

• U • C •

FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS  
E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA  
MECÂNICA

# **Propagação de fendas por fadiga: Estudo numérico de CTOD**

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

**Autor**

**Salomé Mesquita Rodrigues**

**Orientador**

**Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes**

**Júri**

<b>Presidente</b>	<b>Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa</b> <b>Professor Associado com Agregação da Universidade de Coimbra</b>
<b>Vogais</b>	<b>Professor Doutor Ricardo Madeira Soares Branco</b> <b>Professor Adjunto do Instituto Politécnico de Coimbra</b>
<b>Orientador</b>	<b>Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes</b> <b>Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra</b>

**Coimbra, fevereiro, 2016**



*“Inspiration exists, but it has to find you working”.*

Pablo Picasso.

Aos meus pais, avó e irmã.



---

## Agradecimentos

A dissertação apresentada tornou-se possível graças à contribuição de várias pessoas, cujo auxílio prestado se revelou essencial. Por este motivo, não poderia não deixar registado em palavras o meu apreço:

Ao meu orientador, o Professor Fernando Antunes, pela disponibilidade, paciência, compreensão e apoio dado no decorrer deste trabalho. Sem as suas palavras sábias, transmissão de conhecimentos e constante boa disposição nada disto seria possível.

A toda a minha família, principalmente aos meus pais e avó, pela presença constante, apoio incondicional e motivação que me deram durante este percurso, permitindo-me alcançar este objetivo. Serei eternamente grata.

À minha irmã, pela paciência, preocupação e frontalidade sempre que as situações assim o exigiram, motivando-me a nunca desistir.

A todos os amigos que percorreram comigo este caminho, pelo apoio e pela amizade que levo comigo guardada. Foram, sem dúvida, uma peça essencial.

Ao Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânicas pela ajuda e motivação concedida.

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

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

A importância do estudo da fadiga em componentes e/ou estruturas sujeitos a esforços dinâmicos complexos tem sido amplamente reconhecida. A sua compreensão passa pela exploração de carregamentos mais simples, seja através de espectros de amplitude constante ou de amplitude variável contendo sobrecargas, subcargas e blocos de carga. No contexto da análise de fendas por fadiga utiliza-se, geralmente, a relação entre a velocidade de propagação de fendas por fadiga e a gama do fator de intensidade de tensões,  $da/dN - \Delta K$ . No entanto, o parâmetro de deslocamento de abertura de extremidade de fenda, CTOD, possui um elevado potencial.

Na presente dissertação procura-se compreender o efeito dos parâmetros de carga, do material e do contacto das faces de fenda na deformação que ocorre na extremidade desta através da análise de CTOD e das suas componentes elástica,  $CTOD_e$ , e plástica  $CTOD_p$ . Adicionalmente, pretende-se aprofundar o conhecimento dos fenómenos de fecho de fenda e de encruamento e, ainda, obter uma relação entre CTOD,  $\Delta K$  e resultados de  $da/dN$  já existentes. Para tal, recorreu-se a um programa de simulação numérica de elementos finitos (DD3IMP). Desenvolveu-se uma abordagem a carregamentos de amplitude constante para as ligas de alumínio 6016-T4 e 6082-T6 e carregamentos de amplitude variável com a aplicação pontual e periódica de sobrecargas para a liga de alumínio 6016-T4.

Constatou-se que o conceito de gama efetiva do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K_{eff}$ , permite explicar as variações de parâmetros de extremidade de fenda devidas à ocorrência de contacto entre as faces de fenda, prevendo o colapso dos diferentes valores obtidos para diferentes razões de tensão sobre uma curva mestra. Observou-se uma relação de tendência definida entre  $\Delta K$  e  $CTOD_p$ . Estabeleceu-se uma ligação entre  $CTOD_p$  e  $da/dN$  para a liga de alumínio 6082-T6. Além disto, comprovou-se a importância do fenómeno de encruamento, que ocorre em sobrecargas periódicas, sobre os parâmetros de extremidade de fenda e, por isso, na propagação de fendas por fadiga.

**Palavras-chave:** Propagação de fendas por fadiga, Fecho de fenda induzido por deformação plástica, CTOD, Sobrecargas.



## Abstract

The importance behind fatigue studies of components and/or structures submitted to complex dynamic loading has been widely recognized. Its understanding is based on the exploitation of less complex loadings, whether it is through the analysis of constant amplitude or variable amplitude spectrums containing overloads, underloads or load blocks. The relation between the crack growth rate and the stress intensity factor range,  $da/dN-\Delta K$ , is usually performed in the context of fatigue crack growth analysis. However, the crack tip opening displacement parameter, CTOD, has a huge potential.

The main objective of the thesis presented is the understanding of load parameters, material and crack flanks contact effects on the crack tip strain through CTOD and its elastic,  $CTOD_e$ , and plastic,  $CTOD_p$ , components analysis. Additionally, it is intended to deepen the knowledge about crack closure and hardening phenomenon's and also obtain a connection between CTOD,  $\Delta K$  and the existent results for  $da/dN$ . For such, a finite element numerical simulation program was used (DD3IMP). An approach was developed on constant amplitude loadings for the 6016-T4 and 6082-T6 aluminium alloys and on variable amplitude loadings containing single and periodic overloads for the 6016-T4.

It was found that the effective stress intensity factor range  $\Delta K_{eff}$ , concept is able to explain the crack tip parameters variations produced by crack flanks contact, predicting the collapse of the different values obtained for different stress ratios on a master curve. It was noticed a defined relation between  $\Delta K$  and  $CTOD_p$ . A connection between  $CTOD_p$  and  $da/dN$  for the 6082-T6 aluminium alloy was also established. Besides that, it was proven the importance of the hardening phenomenon, that occurs in periodic overloads, over the crack tip parameters and, consequently, in fatigue crack growth.

**Keywords** Fatigue crack growth, Plasticity-induced crack closure, CTOD, Overloads.



## Índice

Índice de Figuras .....	xi
Índice de Tabelas .....	xiii
Simbologia, Siglas e Subscritos .....	xv
Simbologia.....	xv
Siglas .....	xvii
Siglas de Terminologia Anglo-Saxónica.....	xvii
Subscritos .....	xvii
1. Introdução.....	1
1.1. Enquadramento .....	1
1.2. Objetivos.....	3
1.3. Estrutura da Dissertação .....	3
2. Revisão Bibliográfica .....	5
2.1. Modos de Falha.....	5
2.2. Fadiga.....	5
2.3. Fenómeno de Fecho de Fenda .....	9
2.4. Solicitações de Amplitude Variável .....	11
2.4.1. Sobrecargas.....	12
2.5. Parâmetros Não Lineares da Extremidade de Fenda .....	14
2.5.1. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD).....	15
3. Procedimento Numérico .....	19
3.1. Programa de Elementos Finitos DD3IMP .....	19
3.2. Parâmetros para Quantificação da Abertura de Fenda.....	20
3.3. Parâmetros Não Lineares da Extremidade de Fenda .....	21
3.4. Geometria e Material .....	22
3.5. Discretização por Elementos Finitos .....	23
3.6. Condições de Ensaio .....	25
4. Apresentação e Análise de Resultados .....	29
4.1. Amplitude Constante .....	29
4.1.1. Curvas Típicas .....	29
4.1.2. Efeito dos Parâmetros de Carga .....	34
4.1.3. Efeito do Material.....	39
4.2. Amplitude Variável.....	42
4.2.1. Efeito de Sobrecargas Pontuais .....	42
4.2.2. Efeito de Sobrecargas Periódicas .....	45
5. Conclusões.....	53
Referências Bibliográficas.....	57
APÊNDICE A - Efeito de Outros Parâmetros (6016-T4) .....	65



## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 – Ilustração das etapas constituintes de uma fratura por fadiga. ....	6
Figura 2.2 – Diagrama esquemático $da/dN-\Delta K$ . ....	7
Figura 2.3 – Ilustração dos parâmetros de um carregamento cíclico. ....	10
Figura 2.4 - Diagrama esquemático das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação (adaptado de Sousa, 2014). ....	14
Figura 2.5 – 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 $-45^\circ$ e $45^\circ$ ) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda inferior e superior. ....	16
Figura 2.6 - Deslocamento obtido, em tensão plana, com $a/a_0$ igual a 2 e 1,6 para $\sigma/\sigma_{ys} = 0,3$ e $R = 0$ (De Matos e Nowell, 2007). ....	17
Figura 2.7 – Deslocamento em função do carregamento (tensão plana) para o primeiro nó atrás da extremidade de fenda. (a) $a/a_0 = 1,0$ (sem histórico de carga); (b) $a/a_0 = 2,0$ (com histórico de carga). Para (a) e (b) a razão de tensões, $\sigma/\sigma_{ys} = 0,5$ e $R = 0$ (De Matos e Nowell, 2008). ....	18
Figura 3.1 – Medição dos valores de CTOD. ....	21
Figura 3.2 – Geometria do provete e detalhe da fenda (milímetros). ....	22
Figura 3.3 - Condições de fronteira e de carregamento. (a) Vista frontal; (b) Modelo de tensão plana (TP). ....	24
Figura 3.4 – Ilustração da malha de elementos finitos. ....	24
Figura 3.5 – Exemplificação de um carregamento com inclusão de uma sobrecarga. ....	25
Figura 4.1 – Curva CTOD - $\sigma/\sigma_{ys}$ (6016-T4). ....	29
Figura 4.2 - Taxa de variação de CTOD em função de $\sigma/\sigma_{ys}$ (6016-T4). ....	30
Figura 4.3 - Curva CTOD - $\sigma/\sigma_{ys}$ sem contacto das faces de fenda (6016-T4). ....	32
Figura 4.4 - Curva $\varepsilon_{p,yy} - \sigma/\sigma_{ys}$ (6016-T4). ....	33
Figura 4.5 – $CTOD_{m\acute{a}x}$ em função de $\Delta K_{eff}$ e $\Delta K$ , na situação de contacto e em função de $\Delta K$ na ausência de contacto (6016-T4; $PICC_{node1}$ ). ....	35
Figura 4.6 – $CTOD_{m\acute{a}x}$ em função de $\Delta K_{eff}$ e $\Delta K$ , na situação de contacto e em função de $\Delta K$ na ausência de contacto (6016-T4; $PICC_{node1}$ ). ....	36
Figura 4.7 – $CTOD_{m\acute{a}x}$ , $CTOD_e$ e $CTOD_p$ em função de $\Delta K_{eff}$ e $\Delta K$ na ocorrência e na ausência de contacto entre as faces de fenda, respetivamente (6016-T4; $PICC_{node1}$ ). ....	37

Figura 4.8 – Importância percentual de $CTOD_e$ e $CTOD_p$ na ocorrência de contacto e na ausência de contacto entre as faces de fenda (6016-T4; $PICC_{node1}$ ). .....	38
Figura 4.9 – Energia e $\Delta\varepsilon_{p,yy}$ em função de $CTOD_p$ (6016-T4; tensão plana).....	39
Figura 4.10 – Diagrama das relações entre os parâmetros $CTOD_p$ , $\Delta K$ e $da/dN$ . .....	39
Figura 4.11 - $CTOD_{m\acute{a}x}$ , $CTOD_e$ e $CTOD_p$ em função de $\Delta K_{eff}$ e $\Delta K$ na ocorrência e na ausência de contacto entre as faces de fenda, respetivamente (6082-T6; $PICC_{contact}$ ). .....	40
Figura 4.12 - $CTOD_p$ em função de $\Delta K$ na ausência de contacto entre as faces de fenda (6016-T4 utilizando $PICC_{node1}$ e 6082-T6 utilizando $PICC_{contact}$ ). .....	41
Figura 4.13 – Relação entre $\text{Log}(CTOD_p)$ e $\text{Log}(da/dN)$ na ocorrência de contacto entre as faces de fenda (6082-T6; $PICC_{contact}$ ). .....	42
Figura 4.14 - CTOD em função de $\sigma/\sigma_{ys}$ para diferentes valores de sobrecarga (6016-T4).43	
Figura 4.15 - CTOD residual e carga de abertura residual em função da diferença entre $K_{OL}$ e $K_{m\acute{a}x,CA}$ (AA 6016-T4; tensão plana). .....	44
Figura 4.16- Efeito do ponto de medição, com $\Delta x_{1OL,2OL}$ igual a 0,08 mm (6016-T4). .....	45
Figura 4.17 - Nível de fecho de fenda resultante da aplicação de sobrecargas periódicas com $\Delta x_{OL} = 0,04$ mm (6016-T4). .....	46
Figura 4.18 - Perfil de fenda resultante da aplicação de sobrecargas periódicas com $\Delta x_{OL} = 0,04$ mm (6016-T4). .....	47
Figura 4.19 – CTOD em função de $\sigma/\sigma_{ys}$ com $\Delta x_{OL} = 0,04$ mm (6016-T4). .....	48
Figura 4.20 - Ilustração do modo de aplicação da primeira e segunda sobrecarga.....	49
Figura 4.21 – Efeito da variação da magnitude da segunda sobrecarga, com $\Delta x_{1OL,2OL} = 0,08$ mm (6016-T4). .....	49
Figura 4.22 - Taxa de variação de $CTOD$ em função de $\sigma/\sigma_{ys}$ com $\Delta x_{1OL,2OL} = 0,08$ mm (6016-T4). .....	50
Figura 4.23 - Efeito de variação da distância de aplicação da segunda sobrecarga, com $\Delta x_{1OL,2OL}$ igual a 0,08 mm e 0,16 mm (6016-T4). .....	51
Figura 4.24 - Efeito do $\Delta P_{1OL,2OL}$ e magnitude da segunda sobrecarga sobre o $CTOD_{m\acute{a}x}$ (6016-T4). .....	52
Figura 0.1 – $CTOD_{m\acute{a}x}$ ao longo da propagação de fenda (6016-T4).....	65
Figura 0.2 – $CTOD_{m\acute{a}x}$ em função de $\Delta K_{eff}$ (6016-T4).....	66
Figura 0.3 – CTOD em função de $\sigma/\sigma_{ys}$ (6016-T4).....	67
Figura 0.4 – Taxa de variação de CTOD em função de $\sigma/\sigma_{ys}$ (6016-T4). .....	68

---

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1 – Ficheiros de entrada e saída do <i>software</i> DD3IMP. ....	20
Tabela 3.2 – Casos estudados na abordagem a carregamentos de amplitude constante (CA). .....	26
Tabela 3.3 - Casos estudados na abordagem a sobrecargas periódicas (amplitude variável). .....	27
Tabela 3.4 – Caso estudo da segunda sobrecarga (sobrecargas periódicas; amplitude variável).....	28
Tabela 3.5 – Casos estudados na abordagem a sobrecargas pontuais (amplitude variável). .....	28



## SIMBOLOGIA, SIGLAS E SUBSCRITOS

### Simbologia

$a$	Comprimento de fenda num dado instante
$a_0$	Comprimento inicial de fenda
$C, m$	Constantes da lei de Paris
$d$	Distância atrás da extremidade de fenda
$da/dN$	Velocidade de propagação de fenda
$E$	Módulo de Young
$F_{1OL}$	Força inerente à primeira sobrecarga
$F_{2OL}$	Força inerente à segunda sobrecarga
$F_{ab}$	Força de abertura de fenda
$F_{máx}$	Força máxima num ciclo de carregamento
$F_{máx,CA}$	Força máxima num ciclo de carregamento de amplitude constante
$F_{mín}$	Força mínima num ciclo de carregamento
$F_{mín,CA}$	Força mínima num ciclo de carregamento de amplitude constante
$F_{OL}$	Força inerente à sobrecarga
$K$	Fator de intensidade de tensões
$K_{1OL}$	Fator de intensidade de tensões inerente à primeira sobrecarga
$K_{2OL}$	Fator de intensidade de tensões inerente à segunda sobrecarga
$K_{ab}$	Fator de intensidade de tensões de abertura de fenda
$K_{Ic}$	Tenacidade à fratura
$K_{máx}$	Fator de intensidade de tensões máximo
$K_{máx,CA}$	Fator de intensidade de tensões máximo inerente ao ciclo de amplitude constante
$K_{mín}$	Fator de intensidade de tensões mínimo
$K_{mín,CA}$	Fator de intensidade de tensões mínimo inerente ao ciclo de amplitude constante
$K_{OL}$	Fator de intensidade de tensões inerente à sobrecarga
$N$	Número de ciclos de carga
$R$	Razão de tensões num ciclo de carregamento

$R_{eff}$	Razão de tensões efetiva num ciclo de carregamento
$R_{OL}$	Razão de tensões num ciclo com aplicação de sobrecarga
$r_{pc}$	Raio da zona plástica inversa
$U$	Parâmetro normalizado da razão de carga
$W$	Largura do provete
$Y$	Parâmetro geométrico
$\delta$	Perfil de fenda
$\Delta a$	Distância percorrida relativamente ao comprimento inicial de fenda
$\Delta K$	Gama do fator de intensidade de tensões
$\Delta K_{CA}$	Gama do fator de intensidade de tensões inerente ao ciclo de amplitude constante
$\Delta K_{eff}$	Gama efetiva do fator de intensidade de tensões
$\Delta K_{OLI}$	Gama do fator de intensidade de tensões inerente à sobrecarga
$\Delta K_{OL2}$	Gama do fator de intensidade de tensões inerente à diferença entre a sobrecarga e o ciclo de amplitude constante
$\Delta K_{th}$	Limiar de propagação de fendas por fadiga
$\Delta P_{1OL,2OL}$	Intervalo de propagação entre a primeira e segunda sobrecarga
$\Delta P_{OL}$	Intervalo de propagação entre sobrecargas periódicas
$\Delta x_{1OL,2OL}$	Intervalo entre a primeira e segunda sobrecarga
$\Delta x_{OL}$	Intervalo entre sobrecargas periódicas
$\Delta \varepsilon_{p,yy}$	Gama de deformação plástica cíclica
$\varepsilon_{p,yy}$	Deformação plástica segundo a direção vertical
$\sigma$	Tensão aplicada
$\sigma_{ab}$	Tensão de abertura de fenda
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima
$\sigma_{m\acute{a}x,CA}$	Tensão máxima inerente ao ciclo de amplitude constante
$\sigma_{m\acute{i}n}$	Tensão mínima
$\sigma_{m\acute{i}n,CA}$	Tensão mínima inerente ao ciclo de amplitude constante
$\sigma_{OL}$	Tensão corresponde à sobrecarga
$\sigma_{ys}$	Tensão de cedência

## Siglas

DEMUC	Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra
FCTUC	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
TP	Tensão Plana

## Siglas de Terminologia Anglo-Saxónica

AA	<i>Aluminium Association</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
C(T)	<i>Compact Tension specimen</i> (provete do tipo C(T))
CA	<i>Constant Amplitude</i> (amplitude constante)
CMOD	<i>Crack Mouth Opening Displacement</i> (deslocamento de abertura da boca de fenda)
COD	<i>Crack Opening Displacement</i> (deslocamento de abertura de fenda)
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i> (deslocamento de abertura da extremidade de fenda)
DD3IMP	<i>Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program</i>
M(T)	<i>Middle Tension specimen</i> (provete do tipo M(T))
OICC	<i>Oxide-induced Crack Closure</i> (fecho de fenda induzido por óxidos)
OL	<i>Overload</i> (Sobrecarga)
PICC	<i>Plasticity-induced Crack Closure</i> (fecho de fenda induzido por plasticidade)
RICC	<i>Roughness-induced Crack Closure</i> (fecho de fenda induzido por rugosidade)

## Subscritos

e	Elástico
p	Plástico
máx	Máximo
mín	Mínimo



# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1. Enquadramento

A análise e dimensionamento de componentes estruturais sofreu um desenvolvimento bastante acentuado nas últimas décadas graças à evolução verificada no campo dos estudos referentes à fadiga, mecânica da fratura e métodos numéricos de análise estrutural. No caso específico de produtos industriais sujeitos a esforços dinâmicos em serviço, a importância do estudo da fadiga na determinação da vida útil tem vindo a ser amplamente reconhecida (H. F. Hardrath, 1970). Na maioria das situações as solicitações a que as zonas críticas destes produtos estão submetidas em serviço são, na realidade, de amplitude variável e as variações associadas, responsáveis por um comportamento transitório da velocidade de propagação de fendas (Borrego, 2001). Por este motivo é exigida uma avaliação adequada, não só, dos espectros de carga de maior complexidade mas, também, dos mais simples como sobrecargas, para que uma correta previsão e controlo da vida de fadiga seja efetuada.

A evolução temporal de fendas por fadiga compreende, essencialmente, três etapas: a iniciação (onde ocorre nucleação e crescimento microscópico), a propagação (correspondente ao crescimento macroscópico) e a fratura final.

Um dos mecanismos reconhecido como tendo maior influência sobre a propagação de defeitos por fadiga e estudado via numérica, analítica e experimental, é o fecho de fenda. Este fenómeno foi definido por Elber (1971) como o contacto entre as faces de fenda durante um ciclo de carregamento após a observação de uma diferenciação entre a gama de tensões experienciada pela extremidade de fenda e a aplicada, efetivamente, ao material. A sua identificação permitiu estabelecer uma relação para o efeito da razão de tensões e do histórico de carregamento com a gama do fator de intensidade de tensões e, conseqüentemente, com a velocidade de propagação de fendas por fadiga.

Existem diversos mecanismos que podem induzir a ocorrência de fecho de fenda prematuro. Destes, são exemplo o induzido por plasticidade (PICC) (Richie *et al.*, 1980), por

rugosidade (RICC) (Suresh *et al.*, 1982) e por oxidação (OICC) (Suresh *et al.*, 1981). Dada a relevância apresentada no regime II de propagação de fenda (Figura 2.2), a presente dissertação explora o mecanismo de fecho de fenda induzido por plasticidade (PICC).

O fenómeno de fecho de fenda tem sido um sucesso no que diz respeito à parametrização empírica de dados de fadiga. Ainda assim, além da existência de ambiguidades na sua determinação experimental que tornam a previsão virtualmente impossível têm surgido, também, divergências sobre o efeito do contacto das faces de fenda que têm originado bastante controvérsia.

