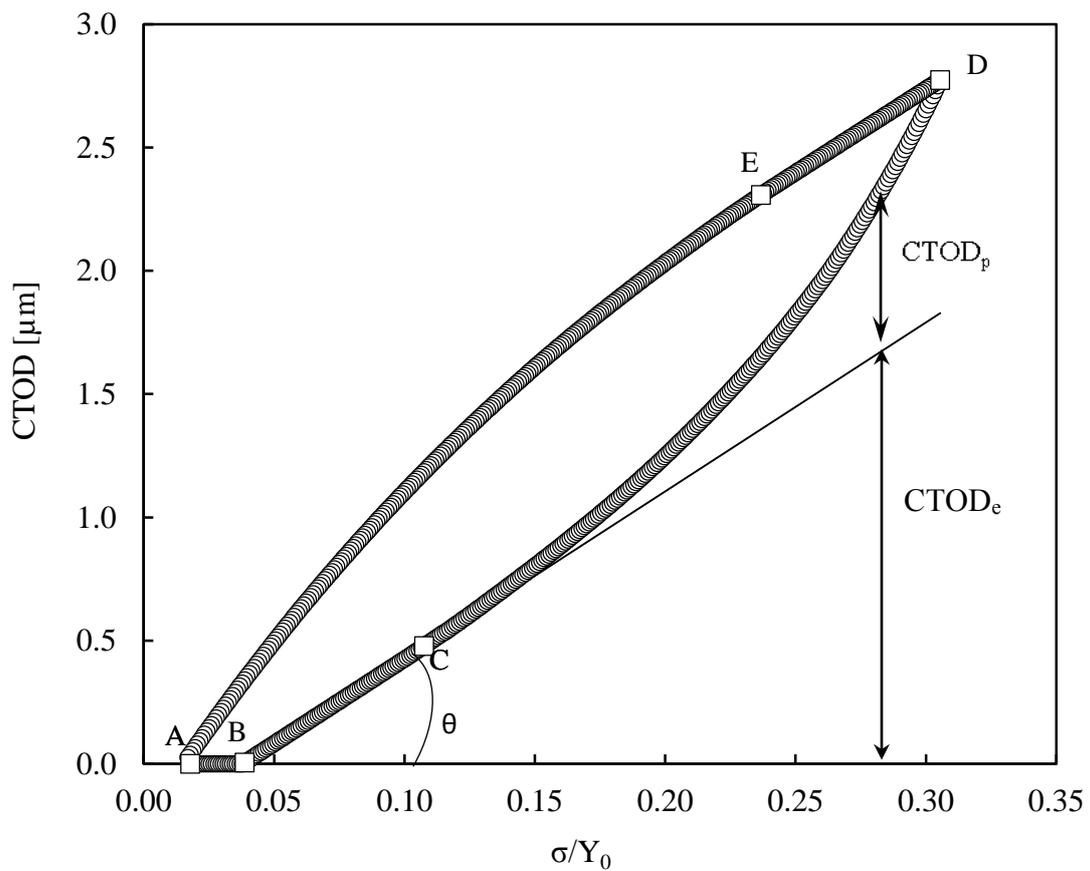


Figura 4.1 – Relação típica CTOD - σ/Y_0 .

A fenda encontra-se fechada entre os pontos A e B, e o aumento de tensão após B abre a fenda elasticamente até C, ocorrendo deformação plástica após este ponto. A deformação elástica está diretamente relacionada com o módulo de Young, E. Materiais com valores altos de E deformam-se menos para as mesmas condições, isto é, quanto maior é E, menor a variação de CTOD com a carga. Assumiu-se ocorrer a transição entre a parte elástica e plástica (ponto C) quando $CTOD_p = 0,001\mu\text{m}$, com este valor sendo o ponto de transição entre a parte elástica e plástica, logo o limiar de fadiga, sendo este limite totalmente empírico. Depois do ponto C, a carga aumenta até ao seu máximo em D. Após D, a carga diminui de forma linear até E, de um modo similar ao observado entre B e C, sendo este intervalo a parte elástica da descarga. Deformação plástica inversa ocorre após o ponto E e até A. A figura 4.2 representa a relação $CTOD_p - \sigma/Y_0$, que foi obtida da curva apresentada na figura 4.1 retirando a parte elástica. A gama de carga entre A e C, indicada na figura 4.1, define a gama de limiar de fadiga, sendo esta a gama de carga mínima para produzir deformação plástica. Notar que o limiar de fadiga assim definido já não contém a porção de carga durante a qual a fenda está fechada, isto é, é um valor efetivo de ΔK_{lf} .

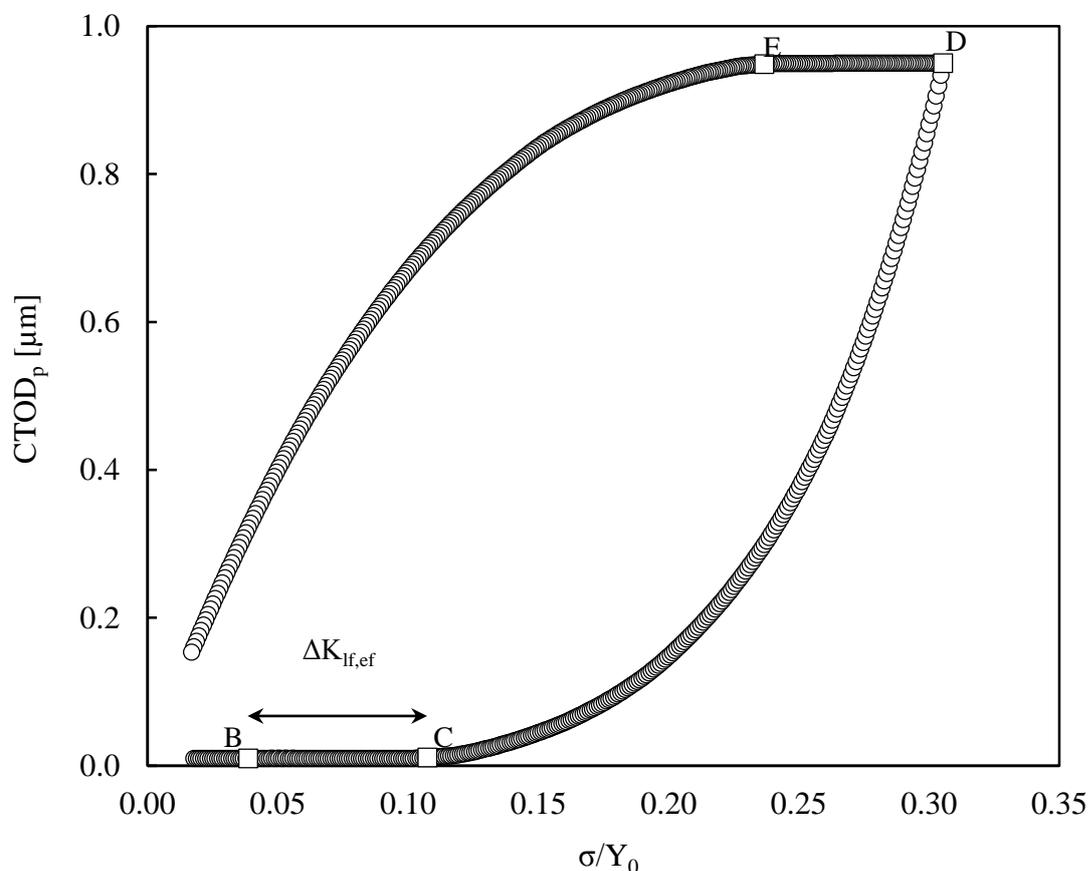


Figura 4.2 – Relação CTOD_p - σ/Y₀.

A parte plástica é obtida através da seguinte expressão

$$CTOD_p = CTOD - CTOD_e = CTOD - \left(\left(\frac{\sigma}{Y_0} - \frac{\sigma_B}{Y_0} \right) \times d \right) \quad (4.1)$$

onde CTOD e CTOD_e são as aberturas de fenda total e elástica, respetivamente. O Y₀ é a tensão de cedência do material, o d (=tg(θ)) (figura 4.1) é o declive da zona elástica, σ e σ_B são a tensão no ponto onde se pretende obter CTOD_p e a tensão no ponto B respetivamente.

O ponto C representado nas figuras 4.1 e 4.2 indica o início da deformação na extremidade da fenda. Assume-se que há deformação plástica quando o CTOD_p atinge o valor de 0,001 μm, valor esse definido de um modo totalmente empírico. Assim, o valor de ΔK_{If,ef} é dado por:

$$\Delta K_{If,ef} = Y \times (\sigma_C - \sigma_B) \times \sqrt{\pi \times a} \quad (4.2)$$

onde Y é um parâmetro adimensional que depende da geometria do componente, σ_C e σ_B são as tensões nos pontos A e B das figuras 4.1.

4.2. Resultados

Nas tabelas 4.1 a 4.6 apresentam-se os casos estudados e os respetivos valores previstos para o limiar de fadiga. A tabela 4.1 e 4.2 estuda-se o efeito das propriedades do material, Com o caso 1, 2 e 3 a variar o Modulo de Young, sendo o caso 1 um material diferente de 2 e 3, com o caso 2 a ser o único estudado sem contacto de faces. O caso 4 estuda a variação da tensão de cedência, o caso 5 estuda a variação dos parâmetros n e C, com o caso 6 a estudar a variação de C_x e X_{sat}. O Caso 7 estuda a variação do Modulo de Young mas para outra gama de tensões. Na tabela 4.3, 4.4, 4.5 estuda-se a influência dos parâmetros de carga no limiar de fadiga para a liga AA 6016-T4, AA 6082-T6, AA 7050-T6 respectivamente.

