



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS  
E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE  
ENGENHARIA MECÂNICA

## **Análise da propagação de fendas por fadiga baseada no CTOD para a liga 2050-T8 AA**

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

Autor

**Samuel Morgado Serrano**

Orientador

**Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes**

Coorientador

**Professor Doutor Pedro André Dias Prates**

Júri

Presidente **Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa**  
**Professor Associado com Agregação da Universidade de Coimbra**

Vogais **Professor Doutor Ricardo Madeira Soares Branco**  
**Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra**

Orientador **Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes**  
**Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra**

**Coimbra, fevereiro, 2017**



“Sometimes you climb out of bed in the morning and you think, I'm not going to make it, but then, you laugh inside remembering all the times you've felt that way.”

Charles Bukowski.

Aos meus pais, irmã e avós.



## Agradecimentos

A dissertação apresentada foi apenas possível devido à contribuição das mais variadas pessoas, às quais desde já, deixo o meu profundo obrigado cuja ajuda se revelou essencial. Por este motivo, quero deixar registado em palavras o meu apreço:

Ao meu orientador, o Professor Fernando Antunes, pela constante disponibilidade, paciência, compreensão e apoio prestado no decorrer deste trabalho. Sem a sua ajuda e conhecimento e constante boa disposição esta dissertação não seria possível.

A toda a minha família, principalmente aos meus pais e irmã, pela presença constante, apoio incondicional e enorme esforço que fizeram e fazem para me proporcionar este percurso, permitindo-me alcançar este objetivo. Serei eternamente grato.

A todos meus os amigos que percorreram ao meu lado este caminho árduo, pela ajuda e pela amizade, que levo comigo guardada. Foram, sem dúvida, uma peça fulcral.

Ao Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânicas pela disponibilização do programa de elementos finitos *DD3IMP*.

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

Ao Professor Doutor Pedro Prates pelo apoio e ajuda na modelação do comportamento plástico do material.

Ao Doutor Pablo Lorenzino e à Constellium pela disponibilização da velocidade de fenda obtida experimentalmente em provetes M(T), e das curvas tensão-deformação cíclicas, que foram utilizadas para modelar o comportamento elasto-plástico do material.

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





## Resumo

O estudo da fadiga em componentes e/ou estruturas sujeitos a esforços dinâmicos é bastante importante. Para uma melhor compreensão o seu estudo passa pela exploração de carregamentos mais simples, nomeadamente espectros de amplitude constante, ou de espectros de amplitude variável contendo sobrecargas e blocos de carga. No contexto da análise de fendas por fadiga utiliza-se, geralmente, a relação  $da/dN - \Delta K$ . No entanto,  $\Delta K$  quantifica a solitação elástica na extremidade de fenda o que não está totalmente correto pois não traduz corretamente a deformação ocorrida. Devido a essa limitação começou-se por utilizar um parâmetro que contemplasse a deformação plástica, o parâmetro de deslocamento de abertura de extremidade de fenda, CTOD.

Na presente dissertação procura-se estudar a propagação de fendas por fadiga na liga de alumínio 2050-T8 através da análise de CTOD. Para tal, recorreu-se a um programa de simulação numérica de elementos finitos (DD3IMP). Este foi o primeiro estudo realizado em que foram feitas previsões para diferentes comprimentos de fenda. Foi realizada uma modelação cuidada das características elasto-plásticas do material de modo a obter de resultados mais exatos. Numa primeira fase estudou-se o efeito dos parâmetros numéricos na componente plástica de CTOD. Observou-se a existência de uma relação de tendência definida entre  $\Delta K$  e a componente plástica,  $CTOD_p$ , mas que depende do comprimento de fenda. As curvas relação  $da/dN - CTOD_p$  foram depois obtidas em tensão e deformação plana, com 2 e 5 ciclos de carga entre propagações. A curva obtida em deformação plana com 5 ciclos de carregamento foi posteriormente utilizada para prever o efeito de carregamentos de amplitude constante e carregamentos de amplitude variável com a aplicação pontual de sobrecargas e com blocos de carga.