A equipa de investigação tem procedido ao desenvolvimento de vários estudos centrados na otimização dos parâmetros numéricos e no entendimento do efeito dos parâmetros físicos. O primeiro tipo de parâmetros abrange a propagação necessária para que ocorra estabilização (Marques, 2013), a malha de elementos finitos (Antunes, 2015) e o parâmetro de quantificação do nível de fecho de fenda (Antunes, 2015a) e o segundo, o estado de tensão (Antunes, 2015b), a geometria da fenda (Branco, 2008), o comportamento do material (Rodrigues, 2009) e o carregamento.

Relativamente ao carregamento, analisaram-se casos com ciclos de amplitude constante (Antunes, 2015c), sujeitos à aplicação de sobrecargas (Batista, 2014), de subcargas (Paiva, 2015) e de blocos de carga (Castanheira, 2015). Efetuou-se, também, um estudo dos mecanismos de fecho (Antunes, 2015d) e uma possível conexão entre o fenómeno de fecho de fenda e os parâmetros não lineares de extremidade de fenda (Sousa, 2014). A propagação de fenda ocorre na extremidade de fenda pelo que é importante centrar a atenção nessa zona. O uso de  $\Delta K$  como força motora da fenda é justificado pela hipótese de deformação em pequena escala, no entanto, não fornece qualquer informação sobre o fenómeno físico que ocorre durante a propagação de fenda, nomeadamente na zona plástica cíclica. O deslocamento de abertura de fenda (CTOD) é um dos parâmetros não lineares de extremidade de fenda, clássico no âmbito da mecânica da fratura, que não tem sido suficientemente explorado.

## 1.2. Objetivos

Embora o efeito da onda residual de deformação plástica já esteja claro e quantificado, existem ainda diversos aspetos por clarificar. Procura-se, então, utilizar o CTOD para aprofundar a compreensão dos mecanismos de dano na extremidade da fenda em solicitações cíclicas. Além disso, pretendem-se desenvolver modelos de propagação que conectem  $da/dN$  com CTOD. Os objetivos específicos são:

- Estudar o efeito do carregamento na deformação quantificada pelo CTOD, procurando separar as componentes elástica e plástica, e perceber o efeito do contacto das faces de fenda nessa deformação;
- Estabelecer relações entre o CTOD e  $\Delta K$  de modo a confirmar a validade da MFLE;
- Compreender o efeito dos parâmetros de carga e do material no CTOD. Os materiais estudados são as ligas de alumínio 6016-T4 e 6082-T6. Além disso, pretende-se ligar o CTOD à velocidade de propagação de fenda obtida experimentalmente para o material 6082-T6;
- Estudar o efeito de sobrecargas, procurando perceber a variação de fecho de fenda e o papel do encruamento do material.

Para a elaboração dos estudos referidos, realizaram-se simulações numéricas utilizando o programa de elementos finitos desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, o *Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program* (DD3IMP).

## 1.3. Estrutura da Dissertação

A presente dissertação encontra-se subdividida em cinco capítulos. A estrutura é apresentada em seguida:

- Capítulo 2: neste capítulo, designado por revisão bibliográfica, são introduzidos os conceitos e definições considerados relevantes por parte do autor para a compreensão dos capítulos seguintes;

- Capítulo 3: contém a descrição do procedimento numérico utilizado, assim como informação relativa à geometria e material do provete, à malhagem, ao programa de elementos finitos ao qual se recorreu, entre outros aspetos;
- Capítulo 4: aqui é feita a apresentação e análise dos resultados obtidos. É conferida especial atenção ao caso base de referência e ao varrimento dos parâmetros de carga. É estabelecida uma relação entre  $CTOD_p$  e  $da/dN$ . Finalmente, é efetuado um estudo de sobrecargas pontuais e periódicas;
- Capítulo 5: neste último capítulo, apresentam-se as conclusões finais retiradas desta dissertação e propostas para trabalhos futuros.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1. Modos de Falha

A falha de elementos mecânicos pode assumir diversas formas dependendo das variáveis envolvidas (sejam as propriedades do material, a aplicação que lhe é dada ou até mesmo as condições do meio ambiente em que se irá inserir). Os modos de falha consistem em processos físicos caracterizados por uma sequência de acontecimentos que, eventualmente, originam fratura. Uma diferenciação primária pode ser efetuada consoante sejam:

- Independentes do tempo: possuem igual probabilidade de ocorrência ao longo do tempo. Devem-se a sobrecargas ou picos de solicitação. São exemplo: a fratura dúctil, a fratura frágil e a flambagem;
- Dependentes do tempo: devem-se à perda de propriedades do material graças ao desgaste ou envelhecimento. Alguns dos exemplares são: a fratura devido à ocorrência de corrosão, de fluência, de desgaste e de fadiga.

Dos modos de falha referidos, os danos causados por fadiga são inevitáveis e responsáveis por cerca de 80 % a 90% das falhas prematuras de componentes em serviço em engenharia (Branco *et al.*, 2012), justificando a importância do seu estudo.

### 2.2. Fadiga

A fadiga é um processo permanente, progressivo e localizado que se desenvolve graças a esforços dinâmicos alternados e/ou repetidos, com ou sem cargas de choque, que dão origem a uma fenda cujo crescimento a cada ciclo de carregamento provoca a diminuição da secção resistente até à ocorrência de fratura para tensões inferiores às tensões de rotura e do limite de elasticidade do material.

Normalmente, a rotura associada à fadiga uniaxial compreende três fases:

- **Iniciação:** envolve a nucleação e o crescimento microscópico da fenda. A acumulação de tensões na fronteira do material com o meio propicia o aparecimento de planos de corte, isto é, com elevada tensão de corte (orientados 45° relativamente à carga aplicada). Eventualmente, o crescimento sofre uma desaceleração devido à presença de barreiras micro-estruturais. 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:** começam a criar-se planos de deslizamento junto à extremidade de fenda, passando o movimento a ocorrer segundo uma direção perpendicular à de aplicação de carga. Nesta fase, mantendo-se a solitação, dá-se um aumento progressivo da velocidade de propagação de fenda;
- **Fratura final:** quando é atingida uma dimensão crítica de fenda ocorre uma propagação acelerada e instável, originando a rotura do componente.

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

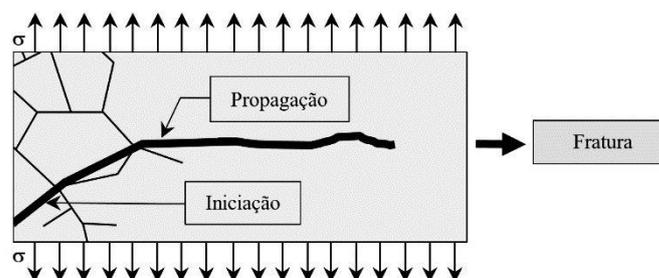


Figura 2.1 – Ilustração das etapas constituintes de uma fratura por fadiga.

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,  $K$ , como a condição da 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 geométrico que considera o efeito da geometria do sólido,  $\sigma$  é o valor da tensão aplicada ao material e  $a$  corresponde ao comprimento de fenda. Quando o valor máximo de  $K$  atinge um valor crítico ( $K_{Ic}$ ) ocorre rotura instável. 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,  $\Delta K$ , sendo:

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

Na qual  $K_{m\acute{a}x}$  diz respeito ao valor máximo e  $K_{m\acute{i}n}$  ao valor mínimo do fator de intensidade de tensões durante um ciclo de carregamento.

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

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

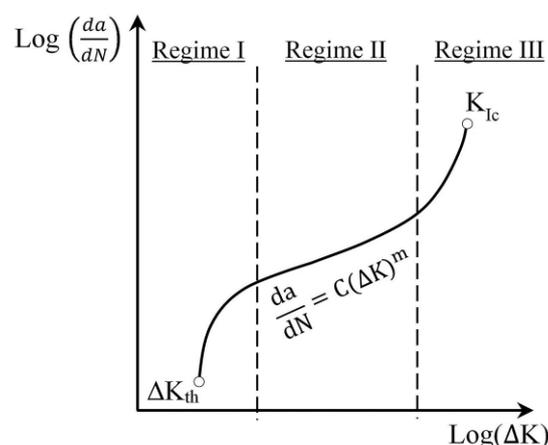


Figura 2.2 – Diagrama esquemático  $da/dN - \Delta K$ .

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,  $\Delta K_{th}$  (abaixo do qual não há propagação). A propagação de fenda dá-se de forma lenta devido à existência de barreiras a nível da microestrutura (limites de grão, inclusões, etc.). É bastante afetada pela microestrutura, pela tensão média e pelo meio ambiente;
- **Regime II:** é visível uma relação de linearidade entre a velocidade de propagação e a gama do fator de intensidade de tensões, ambos em escala logarítmica (crescimento estável). Paris e Erdogan (1963) sugeriram uma representação eficiente de dados de propagação de fenda de acordo com a relação:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.3)$$

Nesta equação, conhecida como Lei de Paris,  $da/dN$  diz respeito à taxa de crescimento da fenda de fadiga e  $C$  e  $m$  são constantes de ajuste de curva obtidas experimentalmente e que dependem do material, da razão de tensões e das condições ambientais;

- **Regime III:** a propagação de fenda ocorre 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 ( $R$ ):

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{máx}} = \frac{K_{min}}{K_{máx}} \quad (2.4)$$

A velocidade de propagação de fenda é, de um modo geral, proporcional a  $R$ .

O efeito da razão de tensões é menos relevante na zona da curva respeitante ao regime II, comparativamente com as de início de propagação e de crescimento instável. Durante o regime I a influência da variação de  $R$  é atribuída, principalmente ao efeito de um fenómeno denominado por fecho de fenda.

### 2.3. Fenómeno de Fecho de Fenda

Atualmente, a importância do papel desempenhado pelo fenómeno de fecho de fenda e a precisão inerente à sua caracterização são amplamente reconhecidas quando o tema em discussão se centra na propagação de fendas por fadiga. Este processo consiste no contacto físico entre as superfícies de fenda produzidas por fadiga, num determinado ciclo de carregamento, protegendo a extremidade de fenda e, conseqüentemente, reduzindo a velocidade de propagação. Ainda que a sua importância seja evidente, a compreensão do fenómeno encontra-se incompleta. Existem, por isso, diversas áreas de investigação centradas no desenvolvimento de métodos relevantes e fiáveis de quantificação, no entendimento claro dos mecanismos envolvidos e na incorporação do fenómeno de fecho de fenda no projeto de estruturas e materiais resistentes à fadiga.

Num sólido elástico (abordado pela MFLE), a abertura e fecho de uma fenda ocorre quando o carregamento 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 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 efetiva de abertura da fenda (mais perceptível junto à extremidade de fenda, onde as faces de fenda estão mais próximas), constatou que a propagação de fenda só ocorre, efetivamente, a partir do momento em que se dá a abertura da fenda, já que a porção do ciclo em que se encontra fechada é influenciada pela transmissão de tensões de compressão. Adicionalmente, foi definida a força motora de propagação de uma fenda de fadiga,  $\Delta K_{eff}$  (Equação (2.5)).

$$\Delta K_{eff} = K_{máx} - K_{ab} \quad (2.5)$$

Sendo  $K_{ab}$  o fator de intensidade de tensões inerente à carga para a qual se dá a abertura da fenda e  $K_{máx}$  o fator de tensões correspondente ao valor máximo do ciclo de amplitude constante a que o material é sujeito. Uma representação destes parâmetros é apresentada na Figura 2.3.

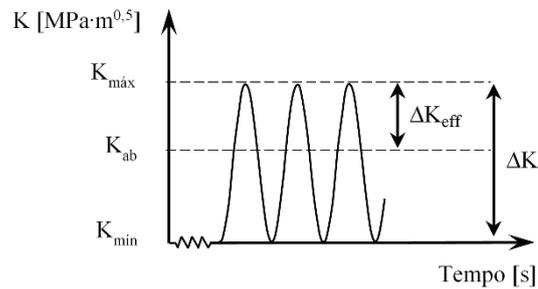


Figura 2.3 – Ilustração dos parâmetros de um carregamento cíclico.

Por sua vez, uma relação entre  $\Delta K_{eff}$  e  $\Delta K$  pode ser estabelecida através da expressão:

$$\Delta K_{eff} = U \cdot \Delta K \quad (2.6)$$

Na qual  $U$  é o parâmetro normalizado da razão entre a gama efetiva do fator de intensidade de tensões e a gama do fator de intensidade de tensões (Equação (2.7)).

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{K_{m\u00e1x} - K_{ab}}{K_{m\u00e1x} - K_{min}} \quad (2.7)$$

De acordo com Elber, a expressão da velocidade de crescimento deve, pelos motivos apresentados em cima, ser representada como:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m = C(\Delta K \cdot U)^m \quad (2.8)$$

O conceito de tensão efetiva definido tem sido amplamente reconhecido, assim como a expressão de  $U$  e a influência do contacto entre as faces de fenda na velocidade de propagação de fendas por fadiga.

Entretanto, diversos mecanismos de fecho têm sido estudados, nomeadamente: 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). Na presente dissertação será explorado o primeiro, o PICC. Este decorre da formação de uma onda plástica residual na vizinhança das faces de fenda devido a material deformado em ciclos anteriores de forma irreversível (na zona plástica). Enquanto a fenda permanece aberta não existe problema, 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 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).

Apesar do sucesso do fenómeno de fecho de fenda na parametrização empírica de dados de fadiga, dos quais são exemplo a influência da tensão média nos regimes de propagação (Elber, 1971; Borrego, 2001) e da espessura (Bao, 1998; Costa, 1998) e o crescimento transiente após a aplicação de sobrecargas (Borrego, 2001), há ambiguidades respeitantes à sua determinação experimental e, também, numérica. Por este motivo, será efetuado um estudo numérico dos parâmetros que influenciam o fecho de forma bastante relevante: o material e o carregamento.

## 2.4. Solicitações de Amplitude Variável

A maioria dos componentes e/ou estruturas encontram-se sujeitos a solicitações de amplitude variável e/ou aleatórias durante uma extensa porção da sua vida em serviço. Por este motivo, é necessária uma avaliação prévia dos efeitos associados a este tipo de solicitações para que uma determinação adequada da vida à fadiga seja possível (Borrego *et al.*, 2003). Algumas das estruturas sujeitas a este tipo de carregamento são os componentes de motores, cabos de aço e chassis de automóveis (Ribeiro, 2011).

Para carregamentos de amplitude constante, o crescimento de fendas por fadiga depende do valor mínimo e máximo da tensão aplicada (em adição aos parâmetros geométricos e do material). Já no caso dos carregamentos de amplitude variável, a complexidade é superior, sendo necessário ter em consideração a influência do histórico de carregamento (Batista, 2014). Este é caracterizado por uma sequência própria de cargas e depende das amplitudes e valores médios de tensões precedentes.

Usualmente, são considerados e estudados três exemplares deste tipo de carregamento: as sobrecargas, as subcargas e os blocos de carga. As sobrecargas, concretamente, permitem uma abordagem inicial à complexidade dos carregamentos reais (dado os picos de carga serem usuais) e, além disso, possuem um elevado potencial de aplicação no aumento de vida à fadiga de componentes.

### 2.4.1. Sobrecargas

Uma sobrecarga corresponde a uma carga, de aplicação pontual ou periódica, cuja magnitude é superior ao valor máximo definido para o ciclo de amplitude constante em estudo. A quantificação da magnitude da sobrecarga pode ser feita por recurso à equação (2.9), onde  $\Delta K_{OLI}$  é a gama do fator de tensão associado à sobrecarga e  $\Delta K_{CA}$  a gama de tensão do ciclo de amplitude constante.

$$R_{OL} = \frac{\Delta K_{OLI}}{\Delta K_{CA}} = \frac{K_{OL} - K_{min,CA}}{K_{max,CA} - K_{min,CA}} \quad (2.9)$$

As dificuldades inerentes ao desenvolvimento de um modelo de previsão da vida à fadiga de componentes sujeitos a sobrecargas são visíveis ao centrar a atenção no comportamento transiente de aceleração e desaceleração de  $da/dN$ , verificado após aplicação de uma sobrecarga. Este fenómeno resulta de processos verificados junto à extremidade fenda. A velocidade de propagação tende a retomar o seu valor pré-sobrecarga a partir do momento em que a zona de deformação plástica seja ultrapassada (Ribeiro, 2011). Para diversos materiais, nomeadamente aços e alumínio, tem sido observada uma aceleração inicial imediatamente após a aplicação de uma sobrecarga (Borrego, 2001; Borrego et al., 2003; Aguilar Espinosa et al., 2013). Esta atribuiu-se ao fenómeno de arredondamento da extremidade de fenda, responsável pela eliminação total ou parcial do contacto entre as faces de fenda e associado a uma diminuição da intensidade de tensão na extremidade de fenda (Ward-Close et al., 1989; Shin e Hsu, 1993; Ng'Ang'a e James, 1996; Bichler e Pippan, 1999). Diversas modelações numéricas foram efetuadas tomando este fenómeno como responsável pela propagação de fendas de fadiga (Tvergaard, 2004; Toribio e Kharin, 2013).

Apesar da controvérsia gerada em torno da deformação plástica residual (Suresh, 1998), tem-se verificado um amplo reconhecimento da mesma enquanto característica de maior importância na justificação dos efeitos pós-sobrecarga (Schin e Fleck, 1987; Shercliff e Fleck, 1990; Damri e Knott, 1993; Shuter e Geary, 1996; Robin *et al.*, 1996; Fleck, 1988).

Diversos mecanismos têm sido propostos a fim de justificar o comportamento transiente da taxa de propagação de fenda: tendo em consideração o arredondamento de fenda (Christensen, 1959; Rice, 1967), as tensões residuais (Schijve, 1960; Schijve e Broek, 1962), o fecho de fenda (Elber, 1971), o encruamento do material (Jones, 1973), a deflexão de fenda (Lankford e Davidson, 1982), a ramificação de fenda (Suresh, 1983), ou

---

a deformação plástica inversa (Nicoletto, 1989). Dos mecanismos referidos, dois têm sido objeto particular de estudo e de aplicação:

- As tensões residuais: cujos modelos se baseiam na suposição de que o retardamento se deve ao aumento da extensão da zona plástica (dependente da magnitude da sobrecarga e da tensão de cedência do material), responsável pela criação de tensões residuais compressivas que no ciclo seguinte provocam uma diminuição da magnitude das tensões de tração e tendem a provocar o retardamento. Willenborg *et al.* (1971) e Wheeler (1972) propuseram modelos tendo em consideração este mecanismo e Damri e Knott (1991) afirmaram que as tensões residuais são o principal responsável pelo retardamento com base nos resultados obtidos para um aço estrutural de baixo teor em carbono;
- O fecho de fenda: com modelos baseados na observação feita por Elber (1971) ao constatar que, como resultado da onda plástica residual, um fecho parcial ocorria durante parte do ciclo de carregamento. Como a propagação de fenda só ocorre a partir do momento em que a fenda se encontra aberta, a formação de fecho de fenda promove a redução da gama da tensão aplicada que contribui efetivamente para a propagação. Ward-Close e Ritchie (1988) e McEvily e Yang (1990) obtiveram resultados experimentais que permitiram considerar o fecho de fenda como responsável pelo retardamento pós-sobrecarga. Este fenómeno pode estender-se para fora da zona plástica. Tal parece indicar que os modelos baseados nas tensões residuais não permitem descrever o comportamento transiente.

Além destes mecanismos, estudos como o de Ribeiro *et al.* (2011) no âmbito da aplicação de sobrecargas periódicas comprovaram a importância da sequência de carregamento. Neste, considerando um intervalo de aplicação de sobrecargas periódicas relativamente elevado ( $N \geq 100$  ciclos) observou-se um retardamento de  $da/dN$ , no entanto, para um menor intervalo ( $N = 10$  ciclos), verificou-se uma aceleração da taxa relativamente ao ciclo de amplitude constante.

Com o estudo de sobrecargas pontuais e periódicas pretende-se, aqui, compreender a influência de uma sobrecarga sobre a propagação de uma fenda por fadiga, no momento da sua aplicação e nos ciclos posteriores.

## 2.5. Parâmetros Não Lineares da Extremidade de Fenda

A relevância do estudo dos parâmetros de extremidade de fenda para a compreensão das variações verificadas na propagação de fendas por fadiga é já reconhecida. Na Figura 2.4 é feita a distinção entre as três zonas localizadas à frente da extremidade de uma fenda de fadiga (Paul e Tarafder, 2013) e que podem ser definidas como:

- **Zona plástica cíclica (Região I):** onde surge um ciclo de histerese cuja forma depende da razão de tensões e do valor de  $\Delta K$ . Os parâmetros não lineares de extremidade de fenda mais relevantes são: a gama de deformação plástica cíclica ( $\Delta\varepsilon_{p,yy}$ ), o raio da zona plástica inversa ( $r_{pc}$ ), a dissipação de energia plástica total por ciclo e o deslocamento de abertura de fenda (CTOD);
- **Zona plástica monótona (Região II):** em que durante o carregamento surge deformação plástica e após o mesmo se dá uma carga-descarga elástica;
- **Zona elástica (Região III):** na qual o material é deformado de um modo puramente elástico.