Tabela 4.1 – Influência do material no limiar de fadiga

($K_{max}=\Delta K=11.5 \text{ MPa.m}^{0.5}$; $R=0$; tensão plana)

	E [GPa]	Y_0 [MPa]	C [MPa]	n	C_x	X_{sat} [MPa]	ΔK_{If} [MPa.m ^{0.5}]
Caso 1	50	238.15	249.37	0.01	244.44	83.18	1.78
	100	238.15	249.37	0.01	244.44	83.18	1.86
	130	238.15	249.37	0.01	244.44	83.18	1.89
Caso 2 (sem contacto)	87.5	200	577.08	0.2	-	-	3.66
	105	200	577.08	0.2	-	-	3.60
	140	200	577.08	0.2	-	-	3.48
	210	200	577.08	0.2	-	-	3.71
Caso 3	70	200	577.08	0.2	-	-	2.39
	87.5	200	577.08	0.2	-	-	2.32
	105	200	577.08	0.2	-	-	2.27
	140	200	577.08	0.2	-	-	2.19
	210	200	577.08	0.2	-	-	2.16
Caso 4	210	200	577.08	0.2	-	-	2.2
	210	300	865.62	0.2	-	-	3.4
	210	400	1154.16	0.2	-	-	4.7
Caso 5	210	200	577.08	0.2	-	-	2.2
	210	200	980.2548	0.3	-	-	2.4
	210	200	1665.106	0.4	-	-	2.7
Caso 6	70	200	200	0	100	50	1.6
	70	200	200	0	100	150	1.4
	70	200	200	0	5	100	1.4
	70	200	200	0	50	100	1.3
	70	200	200	0	200	100	1.5

Tabela 4.2 – Influência do módulo de Young no limiar de fadiga

($K_{max}=\Delta K=5.7 \text{ MPa.m}^{0.5}$; $R=0$; tensão plana, com contacto)

	E [GPa]	Y_0 [MPa]	C [MPa]	n	C_x	X_{sat} [MPa]	ΔK_{If} [MPa.m ^{0.5}]
Caso 7	30	200	577.08	0.2	-	-	2.64
	50	200	577.08	0.2	-	-	2.48
	70	200	577.08	0.2	-	-	2.38
	87.5	200	577.08	0.2	-	-	2.35
	105	200	577.08	0.2	-	-	2.34
	140	200	577.08	0.2	-	-	2.30
	210	200	577.08	0.2	-	-	2.26

Tabela 4.3 – Influência dos parâmetros de carga no limiar de fadiga para a liga AA 6016-T4

ΔK [MPa.m ^{0.5}]	K_{max} [MPa.m ^{0.5}]	R	ΔK_{if} [MPa.m ^{0.5}]	ΔK [MPa.m ^{0.5}]	K_{max} [MPa.m ^{0.5}]	R	ΔK_{if} [MPa.m ^{0.5}]
2.87	2.87	0	1.52	4.73	3.16	-0.5	1.46
4.78	4.78	0	1.49	4.78	2.39	-1	1.44
5.74	5.74	0	1.46	7.17	4.78	-0.5	1.40
6.69	6.69	0	1.44	11.95	9.56	-0.25	1.53
9.56	9.56	0	1.50	9.56	6.69	-0.43	1.37
10.52	10.52	0	1.55	4.73	1.58	-2	1.34
11.47	11.47	0	1.60	6.69	3.35	-1	1.41
3.06	3.82	0.2	1.56	6.65	2.20	-2.01	1.37
3.82	4.78	0.2	1.55	6.65	4.59	-0.45	1.41
5.74	6.69	0.14	1.48	7.65	2.87	-1.67	1.37
4.59	5.74	0.2	1.52	9.56	4.78	-1	1.33
5.35	6.69	0.2	1.51	11.47	6.69	-0.71	1.35
6.12	7.65	0.2	1.49	13.39	6.69	-1	1.31
4.78	6.36	0.25	1.53	11.95	4.78	-1.5	1.27
6.88	8.61	0.2	1.49	13.15	4.78	-1.75	1.25
6.69	8.89	0.25	1.43	15.30	6.69	-1.29	1.36
2.39	4.78	0.5	1.67	14.34	4.78	-2	1.23
7.17	9.56	0.25	1.52	13.15	2.39	-4.5	1.17
3.82	6.69	0.43	1.66	15.54	4.78	-2.25	1.23
4.78	9.56	0.5	1.67	14.34	2.39	-5	1.14
6.69	13.39	0.5	1.67	15.54	2.39	-5.5	1.11
7.65	6.69	-0.14	1.41	16.73	2.39	-6	1.08
5.89	4.78	-0.25	1.44				

Tabela 4.4 – Influência dos parâmetros de carga no limiar de fadiga para a liga AA 6082-T6

ΔK [MPa.m ^{0.5}]	K_{max} [MPa.m ^{0.5}]	R	ΔK_{if} [MPa.m ^{0.5}]	ΔK [MPa.m ^{0.5}]	K_{max} [MPa.m ^{0.5}]	R	ΔK_{if} [MPa.m ^{0.5}]
4.78	4.78	0	2.24	5.02	4.02	-0.25	2.66
5.74	5.74	0	2.22	7.53	6.02	-0.25	2.38
9.56	9.56	0	1.98	10.04	8.03	-0.25	2.09
11.47	11.47	0	1.82	12.55	10.04	-0.25	2.03
13.39	13.39	0	1.64	5.00	5.26	0.05	2.62
17.21	17.21	0	1.57	7.49	7.89	0.05	2.29
19.12	19.12	0	1.47	9.99	10.52	0.05	2.06
21.04	21.04	0	1.41	12.49	13.15	0.05	1.82

22.95	22.95	0	1.38	5.02	6.69	0.25	2.74
13.39	11.47	-0.17	1.74	7.53	10.04	0.25	2.54
11.95	9.56	-0.25	1.88	10.04	13.39	0.25	2.40
9.47	6.31	-0.5	2.08	12.55	16.73	0.25	1.86
14.34	9.56	-0.5	1.81	4.99	8.32	0.40	2.73
23.91	19.12	-0.25	1.32	7.49	12.48	0.40	2.54
16.73	9.56	-0.75	1.72	9.98	16.64	0.40	2.36
15.30	5.74	-1.67	1.91				
17.21	7.65	-1.25	1.81				

Tabela 4.5 – Influência dos parâmetros de carga no limiar de fadiga para a liga AA 7050-T6

ΔK [MPa.m ^{0.5}]	K_{max} [MPa.m ^{0.5}]	R	ΔK_{If} [MPa.m ^{0.5}]	ΔK [MPa.m ^{0.5}]	K_{max} [MPa.m ^{0.5}]	R	ΔK_{If} [MPa.m ^{0.5}]
13.84	14.57	0.05	4.31	12.60	17.99	0.3	4.54
17.50	18.42	0.05	4.14	8.59	12.27	0.3	4.58
20.26	21.33	0.05	3.99	14.50	20.71	0.3	4.48
12.50	13.16	0.05	4.44	6.50	9.29	0.3	4.46
22.5	23.68	0.05	3.88	5.48	10.48	0.48	4.36
26.55	27.95	0.05	3.91	7.50	15	0.5	4.53
7.50	7.89	0.05	4.48	10.00	20.00	0.5	4.48
4.62	6.59	0.3	4.38	12.50	25.00	0.5	4.47
18.50	26.43	0.3	4.34	8.79	17.59	0.5	4.52
10.50	15.00	0.3	4.49	6.30	12.61	0.5	4.51

4.3. Efeito das propriedades do material

Com o objetivo de estudar o efeito do módulo de Young no limiar de fadiga, foi feito um estudo detalhado, sendo que os resultados estão representados na figura 4.3.

Foi usado o valor mínimo previsto de ΔK_{If} para cada caso como referência, facilitar a comparação entre os diferentes casos.

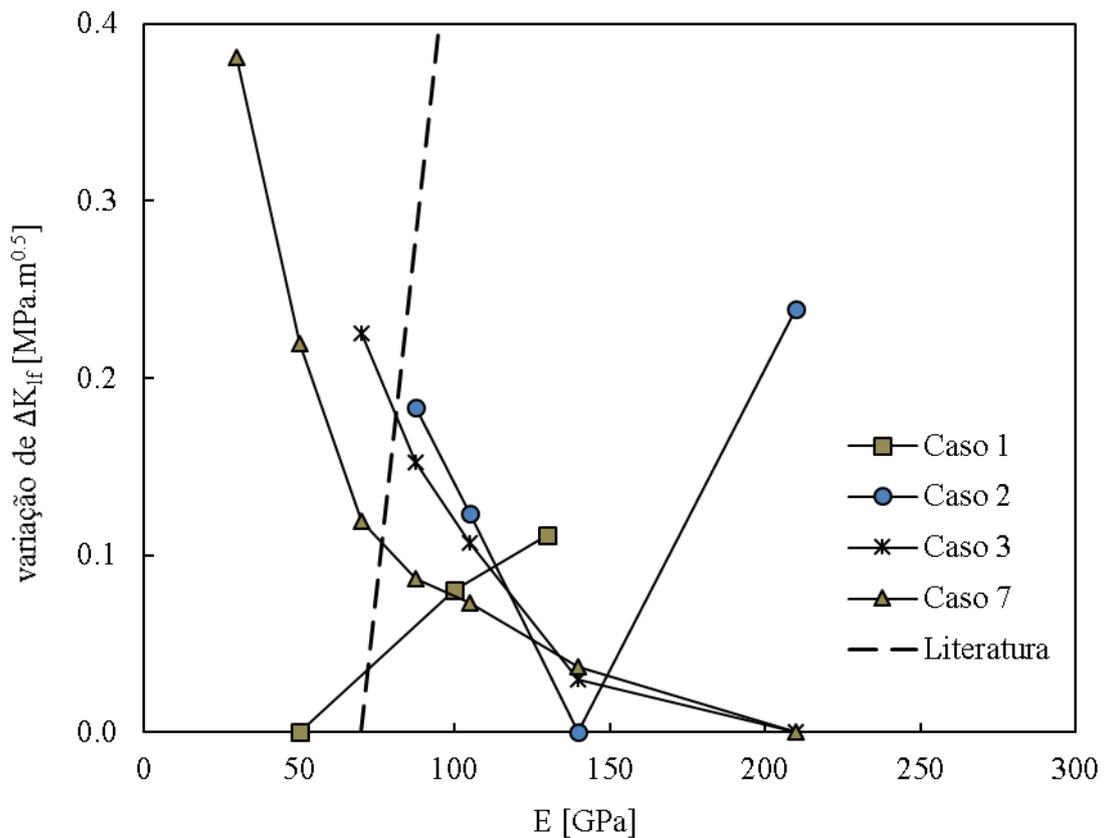


Figura 4.3 – Variação do limiar de fadiga em função do módulo de Young

No caso 1 podemos observar que existe um aumento de 6,1% no limiar de fadiga quando o módulo de Young varia entre 50 e 130 GPa. No caso 2 surge um decréscimo seguido de um aumento. Em ambos os casos 3 e 7 verificou-se um decréscimo em relação ao aumento de E .