**Palavras-chave:** Propagação de fendas por fadiga,  $CTOD_p$ , Extremidade de fenda, 2050-T8.



## Abstract

The study of fatigue in components and/or structures subjected to dynamic efforts is quite important. For a better understanding of their study, the exploration of simpler loads, namely constant amplitude spectra, or variable amplitude spectra containing overloads and load blocks. In the context of the fatigue crack analysis, a ratio of  $da/dN-\Delta K$  is generally used. However,  $\Delta K$  quantifies the elastic part in the crack tip which is not correct because does not translate correctly the occurred deformation. Due to this limitation a new concept has been used, a parameter which contemplates the plastic deformation, the crack tip open displacement parameter, CTOD.

In the present thesis, it is intended to study the propagation of fatigue cracks in the aluminum alloy 2050-T8 through CTOD analysis. For this, a numerical program of finite elements (DD3IMP) was used. This was the first study conducted in which predictions were made for different slit lengths. A careful modeling of the elastoplastic characteristics of the material was carried out in order to obtain more accurate results. In a first phase the effect of the numerical parameters in the plastic component of CTOD was studied. The existence of a defined trend relation between  $\Delta K$  and the plastic component, CTOD<sub>p</sub>, was observed but depends on the slit length. The ratio curves  $da/dN-CTOD_p$  were then obtained in tension and flat deformation, with 2 and 5 load between propagations. The curve obtained in flat deformation with 5 charging cycles was later used to predict the effect of constant amplitude loads and variable amplitude loads with the point and overload application of load blocks.

**Keywords** CTOD, Crack Tip, 2050-T8.



## Índice

Índice de Figuras .....	xi
Índice de Tabelas .....	xiii
Simbologia e Siglas .....	xv
Simbologia .....	xv
Siglas .....	xvii
1. INTRODUÇÃO .....	1
1.1. Enquadramento .....	1
1.2. Objetivos .....	2
1.3. Estrutura da dissertação .....	3
2. Revisão Bibliográfica .....	5
2.1. Modos de falha .....	5
2.2. Fadiga .....	5
2.3. Limitações das curvas $da/dN-\Delta K$ .....	8
2.4. Identificação dos parâmetros não lineares de extremidade de fenda .....	10
2.4.1. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD) .....	11
2.5. Constellium .....	14
2.6. Alumínio 2050-T8 AA .....	15
2.6.1. Tratamento térmico do 2050-T8 AA .....	17
2.6.2. Curvas $da/dN-\Delta K$ da liga 2050 – T8 AA .....	17
3. modelação do comportamento elasto-plástico do material .....	21
3.1. Modelo teórico .....	21
3.2. Identificação das constantes do material .....	23
4. Procedimento numérico .....	27
4.1. Geometria e Dimensões do Provette M(T) .....	27
4.2. Carregamento .....	29
4.3. Modelo de Elementos Finitos .....	30
4.4. Programa de Elementos Finitos DD3IMP .....	31
4.5. Determinação de CTOD <sub>p</sub> .....	32
5. Resultados numéricos .....	35
5.1. <i>Efeito de parâmetros numéricos</i> .....	35
i) Efeito do ponto de medição atrás da extremidade da fenda .....	35
ii) Efeito do incremento de fenda .....	36
5.2. Efeito de $a$ (comprimento de fenda) .....	38
5.3. Efeito de estado de tensão .....	40
5.4. Curvas $da/dN$ vs CTOD <sub>p</sub> .....	44
5.5. Comparação com outros materiais .....	46
5.6. Blocos de carga e Sobrecargas .....	47
6. Conclusão .....	51