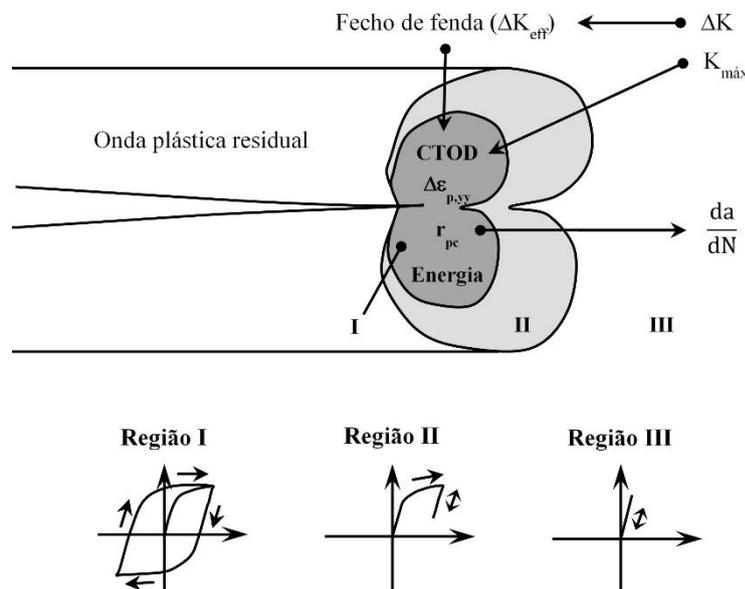


Figura 2.4 - Diagrama esquemático das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação (adaptado de Sousa, 2014).

### 2.5.1. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD)

Após observar a ocorrência de arredondamento da extremidade de fenda devido à deformação plástica gerada antes de ser atingida a fratura, Wells (1961) verificou que o grau de arredondamento sofria um acréscimo proporcional à tenacidade do material. Este acontecimento conduziu-o à proposta do deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD) como um parâmetro de elevada importância na caracterização do comportamento à fratura de materiais dúcteis. Inicialmente, era referido como COD (*Crack Opening Displacement*), no entanto, acabou por ser alterado de forma a estabelecer uma distinção entre o deslocamento de abertura na extremidade (CTOD) e na boca (CMOD) de fenda. 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 sobre estimativa 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:

$$CTOD = 0,103 \cdot \varepsilon_{p,yy} \quad (2.10)$$

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

$$CTOD = 2R = \frac{\lambda K^2}{E\sigma_{ys}} \quad (2.11)$$

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

$$\frac{da}{dN} = b(CTOD)^{1/p} \quad (2.12)$$

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

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta CTOD) \quad (2.13)$$

Duas das definições mais conhecidas são: o deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição original da extremidade de fenda (Figura 2.5 (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 2.5 (b)). Ambas são equivalentes caso o arredondamento da extremidade de fenda apresente um formato semicircular. Em estudos numéricos (modelos de elementos finitos), o deslocamento de abertura de fenda é, geralmente, definido de acordo com a segunda definição (Rice, 1968).

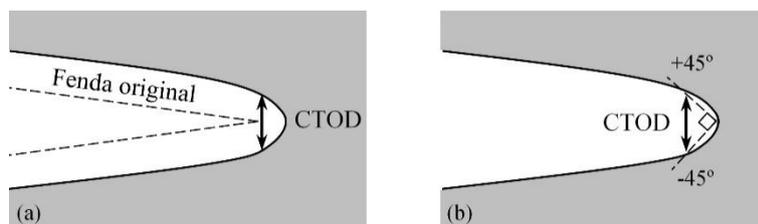


Figura 2.5 – Ilustração de diferentes interpretações de CTOD. (a) – CTOD igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação à posição original da extremidade. (b) – CTOD igual à distância entre a intersecção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda inferior e superior.

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

$$CTOD_e = \pm \frac{4K}{E} \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \quad (2.14)$$

Nesta expressão,  $d$  é a distância do ponto de medição relativamente à extremidade da fenda,  $E$  é o módulo de Young e  $K$  é 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, pelo que é, usualmente, medida a distância entre as faces de fenda em zonas mais afastadas da extremidade de fenda. Existem duas técnicas bastante relevantes: Correlação de Imagem Digital (DIC) e *Compliance*.

A DIC é uma técnica ótica de medição da deformação total (plástica e elástica) na superfície de um provete efetuada na ausência de contacto. Esta permite obter os campos de deformação atrás da extremidade de fenda. No que toca à deformação elástica é discutível, no entanto, a sua capacidade de medição da deformação total (sendo que a deformação

plástica é, geralmente, de magnitude superior à elástica) é incomparável. Já o processamento ótico e de dados é relativamente simples. Tem sido utilizada no estudo dos campos de deformação (Sutton *et al.*, 2000) e tem permitido extrair informação sobre parâmetros da MFLE como: a carga de fecho (Noweel e De Matos, 2010; Yusof *et al.*, 2013), a extensão da zona plástica (Lopez-Crespo *et al.*, 2009) e o deslocamento de abertura de fenda (COD).

A técnica de *Compliance* baseia-se no facto de que a presença de uma fenda numa estrutura conduz a um aumento na sua flexibilidade. Esta variação manifesta-se de diversas formas, sendo a sua medição útil na determinação do comprimento de fenda e da resposta em termos de fecho de fenda do provete em estudo. Os métodos *Compliance* têm-se tornado técnicas *standart* para a medição da carga inerente ao fecho de fenda, quer a medida seja feita numa zona remota da extremidade de fenda (métodos globais), quer seja feita em zonas adjacentes à extremidade de fenda (métodos locais) (Newman e Elber, 1988). Existem poucos estudos efetuando a comparação entre as diferentes abordagens de medição.

De Matos e Nowell (2007) estudaram a variação do deslocamento de abertura de extremidade de fenda (CTOD) para o primeiro e segundo nó atrás da extremidade de fenda, via numérica e analítica, analisando um provete M(T) para a liga de titânio Ti-6Al-4V, com elementos de malha de 5 e 10  $\mu\text{m}$  na zona da extremidade. Com base neste estudo, constataram que a tensão de abertura é dada pelo ponto a partir do qual o deslocamento é não nulo e a tensão de fecho, pelo ponto a partir do qual é, novamente, zero ( Figura 2.6).

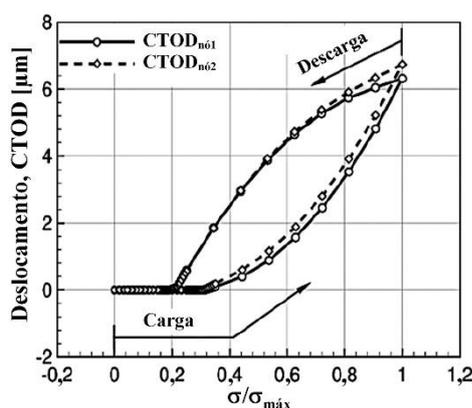


Figura 2.6 - Deslocamento obtido, em tensão plana, com  $a/a_0$  igual a 2 e 1,6 para  $\sigma/\sigma_{ys} = 0,3$  e  $R = 0$  (De Matos e Nowell, 2007).

Em 2008, de Matos e Nowell estudaram, também, o efeito do comprimento de fenda e do número de ciclos, para o nó atrás da extremidade de fenda, nas curvas de deslocamento adimensionalizadas ( $CTOD/a$ ) em função da carga aplicada e a carga máxima

( $\sigma/\sigma_{m\acute{a}x}$ ). Nos resultados obtidos na ausência de histórico de carregamento observaram um ciclo de carga não totalmente estabilizado (Figura 2.7(a)) e para uma fenda com propagação em que existe onda plástica residual, observaram existência de fecho de fenda e deformação inversa promotores de um decréscimo de  $CTOD/a$  ( Figura 2.7 (b)).

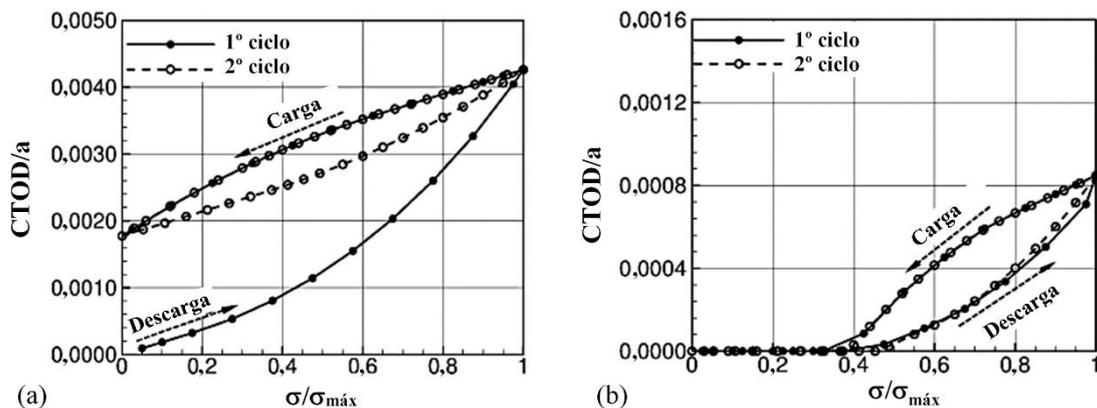


Figura 2.7 – Deslocamento em função do carregamento (tensão plana) para o primeiro nó atrás da extremidade de fenda. (a)  $a/a_0 = 1,0$  (sem histórico de carga); (b)  $a/a_0 = 2,0$  (com histórico de carga). Para (a) e (b) a razão de tensões,  $\sigma/\sigma_{ys} = 0,5$  e  $R = 0$  (De Matos e Nowell, 2008).

Tendo em conta a dificuldade associada à medição do CTOD, derivada do ponto em que é efetuada (junto à extremidade de fenda), é usual recorrer à utilização de programas de simulação numérica. Tendo este facto em consideração e a existência de um programa de análise numérica disponível (DD3IMP), na presente dissertação efetuou-se o estudo de CTOD por recurso ao mesmo.

---

## 3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

### 3.1. Programa de Elementos Finitos DD3IMP

O estudo do 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 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 da extremidade de fenda. Na Tabela 3.1 é feita a identificação e caracterização dos ficheiros de entrada e de saída.

O deslocamento de abertura da extremidade de fenda e o perfil de fenda são obtidos através do ficheiro de saída “NosFenda2.dat”.

Tabela 3.1 – 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	Condições de solitação
	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 solitação e a simulação do contacto das faces de fenda
Saída	#1_enti1.res	Resultados das forças aplicadas para cada incremento de fenda
	blocon.ufo com $n \in [1, 160]$	Informação global no bloco $n$
	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 solitação
	Gpoint	Valores nos pontos de Gauss selecionados no ficheiro de entrada em cada um dos elementos antes de executar o <i>software</i>

### 3.2. Parâmetros para Quantificação da Abertura de Fenda

A quantificação do nível de abertura de fenda é feita através de três parâmetros numéricos:

- $PICC_{node1}$ : avalia o contacto para o primeiro nó atrás da extremidade de fenda (nó 1). O aumento discreto da solitação exercido numericamente pode originar imprecisões. Para as evitar, a determinação da carga de abertura é feita a partir da extrapolação linear das cargas aplicadas dois incrementos após a fenda abrir. Exige os ficheiros “NosFenda2.dat” e “#1\_enti1.res” para fornecer resultados;
- $PICC_{contact}$ : recorre às forças de contacto e à carga mínima para determinar o fator de intensidade de tensões necessário para que haja abertura da fenda. Este obtém-se através do somatório das cargas remotas que anulam cada um das forças de contacto à carga mínima (Antunes, 2014). Possui como vantagem a

inclusão de todos os nós em contacto atrás da extremidade de fenda. Exige os ficheiros “Fcont.dd3” e “#1\_entil.res” para fornecer resultados;

- $PICC_{compliance}$ : analisa os dados de *compliance* medidos no centro da amostra. A carga de abertura de fenda é determinada através dos registos carga-deslocamento, utilizando a técnica de maximização do coeficiente de correlação. Este parâmetro utiliza a parte superior dos dados carga-deslocamento e ajusta uma reta por regressão. O par de dados seguinte é acrescentado e o coeficiente de relação recalculado. Este procedimento é executado para o conjunto de dados e a carga de abertura definida para o ponto correspondente ao valor máximo do coeficiente de correlação (Borrego, 2003).

Os resultados obtiveram-se com base no  $PICC_{node1}$  e no  $PICC_{contact}$ , já que não houve possibilidade de utilizar o  $PICC_{compliance}$ .

### 3.3. Parâmetros Não Lineares da Extremidade de Fenda

O presente estudo centrou-se, essencialmente, em um dos parâmetros de extremidade de fenda, o deslocamento de abertura da extremidade de fenda, CTOD. Em conformidade com o estudo de Ellyin e Wu (1999), assumiu-se o CTOD como o deslocamento vertical do nó localizado anteriormente à extremidade da fenda. Registaram-se os valores obtidos, para o 2º ciclo, ao longo de uma determinada propagação ou o valor máximo ( $CTOD_{m\acute{a}x}$ ) de uma propagação e as respetivas componentes elástica ( $CTOD_e$ ) e plástica ( $CTOD_p$ ), consoante o pretendido. A determinação da componente plástica fez-se com base na distância vertical entre as retas tangentes à deformação elástica, para os pontos de transição entre o regime elástico e plástico, conforma ilustra a Figura 3.1.

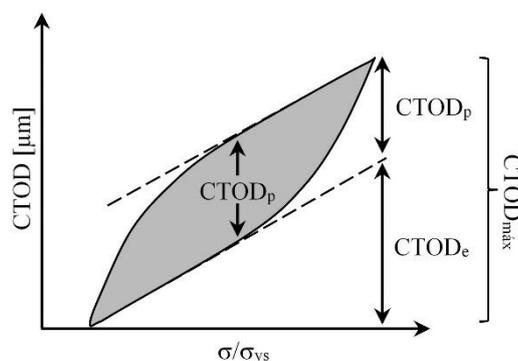


Figura 3.1 – Medição dos valores de CTOD.

### 3.4. 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 3.2, 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 ser normalizado e com o intuito de dar continuidade a estudos anteriores (Sousa, 2014; Castanheira, 2015; Paiva, 2015; Chermahini *et al.*, 1993; Dougherty *et al.*, 1997; Borrego, 2001; Jiang *et al.*, 2005; Alizadeh *et al.*, 2006).

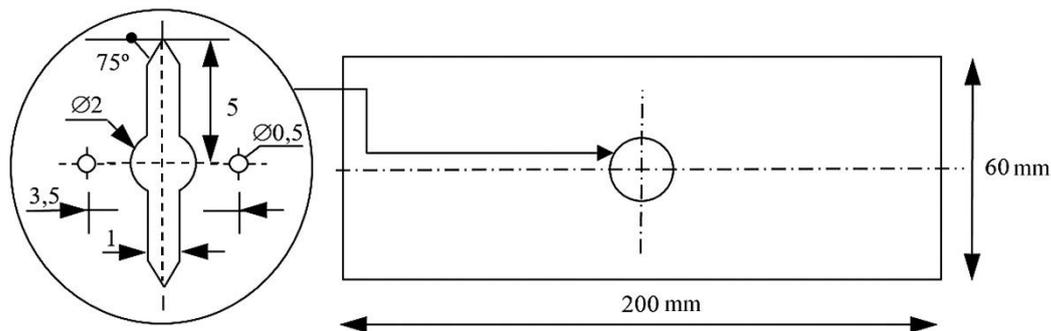


Figura 3.2 – Geometria do provete e detalhe da fenda (milímetros).

Relativamente ao material, selecionaram-se duas ligas de alumínio: a liga 6016, endurecida por meio de tratamento térmico T4 e com uma tensão de cedência de 124 MPa e a liga 6082, endurecida por meio de tratamento térmico T6 e com tensão de cedência igual a 238 MPa. O facto de apresentarem elevada resistência, dureza e boa resistência à corrosão torna o seu estudo interessante.

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 pelo modelo de Voce:

$$Y = Y_0 + R_{sat} (1 - e^{-n_v \bar{\epsilon}_p}) \quad (3.1)$$

A componente cinemática foi modelada utilizando uma lei de saturação (Haddadi, 2006):

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

Sendo  $Y_0$ ,  $n_v$ ,  $R_{sat}$ ,  $C_x$  e  $X_{sat}$  constantes características do material.

A anisotropia do material é descrita através do critério de Hill:

$$F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = K^2 \quad (3.3)$$

Em que  $F$ ,  $G$ ,  $H$ ,  $L$ ,  $M$  e  $N$  são coeficientes que definem o estado de anisotropia do material.

A caracterização do comportamento elasto-plástico efetuou-se através de ensaios de tração e corte em trajetórias simples e complexas (Chaparro, 2008). Para as ligas de alumínio em estudo:

- 6016-T4:  $Y_0 = 124 \text{ MPa}$ ;  $R_{sat} = 291 \text{ MPa}$ ;  $n_v = 9,5$ ;  $C_x = 146,5$ ;  $X_{sat} = 34,90 \text{ MPa}$ ;  $F = 0,5998$ ;  $G = 0,5862$ ;  $H = 0,4138$  e  $L = M = N = 1,2654$ ;
- 6082-T6:  $Y_0 = 238,15 \text{ MPa}$ ;  $R_{sat} = 249,37 \text{ MPa}$ ;  $n_v = 0,01$ ;  $C_x = 244,44$ ;  $X_{sat} = 83,18 \text{ MPa}$ ;  $F = 0,5998$ ;  $G = 0,5862$ ;  $H = 0,4138$  e  $L = M = N = 1,2654$ .

### 3.5. Discretização por Elementos Finitos

O provete é geometricamente simétrico (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 sejam afetadas. Estudou-se um estado de tensão, com carregamento em modo I considerando tensão plana (TP). 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 3.3.

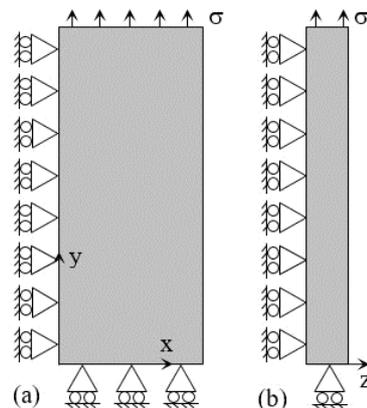


Figura 3.3 - Condições de fronteira e de carregamento. (a) Vista frontal; (b) Modelo de tensão plana (TP).

Relativamente à malha usada, esta possui 6639 elementos isoparamétricos de 8 nós (lineares), perfazendo um total de 13586 nós. Com o intuito de garantir uma maior exatidão de resultados definiu-se um refinamento superior na zona da extremidade de fenda ( $8\mu\text{m}$ ), já que se trata da zona com maior interesse neste estudo. 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 3.4). A malha 3D foi obtida através da extrusão da malha 2D na direção da espessura (com apenas uma camada de elementos).

Nas simulações executadas, uma propagação de fenda com  $8\mu\text{m}$  equivale a dois ciclos de carga e ocorre sempre à carga mínima, reduzindo problemas de convergência. Na totalidade são efetuadas 160 propagações. No estado de tensão plana (TP), para carregamentos de amplitude contante, estudou-se a 160ª propagação de fenda e para carregamentos de amplitude variável estudaram-se diferentes propagações de maneira a aferir os efeitos derivados da sobrecarga.

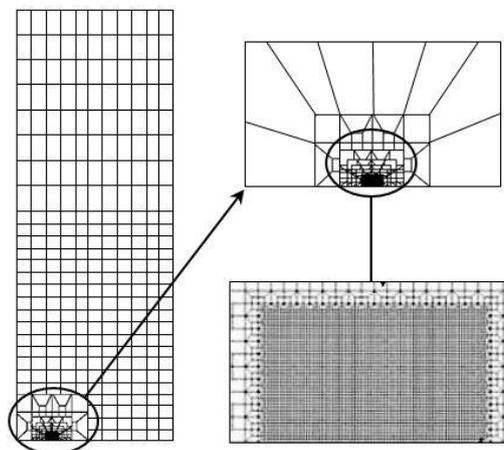


Figura 3.4 – Ilustração da malha de elementos finitos.

### 3.6. Condições de Ensaio

No decorrer dos ensaios, a fim de perceber a influência da aplicação de sobrecargas, consideraram-se diversos casos com diferentes  $K_{\min,CA}$ ,  $K_{\max,CA}$  e  $K_{OL}$ . Para provetes do tipo M(T), estes parâmetros são determinados com base na equação obtida.

$$Y = \frac{K}{\sigma\sqrt{\pi a}} = a_1 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + a_2 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + a_3 \left(\frac{a}{W}\right) + a_4 \quad (3.4)$$

Sendo o comprimento de fenda,  $a$ , igual a 5,472 mm, as constantes obtidas numericamente,  $a_1 = 1,187086$ ,  $a_2 = -0,0680$ ,  $a_3 = 0,113$  e  $a_4 = 1,009325$  e  $W$  a largura do provete.

A Figura 3.5 apresenta um carregamento de amplitude constante com a aplicação pontual de uma sobrecarga, onde  $\Delta a$  diz respeito à distância entre o valor inicial de comprimento de fenda ( $a_0 = 5$  mm) e o ponto de aplicação da sobrecarga.

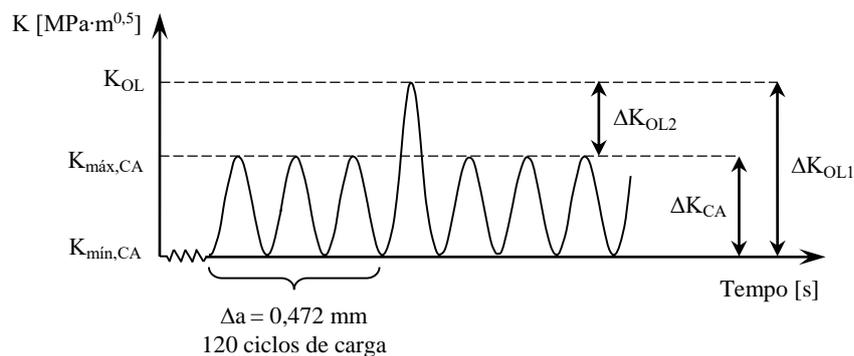


Figura 3.5 – Exemplificação de um carregamento com inclusão de uma sobrecarga.

Os ensaios simulados para tensão plana encontram-se identificados nas tabelas que se seguem. Os carregamentos de amplitude constante estudados são acompanhados da sigla “CA” ( $CA_{F_{\min,CA}F_{\max,CA}}$ ) (Tabela 3.2).

Tabela 3.2 – Casos estudados na abordagem a carregamentos de amplitude constante (CA).