Na literatura, o aumento de E é normalmente associado com o aumento significativo de ΔK_{if} . Tem sido sugerido a seguinte relação:

$$\Delta K_{lf,ef} = 1,6 \times 10^{-5} \times E \quad (4.3)$$

com $\Delta K_{lf,ef}$ em $\text{MPa.m}^{0.5}$ e E em MPa. Este modelo associa a evolução do limiar de fadiga com o aumento de E , rejeitando o efeito das propriedades plásticas do material. A figura 4.1 mostra o desacordo dos resultados obtidos nas simulações e o esperado pela literatura. Notar que o estudo experimental do efeito de E não é fácil, dado que a alteração do valor de E

implica alterações das outras propriedades do material, não sendo possível isolar o efeito do módulo de Young utilizando materiais distintos.

No caso 4, foi realizado o estudo em relação à tensão de cedência representado na figura 4.4.

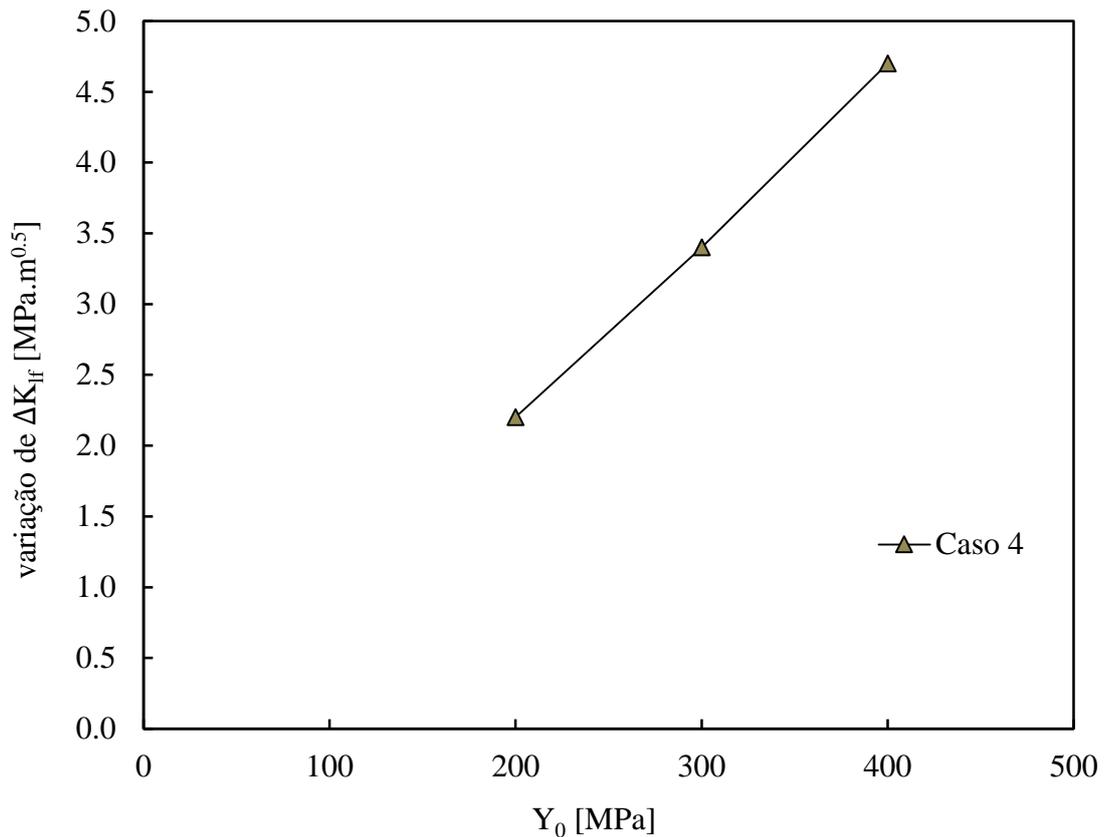


Figura 4.4 – Variação da tensão de cedência, Caso 4

O aumento de Y_0 de 200 até 400 MPa produziu o aumento de ΔK_{If} de 2,2 até 4,7 $\text{MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$, com uma tendência linear. É uma variação bastante superior à observada para o módulo de Young.

Uma tendência semelhante foi observada para o expoente de endurecimento, n (caso 5) representado na figura 4.5

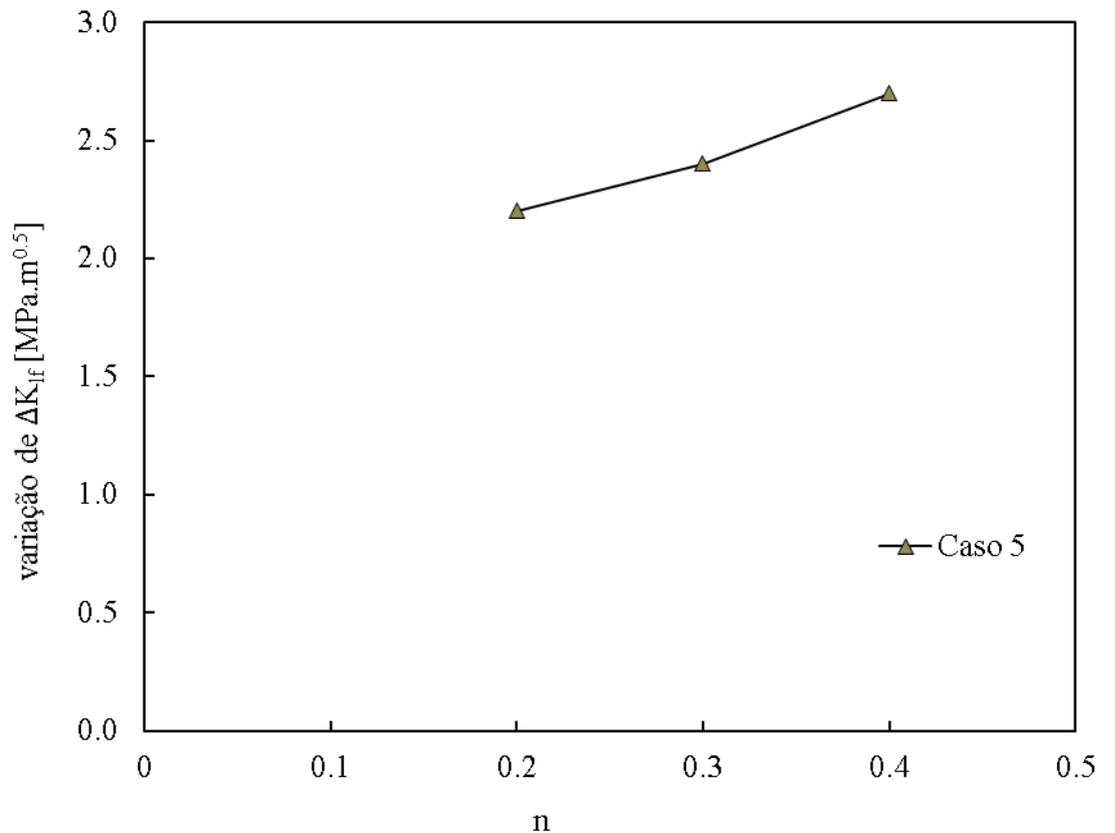


Figura 4.5 – Variação do expoente de endurecimento, Caso 5

O aumento de n de 0,2 até 0,4 produziu um aumento de ΔK_{If} de 2,2 a 2,7 MPa.m^{0.5}, também com uma tendência linear. Este aumento também poderia ser esperado uma vez que com um expoente de endurecimento superior, a deformação plástica para o mesmo intervalo de forças é inferior.

No caso 6 foi estudado a variação do parâmetro de endurecimento cinemático. O aumento de C_x e X_{sat} diminuiu ΔK_{If} , como pode ser visto na figura 4.6.