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS ..... 53

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Evolução do processo de ruína por fadiga .....	5
Figura 2.2. Diagrama esquemático $da/dN-\Delta K$ .....	7
Figura 2.3. Diagrama esquemático das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação (Adaptado de Sousa, 2014).....	11
Figura 2.4 – Ilustração de diferentes interpretações de CTOD. (a) – CTOD igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação à posição original da extremidade. (b) – CTOD igual à distância entre a interseção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda) com a face de fenda inferior e superior. ....	12
Figura 2.5. Procedimento para determinar a relação entre $da/dN-\Delta CTOD_p$ .....	14
Figura 2.6. Geometria do provete. ....	18
Figura 2.7. Log ( $da/dN$ ) vs Log( $\Delta K$ ) para o 2050-T8 AA .....	19
Figura 3.1. Representação esquemática do comportamento plástico de materiais sob uma solitação uniaxial de tracção/compressão. As figuras à esquerda referem-se a superfícies de plasticidade de Von Mises, representadas no plano das tensões principais ( $\sigma_1$ ; $\sigma_2$ ) e as figuras à direita mostram as respetivas curvas de tensão-deformação plástica equivalente, no caso de: (a) encruamento isotrópico e (b) encruamento cinemático. Adaptado de Prates et al. (2016). ....	23
Figura 3.2. Curva de tensão - deformação de 2050 - T8 AA (linha preta) e curva ajustada (linha cinza), obtida pela minimização de $F(A)$ . As linhas mais grossas, pretas e azuis, ilustram respetivamente o amaciamento cíclico de 2050-T8 AA e a curva ajustada ciclicamente estável do material. ....	25
Figura 3.3. Vista detalhada da figura 3.1, para ciclos intermédios do ensaio. ....	25
Figura 4.1 - Condições de fronteira e de carregamento. (a) Vista frontal; (b) Modelo de tensão plana (TP); (c) Modelo de deformação plana (DP).....	27
Figura 4.2. Representação esquemática de $\frac{1}{4}$ do provete M(T), com os seguintes valores de comprimento de fenda inicial: $a_0 = 5\text{mm}$ ; $a_0 = 10\text{ mm}$ ; $a_0 = 15\text{ mm}$ ; $a_0 = 20\text{ mm}$ ; $a_0 = 25\text{ mm}$ .....	29
Figura 4.3 – Vista geral da malha de elementos finitos, com detalhe da discretização na zona da extremidade da fenda. ....	31
Figura 4.4 – Curva típica CTOD - $\sigma$ .....	33
Figura 5.1. $\Delta CTOD_p$ versus distância, do ponto de medição à extremidade da fenda, $d$ , em deformação plana, para um ciclo de carga entre propagações de 2 ciclos para o material 2050-T8 AA. ....	35
Figura 5.2. $CTOD_p$ vs Comprimento de fenda (a), obtidos em ensaios de tensão plana, pontos de medição para o material 2050-T8 AA. ....	36