Casos	$F_{\min,CA}$ [N]	$F_{\max,CA}$ [N]	160ª Propagação		Modelo 6016-T4		Modelo 6082-T6	
			$K_{\min,CA}$ [MPa·m <sup>0,5</sup> ]	$K_{\max,CA}$ [MPa·m <sup>0,5</sup> ]	Situação de Contacto			
					C/	S/	C/	S/
CA_0_100	0	100	0,00	2,87	✓	✓	✗	✓
CA_0_140	0	140	0,00	4,78	✓	✓	✗	✗
CA_0_280	0	280	0,00	13,39	✗	✗	✓	✗
CA_0_60	0	60	0,00	5,74	✓	✓	✓	✗
CA_0_120	0	120	0,00	6,69	✓	✗	✗	✓
CA_0_180	0	180	0,00	8,61	✓	✓	✗	✗
CA_0_360	0	360	0,00	17,21	✗	✗	✓	✗
CA_0_200	0	200	0,00	9,56	✓	✓	✓	✓
CA_0_400	0	400	0,00	19,12	✗	✗	✓	✓
CA_0_220	0	220	0,00	10,52	✓	✓	✗	✗
CA_0_440	0	440	0,00	21,04	✗	✗	✓	✗
CA_0_240	0	240	0,00	11,47	✓	✓	✗	✗
CA_0_480	0	480	0,00	22,95	✗	✗	✓	✓
CA_16_80	16	80	0,76	3,82	✓	✓	✗	✗
CA_20_100	20	100	0,96	4,78	✓	✗	✗	✗
CA_20_140	20	140	0,96	6,69	✓	✓	✗	✗
CA_24_120	24	120	1,15	5,74	✓	✓	✗	✗
CA_28_140	28	140	1,34	6,69	✓	✓	✗	✗
CA_32_160	32	160	1,53	7,65	✓	✓	✗	✗
CA_33_133	33	133	1,58	6,36	✓	✗	✗	✗
CA_36_180	36	180	1,72	8,61	✓	✓	✗	✗
CA_46_186	46	186	2,20	8,89	✓	✓	✗	✗
CA_50_100	50	100	2,39	4,78	✓	✓	✗	✗
CA_50_200	50	200	2,39	9,56	✓	✓	✗	✗
CA_60_140	60	140	2,87	6,69	✓	✓	✗	✗
CA_100_200	100	200	4,78	9,56	✓	✓	✗	✗
CA_140_280	140	280	6,69	13,39	✓	✓	✗	✗
CA_N20_140	-20	140	-0,96	6,69	✓	✗	✗	✗
CA_N40_240	-40	240	-1,91	11,47	✗	✗	✓	✓
CA_N25_100	-25	100	-1,20	4,78	✓	✗	✗	✗
CA_N50_200	-50	200	-2,39	9,56	✗	✗	✓	✓
CA_N33_66	-33	66	-1,58	3,16	✓	✓	✗	✗
CA_N66_132	-66	132	-3,16	6,31	✗	✗	✓	✓
CA_N50_50	-50	50	-2,39	2,39	✓	✓	✗	✗
CA_N50_100	-50	100	-2,39	4,78	✓	✓	✗	✗
CA_N100_200	-100	200	-4,78	9,56	✗	✗	✓	✓
CA_N50_200	-50	200	-2,39	9,56	✓	✓	✓	✗
CA_N100_400	-100	400	-4,78	19,12	✗	✗	✓	✓
CA_N66_33	-66	33	-3,16	1,58	✓	✓	✗	✗
CA_N70_70	-70	70	-3,35	3,35	✓	✓	✗	✗
CA_N93_46	-93	46	-4,45	2,20	✓	✓	✗	✗
CA_N46_93	-46	93	-2,20	4,45	✓	✓	✗	✗
CA_N100_60	-100	60	-4,78	2,87	✓	✗	✗	✗
CA_N200_120	-200	120	-9,56	5,74	✗	✗	✓	✓
CA_N100_100	-100	100	-4,78	4,78	✓	✓	✗	✗
CA_N200_160	-200	160	-9,56	7,65	✗	✗	✓	✓
CA_N100_140	-100	140	-4,78	6,69	✓	✗	✗	✗
CA_N140_140	-140	140	-6,69	6,69	✓	✗	✗	✗

CA_N150_100	-150	100	-7,17	4,78	✓	✓	✗	✓
CA_N150_200	-150	200	-7,17	9,56	✗	✗	✓	✗
CA_N175_100	-175	100	-8,37	4,78	✓	✓	✗	✗
CA_N180_140	-180	140	-8,61	6,69	✓	✓	✗	✗
CA_N200_100	-200	100	-9,56	4,78	✓	✓	✗	✗
CA_N225_50	-225	50	-10,76	2,39	✓	✗	✗	✗
CA_N225_100	-225	100	-10,76	4,78	✓	✗	✗	✗
CA_N300_50	-300	50	-14,34	2,39	✓	✓	✗	✗
CA_150_200	150	200	7,17	9,56	✓	✗	✗	✗
CA_N250_50	-250	50	-11,95	2,39	✓	✓	✗	✗
CA_75_100	75	100	3,59	4,78	✓	✗	✗	✗
CA_100_140	100	140	4,78	6,69	✓	✗	✗	✗
CA_120_140	120	140	5,74	6,69	✓	✗	✗	✗
CA_175_200	175	200	8,37	9,56	✓	✗	✗	✗
CA_N60_140	-60	140	-2,87	6,69	✗	✓	✗	✗
CA_N140_140	-140	140	-6,69	6,69	✗	✓	✗	✗
CA_N33_133	-33	133	-1,58	6,36	✗	✓	✗	✗
CA_20_100	20	100	0,96	4,78	✗	✓	✗	✗
CA_0_50	0	50	0,00	2,39	✗	✓	✗	✗
CA_N100_50	-100	50	-4,78	2,39	✗	✓	✗	✗
CA_N150_50	-150	50	-7,17	2,39	✗	✓	✗	✗
CA_N220_50	-220	50	-10,52	2,39	✗	✓	✗	✗
CA_N275_50	-275	50	-13,15	2,39	✗	✓	✗	✗
CA_N225_100	-225	100	-10,76	4,78	✗	✓	✗	✗
CA_N100_140	-100	140	-4,78	6,69	✗	✓	✗	✗

A sobrecarga, por sua vez, é identificada pela sigla “OL”. Esta foi aplicada periodicamente:

- Fazendo variar o intervalo entre a aplicação de sobrecargas consecutivas,  $\Delta P_{OL}$ , e a magnitude da sobrecarga,  $F_{OL}$  ( $CA_{F_{min},CA_{F_{max},CA_{PeriodicOL}}$ ) (Tabela 3.3);
- Fazendo variar o intervalo de aplicação da segunda sobrecarga relativamente à primeira,  $\Delta P_{1OL,2OL}$ , e a magnitude da segunda sobrecarga,  $F_{2OL}$  ( $CA_{F_{min},CA_{F_{max},CA_{Variable2OL}}$ ) (Tabela 3.4).

Tabela 3.3 - Casos estudados na abordagem a sobrecargas periódicas (amplitude variável).

Casos	$\Delta P_{OL}$ [Nº de propagações]	$F_{OL}$ [N]	160ª Propagação
			$K_{OL}$ [MPa·m <sup>0,5</sup> ]
CA_0_100_PeriodicOL	5 (60ª à 85ª)	150	7,17
		175	8,37
		200	9,56
CA_60_140_PeriodicOL	5 (60ª à 75ª)	200	9,56
CA_0_140_PeriodicOL	5 (60ª à 75ª)	200	9,56
	10 (60ª à 75ª)		

Tabela 3.4 – Caso estudo da segunda sobrecarga (sobrecargas periódicas; amplitude variável).

Casos	CA_0_140_Variable2OL							
$F_{1OL}$ [N]	200							
$F_{2OL}$ [N]	190	210	230	250		200	220	240
Propagação da 1ªOL	60ª							
$\Delta P_{1OL,2OL}$ [Nº de propagações]	5; 10							5; 10; 20; 25; 30; 35; 40
$K_{1OL}$ [MPa·m <sup>0,5</sup> ] (160ª Propagação)	9,56							
$K_{2OL}$ [MPa·m <sup>0,5</sup> ] (160ª Propagação)	28,74	31,77	34,8	37,82		30,26	33,28	36,31

Estudou-se ainda o efeito resultante da aplicação de sobrecargas pontuais fazendo variar a sua magnitude,  $F_{OL}$  ( $CA_{F_{min}, CA_{F_{max}, CA_{SingleOL}}$ ) (Tabela 3.5).

Tabela 3.5 – Casos estudados na abordagem a sobrecargas pontuais (amplitude variável).

Casos	Propagação da OL	$F_{OL}$ [N]	$K_{OL}$ [MPa·m <sup>0,5</sup> ] (160ª Propagação)
CA_0_100_SingleOL	60ª	110	16,64
		120	18,15
		130	19,67
		140	21,18
		150	22,69
		160	24,21
		170	25,72
		180	27,23
		190	28,74
		200	30,26
CA_0_120_SingleOL	60ª	130	19,67
		140	21,18
		150	22,69
		160	24,21
		170	25,72
		180	27,23
		190	28,74
		200	30,26
CA_0_140_SingleOL	60ª	150	22,69
		160	24,21
		170	25,72
		180	27,23
		190	28,74
N25_100_SingleOL	60ª	110	16,64
		120	18,15
		130	19,67
		140	21,18
		150	22,69
		160	24,21
		170	25,72
		180	27,23
		190	28,74
		200	30,26

## 4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS

### 4.1. Amplitude Constante

#### 4.1.1. Curvas Típicas

De forma a alcançar uma melhor compreensão de situações de maior complexidade há que, numa primeira abordagem, explorar as mais simples. Por este motivo, seleccionou-se um caso da liga 6016-T4 identificado como CA\_0\_140, definido entre a amplitude mínima de 0 N e máxima de 140 N ( $\sigma/\sigma_{ys} = 37,6\%$ ), e procedeu-se à sua análise detalhada. Ao longo dos pontos que se seguem, registaram-se os valores inerentes ao nó 1, isto é, o nó imediatamente antes da extremidade de fenda para o 2º ciclo de carregamento.

#### i) Estudo de CTOD

Na Figura 4.1 encontra-se representado o deslocamento de abertura de fenda (CTOD) em função da razão de tensões ( $\sigma/\sigma_{ys}$ ) para a 160ª propagação de fenda (B160).

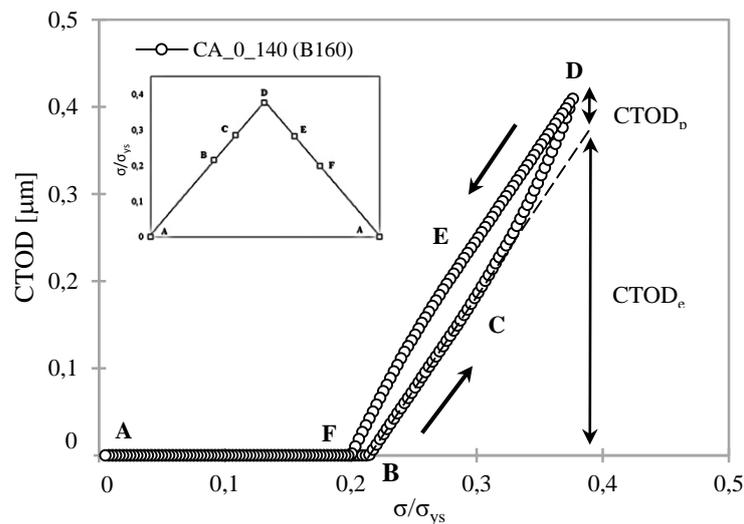


Figura 4.1 – Curva CTOD -  $\sigma/\sigma_{ys}$  (6016-T4).

Para cargas relativamente baixas a fenda encontra-se fechada (A→B). A abertura da fenda ocorre a partir do momento em que o valor de CTOD é diferente de zero (ponto B). A partir deste ponto, o valor de CTOD sofre um acréscimo em simultâneo com o aumento

da carga (B→D). Inicialmente, de forma linear (B→C) e em seguida não-linear (C→D). Ao ser atingida a carga máxima,  $F_{máx,CA}$ , verifica-se um decréscimo dos valores de CTOD associado à redução gradual da carga aplicada (D→F). O decréscimo é linear imediatamente a seguir à carga máxima e depois é não linear. Quando o CTOD iguala o valor de zero (ponto F) a fenda encontra-se fechada e permanece assim até a carga mínima,  $F_{mín,CA}$ , ser alcançada (ponto A). No entanto, é possível observar que o valor da carga para o qual se dá a abertura da fenda (ponto B) é ligeiramente superior ao valor para o qual a fenda se encontra novamente fechada (ponto F).

Tanto o acréscimo (B→D) como o decréscimo (D→F) de CTOD e da carga aplicada possuem um comportamento semelhante, com uma variação linear (B→C e D→E) e não-linear (C→D e E→F), associadas à deformação elástica e plástica, respetivamente. No carregamento e no retorno o comportamento elástico é semelhante. A extrapolação do regime elástico até à carga máxima, ilustrada na Figura 4.1, permitiu verificar que, para o caso de carga em estudo, 84% da deformação é elástica e apenas 16% é plástica.

## ii) Estudo da taxa de variação de CTOD, $\partial CTOD/\partial(\sigma/\sigma_{ys})$

Apresenta-se, agora, na Figura 4.2 a taxa de variação de CTOD ( $\partial CTOD/\partial(\sigma/\sigma_{ys})$ ) em função da razão de tensões ( $\sigma/\sigma_{ys}$ ) para a 160ª propagação (B160). Para tal, efetuou-se o cálculo da tangente entre dois pontos consecutivos da curva na Figura 4.1.

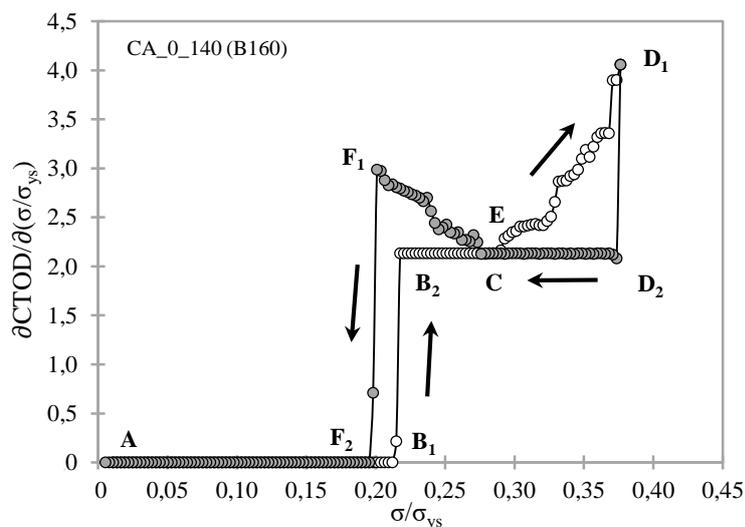


Figura 4.2 - Taxa de variação de CTOD em função de  $\sigma/\sigma_{ys}$  (6016-T4).

Inicialmente, a taxa de variação é nula ( $A \rightarrow B_1$ ). A partir do momento em que se dá a abertura da fenda verifica-se um aumento considerável ( $B_1 \rightarrow B_2$ ). O comportamento da curva passa, então, a estar de acordo com as variações verificadas na Figura 4.1, com uma variação linear ( $B_2 \rightarrow C$ ) e, posteriormente, não-linear ( $C \rightarrow D_1$ ). Ao ser atingida a carga máxima,  $F_{máx,CA}$ , dá-se um decréscimo repentino da taxa de variação de CTOD ( $D_1 \rightarrow D_2$ ) e à medida que é reduzido o carregamento observa-se, novamente, uma variação linear seguida de uma variação não-linear, podendo o valor da taxa chegar, ou não, a igualar zero. Neste caso a taxa de variação de CTOD chega a ser nula (ponto  $F_2$ ) e permanece desta forma até  $F_{mín,CA}$  ser alcançada (ponto A). De notar que as taxas de variação na carga ( $B_2 \rightarrow C$ ) e na descarga ( $D_2 \rightarrow E$ ) são iguais. Além disto, os pontos nos quais se inicia o afastamento da tendência linear na carga (ponto C) e na descarga (ponto E), ocorrem para o mesmo nível de carga ( $\sigma/\sigma_{ys} = 0,28\%$ ).

Relativamente à variação linear da curva, esta encontra-se associada ao regime elástico ( $B_1 \rightarrow C$  e  $D_2 \rightarrow E$ ) e a não-linear à entrada do material em regime plástico ( $C \rightarrow D_1$  e  $E \rightarrow F_1$ ), de forma análoga à Figura 4.1. Já a extensão da curva depende da magnitude do carregamento aplicado. A taxa de variação de CTOD encontra-se intimamente ligada à capacidade de deformação do material. Quanto maior for a taxa, maior é a facilidade com que o material se deforma e maior a abertura de fenda que se verifica (e vice-versa).

Os valores da taxa de variação de CTOD em regime elástico foram também determinados analiticamente, por derivação da expressão (2.14). Assim, tendo em conta que  $K=Y\sigma\sqrt{\pi a}$ , verifica-se que a taxa de variação em regime elástico é:

$$CTOD_e = \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \frac{8Y\sigma_{ys}}{E} \sqrt{\frac{d \times a}{2}} \Rightarrow \frac{\partial CTOD_e}{\partial(\frac{\sigma}{\sigma_{ys}})} = \frac{8Y\sigma_{ys}}{E} \sqrt{\frac{d \times a}{2}} \quad (4.1)$$

No que toca ao caso em estudo,  $\sigma_{ys} = 124$  MPa,  $E = 70 \times 10^3$  MPa,  $d = 8$   $\mu$ m,  $a = 6,272$  mm e  $Y = 1,0218$ . Assim, procedendo à substituição de valores tem-se que:

$$\left( \frac{\partial CTOD_e}{\partial(\frac{\sigma}{\sigma_{ys}})} \right) = 2,29 \mu m \quad (4.2)$$

Este valor é bastante próximo do obtido via numérica (2,13  $\mu$ m).

### iii) Estudo de CTOD (sem contacto das faces de fenda)

A Figura 4.3 apresenta o deslocamento de abertura de fenda (CTOD) em função da razão de tensões ( $\sigma/\sigma_{ys}$ ) para a 160ª propagação de fenda (B160), na situação de ausência de contacto entre as faces de fenda. A ausência de contacto entre as faces da fenda não possui sentido físico, porém, pode ser feita numericamente, conduzindo a um deslocamento da face de fenda até um valor de CTOD inferior a zero. Isto significa que há interpenetração do material. A eliminação numérica do fecho de fenda é interessante, pois permite um aprofundamento da compreensão do fenómeno.

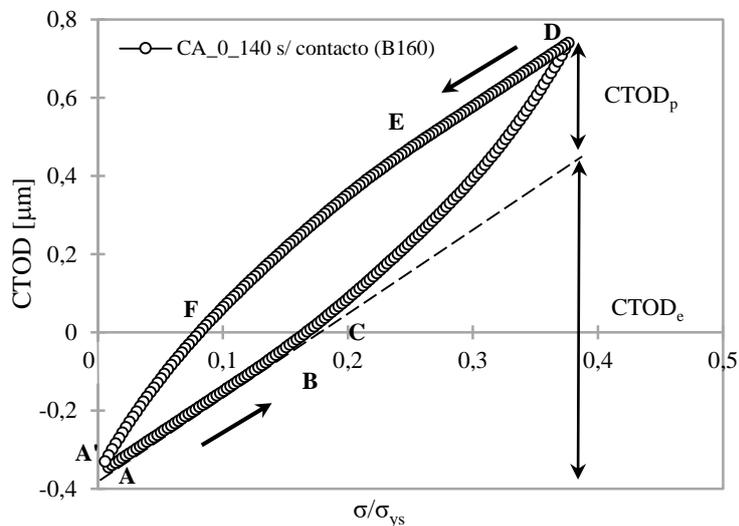


Figura 4.3 - Curva CTOD -  $\sigma/\sigma_{ys}$  sem contacto das faces de fenda (6016-T4).

O CTOD apresenta inicialmente um valor negativo (ponto A). No entanto, à medida que a sollicitação aumenta transita para positivo (ponto C). A evolução da curva, tanto na fase crescente como na fase decrescente dá-se de forma semelhante à da Figura 4.1, apresentando uma variação linear (A→B e D→E) seguido de variação não linear (B→D e E→A'). Após ser atingida a carga máxima associada ao ciclo de amplitude constante, o CTOD sofre uma redução em simultâneo com o decréscimo da sollicitação, adquirindo novamente um valor negativo (ponto F) e mantendo-se desta forma até ser atingido o fim da propagação (ponto A').

A evolução da curva mantém-se dentro do que seria esperado, apresentando alternadamente valores negativos e positivos de acordo com o nível de sollicitação e com as especificações estabelecidas para a situação de ausência de contacto entre as faces de fenda.

Comparativamente com a Figura 4.1, é possível verificar que as amplitudes elástica e plástica de CTOD são bastante superiores quando há contacto das faces de fenda, o que se explica pelo facto de a extremidade de fenda sentir um ciclo de carregamento completo. Além disto, a variação linear de CTOD é igual à obtida nas simulações com contacto das faces de fenda.

#### iv) Estudo da deformação plástica, $\varepsilon_{p,yy}$

É igualmente interessante comparar a variação de CTOD com as variações à frente da extremidade de fenda. Na Figura 4.4 representa-se a deformação plástica segundo a direcção vertical,  $\varepsilon_{p,yy}$ , (à frente da extremidade) em função da razão de tensões  $\sigma/\sigma_{ys}$  aplicada ao material em estudo. Os valores obtiveram-se para a 160ª propagação de fenda.