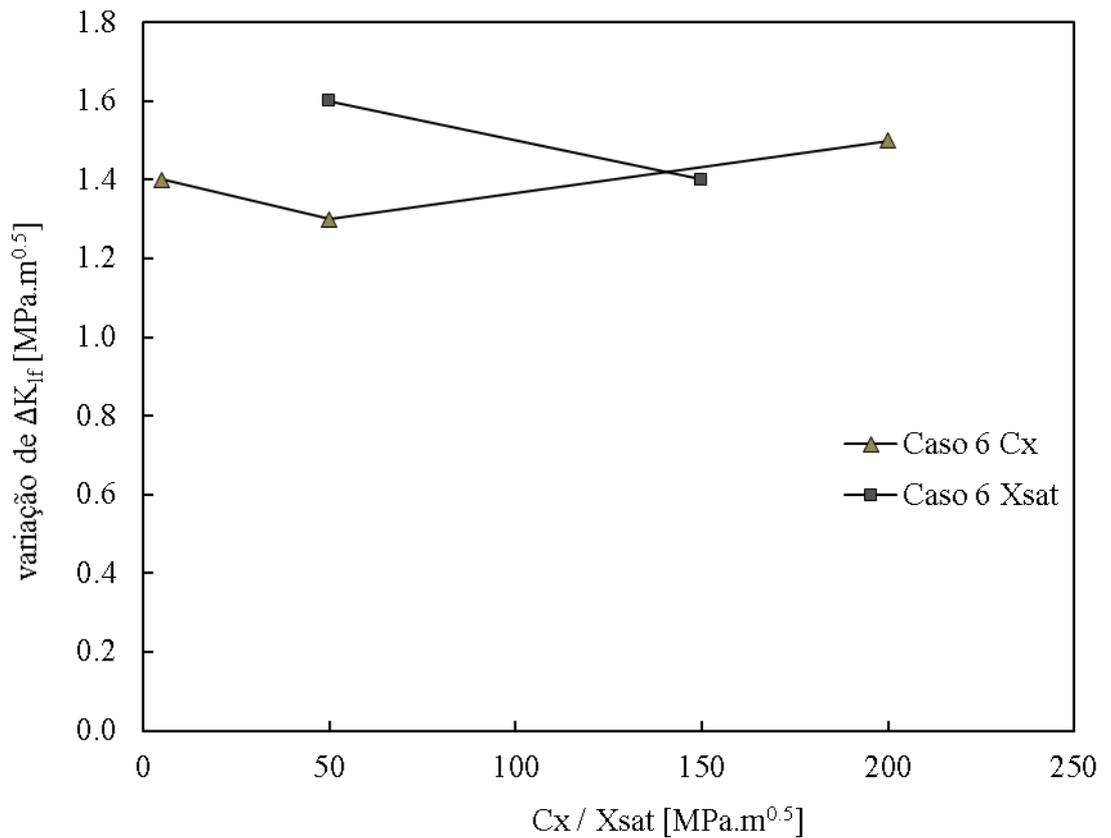


Figura 4.6 – Variação do parâmetro de endurecimento cinemático, Caso 6

A fim de comparar a importância dos diferentes parâmetros do material, foi desenvolvido um estudo de sensibilidade adimensional, com o objectivo de comparar o aumento em percentagem dos parâmetros e os seus efeitos nos resultados. A sensibilidade adimensional é definida como:

$$\nabla K_{lf} = \frac{\Delta(\Delta K_{lf}) / \Delta z}{\Delta K_{lf} / z} \quad (4.4)$$

sendo z o parâmetro de material.

A Figura 4.7. apresenta os resultados obtidos.

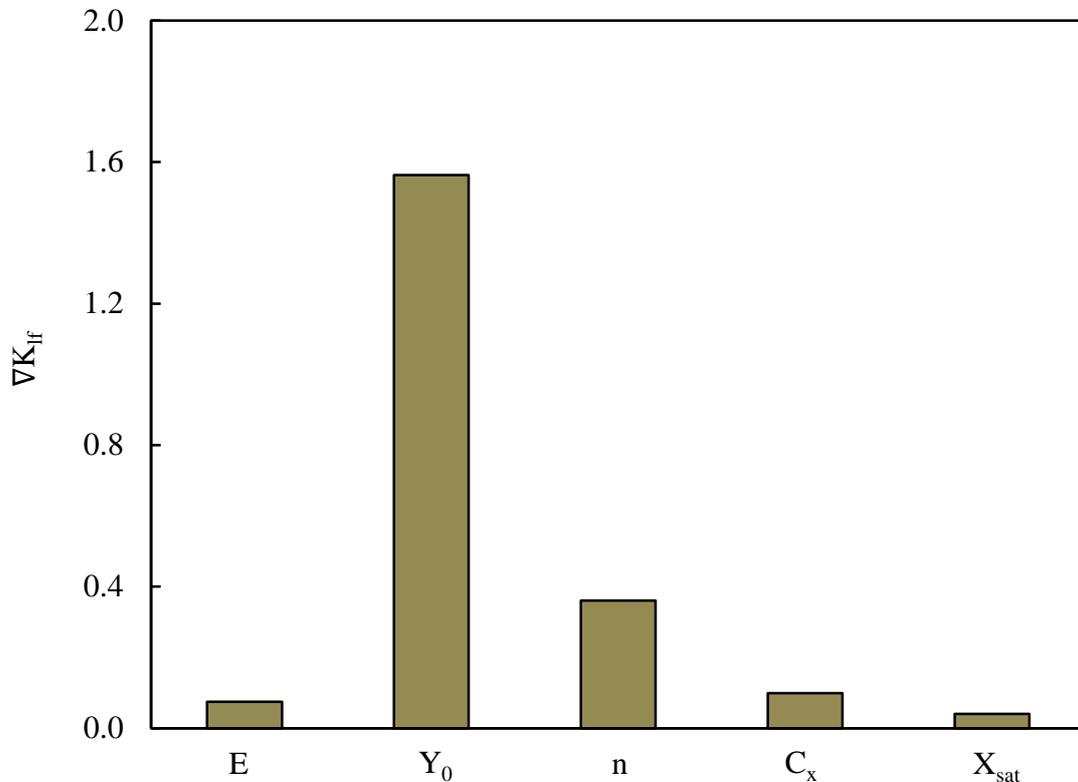


Figura 4.7 – Importância relativa das propriedades dos materiais

O parâmetro com mais influência sobre ΔK_{If} é Y_0 , o que poderia ser esperado, uma vez que ele define a transição entre a deformação elástica e plástica. O segundo parâmetro com maior relevância é o expoente de endurecimento, n. O módulo de Young e os parâmetros de endurecimento cinemático têm uma influência relativamente baixa. Isto contradiz a relevância dada ao módulo de Young na literatura (Pippan, 2003). Note-se que a influência dos diferentes parâmetros está relacionada com o comportamento que ocorre à frente da fissura à medida que a fenda se propaga, que é um processo complexo.

4.4. Efeito de K

A Figura 4.8 apresenta o efeito da gama de carga no limiar de fadiga eficaz para três ligas de alumínio.

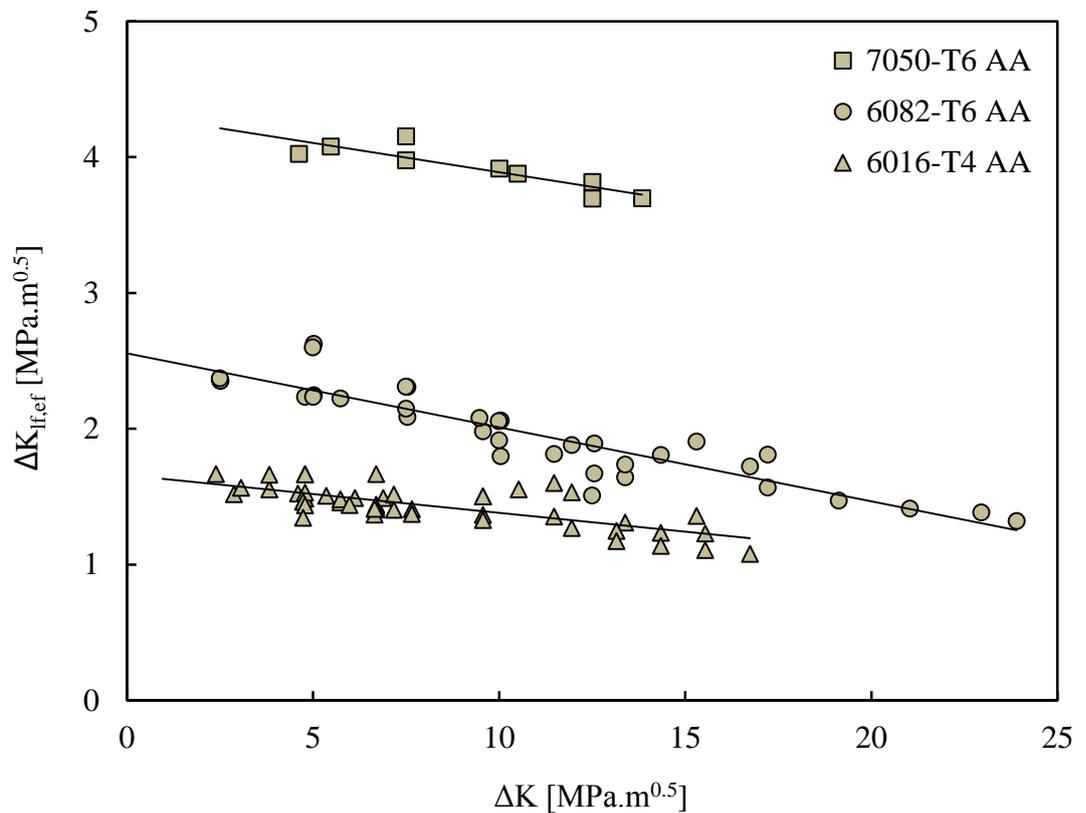


Figura 4.8 – Efeito da gama de carga no limiar de fadiga.

As diferenças entre as três ligas são explicadas principalmente pela tensão de cedência inicial. O aumento do intervalo de carga produz uma redução linear do limiar de fadiga, que é apreciável. O AA 6082-T6 tem limiares de 2.4 e 1.3 MPa.m^{0.5} para ΔK de 2,5 e 23,9 MPa.m^{0.5}, respectivamente. Portanto, a hipótese de uma ΔK_{If} constante não é correta. Este pressuposto baseia-se simplesmente na impossibilidade de quantificação experimental de ΔK_{If} para diferentes valores da gama de carga. As diferenças entre as três ligas são explicadas principalmente pela tensão de cedência, que para AA 7050-T6, AA 6082-T6 AA 6016-T4 são, respectivamente, 420.50, 238.15 e 124.00 MPa. Como se viu no ponto anterior, a tensão de cedência tem um grande efeito em ΔK_{If}. Por fim, a dispersão de ΔK_{If} é explicada pelo efeito dos outros parâmetros de carregamento e por alguma incerteza introduzida pelo procedimento numérico seguido para calcular o limiar.