Figura 5.3. Malha detalhada para o nó 140, com a=15mm, deformação plana com 5 ciclos de carregamento entre propagações .....	37
Figura 5.4. Malha detalhada para o nó 160, com a=15mm, deformação plana com 5 ciclos de carregamento entre propagações .....	37
Figura 5.5. Efeito de CTOD <sub>p</sub> em função da propagação Δa .....	38
Figura 5.6. Relação entre ΔK e ΔCTOD <sub>p</sub> para diferentes comprimentos de fenda para o material 2050-T8 AA. ....	39
Figura 5.7. Relação entre CTOD <sub>p</sub> vs σ, para a=5, 10, 15, 20, 25mm, obtidos com 5 ciclos de carregamento, em deformação plana para o material 2050-T8 AA. ....	40
Figura 5.8. Relação entre CTOD <sub>p</sub> vs Δa, para a=15mm, obtidos com 5 ciclos de carregamento, em tensão e deformação plana para o material 2050-T8 AA. ....	41
Figura 5.9. Relação entre CTOD <sub>p</sub> vs Δa, para a=15mm, obtidos com 2 ciclos de carregamento, para o estado de deformação e tensão plana no material 2050-T8 AA. ....	41
Figura 5.10. Relação entre CTOD <sub>p</sub> vs Δa, para a=15mm, obtidos para 2 e 5 ciclos de propagação, para deformação plana. ....	42
Figura 5.11. Relação entre CTOD <sub>p</sub> vs Δa, para a=15mm, obtidos com 2 e 5 ciclos de carregamento, para tensão plana. ....	42
Figura 5.12. Relação entre CTOD <sub>p</sub> vs σ, para a=15mm, obtidos com 2 e 5 ciclos de carregamento, para deformação plana. ....	43
Figura 5.13. Relação entre CTOD <sub>p</sub> vs σ, para a=15mm, obtidos com 2 e 5 ciclos de carregamento, para tensão plana. ....	43
Figura 5.14. da/dN em função de CTOD <sub>p</sub> para tensão plana e deformação plana, com 2 e 5 ciclos de carga entre propagações. ....	44
Figura 5.15. da/dN em função de CTOD <sub>p</sub> para deformação plana, com 5 ciclos de carga entre propagações. ....	45
Figura 5.16. Da/dN em função de CTOD <sub>p</sub> para 2 ciclos de deformação plana com a= 5mm, para o material 6082-T6, 7050-T6 (adaptado de Simões, 2017); da/dN em função de CTOD <sub>p</sub> para 5 ciclos de deformação plana com a= 5mm, a= 10, a= 15mm, a= 20mm, a= 25mm mm para o material 2050-T8 AA em deformação plana; .....	46
Figura 5.17. da/dN em função de Δa para 5 ciclos de deformação plana com a= 15mm, para o material 2050-T8 AA, Subcarga Periódica (Loadblock) a 0.75×Carga. ....	48
Figura 5.18. da/dN em função de Δa para 5 ciclos de deformação plana com a= 15mm, para o material 2050-T8 AA, Sobrecarga Periódica (Loadblock) a 1.5×Carga. ....	48
Figura 5.19. da/dN em função de CTOD <sub>p</sub> para 5 ciclos de deformação plana com a= 15mm, para o material 2050-T8. ....	49

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Classificação das ligas de alumínio (Totten et al, 2003) .....	16
Tabela 2.2. Composição química do 2050-T8 AA (Neila Hfaiedh et al., 2015).....	16
Tabela 2.3. Composição química do 2050-T8 AA (Ph. Lequeu et al., 2009) .....	16
Tabela 2.4 Propriedades do do 2050-T8 AA (Trent Duncan, Kevin Knight, 2015) .....	17
Tabela 2.5 Propriedades do 2050-T8 AA (Neila Hfaiedh et al., 2015).....	17
Tabela 3.1. Conjunto de parâmetros de encruamento isotrópico e cinemático identificados para 2050-T8 AA.....	24
Tabela 4.1– Casos de carga para diferentes carregamentos e $\Delta K$ .....	30
Tabela 4.2– Ficheiros de entrada e saída do <i>software</i> DD3IMP .....	32



## SIMBOLOGIA E SIGLAS

### 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
$F_{máx}$	Força máxima num ciclo de carregamento
$F_{mín}$	Força mínima num ciclo de carregamento
$K$	Fator de intensidade de tensões
$K_{Ic}$	Tenacidade à fratura
$K_{máx}$	Fator de intensidade de tensão máximo
$K_{mín}$	Fator de intensidade de tensões mínimo
$R$	Razão de tensões num ciclo de carregamento
$r_{pc}$	Raio da zona plástica inversa