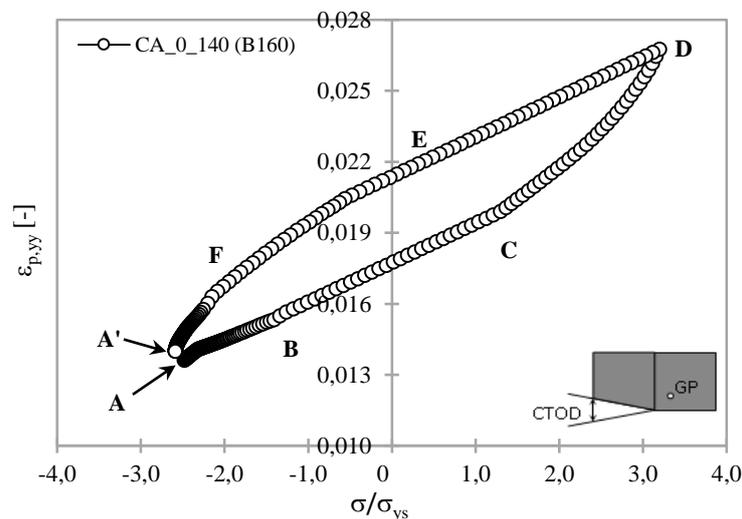


Figura 4.4 - Curva  $\varepsilon_{p,yy} - \sigma/\sigma_{ys}$  (6016-T4).

Inicialmente a deformação plástica apresenta um valor positivo (ponto A) e à tensão corresponde um valor negativo (compressão). À medida que a solicitação começa a aumentar, a deformação inerente à zona entre os pontos A e B aumenta na mesma proporção. É ainda visível uma tendência linear seguida de uma tendência não linear, tanto na fase crescente (A→C e C→D, respetivamente) como durante a fase decrescente (D→F e F→A', respetivamente). O valor final da deformação plástica é ligeiramente superior ao inicial.

O valor inicial da deformação plástica,  $\varepsilon_{p,yy}$ , superior a zero deve-se ao histórico de deformação, pois o ciclo representado foi obtido após 160 propagações de fenda. Mais uma vez, o regime elástico explica a variação linear observada, enquanto no regime plástico a variação é não linear. Já o facto do valor inicial da deformação plástica ser ligeiramente

inferior ao final permite constatar que durante o processo de solitação ocorreu uma “acumulação” de deformação. As curvas tensão-deformação podem ser utilizadas na identificação dos níveis de carga remota para os quais as tensões passam de compressão para tração. Esta é uma das possíveis definições de fecho de fenda (inversão de tensões). A comparação com a variação de CTOD na Figura 4.1 permite notar algumas diferenças: em primeiro, o facto de acontecerem variações de deformação enquanto a fenda permanece fechada (deformações inversas) e os respetivos valores de CTOD constantes, por outro lado, as variações não lineares são bem mais pronunciadas. Dito de outra forma, o CTOD não permite perceber o que se passa abaixo da carga de fecho. A análise das forças de contacto à carga mínima no nó 1 pode ser utilizada como complemento à de CTOD, no estudo da porção do ciclo de carregamento em que a fenda se encontra fechada.

#### **4.1.2. Efeito dos Parâmetros de Carga**

No presente subcapítulo estudaram-se os diferentes casos de carga indicados na Tabela 3.2 para a situação de contacto e de ausência de contacto entre as faces de fenda. Efetuou-se o registo dos valores inerentes ao nó 1, no 2º ciclo da 160ª propagação de fenda (B160) de cada caso. A seleção desta propagação deve-se ao facto de ser o limite dos resultados fornecidos pelo programa utilizado e, por esse motivo, permitir a melhor aproximação a um comportamento do material adaptado ao carregamento a que é sujeito.

##### **i) Estudo de $CTOD_{máx}$ (com e sem contacto das faces de fenda)**

Na Figura 4.5 é feita a representação de  $CTOD_{máx}$  para os casos estudados com ocorrência de contacto e com ausência de contacto entre as faces de fenda (6016-T4). Para a primeira situação, em função da gama do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K$  e da gama efetiva do fator de intensidade de tensões  $\Delta K_{eff}$ , para a segunda, em função de  $\Delta K$ .

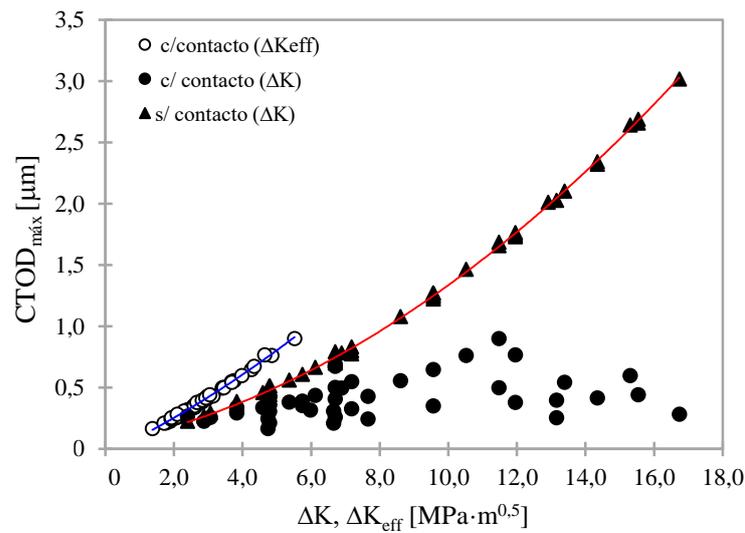


Figura 4.5 –  $CTOD_{máx}$  em função de  $\Delta K_{eff}$  e  $\Delta K$ , na situação de contacto e em função de  $\Delta K$  na ausência de contacto (6016-T4; PICC<sub>node1</sub>).

Para a situação de ausência de contacto, é visível o posicionamento dos pontos segundo uma linha vermelha bem definida (função polinomial de grau 2). Esta curva demonstra que o efeito da razão de tensões está associado ao fenómeno de fecho de fenda. Para a situação de ocorrência de contacto entre as faces de fenda verifica-se que, quando é feita a representação em função de  $\Delta K$ , existe uma dispersão acentuada dos pontos estudados, associada ao efeito da razão de tensões. Contrariamente, quando a representação da situação de ocorrência de contacto é feita em função da  $\Delta K_{eff}$  obtém-se uma distribuição definida segundo uma linha de tendência azul (função polinomial de grau 2). Esta linha encontra-se bastante próxima da curva obtida sem efeito do fecho. Tendências semelhantes foram já, previamente, obtidas (Sousa, 2014).

Os resultados dos parâmetros de extremidade de fenda em função de  $\Delta K$ , na situação de ausência de contacto, podem ser interpretados como curvas mestras (livres da influência do fecho de fenda). Usualmente, também as curvas  $da/dN-\Delta K$  usadas como referência são obtidas para uma razão de tensões alta e, supostamente, livres do fecho de fenda.

No entanto, não foi tida em conta a influência do valor mínimo de CTOD (negativo) na ausência de contacto entre as faces de fenda. Na Figura 4.6 considerou-se o valor máximo de CTOD como sendo a diferença entre o valor máximo positivo,  $CTOD_{máx}$ , e o valor máximo negativo,  $CTOD_{mín}$ , isto para a situação sem contacto das faces de fenda.

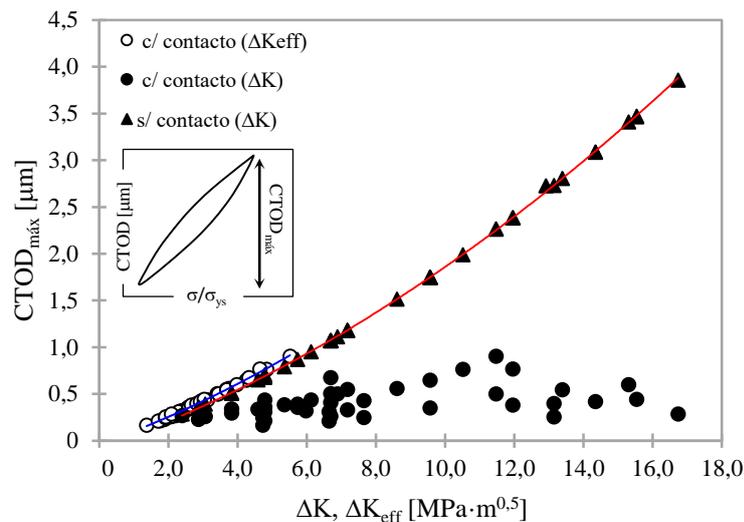


Figura 4.6 –  $CTOD_{máx}$  em função de  $\Delta K_{eff}$  e  $\Delta K$ , na situação de contacto e em função de  $\Delta K$  na ausência de contacto (6016-T4; PICC<sub>node1</sub>).

Com base nesta nova consideração, obteve-se uma conformidade de resultados superior, possibilitando afirmar com clareza que deve ser tido em conta o deslocamento total de abertura de fenda ( $CTOD_{máx} - CTOD_{mín}$ ) na situação de ausência de contacto entre as faces de fenda. Além disto, comprova-se que o conceito de  $\Delta K_{eff}$  permite explicar as variações dos parâmetros de extremidade de fenda devidas à ocorrência de contacto entre as faces de fenda. A utilização deste conceito prevê o colapso de curvas obtidas para diferentes razões de tensões sobre a curva mestra tomada como referência.

## ii) Estudo de $CTOD_{máx}$ , $CTOD_e$ e $CTOD_p$ (com e sem contacto das faces de fenda)

A Figura 4.7 apresenta o deslocamento máximo de abertura da extremidade de fenda ( $CTOD_{máx}$ ) e as suas componentes elástica ( $CTOD_e$ ) e plástica ( $CTOD_p$ ) em função da gama do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K$ , considerando os casos estudados na ausência de contacto entre as faces de fenda e em função da gama efetiva do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K_{eff}$ , para os casos estudados havendo contacto das faces de fenda (6016-T4). O cálculo da componente elástica fez-se através do produto entre a taxa de variação elástica de CTOD ( $\partial CTOD_e / \partial (\sigma / \sigma_{ys}) = 2,13 \mu m$ ) e a gama de tensões efetiva ( $(\sigma_{máx} - \sigma_{open}) / \sigma_{ys}$ ) e o da componente plástica considerando  $CTOD_p = CTOD_{máx} - CTOD_e$ . O material, o comprimento de fenda ( $a$ ), a distância ( $d$ ) e a taxa de variação elástica de CTOD são constantes.

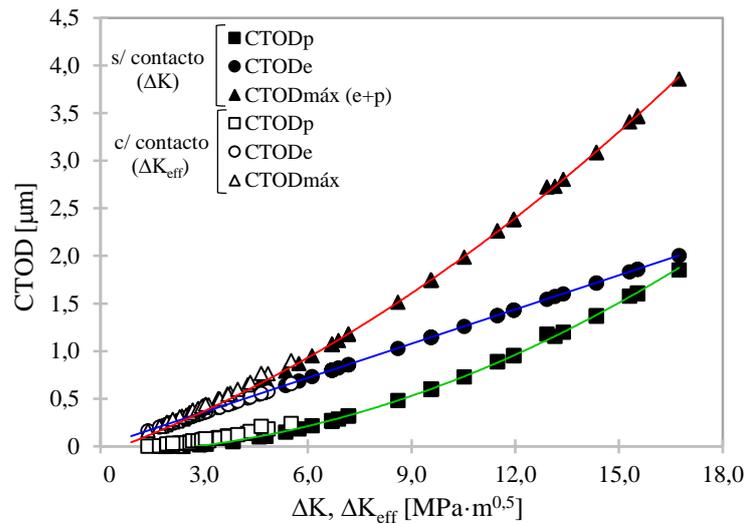


Figura 4.7 –  $CTOD_{máx}$ ,  $CTOD_e$  e  $CTOD_p$  em função de  $\Delta K_{eff}$  e  $\Delta K$  na ocorrência e na ausência de contacto entre as faces de fenda, respetivamente (6016-T4;  $PICC_{node1}$ ).

Tanto para a situação de contacto ( $\Delta K_{eff} \in [1,371; 5,516]$ ) como de ausência de contacto ( $\Delta K \in [2,391; 17,734]$ ) é visível uma tendência crescente. Ou seja, o aumento de carga traduz-se num aumento de CTOD, situação perfeitamente lógica. A componente elástica,  $CTOD_e$ , é sempre superior à deformação plástica,  $CTOD_p$ . No entanto, verifica-se uma convergência dos valores definidos pela linha de tendência verde (função polinomial de grau 2) em direção à linha de tendência azul à medida que se dá um aumento de  $\Delta K$ . Já a linha de tendência a vermelho (função polinomial de grau 2), respeitante aos valores de  $CTOD_{máx}$ , corresponde ao somatório da componente elástica e plástica. Enquanto os pontos associados ao regime elástico apresentam uma tendência linear (linha azul), o mesmo já não acontece para o regime plástico. Tal deve-se ao facto de ao aumento de carga e, consequentemente, de  $\Delta K$  e  $\Delta K_{eff}$ , estar associada uma maior preponderância da deformação plástica. Já o comportamento não-linear da curva  $CTOD_{máx}$  deve-se ao facto de tomar ambas em consideração.

Na Figura 4.8 é feita a representação da importância, em termos percentuais, da componente elástica e plástica do deslocamento máximo de abertura de fenda relativamente ao total.

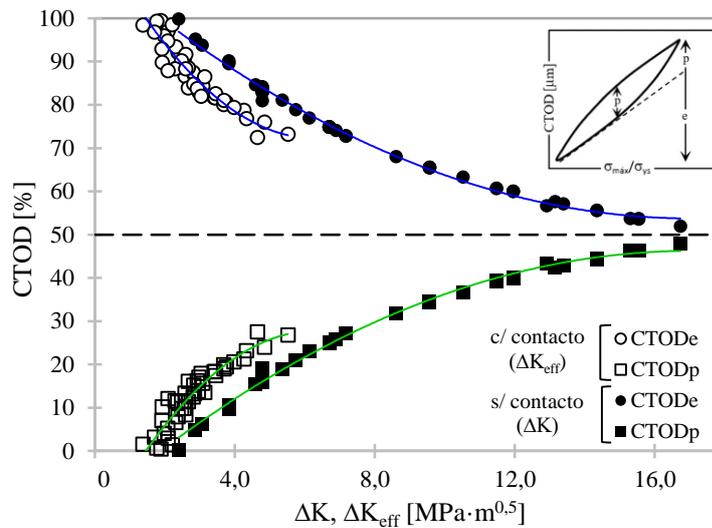


Figura 4.8 – Importância percentual de CTOD<sub>e</sub> e CTOD<sub>p</sub> na ocorrência de contacto e na ausência de contacto entre as faces de fenda (6016-T4; PICC<sub>node1</sub>).

Embora na Figura 4.7 já se verificasse que, para valores de  $\Delta K$  e  $\Delta K_{eff}$  suficientemente baixos o material não se deforma plasticamente, nesta figura isso torna-se bem mais perceptível. Aqui, é bastante visível a importância crescente da componente plástica em simultâneo com o decréscimo da elástica a quando do aumento de  $\Delta K$  e  $\Delta K_{eff}$ . Para a situação com ocorrência de contacto não se torna tão perceptível dado os valores  $\Delta K_{eff}$  serem inferiores aos de  $\Delta K$ , ainda assim é possível afirmar que aparenta uma tendência semelhante. Além disto, ambas as linhas de tendência azul e verde (polinomial de grau 2) apresentam tendência para uma preponderância igualitária (50%).

É possível afirmar que a fadiga se encontra, claramente, relacionada com fenómenos ocorridos ao nível da extremidade de fenda, mais concretamente, com os processos irreversíveis, responsáveis por um aumento de entropia que se verifica durante o intervalo entre a aplicação e o cessar de um carregamento. Posto isto, a análise de CTOD<sub>p</sub> possui maior coerência do que a de CTOD<sub>máx</sub>, já que o primeiro diz respeito ao material deformado de forma irreversível (plasticamente) e o segundo engloba, além deste, o material capaz de retornar ao seu comportamento pré-carregamento (elasticamente). Fica aqui comprovada a existência de uma relação de tendência definida entre gama do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K$  (parâmetro elástico) e o deslocamento de abertura da extremidade de fenda inerente ao regime plástico, CTOD<sub>p</sub> (parâmetro plástico).

### iii) Estudo de $\Delta\varepsilon_p$ e da Energia ( sem contacto das faces de fenda)

Efetuuou-se, também, uma comparação entre o  $CTOD_p$  e outros parâmetros não lineares de extremidade de fenda, nomeadamente a gama de deformação plástica no ponto de Gauss,  $\Delta\varepsilon_{p,yy}$ . Notar que o  $CTOD_p$  mede a deformação atrás da fenda enquanto os outros dois medem a deformação imediatamente à frente da extremidade da fenda.

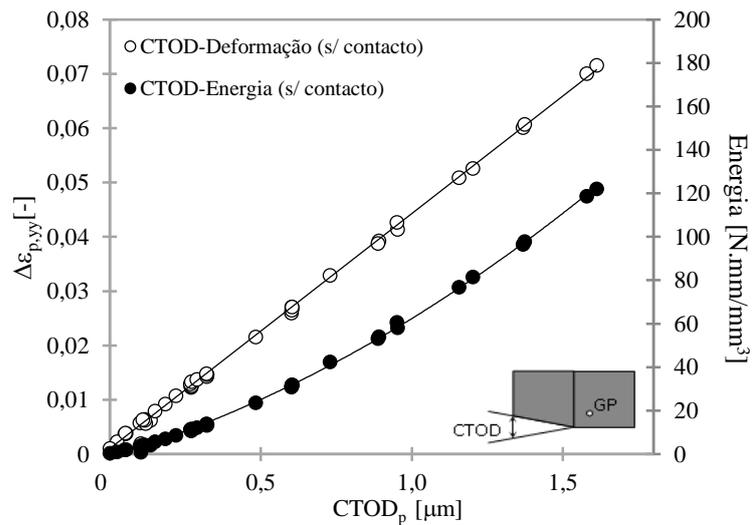


Figura 4.9 – Energia e  $\Delta\varepsilon_{p,yy}$  em função de  $CTOD_p$  (6016-T4; tensão plana).

Pode verificar-se que há uma relação linear entre o  $CTOD_p$  e a gama de deformação plástica,  $\Delta\varepsilon_{p,yy}$ . Já a relação entre a energia dissipada no ponto de Gauss e o  $CTOD_p$  apresenta uma variação quadrática.

#### 4.1.3. Efeito do Material

Neste ponto optou-se por explorar um novo material, a liga de alumínio 6082-T6, dado já existirem estudos experimentais que relacionam a gama do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K$ , com a velocidade de propagação de fendas por fadiga,  $da/dN$  (Borrego *et al.*, 2000). Procura-se comprovar, novamente, a relação entre  $\Delta K$  e  $CTOD_p$  e por consequência estabelecer uma relação entre os dados de  $da/dN$  e  $CTOD_p$ , ilustrado na Figura 4.10.

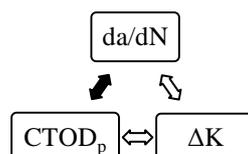


Figura 4.10 – Diagrama das relações entre os parâmetros  $CTOD_p$ ,  $\Delta K$  e  $da/dN$ .

Procedeu-se ao estudo dos casos identificados na Tabela 3.2 para a situação de contacto e de ausência de contacto entre as faces de fenda. O registo de valores fez-se para o nó 1 (atrás da extremidade de fenda) no 2º ciclo da 160ª propagação de fenda.

### i) Estudo de $CTOD_{m\acute{a}x}$ , $CTOD_e$ e $CTOD_p$ (com e sem contacto das faces de fenda)

A Figura 4.11 apresenta o  $CTOD_{m\acute{a}x}$  e as componentes elástica e plástica em função de  $\Delta K$  e  $\Delta K_{eff}$ , para a situação de ausência de contacto e de contacto entre as faces de fenda, respetivamente.

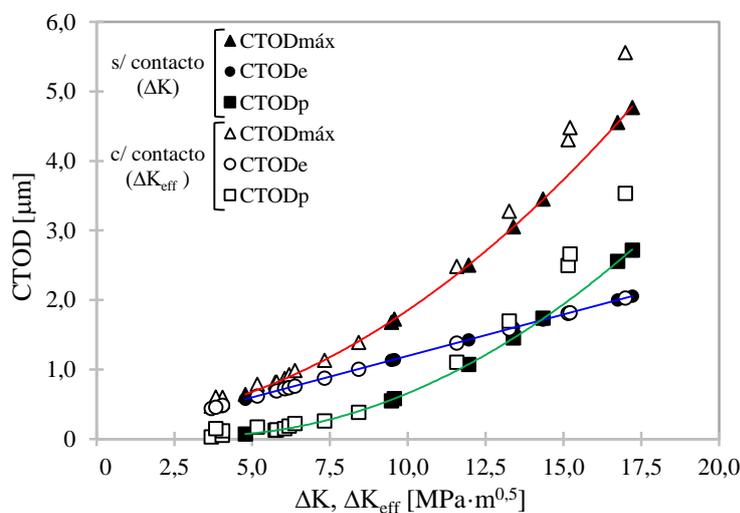


Figura 4.11 -  $CTOD_{m\acute{a}x}$ ,  $CTOD_e$  e  $CTOD_p$  em função de  $\Delta K_{eff}$  e  $\Delta K$  na ocorrência e na ausência de contacto entre as faces de fenda, respetivamente (6082-T6;  $PICC_{contact}$ ).

O comportamento observado para o novo material é semelhante ao do alumínio 6016-T4, com uma tendência crescente bem definida para ambas as situações. Existe uma boa aproximação entre as curvas para ocorrência e ausência de contacto, ainda que para valores de  $\Delta K_{eff}$  superiores a  $12 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$  se comece a denotar um afastamento. Em oposição ao 6016-T4, para este material, ocorre interseção entre as curvas respeitantes à deformação elástica e à deformação plástica para, aproximadamente  $14 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$ . Ou seja, para valores relativamente altos de  $\Delta K$ , o CTOD plástico ultrapassa o elástico.