A Figura 4.9 apresenta o efeito de K_{\max} na AA 6016-T4, estudado com ΔK constante. O aumento de K_{\max} aumenta o limiar de fadiga. No entanto, uma vez que ambos K_{\max} e K_{\min} aumentaram não é claro qual o parâmetro que controla a variação observada.

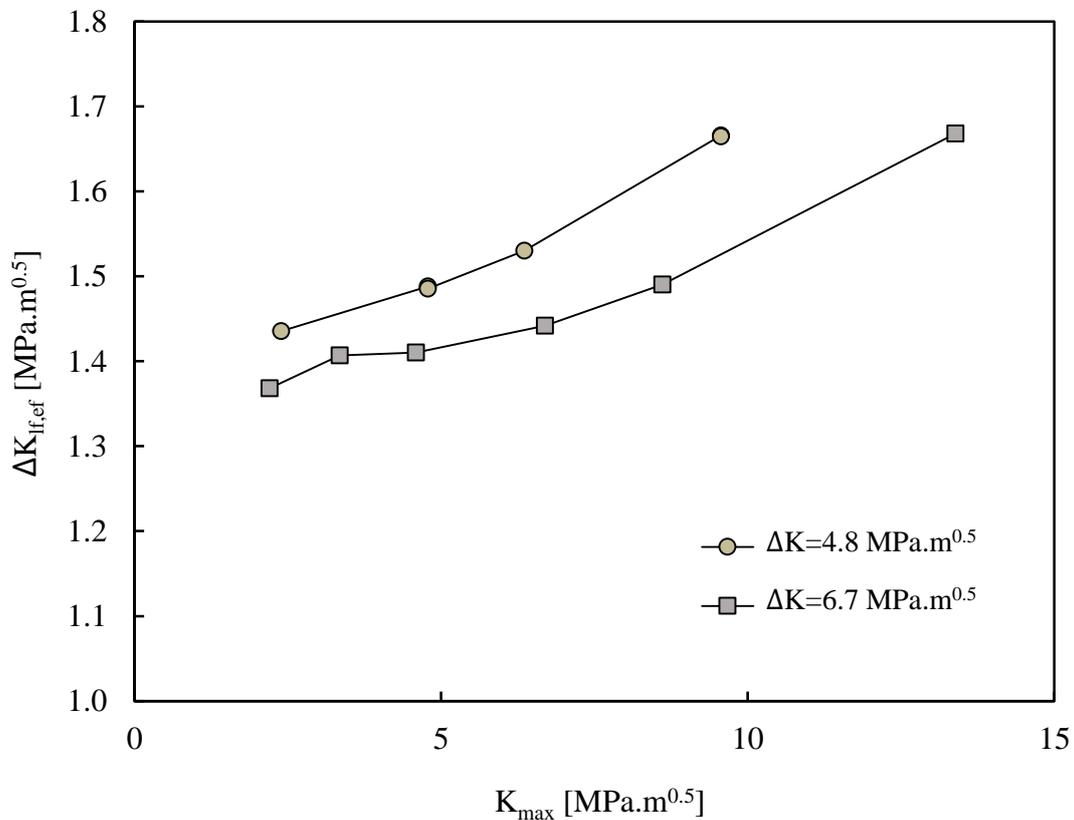


Figura 4.9 – Efeito da gama de carga no limiar de carga efectivo

Na análise experimental do limiar de fadiga, o aumento da razão R diminui ΔK_{If} , o que é explicado com variações de fecho de fenda. Para índices relativamente altos de razões de tensões, ΔK_{If} é suposto ser independente do R . Este limite inferior é chamado o limiar de fadiga efectivo, $\Delta K_{I,ef}$. No entanto, quando R é aumentado acima do seu valor crítico, há uma diminuição adicional da ΔK_{If} (Boyce, 2001). Vários mecanismos foram propostos para explicar esta tendência, entre os quais, a interação entre os modos de fratura e mecanismos de propagação de fenda por fadiga, fecho de fenda a um nível microscópico e tensões macro-residuais.

A Figura 4.10 representa a variação do limiar de fadiga, em função de K_{\min} fixo.

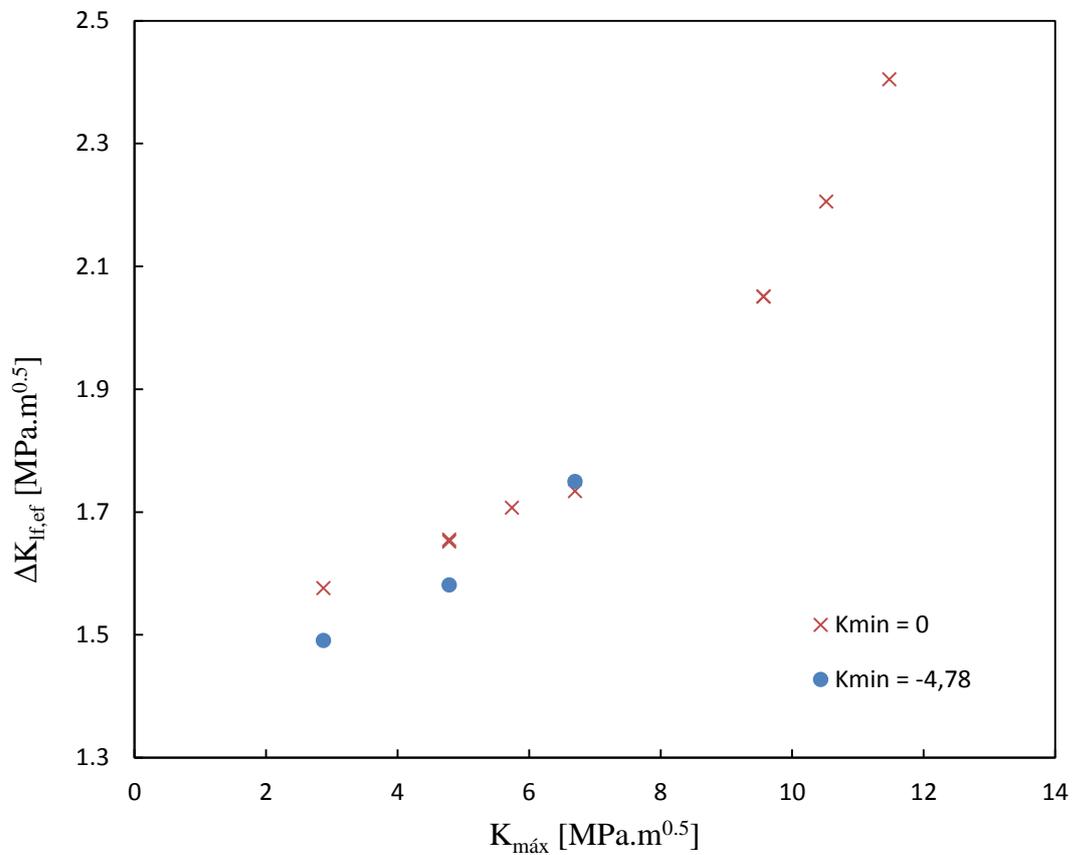


Figura 4.10 – Efeito da variação do K_{\max} no limiar de fadiga 6016.

Com o K_{\min} fixo é possível observar com o aumento de K_{\max} também aumenta o limiar de fadiga nos dois casos apresentados, mas temos em conta que este fenómeno acontece devido ao encruamento do material, dado que o encruamento só estará presente até um patamar de K , após deste o limiar começa a descer rapidamente, com o facto de o material não aguentar as tensões presentes.

As figuras 4.11 e 4.12 representam a variação do limiar de fadiga para os casos onde o K_{\max} é fixo.

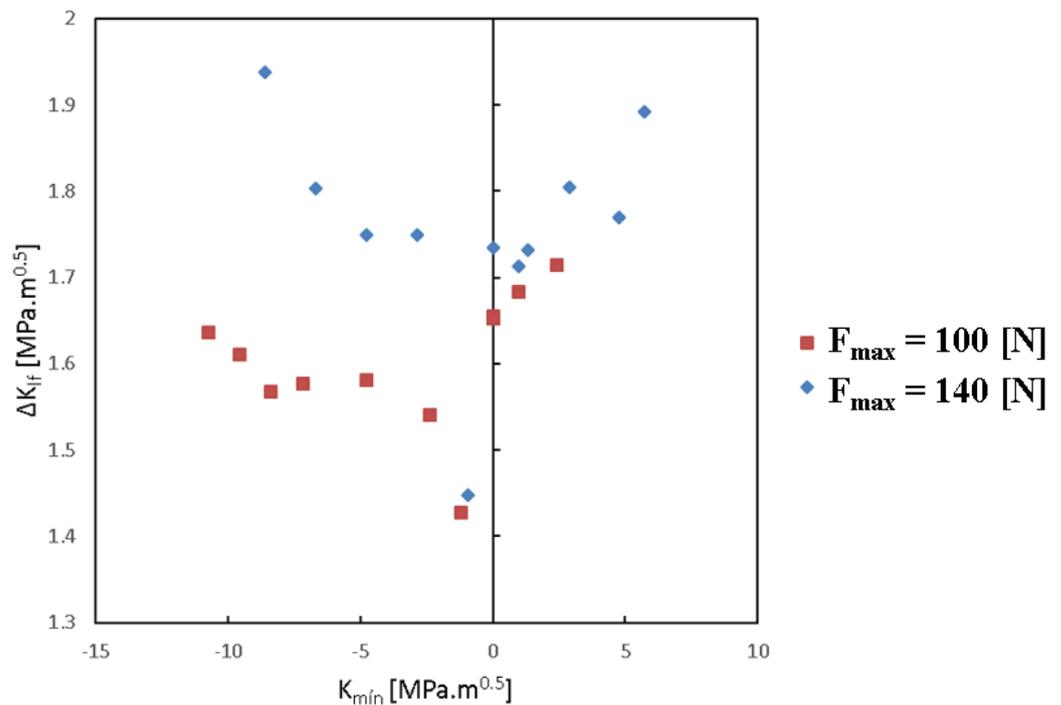


Figura 4.11 – Efeito do K_{\min} no limiar de fadiga.