$Y$	Parâmetro geométrico
$\delta$	CTOD
$\Delta a$	Distância percorrida relativamente ao comprimento inicial de fenda
$\Delta K$	Gama do fator de intensidade de tensões
$\Delta K_{eff}$	Gama efetiva do fator de intensidade de tensões
$\Delta K_{th}$	Limiar de propagação de fendas por fadiga
$\Delta \varepsilon_{p,yy}$	Gama de deformação plástica cíclica
$\varepsilon_{p,yy}$	Deformação plástica segundo a direção vertical
$\sigma$	Tensão aplicada
$\sigma_{ab}$	Tensão de abertura de fenda
$\sigma_{máx}$	Tensão máxima
$\sigma_{mín}$	Tensão mínima
$\sigma_{ys}$	Tensão de cedência
$\bar{\sigma}$	Tensão equivalente
$Y$	Tensão de cedência
$\Sigma$	Tensor das tensões efectivo
$\sigma'$	Componente desviadora do tensor de Cauchy

$\mathbf{X}$	Tensor das tensões inversas
$\Sigma_{xx}$	Componentes de endurecimento isotrópico
$Y_0, Y_{Sat}, C_Y$	Parâmetros de encruamento isotrópico
$C_X, X_{Sat}$	Parâmetros de encruamento cinemático
$\dot{\epsilon}^p$	Taxa de deformação plástica equivalente
$\sigma^{Fit}, \sigma^{Exp}$	Tensão ajustada experimentalmente
$R\epsilon$	Razão de deformação

### Siglas

ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CA	<i>Constant Amplitude</i>
CJP	<i>Chistopher James Patterson (model)</i>
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 Dispacement</i> (Deslocamento de abertura da extremidade de fenda)

DD3IMP	<i>Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program</i>
DEMUC	Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra
DP	Deformação Plana
FCTUC	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
M(T)	Proveite com fenda central
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
PICC	<i>Plasticity-induced Crack Closure</i>
TP	Tensão Plana

# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1. Enquadramento

Nos últimos anos, a análise e dimensionamento de componentes estruturais tem sofrido um grande desenvolvimento devido à evolução que se verifica nos estudos inerentes aos métodos numéricos, à mecânica da fratura e à fadiga. A durabilidade dos componentes ocupa um papel central quando se inicia o seu projeto, visto que, não é fácil calcular com exatidão a ocorrência de falha. É sabido que 80 a 90% das falhas que ocorrem em componentes mecânicos decorrem devido ao fenómeno de fadiga (Branco C. et al. 2012). A fadiga é um fenómeno físico complexo e de carácter estatístico, dependente dos mais variados fatores como a intensidade, tipo e duração de solicitações ou carregamentos dinâmicos, propriedades físico-químicas e da microestrutura dos materiais, processos de fabricação, condições ambientais (humidade, temperatura, ambiente corrosivo). Em geral, os níveis de tensão em que ocorre a rotura devido ao carregamento variável são muito inferiores aos necessários para rotura em carregamento estático. Devido às complexidades teóricas e práticas envolvidas, a fadiga de materiais no projeto de componentes é ainda uma área crítica da Engenharia.

Para se determinar a vida útil são normalmente utilizadas curvas  $da/dN-\Delta K$ , em que  $da/dN$  é a velocidade de propagação por ciclo de carga e  $\Delta K$  é a gama do fator de intensidade de tensão. No entanto, existe um erro de base na utilização destas curvas para a fadiga. De facto, a propagação de fendas por fadiga está diretamente relacionada com mecanismos não-lineares e irreversíveis que ocorrem na ponta da fenda, nomeadamente a deformação plástica, enquanto que o parâmetro utilizado,  $\Delta K$  é um parâmetro elástico. As dificuldades de  $\Delta K$  manifestam-se na incapacidade de prever a influência da razão de tensões, de prever o efeito do histórico de carga e o comportamento observado para fendas curtas. Além disso, as relações  $da/dN-\Delta K$  têm problemas dimensionais, e a sua aplicabilidade é limitada à mecânica da fratura linear elástica (MFLE). Existe também um limite de  $\Delta K$  abaixo do qual não existe propagação de fenda mensurável, denominado limiar de propagação de fenda por fadiga. Esse limiar depende da razão de tensões e sua determinação experimental é uma tarefa difícil.