Dado a variação elástica apresentar uma tendência linear igual em ambos os materiais, deduz-se que a interseção observada se deva a um aumento de deformação plástica para material 6082-T6. Um aspeto importante na análise de fendas por fadiga é o uso de um método de determinação de  $R_{eff}$  adequado. Este parâmetro foi obtido com o  $PICC_{contact}$ . Com

base em estudos anteriores (Antunes *et al.*, 2015), seria de esperar que o afastamento entre as curvas com e sem contacto das faces de fenda a partir de  $\Delta K_{eff} = 12 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$  fosse menor através do uso de  $PICC_{compliance}$ . A distribuição dos pontos para a situação de ausência de contacto (independente de  $R_{eff}$ ) segundo uma tendência definida comprova a ausência de influência de  $R$  e valida ainda a relação  $CTOD_p - \Delta K$  e o modelo numérico utilizado.

## ii) Estudo de $CTOD_p$ para ambos os materiais (sem contacto das faces de fenda)

A Figura 4.12 apresenta o  $CTOD$  inerente à deformação plástica em função de  $\Delta K$  na situação de ausência de contacto para a liga 6082-T6 e 6016-T4.

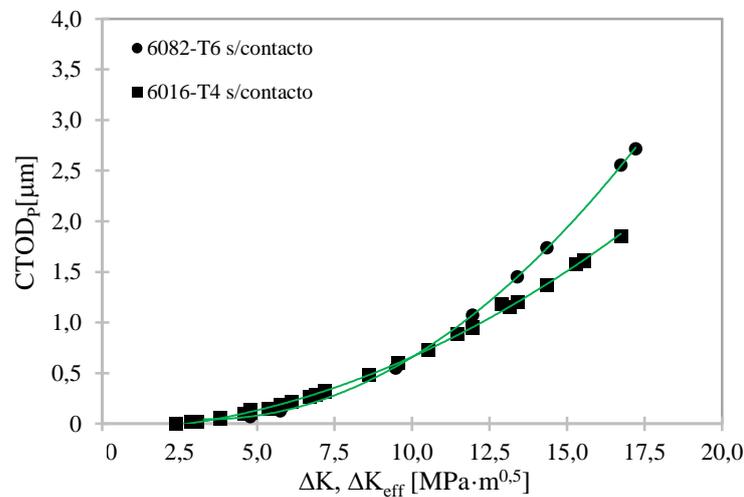


Figura 4.12 -  $CTOD_p$  em função de  $\Delta K$  na ausência de contacto entre as faces de fenda (6016-T4 utilizando  $PICC_{node1}$  e 6082-T6 utilizando  $PICC_{contact}$ ).

Contrariamente ao que era expectável, a deformação plástica verificada para o material 6082-T6 (com  $\sigma_{ys}$  superior) é superior à obtida para o 6016-T4. O comportamento de encruamento pode ser responsável pela variação observada para o 6082-T6.

## iii) Estudo da relação entre $CTOD_p$ e $da/dN$ (sem contacto das faces de fenda)

Passando à Figura 4.13, é possível observar a representação de  $CTOD_p$  para a situação de ausência de contacto entre as faces de fenda em função da velocidade de propagação de fenda por fadiga,  $da/dN$ , ambos em escala logarítmica (6082-T6). Os resultados para  $da/dN$  obtiveram-se com base na expressão (Borrego, 2000):

$$\frac{da}{dN} = 122,9 \cdot 10^{-9} \cdot \Delta K_{eff}^{3,389} \quad (4.3)$$

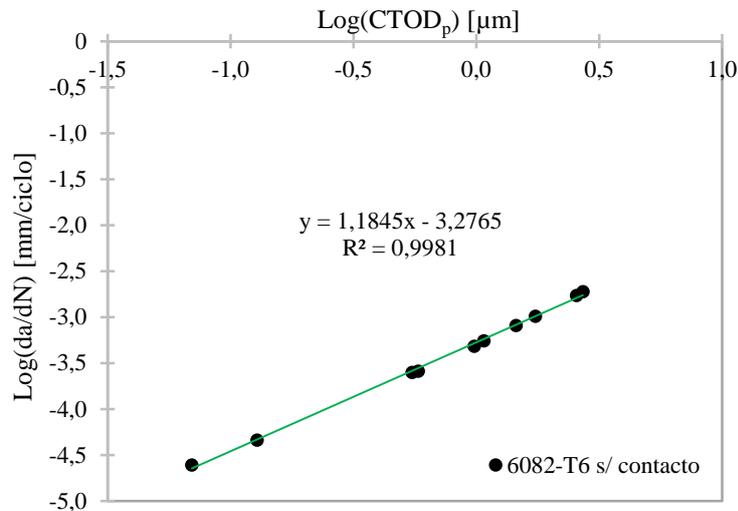


Figura 4.13 – Relação entre  $\text{Log}(CTOD_p)$  e  $\text{Log}(da/dN)$  na ocorrência de contacto entre as faces de fenda (6082-T6;  $PICC_{\text{contact}}$ ).

Observou-se uma distribuição aproximadamente linear, definida pela linha dada pela equação  $y = 1,1845x - 3,2765$ . Sendo  $x$  o valor correspondente ao logaritmo de  $CTOD_p$  é possível obter a relação pretendida entre  $CTOD_p$  e  $da/dN$ .

$$\begin{aligned}
 \text{Log}\left(\frac{da}{dN}\right) &= 1,1845 \cdot \text{Log}(CTOD_p) - 3,2765 \quad \Leftrightarrow \\
 \Leftrightarrow 10^{\text{Log}\left(\frac{da}{dN}\right)} &= 10^{\text{Log}(CTOD_p)^{1,1845}} \cdot 10^{-3,2765} \quad \Leftrightarrow \quad (4.4) \\
 \Leftrightarrow \left(\frac{da}{dN}\right) &= (CTOD_p)^{1,1845} \cdot 5,29 \cdot 10^{-4}
 \end{aligned}$$

## 4.2. Amplitude Variável

Neste subcapítulo deu-se o passo seguinte na análise da liga de alumínio 6016-T4 explorando casos com maior complexidade, isto é, com a aplicação de sobrecargas pontuais e sobrecargas periódicas. No decorrer do estudo, registaram-se os valores para o nó 1 no 2º ciclo de carga.

### 4.2.1. Efeito de Sobrecargas Pontuais

#### i) Estudo de CTOD

A Figura 4.14 apresenta a variação do deslocamento de abertura de fenda (CTOD) para 60ª propagação de fenda (B60) do caso CA\_0\_140 ( $\sigma/\sigma_{ys} = 38\%$ ), na ausência

e na presença de uma sobrecarga. Efetuaram-se duas variações para o valor da sobrecarga, com  $F_{OL} = 160 \text{ N}$  ( $\sigma_{OL}/\sigma_{ys} = 43\%$ ) e  $F_{OL} = 180 \text{ N}$  ( $\sigma_{OL}/\sigma_{ys} = 48\%$ ).

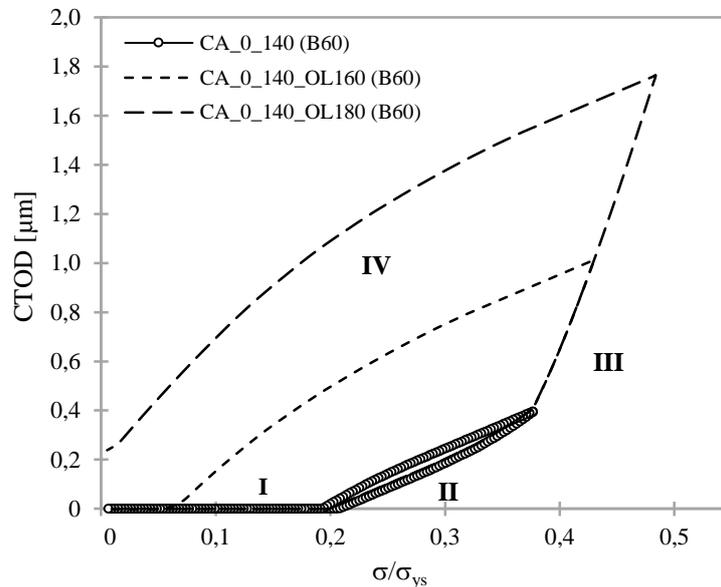


Figura 4.14 - CTOD em função de  $\sigma/\sigma_{ys}$  para diferentes valores de sobrecarga (6016-T4).

É possível observar que a fenda se encontra fechada até ser atingido o valor de  $\sigma/\sigma_{ys} = 0,2$  (região I), atestando a presença do fenómeno de fecho de fenda. Quando o CTOD passa a ser positivo (fenda aberta), dá-se uma evolução proporcional ao aumento de carga, primeiramente de tendência linear e em seguida não-linear. Para as curvas relativas às sobrecargas, quando o valor  $F_{máx,CA}$  é ultrapassado, verifica-se um declive da reta tangente à curva (região III) bastante superior ao previamente observado. O decréscimo posterior da  $F_{OL}$  até  $F_{mín,CA}$  e a redução de CTOD (região IV) dão-se em simultâneo, inicialmente de forma linear e depois não-linear. Quanto maior a variação entre  $F_{OL}$  e  $F_{máx,CA}$ , maior o prolongamento da curva na região III.

As curvas no início da região II e da região IV encontram-se associadas à deformação elástica e possuem uma tendência idêntica, como já se observou nos ensaios de amplitude constante. O valor não nulo obtido quando o término da curva da região IV interseja o eixo de CTOD é representativo do estado da fenda para a  $F_{mín,CA}$  e designado por CTOD residual,  $CTOD_{res}$  (indica que a fenda está totalmente aberta à carga mínima). Pode ser relacionado com  $F_{OL}$  já que, caso esta seja suficientemente elevada, a fenda permanece aberta desde a carga  $F_{mín,CA}$ .

## ii) Estudo de $CTOD_{res}$ e $R_{eff}$

Na Figura 4.15 é representado o nível de fecho de fenda,  $R_{eff}$  (Figura 4.15 (a)) e o  $CTOD_{res}$  (Figura 4.15 (b)) em função de  $\Delta K_{OL2} = K_{OL1} - K_{máx,CA}$ . As linhas contínuas e as linhas a tracejado são indicativas de estudos em que se procedeu à variação da sobrecarga mantendo fixos os parâmetros de base (Tabela 3.5).

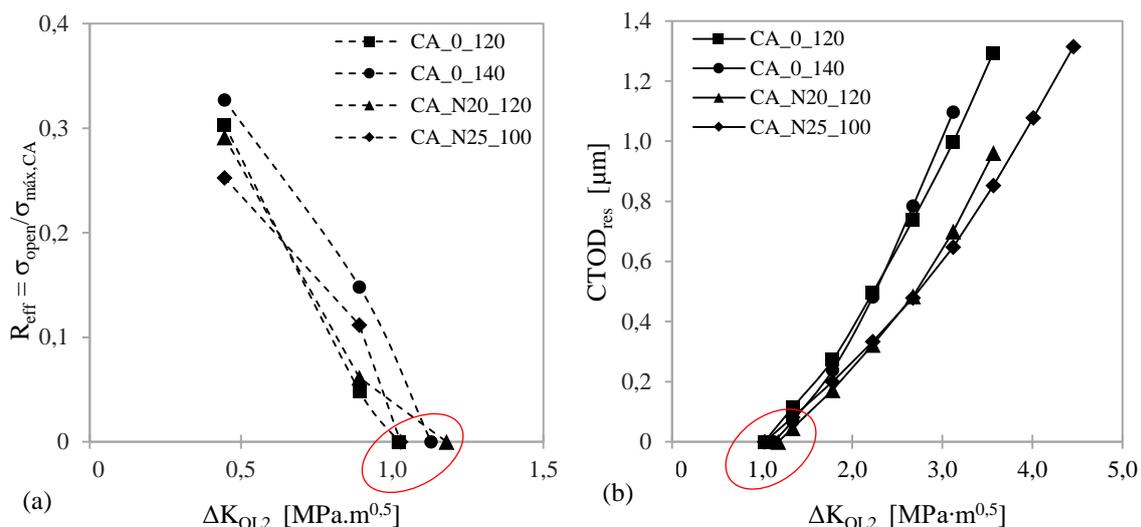


Figura 4.15 - CTOD residual e carga de abertura residual em função da diferença entre  $K_{OL}$  e  $K_{máx,CA}$  (AA 6016-T4; tensão plana).

Analisando (a) e (b) verifica-se que para  $\Delta K_{OL2} \cong 1 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$  existe um ponto de inversão, observando-se, usualmente, uma força de abertura residual abaixo desse limiar (associada ao fecho de fenda) e acima, um  $CTOD_{res}$  (associado à abertura de fenda). A existência de  $CTOD_{res}$  é responsável pela eliminação do contacto na zona atrás da extremidade de fenda, provocando uma redução do nível de fecho de fenda a zero. Em outras palavras, o efeito do histórico de carregamento é totalmente eliminado.

## iii) Efeito do ponto de medição (nó 5)

Para verificar se o comportamento de CTOD é influenciado pelo ponto de medição, seleccionou-se um nó anterior ao nó imediatamente antes da extremidade de fenda, neste caso, o nó 5. Procedeu-se a uma simulação nas condições do ponto anterior e efetuou-se uma comparação entre ambos os nós para o ponto de aplicação da primeira sobrecarga, a 60ª propagação de fenda (B60) (Figura 4.16).

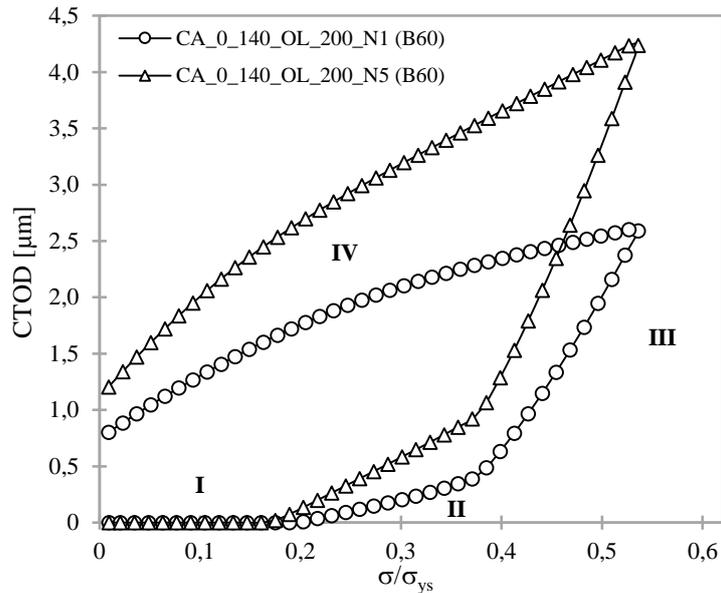


Figura 4.16- Efeito do ponto de medição, com  $\Delta x_{10L,20L}$  igual a 0,08 mm (6016-T4).

O comportamento global das duas curvas é bastante semelhante, evidenciando um ponto de inflexão quando se atinge a carga máxima do carregamento base ( $\sigma/\sigma_{ys} = 0,37$ ). Os valores de CTOD no nó 5 são, porém, superiores aos do nó 1, como seria de esperar tendo em conta a distância à extremidade de fenda,  $d$ . De facto, a equação (4.1), mostra que o CTOD elástico é função de  $d^{0,5}$ , o que justifica a maior inclinação da curva do nó 5 nas zonas elásticas (região II e início da região IV).

#### 4.2.2. Efeito de Sobrecargas Periódicas

Os carregamentos reais apresentam, geralmente, uma complexidade de carregamento superior, conforme já foi referido. Tomando este facto em consideração, procedeu-se a um estudo baseado na simulação da ocorrência de sobrecargas periódicas, novamente a partir do caso CA\_0\_140 ( $\sigma_{m\acute{a}x}/\sigma_{ys} = 38\%$ ).

##### iii) Estudo do nível de fecho de fenda, $R_{eff}$

A Figura 4.17 apresenta o efeito de uma sobrecarga periódica ( $F_{OL} = 175$  N e  $\sigma_{OL}/\sigma_{ys} = 47\%$ ) sobre o comportamento do nível de fecho. Esta foi aplicada desde a 65<sup>a</sup> ( $\Delta a = 0,472$  mm) até à 115<sup>a</sup> propagação, com um intervalo  $\Delta P_{OL} = 5$  propagações ( $\Delta x_{OL} = 0,04$  mm).

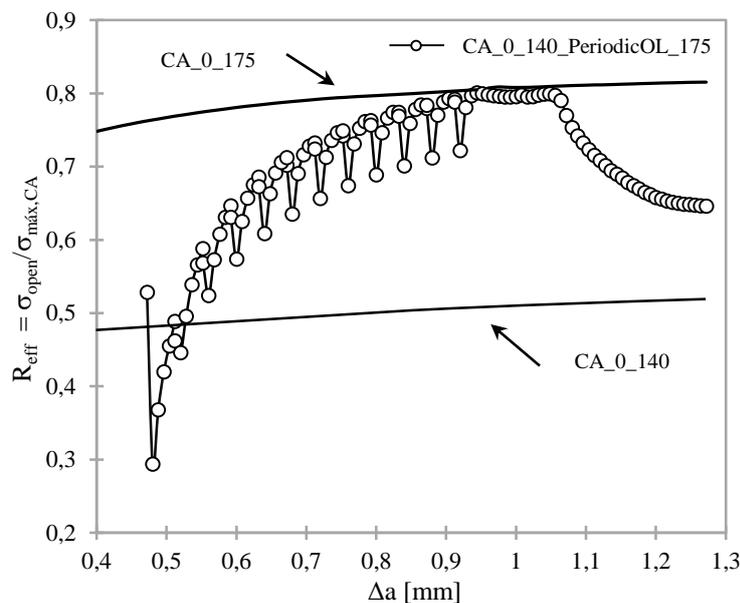


Figura 4.17 - Nível de fecho de fenda resultante da aplicação de sobrecargas periódicas com  $\Delta x_{OL} = 0,04$  mm (6016-T4).

A quando da aplicação da primeira sobrecarga, observa-se um decréscimo considerável do nível de fecho de fenda. No entanto, e contrariamente ao que era expectável, a mesma reação já não se repete para os seguintes pontos de aplicação da mesma sobrecarga. A depressão verificada é bastante inferior à resultante da primeira aplicação da sobrecarga. Como será visível na análise de CTOD, este comportamento está relacionado com o encruamento do material provocado pela primeira sobrecarga. O nível de fecho de fenda sofre um acréscimo progressivo devido à formação de uma nova onda plástica residual. Para o mesmo intervalo,  $\Delta x_{OL}$ , o efeito nos restantes pontos de aplicação da sobrecarga é similar ao verificado para o ponto em que a segunda  $F_{OL}$  foi aplicada. Há uma convergência para o valor de fecho de fenda correspondente ao caso de amplitude constante CA\_0\_175, cuja carga máxima é igual a  $F_{OL}$ . Quando a  $F_{OL}$  periódica é cessada, o nível de fecho de fenda mantém-se constante durante algum tempo, com uma relação  $\sigma/\sigma_{ys}$  de valor igual ao do último ponto de aplicação da sobrecarga, começando depois a decrescer em direção ao valor correspondente ao caso base.

#### iv) Estudo do perfil de fenda

Procurando justificar o comportamento observado relativamente ao nível de fecho de fenda, deu-se seguimento à análise do perfil de fenda resultante ( $\delta$ ) para a 160ª propagação de fenda, considerando a carga máxima do carregamento de amplitude

constante,  $F_{máx,CA} = 140$  N. A Figura 4.18 apresenta o perfil de fenda após a aplicação de sobrecargas de 200 N ( $\sigma_{OL}/\sigma_{ys} = 54\%$ ) na 60<sup>a</sup>, 65<sup>a</sup>, 70<sup>a</sup>, 75<sup>a</sup> e 80<sup>a</sup> propagação de fenda.

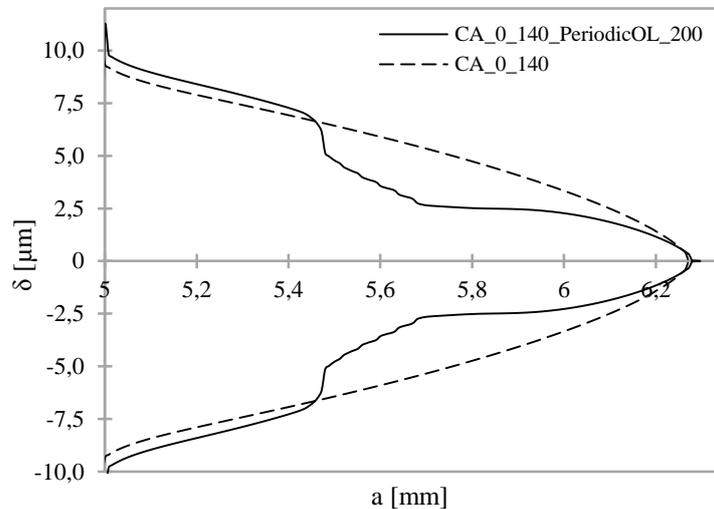


Figura 4.18 - Perfil de fenda resultante da aplicação de sobrecargas periódicas com  $\Delta x_{OL} = 0,04$  mm (6016-T4).

Tal como se pode verificar, a quando da aplicação da primeira sobrecarga dá-se uma depressão do nível do perfil bastante elevada e conseqüente arredondamento da extremidade de fenda, colocando o material abaixo do seu perfil elástico. À medida que as restantes sobrecargas são aplicadas continua a verificar-se uma depressão, no entanto, muito inferior à primeira. O decaimento do nível do perfil dá-se de forma gradual à medida que são aplicadas as sobrecargas. Posteriormente, quando as solicitações já foram cessadas, o perfil aproxima-se do valor obtido para amplitude de carga constante. O perfil correspondente à sobrecarga está, claramente, dentro do registado para amplitude constante, justificando o incremento de fecho resultante da sobrecarga.

As depressões que ocorrem ao nível do perfil de fenda devem-se à ocorrência de deformação plástica monótona. O facto da depressão inerente à primeira aplicação da sobrecarga ser bastante superior à verificada para as posteriores pode ser justificada através do menor nível de encruamento derivado do histórico de carregamento, que lhe confere uma maior resistência à deformação.