Como podemos observar na figura 4.11, o limiar de fadiga aumenta quando a tensão aumenta e é positiva, e aumenta quando a tensão diminui e é negativa sendo que o mínimo se situa entre $K = -1$ e $-2 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$.

Podemos concluir que o aumento do limiar de fadiga em vez de ficar imutável quando a força mínima é negativa, muda, devendo-se ao facto de existir encruamento do material; isto significa que o material devido à presença de tensões negativas tem maior fecho de fenda, dificultando a abertura de fenda, logo subindo o limiar de fadiga.

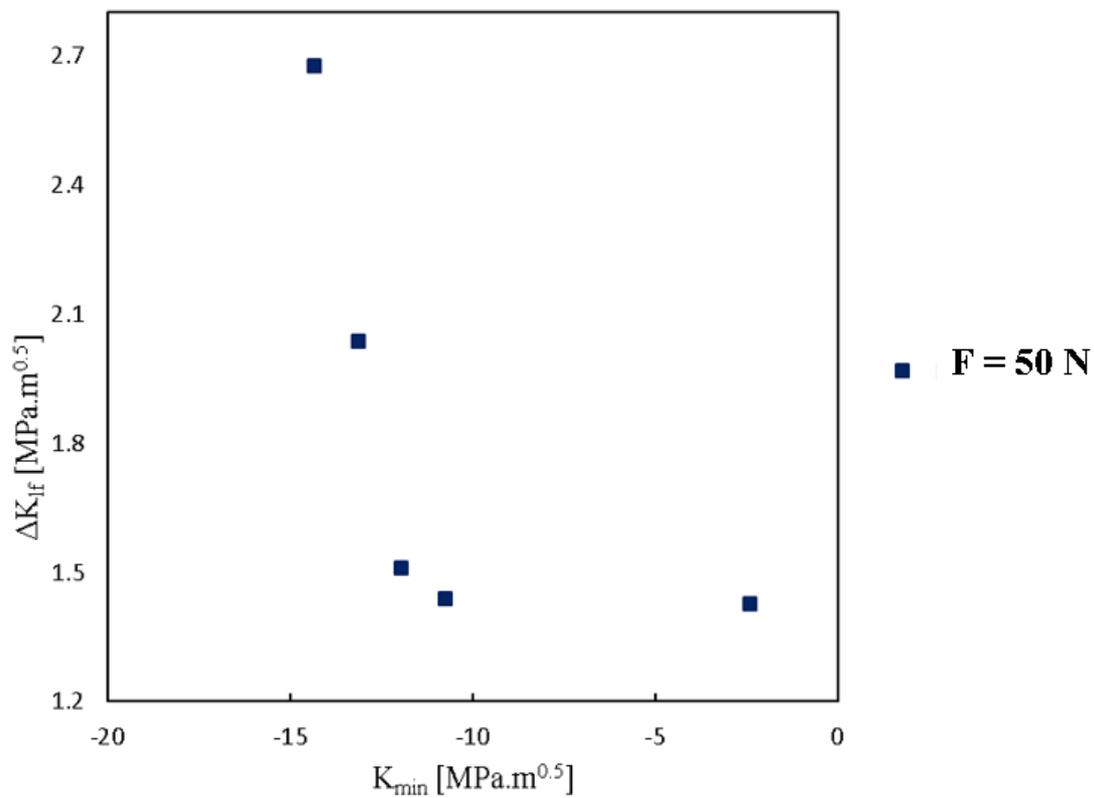


Figura 4.12 – Efeito do K_{\min} no limiar de fadiga

Na figura 4.12 vemos exatamente isso onde a subida do limiar de fadiga é acentuada com a diminuição de K_{\min} dado que o K_{\max} é muito baixo, o encruamento é notório, crescendo rapidamente, com a previsão que irá chegar a um ponto onde este limiar deixará de existir, porque o encruamento não permitirá abertura de fenda devido as tensões de compressão presente no provete.

4.5. Efeito do estado de tensão

A Figura 4.13 mostra o efeito do estado de tensão no limiar de fadiga efetivo para as ligas de alumínio 6082-T6 e 7050-T6.

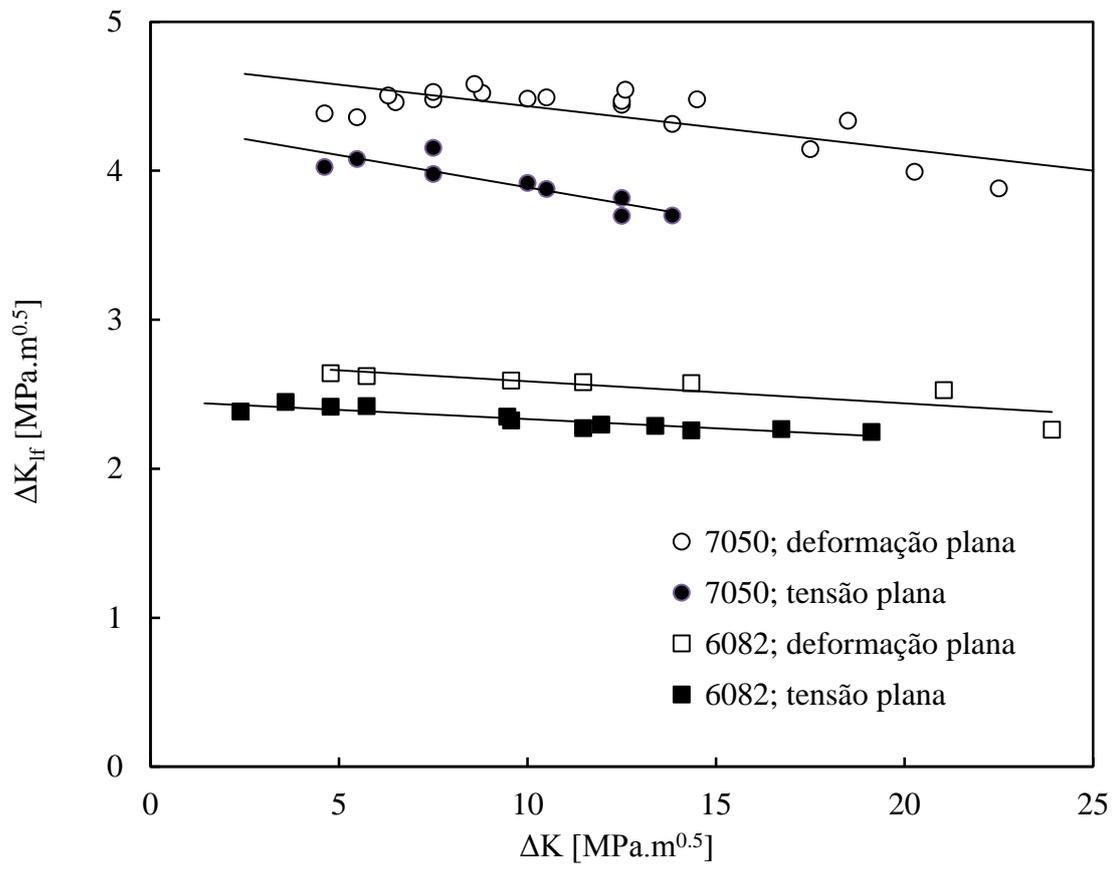


Figura 4.13 – Efeito do estado de tensão

Os valores de deformação no plano de ΔK_{if} são mais elevados do que os valores de tensão plana. Esta tendência poderia ser esperada uma vez que nas condições de deformação plana há um estado triaxial da tensão que inibe a deformação plástica. Portanto, mais carga é necessária para produzir deformação plástica na extremidade da fenda sob estado de deformação plana. As diferenças médias entre o estado de deformação plana e tensão plana são na ordem de 12,5% e 8,3% para as ligas 7050-T6 e 6082-T6, respectivamente. Sendo que o estado de deformação plana tem valores maiores do limiar de fadiga, este estado em relação à tensão plana dificulta mais a propagação de fenda.

4.6. Comparação com resultados experimentais

A Figura 4.14. mostra o efeito da razão de tensão e gama de cargas no limiar de fadiga. Como o objetivo foi estudar o limiar de fadiga, que tem como definição a transição entre o regime elástico e plástico, é estudado então somente a parte efetiva, isto retirando a parte onde a fenda se encontra ainda fechada. Quatro razões de tensão que também foram estudados experimentalmente por Borrego *et al.*(2003), são apresentadas.

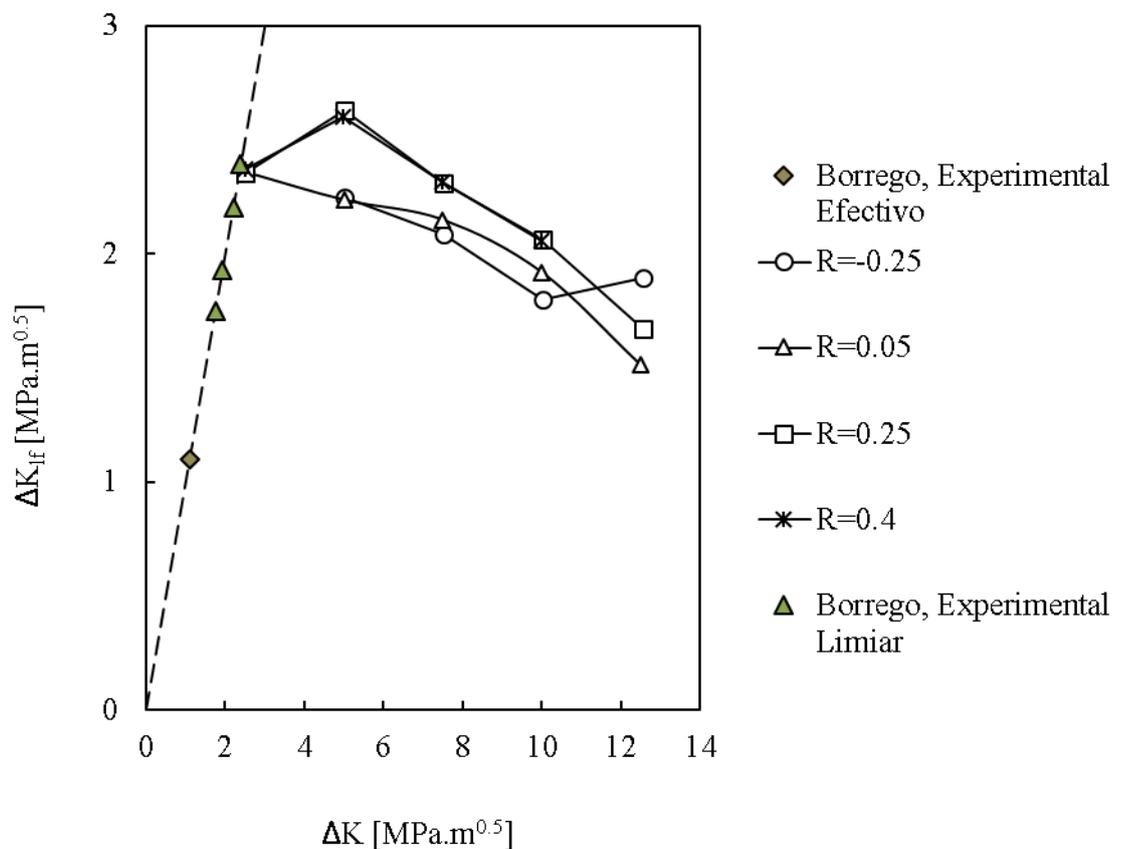


Figura 4.14 – Efeito da razão de tensão e gama de cargas no limiar de fadiga

Os valores experimentais de Borrego *et al.* (2003) também são apresentados. Estes valores foram obtidos seguindo o procedimento experimental, isto é, com uma redução progressiva do ΔK . Portanto, eles indicam o limite de fadiga exatamente para a mesma faixa de carga, razão pela qual eles são colocados a 45° na linha tracejada. Existe uma concordância interessante entre os valores experimentais e as previsões numéricas, mas a diferença entre estes é notória, para esta discrepância de resultados é de notar que os

resultados que entram em concordância incluem o fecho de fenda. Os quatro valores com fecho de fenda têm como limiar efectivo $1.1 \text{ MPa.m}^{0.5}$, logo os valores obtidos ficam não concordantes. A justificação para este acontecimento é outro mecanismo de propagação de fenda que não a deformação plástica, mas sim o efeito de fragilização por hidrogénio, sendo que este não foi possível estudar numericamente. No entanto, os resultados numéricos não mostram a influência da razão de tensões nos valores ΔK correspondentes ao limiar de fadiga. De facto, não há fecho de fenda por plasticidade induzida, por conseguinte, o efeito de R é eliminado numericamente. A influência de fecho de fenda por rugosidade induzida, pode explicar o efeito de R nos resultados experimentais, mas não está incluído no modelo numérico.

Na literatura, foram propostos diferentes modelos para quantificar o efeito da razão de tensões. Nomeadamente Klesnil e Lucas propuseram que:

$$\Delta K_{lf} = \Delta K_{lf,0}(1 - R)^\gamma \quad (4.5)$$

com $\Delta K_{lf,0}$ sendo o limiar de fadiga em $R = 0$ e γ é um parâmetro de ajuste no intervalo entre 0 e 1.

5. DISCUSSÃO

A determinação experimental do limiar de fadiga é feita reduzindo progressivamente a gama de carga, até que não haja crescimento de fenda por fadiga. O ΔK_{If} obtido é considerado válido para outras gamas de carga, simplesmente porque o procedimento experimental não permite a variação paramétrica da faixa de carga. A abordagem numérica aqui proposta é capaz de determinar ΔK_{If} para qualquer gama de carga. Isto é possível porque a análise numérica, ao contrário da abordagem experimental, pode olhar cuidadosamente para a extremidade da fenda e identificar a gama de carga abaixo da qual não existe qualquer deformação plástica e, por conseguinte, propagação de fenda. As limitações do procedimento experimental, ou seja, a incapacidade de olhar atentamente para a extremidade de fenda, resultaram em vários erros. Em primeiro lugar, a suposição de que $\Delta K_{If,ef}$ é uma propriedade do material foi provada numericamente ser inválida. Os parâmetros de carga têm de facto uma influência significativa no limiar de fadiga. Na verdade, o limiar de fadiga define a transição entre os regimes elástico e plástico na extremidade de fenda. À medida que a fenda se propaga há um desenvolvimento complexo do limite elástico devido ao endurecimento do material (encruamento), o que depende de parâmetros de carga, do fenómeno de fecho de fenda, mas também das propriedades do material. O procedimento experimental é bastante moroso e trabalhoso. Os casos de Borrego et al.(2003), foram obtidos para tensão plana, com os quatro resultados a terem um tempo de obtenção de 12 semanas com supervisão constante, enquanto por simulação numérica os mesmos são obtidos em 6 semanas com supervisão periódica. A abordagem numérica é, pois, uma alternativa muito interessante aos ensaios experimentais.

No caso do encruamento, este é influenciado pela aplicação de forças de compressão assim como pelo fenómeno de fecho de fenda que causa forças de compressão entre as faces de fenda, nunca se podendo ignorar este fenómeno que altera as propriedades do material na zona de fenda durante os ciclos de propagação. Para pequenas gamas de tensão, mesmo que as tensões sejam altas existe a possibilidade que a fenda pare após alguns ciclos de propagação devido ao encruamento, assim sendo é outro fator a ter conta quando temos propagação de fenda.

Foi verificado que o efeito do módulo de Young foi superestimado. Isto é uma consequência da incapacidade da análise experimental para isolar o efeito de cada parâmetro. A análise numérica mostrou que, como seria de esperar, o limite de cedência do material é mais relevante do que o módulo de Young.

As previsões numéricas aqui apresentadas têm, no entanto, um cariz paramétrico que não pode ser esquecido. Na verdade, há uma influência dos parâmetros numéricos, nomeadamente, o tamanho dos elementos na extremidade de fenda, o número de ciclos de carga entre os incrementos de propagação de fenda e o ponto onde o CTOD é medido, cujo estudo é endereçado para trabalho futuro. Portanto, as previsões do limiar de fadiga apresentados ao longo deste documento não podem ser vistas como valores absolutos. No entanto, os estudos paramétricos desenvolvidos são válidos e mostram a importância dos diferentes parâmetros estudados. Os sistemas de DIC (*Digital Image Correlation*) podem, eventualmente, ser utilizados experimentalmente para identificar a transição entre os regimes elástico e plástico, o que daria uma alternativa interessante para a determinação do limiar de fadiga tradicional.

Esta tese assume que a deformação plástica cíclica é o principal mecanismo de controlo do crescimento de fenda por fadiga, e em particular do limiar de fadiga. No entanto, esta hipótese não é consensual. Sunder (2012) propôs um mecanismo alternativo sob acção de cargas relativamente baixas, designando por fragilização por micro fractura (*Brittle Micro-Fracture*, BMF) e que é um tipo de corrosão. Esta rotura frágil está ligada à difusão de hidrogénio, libertado pela reacção da humidade com a superfície da extremidade de fenda, o que resulta na formação de oxigénio e hidrogénio, transformando a extremidade da fenda numa zona fragilizada. Com este fenómeno, a propagação de fenda a baixas gamas de tensão dá-se sem deformação plástica. Isto acontece porque para baixas gamas de tensão o processo de fragilização tem uma velocidade de propagação de fenda maior do que por deformação plástica, enquanto que para gamas altas a velocidade de propagação de fenda por deformação plástica é maior e assim sobrepõe-se à fragilização. É de notar que o processo de fragilização é dependente do tempo, sendo necessário tempo para que o processo atue, porem para altas gamas K este não existe. Assim, temos dois fenómenos na propagação de fenda, um causado por deformação plástica e outro causado por fragilização por hidrogénio, dado que um ocorre para baixas gamas de tensão e outro para altas, sendo que a zona intermédia entre este dois é de difícil caracterização. O mecanismo de fragilização ambiental pode explicar a diferença

observada entre o valor efetivo de ΔK_{Ic} previsto por Borrego et al. e os valores previstos aqui numericamente para a liga AA 6082-T6.

Em vácuo o efeito do ambiente é eliminado, portanto a propagação de fenda está só ligada à deformação plástica. Na presente tese todas as simulações foram feitas considerando um meio ambiente em vácuo, dado que não existe a possibilidade de simular o efeito do ambiente. Dado isto, os valores obtidos surgem como um limite superior para os resultados reais, onde o efeito do meio ambiente pode baixar significativamente os valores de ΔK_{Ic} . Contudo o efeito ambiental é diferente de material para material, como sabemos a oxidação no alumínio é diferente do ferro, daí não ser possível tirar uma ilação geral, mas sim ter em conta que o ambiente afeta os resultados, e que é um fator importante na obtenção dos resultados experimentais.