### v) Estudo de CTOD

Como complemento ao ponto anterior, apresenta-se, na Figura 4.19, a evolução do valor de CTOD para a mesma magnitude de sobrecarga,  $F_{OL} = 200$  N, e um intervalo entre dois pontos consecutivos de aplicação da sobrecarga periódica,  $\Delta x_{OL} = 0,04$  mm.

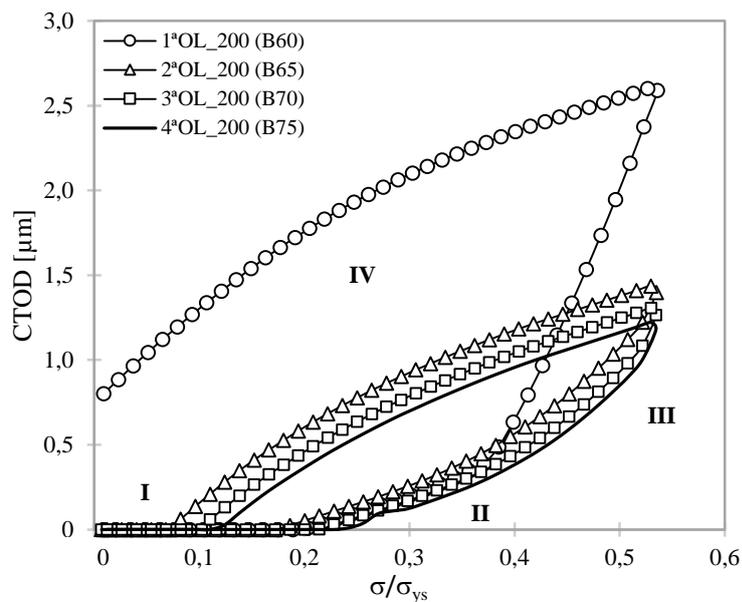


Figura 4.19 – CTOD em função de  $\sigma/\sigma_{ys}$  com  $\Delta x_{OL} = 0,04$  mm (6016-T4).

É possível notar uma diferença significativa entre a primeira e segunda sobrecarga. Na primeira, há uma alteração brusca da inclinação da curva acima da carga máxima do ciclo base. Na segunda, observa-se uma continuidade da curva e os valores de CTOD são baixos, comparativamente com os da primeira sobrecarga.

Este comportamento é justificado pelo nível de encruamento do material. A quando da primeira sobrecarga o material encontra-se relativamente macio, pelo que o CTOD atinge valores bastantes elevados. Na segunda sobrecarga, o material já se encontra encruado devido à primeira sobrecarga, resultando num CTOD máximo relativamente baixo. A diferença entre a segunda e as restantes sobrecargas é, mais uma vez, relativamente baixa graças ao encruamento do material. Estes resultados corroboram as conclusões retiradas anteriormente e comprovam, ainda, a relevância do encruamento em situações de amplitude de carga variável.

### vi) Estudo da magnitude da segunda sobrecarga

De forma a aprofundar um pouco mais o estudo de sobrecargas periódicas, direcionaram-se as atenções para a análise da influência da alteração de parâmetros associados à segunda sobrecarga. Inicialmente, fez-se variar a magnitude mantendo constante o intervalo entre a primeira aplicação da sobrecarga e a segunda,  $\Delta x_{1OL,2OL}$ .

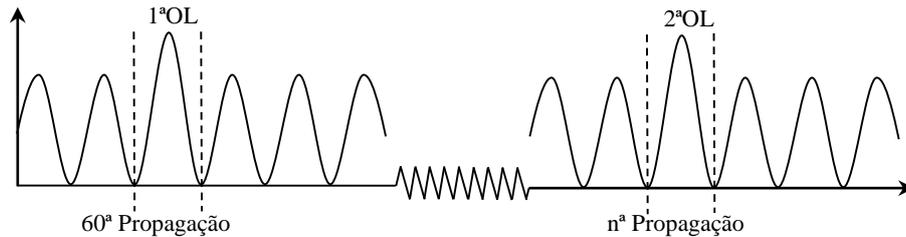


Figura 4.20 - Ilustração do modo de aplicação da primeira e segunda sobrecarga.

A Figura 4.21 apresenta as variações de CTOD para a 60ª e 70ª propagações de fenda, correspondentes à primeira ( $F_{1OL} = 200$  N e  $\sigma_{OL}/\sigma_{ys} = 54\%$ ) e à segunda (com  $F_{2OL} = 200$  N e  $F_{2OL} = 220$  N) aplicação da sobrecarga, respetivamente.

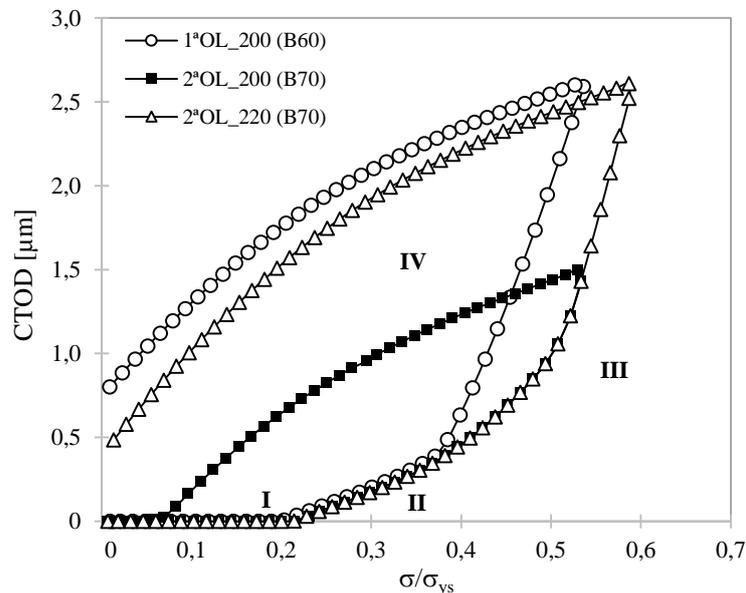


Figura 4.21 – Efeito da variação da magnitude da segunda sobrecarga, com  $\Delta x_{1OL,2OL} = 0,08$  mm (6016-T4).

Como se pode observar, para se atingirem os valores correspondentes à primeira sobrecarga, é necessário aumentar a magnitude da segunda sobrecarga para 220 N. É ainda possível denotar que, durante o carregamento, a inflexão da curva na transição entre a zona

elástica e plástica ocorre na segunda sobrecarga de 220 N para aproximadamente  $\sigma/\sigma_{ys} \cong 0,5$ , enquanto na primeira sobrecarga para um valor inferior de  $\sigma/\sigma_{ys} \cong 0,37$ .

Embora já tenha sido afirmado que  $F_{OL}$  determina a existência ou não de CTOD residual, há que ter igualmente em consideração o “histórico de carregamento”, já que o mesmo valor de  $F_{OL}$  pode, numa primeira aplicação resultar na abertura da fenda e numa aplicação posterior resultar num fecho de fenda.

Na Figura 4.22 encontra-se representada a taxa de variação de CTOD em função da razão de tensões, através do cálculo da tangente entre dois pontos consecutivos da Figura 4.21.

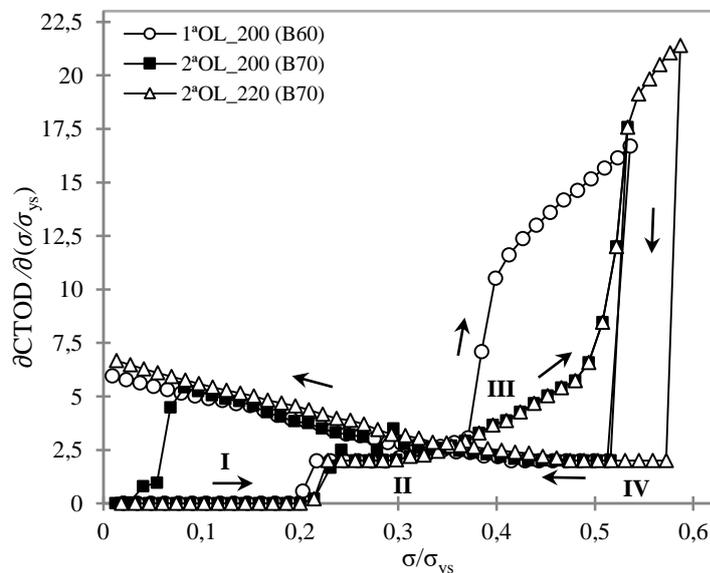


Figura 4.22 - Taxa de variação de CTOD em função de  $\sigma/\sigma_{ys}$  com  $\Delta x_{1OL,2OL} = 0,08$  mm (6016-T4).

A evolução da taxa de variação de CTOD é semelhante à observada para amplitude constante. Adicionalmente, consta-se que a extensão da curva em regime plástico depende da ausência ou presença prévia de uma sobrecarga. Caso uma sobrecarga tenha sido aplicada previamente, a ocorrência de encruamento conduzirá a uma taxa de variação de CTOD menor e a uma maior dificuldade por parte do material em se deformar.

#### vii) Efeito da distância da segunda sobrecarga, $\Delta x_{1OL,2OL}$

Neste ponto, manteve-se constante a magnitude da sobrecarga, igual a 200 N ( $\sigma_{OL}/\sigma_{ys} = 54\%$ ), e procedeu-se à variação da distância de aplicação da segunda sobrecarga. Sujeitou-

se o material a uma primeira sobrecarga na 60ª propagação e de uma segunda sobrecarga na 70ª ( $\Delta x_{1OL,2OL} = 0,08$  mm) e 80ª ( $\Delta x_{1OL,2OL} = 0,16$  mm) propagação de fenda. A Figura 4.23 ilustra o CTOD em função da razão de tensões ( $\sigma/\sigma_{ys}$ ) para as propagações referidas acima.

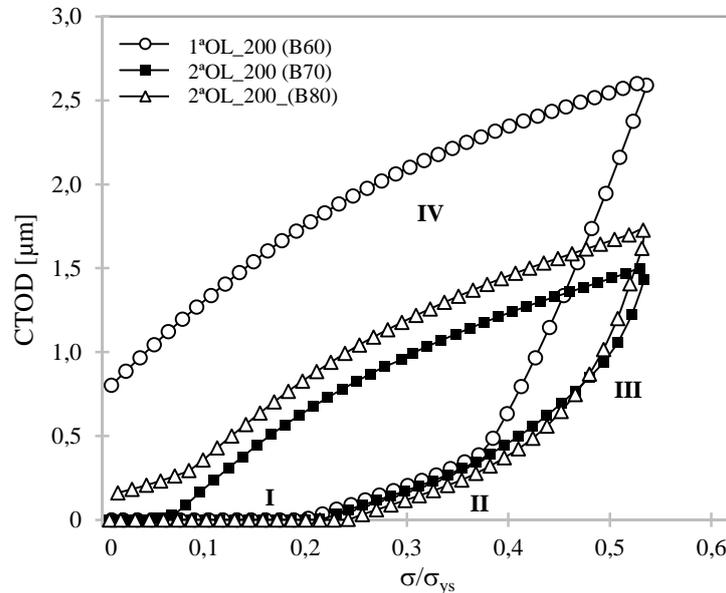


Figura 4.23 - Efeito de variação da distância de aplicação da segunda sobrecarga, com  $\Delta x_{1OL,2OL}$  igual a 0,08 mm e 0,16 mm (6016-T4).

Começa por se notar uma evolução bastante semelhante à da Figura 4.21, com as variações similares e igual justificação. Novamente, o valor máximo de CTOD atingido pela primeira sobrecarga é superior ao da segunda, para ambas as  $\Delta x_{1OL,2OL}$ . Enquanto para a primeira sobrecarga e para a segunda sobrecarga na 80ª propagação se obtém um valor de CTOD residual (fenda aberta), o mesmo já não acontece para a 70ª propagação (fenda fechada). Isto significa que a distância entre a aplicação de sobrecargas periódicas possui influência sobre o comportamento da fenda. É ainda possível observar que, apesar de ambos os valores máximos de CTOD para a segunda aplicação da sobrecarga serem inferiores ao da primeira, para a 80ª propagação verifica-se um valor superior ao da 70ª. Tal pode dever-se ao facto de a 80ª propagação se encontrar mais afastada na zona de deformação plástica resultante da primeira sobrecarga, não sendo tão afetada pela mesma quanto a 70ª.

#### viii) Estudo de CTOD<sub>máx</sub>

A Figura 4.24 ilustra o CTOD máximo em função do intervalo de propagação entre a aplicação da primeira e segunda sobrecarga,  $\Delta P_{1OL,2OL}$ . Aplicou-se uma primeira sobrecarga na 60ª propagação e fez-se variar a magnitude e distância de aplicação da segunda

sobrecarga com,  $F_{2^{a}OL} = 200 \text{ N}$  ( $\sigma_{OL}/\sigma_{ys} = 54\%$ ),  $F_{2^{a}OL} = 220 \text{ N}$  ( $\sigma_{OL}/\sigma_{ys} = 59\%$ ) e  $F_{2^{a}OL} = 240 \text{ N}$  ( $\sigma_{OL}/\sigma_{ys} = 65\%$ ) e  $\Delta P_{1OL,2OL} = 5n$ , com  $n \in [1;8]$ .

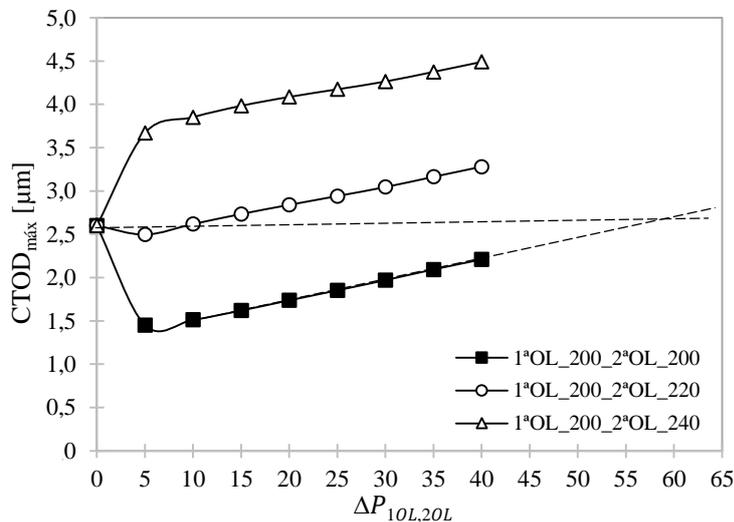


Figura 4.24 - Efeito do  $\Delta P_{1OL,2OL}$  e magnitude da segunda sobrecarga sobre o  $CTOD_{máx}$  (6016-T4).

A variação de  $CTOD_{máx}$  é linear e crescente para as diferentes magnitudes de sobrecarga estudadas e de igual inclinação. Quando a segunda sobrecarga é igual à primeira, ou seja, 220 N, ocorre um decréscimo significativo de  $CTOD_{máx}$ . Com o aumento da distância entre a aplicação da primeira sobrecarga e da segunda,  $\Delta P_{1OL,2OL}$ , há um aumento progressivo do valor máximo de CTOD, associado à redução da influência do encruamento causado pela primeira. Além disto, o aumento da diferença de magnitude entre a primeira e segunda sobrecarga atenua o efeito do encruamento associado à primeira sobrecarga, sendo obtidos valores de  $CTOD_{máx}$  superiores.

É, então, possível afirmar que a deformação é, claramente, dependente destas duas variáveis. Por sua vez, a variação linear observada para a segunda sobrecarga de igual magnitude à primeira,  $F_{OL} = 200 \text{ N}$ , permite aferir a distância de propagação a partir da qual a primeira sobrecarga começa a deixar de fazer efeito (interseção das linhas a tracejado).

## 5. CONCLUSÕES

Chegado o término da presente dissertação, é possível afirmar que todos os objetivos propostos inicialmente foram cumpridos. No decorrer dos estudos efetuados retiraram-se as seguintes conclusões principais:

- O contacto influencia significativamente os parâmetros não lineares de fenda e, conseqüentemente, a propagação de fendas por fadiga ( $da/dN$ ). Enquanto contacto das faces de fenda é afetado pelo fenómeno de fecho de fenda, na ausência de contacto entre as faces de fenda não existe influência de fecho de fenda e, por sua vez, efeito de  $R$ .
- A gama efetiva do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K_{eff}$ , permite explicar as variações dos parâmetros de extremidade de fenda devidas à ocorrência de contacto entre as faces de fenda, prevendo o colapso dos diferentes valores obtidos para diferentes razões de tensão sobre uma curva mestra na ausência de contacto entre as faces de fenda. Esta observação comprova a validade do conceito de fecho de fenda.
- Existe uma variação quadrática definida entre  $\Delta K$  e a componente plástica,  $CTOD_p$  para a liga de alumínio 6016-T4 e 6082-T6. Esta relação atesta a validade da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE).
- Existe uma relação linear entre  $\text{Log}(CTOD_p)$  e  $\text{Log}(da/dN)$  para a liga de alumínio 6082-T6. Com base nesta, obteve-se a equação:

$$\left(\frac{da}{dN}\right) = (CTOD_p)^{1,1845} \cdot 5,29 \cdot 10^{-4}$$

- O fenómeno de encruamento possui elevada importância na propagação de fendas por fadiga, tomando em consideração a influência sobre os parâmetros de extremidade de fenda no momento da aplicação de sobrecargas periódicas e em ciclos posteriores.

Os resultados obtidos permitiram a redação e publicação de alguns artigos científicos (Antunes et al., 2016; Antunes et al., 2016a; Camas et al., 2016).

As conclusões mais detalhadas são apresentadas seguidamente.

- As curvas CTOD dependem intimamente da magnitude do carregamento que é aplicado e do histórico de carregamento.
- A abertura de fenda pode ocorrer para a carga mínima do carregamento de amplitude constante,  $F_{\min,CA}$  ou para uma carga superior,  $F_{ab}$ . Para a carga mínima pode ter-se um valor de CTOD nulo (fenda fechada) ou não nulo, denominado CTOD residual (fenda aberta). O valor de carga para o qual ocorre abertura é superior àquele para o qual ocorre fecho.
- As curvas CTOD- $\sigma/\sigma_{ys}$  apresentam sempre componentes linear e não linear associada ao regime elástico e plástico, respetivamente (no carregamento e na descarga). O comportamento é semelhante na ocorrência e ausência de contacto entre as faces de fenda. A variação linear é igual em ambas.
- A taxa de variação de CTOD encontra-se intimamente ligada à capacidade de deformação do material. Quanto maior a taxa de variação, maior a facilidade com que o material se deforma e maior a abertura de fenda.
- A acumulação de deformação durante um ciclo de carregamento comprova a influência do histórico de carregamento. Enquanto a fenda permanece fechada verificam-se variações de deformação à frente da extremidade (deformações inversas).
- A consideração da distância entre o valor máximo positivo de CTOD e o valor máximo negativo de CTOD na situação de ausência de contacto permite a obtenção de uma melhor aproximação das curvas com e sem contacto das faces de fenda.
- O método de cálculo de fecho e o comportamento à deformação revelou-se importante para a liga 6082-T6.
- Existe um ponto de inversão abaixo do qual se verifica um valor do nível de fecho,  $R_{eff}$ , e acima, um valor CTOD residual.

- 
- A primeira sobrecarga provoca o arredondamento da extremidade de fenda e uma diminuição do nível de fecho muito superior ao das sobrecargas posteriores. Após a primeira sobrecarga ocorre um acréscimo progressivo devido à formação de uma onda plástica residual. Há uma convergência deste valor para o valor do carregamento de amplitude constante com carga máxima igual à sobrecarga.
  - O perfil de fenda sofre um decaimento gradual para as sobrecargas posteriores à primeira. Este decréscimo ocorre em simultâneo com o aumento do nível de fecho de fenda.
  - A extensão da curva de CTOD em regime plástico depende da ausência ou presença prévia de uma sobrecarga.
  - O intervalo entre a aplicação de sobrecargas periódicas influencia a curva de CTOD, sendo este parâmetro tanto maior quanto maior o intervalo.
  - Existe uma variação linear de  $CTOD_{máx}$  com o aumento do intervalo de propagação entre a aplicação de sobrecargas, permitindo aferir o ponto a partir do qual o encruamento começa a deixar de surtir efeito.

Como trabalho futuro propõe-se:

- Aprofundar o tópico do efeito do ponto de medição já que se efetuou somente uma comparação entre o nó 1 e o nó 5. Pretende-se averiguar se é possível utilizar medições remotas de COD, através da técnica DIC ou da técnica de extensometria, para quantificar o CTOD.
- Estudar outros materiais, com a finalidade de verificar se a relação linear entre o  $CTOD_p$  e  $da/dN$  se mantém. É necessário conhecer as curvas cíclicas de cada material (para definição do modelo de comportamento elasto-plástico) e a lei experimental  $da/dN-\Delta K_{eff}$ .
- Estudar o efeito de diferentes parâmetros físicos e numéricos nas curvas  $\Delta K-CTOD_p$ . Alguns destes parâmetros são: o estado de tensão, o comprimento de fenda e a geometria do provete (C(T)).