6. CONCLUSÕES

A determinação numérica do limiar de fadiga através do CTOD demonstra ser uma alternativa interessante para o procedimento experimental. O CTOD define todo o processo de abertura e fecho de fenda, assim todo o processo elástico e plástico que ocorre na fenda pode ser definido para uma mais fácil análise do limiar de fadiga. Com a literatura a definir o Módulo de Young como o parâmetro do material mais importante para a variação do limiar de fadiga, foi desenvolvida uma análise paramétrica para estudar o efeito dos parâmetros do material e carga. Dos parâmetros de material, a tensão de cedência verificou-se ser o parâmetro mais importante do material na variação do limiar. Foi demonstrado que o efeito do módulo de Young é menos relevante do que o reiterado na literatura, que indica um aumento pronunciado do limiar de fadiga com E , o que não se verifica. A variação de E pode diminuir ou aumentar o limiar de fadiga, dependendo dos outros parâmetros do material, não havendo uma correlação linear entre aumento de E e o aumento do limiar de fadiga como descrito na literatura. Em relação ao efeito de ΔK , verificou-se uma diminuição linear do limiar de fadiga efectivo com este parâmetro para as ligas de alumínio 7050-T6, 6082-T6 e 6016-T4. Por outro lado, o aumento de K_{\max} com K_{\min} constante faz aumentar ΔK_{If} para a AA 6016-T4. Finalmente, o estado plano de deformação apresentou valores mais elevados de ΔK_{If} do que o estado plano de tensão, o que poderia ser esperado.

A natureza paramétrica deste estudo não pode ser esquecida. Os parâmetros numéricos foram fixados e o objetivo foi o de estudar o efeito dos parâmetros do material e carga. Dado a falta de dados experimentais fica como proposta para o futuro, desenvolver métodos experimentais para analisar o limiar de fadiga para diferentes intervalos de carga, assim como aprimorar o comportamento da fenda numérico em relação ao real, como os fenómenos de encruamento na secção circundante da fenda, assim como os fenómenos que ocorrem num ambiente similar ao da vida real.

- O estudo deste tema é um marco importante, devido às suas conclusões serem contraditórias ao que tem sido escrito e estudado nos últimos anos, como tal é necessária a continuação do estudo para melhor aprofundamento de conhecimentos assim como para desenvolver os conceitos presentes nesta tese, com o objectivo de estudar o efeito dos parâmetros numéricos no limiar de fadiga, estudo de outros

materiais, estudar experimentalmente casos de oxidação, xontinuar o estudo dos mesmos materiais para expandir o campo de resultados.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Alizadeh H, Hills D. A., de Matos P. F. P., Nowell D., Pavier M. J., Paynter R. J., Smith D. J., & Simandjuntak S. (2006). A comparison of two and three-dimensional analyses of fatigue crack closure. *International Journal of Fatigue*. Article in press.
- ASTM E 647 (2001). Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. American Society for Testing and Materials.
- ASTM E 647-11(2011). Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. Philadelphia: American Society for Testing and Materials (ASTM);
- Borrego L. F. P. (2001). Fatigue crack growth under variable amplitude loading in AlMgSi aluminium alloys. *PhD thesis, University of Coimbra, Portugal*.
- Borrego L. P., Ferreira J. A. M., Pinho da Cruz J. M., & Costa J. M. (2003). Evaluation of overload effects on fatigue crack growth and closure. *Engineering Fracture Mechanics*, 70, 1379–1397.
- Borrego LP, Ferreira JM, Costa JM (2001). Fatigue crack growth and crack closure in an AlMgSi alloy. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*;24:255-265.
- Boyce BL, Ritchie RO (2001). Effect of load ratio and maximum stress intensity on the fatigue threshold in Ti–6Al–4V. *Engng Fract Mech*;68:129–147.
- Branco C., Ferreira J., Costa J., & Ribeiro A. (2012). Projecto de Órgãos de Máquinas.
- Broek D., & Schijve J. (1963). The Influence of the Mean Stress on the Propagation of Fatigue Cracks in Aluminum Alloy Sheet. NLR-Tech. Rep. M 2111.
- Castanheira, F. (2015). Propagação de fendas por fadiga: Efeitos de blocos de carga. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra, Portugal.
- Chaboche JL (2008) A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories. *International Journal of Plasticity*, 24, 1642–1693.
- Chaparro B. M., Thuillier S., Menezes L., Manach P. Y., & Fernandes J. V. (2008). Material parameters identification: Gradient-based, genetic and hybrid optimization algorithms. *Computational Materials Science*, 44 (2), 339-346.
- Chermahini R. G., Palmberg B., & Blom A. F. (1993). Fatigue crack growth and closure behaviour of semicircular and semielliptical surface flaws. *International Journal of Fatigue* 15, 259-263,.
- Dougherty J. D., Padovan J., & Srivatsan T.S. (1997). Fatigue crack propagation and closure behaviour of modified 1071 steel: finite element study. *Engineering Fracture Mechanics*, 66 (2), 189-212.

Elber W. (1971). The significance of fatigue crack closures under cyclic tension. Damage tolerance in aircraft structures. ASTM STP 486, *American Society for Testing and Materials, Philadelphia*, 230-242.

F. Ellyin, J. Wu (1999), A numerical investigation on the effect of an overload on fatigue crack opening and closure behaviour. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 22(10), 835–847.

Forman R. G., Kearney, V. E., & Engle R. M. (1967). Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclically Loaded Structures. *Journal of Basic Engineering*, J59, 3, September.

Forman RG, Mettu SR. (1992). Behavior of surface and corner cracks subjected to tensile and bending loads in Ti–6Al–4V alloy. In: *Fracture Mechanics: 22nd Symposium, Vol. 1* (Eds H.A. Ernst, A. Saxena, D.L. McDowell), ASTM STP 1131, American Society for Testing and Materials, Philadelphia;. 519–546.

Haddadi H., Bouvier S., Banu M., Maier C., & Teodosiu C. (2006). Towards an accurate description of the anisotropic behaviour of sheet metals under large plastic deformations: Modelling, numerical analysis and identification. *International Journal of Plasticity*, 22, 2226-2271.

Hartman A, Schijve J. (1970). The effects of environment and load frequency on the crack propagation law for macro fatigue crack growth in aluminum alloys. *Eng Fract Mech*;1(4):615–31.

Hill R. (1948) A theory of yielding and plastic flow of anisotropic metals, *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 193, 281-297.

<http://www.ebah.com.br/content/ABAAABtoQAI/fadiga>

Irwin G. R. (1958). *Fracture in: Encyclopedia of Physics*, S. Flugge, Vol. VI, Springer Verlag, 551-590. [2]

ISO 12108. (2012) *Metallic materials – fatigue testing – fatigue crack growth method*. Geneva: International Organization for Standardization (ISO);.

Jiang Y., Feng M., & Ding F. (2005). A re-examination of plasticity-induced crack closure in fatigue crack propagation. *International Journal of Plasticity*, 21, 1720-1740.

Johnson H. H., & Paris P. C. (1968). *Journal of Engineering Fracture Mechanics*.

Klesnil M, Lukas P. (1972). Effect of stress cycle asymmetry on fatigue crack growth. *Mater Sci Engng*;9:231–40.

Mesquita, R. (2016). Propagação de fendas por fadiga: Estudo numérico de CTOD. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra, Portugal.

Paris P. C. (1965). *The Fracture Mechanics Approach to Fatigue*, 1 Proc. 10th *Sagamore Conf.*, *Syracuse University Press*.

Paris P. C., Gomez M. P., & Anderson W. E. (1961). A Rational Analytic Theory of Fatigue. *The Trend in Engineering*, 13, 9.

- Pineau A. G., & Pelloux R. M. (1974), Influence of strains induced martensitic transformations on fatigue crack growth rates in stainless steels. *Metallurgical Transactions*, 5, 1103-1112.
- Pippan R, Riemelmoser FO. (2003). Modeling of fatigue growth: dislocation models. In RO Ritchie, Y Murakami editors. *Comprehensive structural integrity. Cycling loading and fracture*, vol.4 Elsevier, 191-207.
- R. Sunder, (2012). Unraveling the Science of Variable Amplitude Fatigue, *Journal of ASTM International*, Vol. 9, No. 1, 1-32,
- Ribeiro A. S., Jesus A. P., Costa J. M., Borrego L. P., & Maeiro J. C (2011). Variable Amplitude Fatigue Crack Growth Modelling. *Revista da Associação Portuguesa de Análise Experimental de Tensões* ISSN 1646-7078.
- Ritchie R. O., Suresh S., & Moss C. M. (1980). Near-threshold fatigue crack growth in 2(1/4) Cr-1 Mo pressure vessel steel in air and hydrogen. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 102, 293-299.
- Rosa, E. Da. (2002). *Análise de Resistência Mecânica. Mecânica da Fratura e Fadiga*, 407.
- Suresh S., & Ritchie R.O. (1982). A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness. *Metallurgical Transactions*, 13A, 1627-1631.
- Takehio O., & Koboyshi H. (1987). Near-threshold fatigue crack growth and crack closures in a nodular cast iron. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 10, 273-280.
- Tzou J. L., Suresh S., & Ritchie R. O. (1985), Fatigue crack propagation in oil environments. I-crack growth in silicone and paraffin oils. *Acta Metallurgica*, 33, 105-116.
- Wu J, Ellyin F. (1996). A study of fatigue crack closure by elastic-plastic finite element for constant-amplitude loading. *Int J Fract*;82;43-65.
- Zerbst U, Vormwald M, Pippan R, Ganser H-P, Sarrazin-Baudoux C, Madia M. (2016). About the fatigue crack propagation threshold of metals as a design criterion – A review. *Eng Fract Mech*; 153:190-243.