---

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Aguilar Espinosa A. A., Fellows N. A., & Durodola J.F. (2013). Experimental measurement of crack opening and closure loads for 6082-T6 aluminium subjected to periodic single and block overloads and underloads. *International Journal of Fatigue*, 47,71-82.
- 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.
- Antunes F. V., Branco R., Mesquita S., Correia L. M., & Ramalho A. L. (2016a). Numerical validation of crack closure concept using non-linear crack tip parameters. *16th Portuguese Conference on Fracture (PCF2014)*, 10-12nd, Escola Superior Náutica Infante D. Henrique, Oeiras, Portugal, February. (apresentação oral)
- Antunes F. V., Chegini A. G., Branco R., & Camas D. (2015b). A numerical study of plasticity induced crack closure under plane strain conditions. *International Journal of Fatigue*, 71, 75–86.
- Antunes F. V., Chegini A. G., Camas D., & Correia L. (2015c). Empirical model for plasticity induced crack closure based on maximum and total range of stress intensity factor. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 2015, 38, 983–996.
- Antunes F. V., Chegini A. G., Correia L., & Branco R. (2015a). Numerical study of contact forces for crack closure analysis. *International Journal of Solids and Structures*, Volume 51, Issue 6, 15, Pages 1330–1339, March.
- Antunes F. V., Chegini A. G., Correia L., & Camas D. (2015). Finite element meshes for optimal modelling of plasticity induced crack closure. *Engineering Fracture Mechanics*, 142, 184–200.
- Antunes F. V., Mesquita S., Branco R., & Camas D. (2016). A numerical analysis of CTOD under constant amplitude loading. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. (a submeter)
- Antunes F.V., Branco R., Correia L., Ramalho A.L., & Mesquita S. (2016). Numerical validation of crack closure concept using non-linear crack tip parameters. *Structural Integrity Procedia 1* (2016) 000–000.
- ASTM E 647 (2001). Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. American Society for Testing and Materials.

- Bao, H., & McEvily, A. J. (1998). On plane stress–plane strain interactions in fatigue crack growth. *International Journal of Fatigue*, 20(6), 441–448. [http://doi.org/http://dx.doi.org/10.1016/S0142-1123\(98\)00013-9](http://doi.org/http://dx.doi.org/10.1016/S0142-1123(98)00013-9)
- Bates R. C., & Santhanam T. (1980). Relationship between notch tip strain and crack-opening displacement. *Materials Science and Engineering*, 46, 159-165.
- Batista J. (2014). Propagação de fendas por fadiga: Efeitos transientes associados a variações de carga. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra, Portugal.
- Bichler C., & Pippin R. (1999). Direct observations of the residual plastic deformation caused by a single tensile overload. *Advances in Fatigue Crack Closure Measurements and Analysis: Second Volume*, ASTM STP 1343, R. C. McClung, J. C. Newman Jr. (eds.), American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 191-206.
- 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 L. P., Ferreira J. M., & Costa J. M. (2000). Fatigue crack growth and crack closure in AlMgSi alloy. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 24, 255-265.
- Branco C., Ferreira J., Costa J., & Ribeiro A. (2012). Projecto de Órgãos de Máquinas.
- Branco R., Rodrigues D. M., & Antunes F.V. (2008). Influence of through-thickness crack shape on plasticity induced crack closure. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 31, 209–220.
- 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.
- Camas D., Antunes F. V., Rodrigues S. M. (2016). Study of Crack Tip Hardening Mechanisms Using the CTOD. *XXXIII Encuentro del Grupo Español de Fractura, Donostia, S. Sebastián*, 9-11, Anales de Mecánica de la Fractura, Março.
- Castanheira, F. (2015). Propagação de fendas por fadiga: Efeitos de blocos de carga. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra, Portugal.

- 
- 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. Fatigue crack growth and closure behaviour of semicircular and semielliptical surface flaws. *International Journal of Fatigue* 15, 259-263, 1993.
- Christensen. R. H. (1959). *Metal Fatigue*. McGraw-Hill, New York.
- Costa, J. D. M., & Ferreira, J. A. M. (1998). Effect of stress ratio and specimen thickness on fatigue crack growth of CK45 steel. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 30(1), 65–73. [http://doi.org/10.1016/S0167-8442\(98\)00044-5](http://doi.org/10.1016/S0167-8442(98)00044-5)
- Damri D, & Knott JF. (1993). Fracture modes encountered following the application of a major tensile overload cycle. *International Journal of Fatigue*, 15(1):53–60.
- Damri D., & Knott J. F. (1991). Transient retardations in fatigue crack growth following a single peak overload. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 14, No. 7, pp. 709-719.
- De Matos P. F. P., & Nowell D. (2007). On the accurate assessment of crack opening and closing stresses in plasticity-induced fatigue crack closure problems.
- De Matos P. F. P., & Nowell D. (2008). Numerical simulation of plasticity-induced fatigue crack closure with emphasis on the crack growth scheme: 2D and 3D analyses. *Engineering Fracture Mechanics*, 75, 2087–2114.
- 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.
- Fleck N. A. (1988). Influence of stress state on crack growth retardation. *Basic questions in fatigue: vol. 1*, ASTM STP 924. *American Society for Testing and Materials, Philadelphia*, p. 157–83.
- 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.

- 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.
- Hardrath H. F. (1970). Fatigue and Fracture Mechanics. AIAA paper No. 70-512, April.
- Irwin G. R. (1958). *Fracture in: Encyclopedia of Physics*, S. Flugge, Vol. VI, Springer Verlag, 551-590.
- 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*.
- Jones, R.E. (1973). Fatigue crack growth retardation after single cycle peak overload Ti-6Al-4V titanium alloy. *Journal of Engineering Fracture Mechanics*, 5, pp 585-604.
- Lankford J., & Davidson D.L. (1982). The effect of overloads upon fatigue crack tip opening displacement and crack tip opening/closing loads in aluminium alloys. in D. Francois (ed) *Advances In Fracture Research*, Pergamon Press, Oxford, 2 pp 899-906
- Lopez-Crespo P., Burguete R. L., Patterson E. A., Shterenlikht A., Withers P. J., & Yates J. R. (2009). Study of a crack at a fastener hole by digital image correlation. *Experimental Mechanics*, 49:551-559.
- Marques G. (2013). Efeito transiente na análise numérica de fecho de fenda induzido por deformação plástica. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra, Portuga.
- McEvily A. J., & Yang Z. (1990). Fatigue crack growth retardation mechanisms single and multiple overloads. *Proc. Fourth International Conference on Fatigue and Fatigue Thresholds*, Kitagawa H., Tanaka T., MCEP, Birmingham, UK, 1 pp 23-36.
- Newman J. C., & Elber W. (1988). *Mechanics of Fatigue Crack Closure*, Edição 982.
- Ng' Ang'a S. P., & James M. N. (1996). Variable amplitude loading in En8 (080M40) steel: a detailed experimental study of crack growth. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures*, 19, 207-216.
- Nicholls D J. (1993) Prediction of fatigue crack growth rates based on crack blunting. *Engineering Fracture Mechanics*, 48(1), 9-15.
- Nicholls, D. J. (1994). The relation between crack blunting and fatigue crack growth rates. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 17(4), 459-467.

- Nicoletto W. (1989). Fatigue crack-tip mechanics in 7075-T6 aluminium alloy from high-sensitivity displacement field measurements. *In: Nonlinear fracture mechanics: vol. I*, ASTM STP 995. *American Society for Testing and Materials, Philadelphia*, p. 415–32.
- Nowack H., Trautmann K. H., Schulte K., & Lutjering, G. (1979). Fracture Mechanics C.W. Smith (ed), ASTM STP 677 459, *American Society for Testing and Materials*, pp 36-53.
- Paris P.C., & Hermann, L. (1982). Twenty years of reflection on questions involving fatigue crack growth, Part II: Some observations on crack closure. *Proc. 1st International Conference on Fatigue Thresholds*, J. Backlund, A.F. Blom and C.J. Beevers (eds), EMAS, Worley, UK, I pp 11-33.
- Nowell D., & De Matos P. F. P. (2010). Application of digital image correlation to the investigation of crack closure following overloads. Lukas P (ed), *Fatigue*, p. 1035-1043.
- Paiva L. (2015). Propagação de fendas por fadiga: Efeito de subcargas. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra, Portugal.
- Paris P. C. (1965). The Fracture Mechanics Approach to Fatigue1, 1 Proc. 10th *Sagamore Conf.*, *Syracuse University Press*.
- Paris P. C., & Erdogan F. (1963). *Journal of Basic Engineering*, Trans. ASME, *American Society of Mechanical Engineers*.
- Paris P. C., Gomez M. P., & Anderson W. E. (1961). A Rational Analytic Theory of Fatigue. *The Trend in Engineering*, 13, 9.
- Paul S. K., & Tarafder S. (2013). Cyclic plastic deformation response at fatigue crack tips. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 101, 81-90.
- Pelloux, R. M. (1970). Crack Extension by alternating shear. *Engineering Fracture Mechanics* 1, 170-174.
- Pineau A. G., & Pelloux R. M. (1974), Influence of strains induced martensitic transformations on fatigue crack growth rates in stainless steels. *Metallurgic Transactions*, 5, 1103-1112.
- Pippan, R., & Grosinger, W. (2013). Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding. *International Journal of Fatigue*, 46, 41–48.
- 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.
- Ribeiro R. F. (2011). Efeito da sobrecarga e da espessura na vida em fadiga de componentes de aço API “H grau 50. Monografia, Universidade Federal do Rio Grande Sul, Porto Alegre.

- Rice J. R. (1967). Mechanisms of Crack Tip Deformation and Extension by Fatigue. *Fatigue Crack Propagation*. ASTM STP 415, *American Society for Testing and Materials*, 247-309.
- 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.
- Robin C., Louah M., & Pluvinage G. (1983). Influence of the overload on the fatigue crack growth in steels. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures*, 6(1):1-13.
- Rodrigues D. M., & Antunes F.V. (2009). Finite element simulation of plasticity induced crack closure with different material constitutive models. *Engineering Fracture Mechanics*, 76, 1215-1230.
- Rosa, E. Da. (2002). Análise de Resistência Mecânica. *Mecânica da Fratura e Fadiga*, 407.
- Schijve J. (1960). Fatigue crack propagation in light alloy sheet materials and structures *NRL Report MP 195*, *National Aeronautical and Astronautical Research Institute*, Amsterdam, Holland.
- Shercliff H. R., & Fleck N. A. (1990). Effect of specimen geometry on fatigue crack growth in plane strain—II. Overload response. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures*, 13(3):297-310.
- Shijve J., & Broek D. (1962). The result of a test program based on a gust spectrum with variable amplitude loading. *Aircraft Engineering*, 34, 314-316.
- Shin C. S., & Fleck N. A. (1987). Overload retardation in a structural steel. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures*, 9(5):379-93.
- Shuter D. M., & Geary W. (1996). Some aspects of fatigue crack growth retardation behaviour following tensile overloads in a structural steel. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures*, 19(2/3):185-99.
- Sousa T. (2014). Propagação de fendas por fadiga: Influência do contacto nos parâmetros de extremidade de fenda. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra, Portugal.
- Suresh S. (1983). Micromechanisms of fatigue crack growth retardation following overloads. *Journal of Engineering Fracture Mechanics*, 18, 577-593.
- Suresh S. (1998). *Fatigue of materials*. Cambridge University Press.
- Suresh S., & Ritchie R. O. (1981). On the influence of fatigue underloads on cyclic crack growth at low stress intensities. *Materials Science and Engineering*, 51, 61-69.

- 
- Suresh S., & Ritchie R.O. (1982). A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness. *Metallurgical Transactions*, 13A, 1627-1631.
- Sutton M. A., McNeill S. R., Helm J. D., & Boone M. L. (2000). Measurement of crack tip opening displacement and full-field deformations during fracture of aerospace materials using 2D and 3D image correlation methods. *Intam Symposium on Advanced Optical Methods and Applications in Solid Mechanics*, 82:571-580.
- Swanson S. R., Cicci F., & Hoppe W. (1998). ASTM 416, *American Society for Testing and Materials, Philadelphia*.
- 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.
- Toribio J., & Kharin V. (2013). Simulations of fatigue crack growth by blunting-re-sharpening: Plasticity induced crack closure vs. alternative controlling. *International Journal of Fatigue*, 50, 72-82.
- Tvergaard V. (2004). On fatigue crack growth in ductile materials by crack-tip blunting. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 52(9), 2149-2166.
- 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.
- Ward-Close C. M., & Ritchie, R. O. (1988). On the role of crack closure mechanisms in influencing fatigue crack growth following tensile overloads in titanium alloys. *Mechanisms of Fatigue Crack Closure*, Newman J. C. and Elber W., ASTM STP 982, *American Society for Testing and Materials*, pp 93-111.
- Ward-Close C. M., Blom A. F., & Ritchie R. O. (1989). Mechanisms associated with transient fatigue crack growth under variable amplitude loading: an experimental and numerical study. *Engineering Fracture Mechanics* 32, 613-638.
- Wells A. A. (1961). Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, Vol. 1, Paper 84, Cranfield, UK.
- Wheeler D. E. (1972). Spectrum loading and crack growth. *Journal of Basic Engineering, Transactions of The American Society of Mechanical Engineers*, 94, pp 181-187.
- Willenborg J., Engle R., & Wood H. (1971). A crack growth retardation model using an effective stress concept. AFFDL-TM-71-1.
- Yusof F., Lopez-Crespo P., & Withers P. J. (2013). Effect of overload on crack closure in thick and thin specimens via digital image correlation. *International Journal of Fatigue*, 56:17-24.



## APÊNDICE A - EFEITO DE OUTROS PARÂMETROS (6016-T4)

### i) Estudo de $CTOD_{m\acute{a}x}$ em função da propagação

É igualmente importante conhecer a variação do deslocamento de abertura de fenda desde o início da propagação numérica de fenda, isto é, perceber o efeito que a propagação de fenda tem nas curvas  $CTOD - \sigma/\sigma_{ys}$ .

Na Figura 0.1 encontra-se representado o  $CTOD_{m\acute{a}x}$  em função da propagação. Estudaram-se os casos base CA\_0\_140, cuja carga mínima,  $F_{m\acute{i}n,CA} = 0$  N e a carga máxima,  $F_{m\acute{a}x,CA} = 140$  N ( $\sigma/\sigma_{ys} = 37,6\%$ ), CA\_0\_200, definido entre as amplitudes mínima de 0 N e máxima de 200 N ( $\sigma/\sigma_{ys} = 53,8\%$ ) e CA\_N50\_100, com  $F_{m\acute{i}n,CA} = -50$  N e  $F_{m\acute{a}x,CA} = 100$  N ( $\sigma/\sigma_{ys} = 24,9\%$ ). Os valores de  $CTOD_{m\acute{a}x}$  retiraram-se para o nó 1 (imediatamente antes da extremidade de fenda) do 2º ciclo de carga. Primeiramente, para um intervalo de uma propagação desde a 1ª até à 5ª, de forma a obter uma melhor aproximação e em seguida para um intervalo de dez propagações, desde a 10ª até à 160ª.

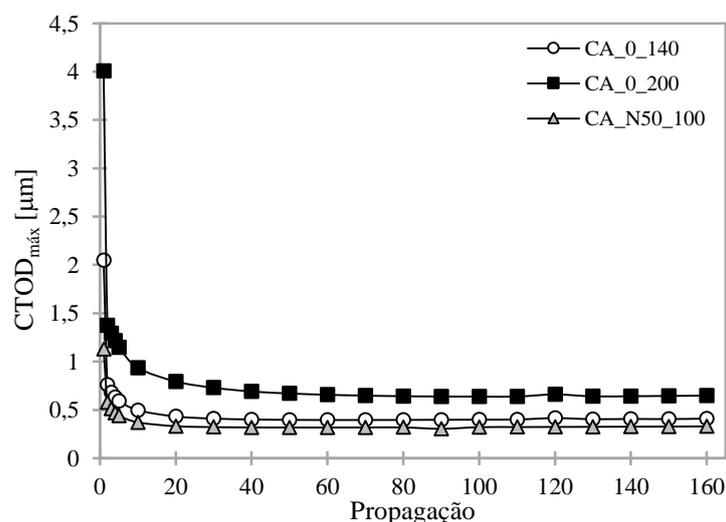


Figura 0.1 –  $CTOD_{m\acute{a}x}$  ao longo da propagação de fenda (6016-T4).

Procedendo a uma comparação dos valores máximos de  $CTOD$  registados para cada propagação, é possível afirmar que, em todos os casos, a propagação com o maior  $CTOD_{m\acute{a}x}$  é a primeira, verificando-se um decréscimo acentuado para as restantes. A partir

da 20ª propagação, existe uma tendência  $CTOD_{máx}$  aproximadamente constante, mantendo-se assim até à última propagação.

Tendo em conta o facto de à partida não existir histórico de carregamento, a resposta do material é a esperada. O encruamento derivado da primeira aplicação de carregamento justifica este comportamento. Já a criação contínua do histórico de carregamento após este momento, permite ao material adaptar-se às condições constantes de carregamento a que é sujeito. Além disto, é possível afirmar que quanto maior o  $F_{máx,CA}$ , maior serão os valores de  $CTOD_{máx}$  obtidos.

De forma a utilizar parâmetros que permitam uma comparação mais abrangente optou-se por representar na Figura 0.2 o  $CTOD_{máx}$  em função do valor de  $\Delta K_{eff}$ , para o caso base CA\_0\_200, CA\_0\_140 e CA\_N50\_100. Retiraram-se o valor de  $CTOD_{máx}$  e de  $\Delta K_{eff}$  para os mesmos intervalos de propagação.

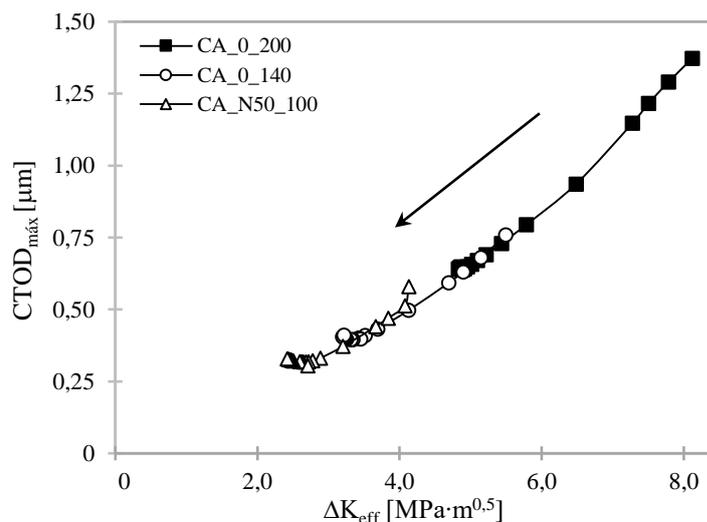


Figura 0.2 –  $CTOD_{máx}$  em função de  $\Delta K_{eff}$  (6016-T4).

Verifica-se uma diminuição progressiva da relação todos os casos. Inicialmente (da direita para a esquerda), observa-se uma maior dispersão entre os pontos correspondentes às propagações iniciais (1ª, 2ª, 3ª, 4ª, 5ª e 10ª), passando depois a verificar-se uma concentração dos restantes para valores bastante próximos.

De igual forma ao verificado anteriormente, é possível afirmar que a dispersão inicial se deve à adaptação inicial do material ao carregamento a que previamente não estava sujeito. À medida que o material se adapta ao carregamento, maior é a carga necessária para



O valor inicial de CTOD (ponto A) é superior a zero devido ao facto da medição ser efetuada no nó imediatamente anterior à extremidade de fenda e de, inicialmente, ser feita a consideração, pelo programa, de que a fenda se encontra aberta. As restantes observações registadas são explicadas pelo encruamento que o material sofre no momento da primeira aplicação do carregamento. À medida que a distância de propagação aumenta, menor a influência do fenómeno de encruamento e maior a extensão da onda plástica residual.

Na Figura 0.4 encontra-se representada a taxa de variação de CTOD em função da razão de tensões ( $\sigma/\sigma_{ys}$ ) para o nó 1 no 2º ciclo da 1ª propagação. A representação foi possível através do cálculo da tangente entre dois pontos consecutivos da Figura 0.3 para a 1ª propagação (B1). Acrescentou-se à figura o mesmo estudo mas para a 160ª propagação de modo a efetuar uma comparação.

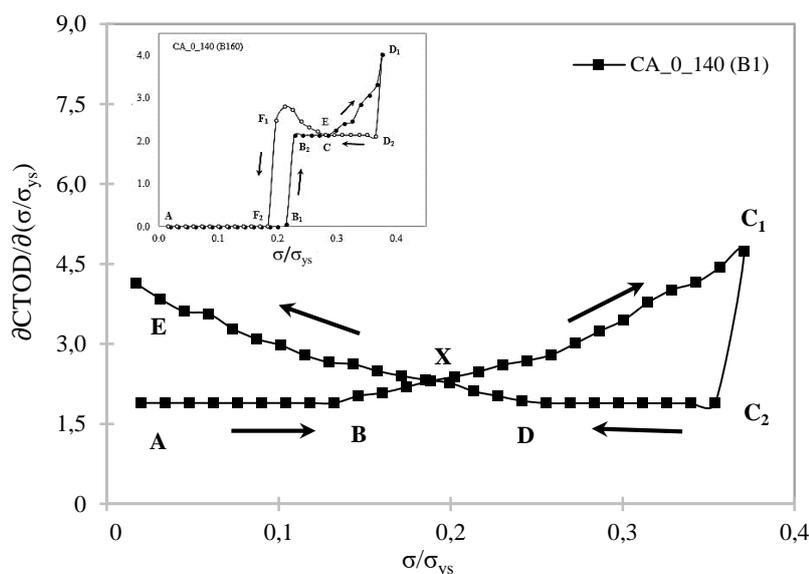


Figura 0.4 – Taxa de variação de CTOD em função de  $\sigma/\sigma_{ys}$  (6016-T4).

Neste caso, a taxa de deformação de CTOD atinge um valor final não nulo e superior ao verificado inicialmente. Além disto, durante o aumento e redução da carga há uma interseção das curvas para  $\sigma/\sigma_{ys} = 0,19$ . A taxa de variação de CTOD atinge valores ligeiramente superiores para 1ª propagação. Já a interseção entre a curva na fase crescente e na fase decrescente dá-se, para a 160ª propagação, no início da entrada em regime não-linear enquanto, para a 1ª propagação, ocorre mais tarde.

Como o material em regime plástico sofre deformação superior ao material em regime elástico, a taxa de variação de CTOD sofre um aumento durante a transição entre ambos. Na fase decrescente, tal deve-se à deformação plástica.