Para combater estas limitações foram criadas novas teorias, entre elas, o conceito de fecho de fenda e *T-stress*. O fecho de fenda assume que existe um nível de carga abaixo do qual os flancos de fissura estão em contato, e que por isso não há dano na ponta de fenda. O espectro de carga efetiva é, portanto,  $\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{fecho}$ . O fecho de fenda tem sido usado para explicar os efeitos da razão de carga, fendas curtas, histórico de carga e estado de tensão. O conceito *T-stress* é utilizado como um parâmetro complementar no estudo do efeito da geometria em resultados de  $da/dN - \Delta K$  (Lugo). O sinal e a magnitude de *T-stress* alteram substancialmente o tamanho e a forma da zona plástica da ponta na fenda (Larsson, 1973).

Tendo em conta as limitações encontradas na utilização de  $\Delta K$  em estudos de fadiga, propõe-se aqui utilizar parâmetros não lineares que quantifiquem a deformação plástica na extremidade da fenda. Existem vários parâmetros não-lineares que podem caracterizar a deformação plástica na ponta da fenda, entre eles, o Integral J, a energia dissipada na extremidade da fenda, a gama de deformação plástica e o CTOD, sendo este último o objeto de estudo nesta dissertação.

O CTOD é um parâmetro que se utiliza para quantificar a deformação plástica na extremidade da fenda. Essa deformação está intimamente ligada com a velocidade de propagação de fenda. Neste trabalho estuda-se a relação entre o CTOD e  $da/dN$  para a liga de alumínio 2050-T8 AA, utilizada em asas de aviões. Este estudo complementa análises anteriores feitas para as ligas de alumínio 6082-T6 e 7050-T6.

## 1.2. Objetivos

O objetivo geral da presente tese é estudar a propagação de fendas por fadiga na liga 2050-T8 AA com base no CTOD. Como objetivos mais específicos podem indicar-se:

- Estudar o efeito de parâmetros numéricos, nomeadamente a propagação de fenda necessária para obter valores estáveis de CTOD e o impacto do ponto de medição atrás da extremidade da fenda;
- Estudar o efeito do comprimento de fenda em  $CTOD_p$ ;
- Obter curvas  $da/dN - CTOD_p$ ;
- Comparar com resultados anteriores para as ligas 7050-T6 e 6082-T6;

- Utilizar as curvas  $da/dN$ -CTOD<sub>p</sub> para prever o efeito do material e da história de carga (sobrecargas, blocos de carga).

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).

Este estudo é feito em colaboração com a Constellium. Esta é uma empresa multinacional, líder em transformação de alumínio, que projeta e fabrica produtos e componentes de alumínio inovadores e de alto valor agregado. As suas soluções são as mais avançadas tecnologicamente e atendem a uma ampla gama de aplicações em todo o mundo. A Constellium forneceu a velocidade de propagação de fenda obtida experimentalmente em provetes M(T), e curvas tensão-deformação cíclicas, que foram utilizadas para modelar o comportamento elasto-plástico do material.

### 1.3. Estrutura da dissertação

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

- **Capítulo 2:** neste capítulo, designado por revisão bibliográfica, são introduzidos conceitos e definições consideradas relevantes por parte do autor para a compreensão dos capítulos seguintes.
- **Capítulo 3:** neste capítulo é feita a modelação do comportamento elasto-plástico do material.
- **Capítulo 4:** descrição do procedimento numérico utilizado, sendo dada informação relativa à geometria e material do provete, à malhagem, e ao programa de elementos finitos ao qual se recorreu, entre outros aspetos.
- **Capítulo 5:** aqui é feita a apresentação, análise e discussão dos resultados obtidos. É feito um estudo dos parâmetros numéricos. É estabelecida uma relação entre CTOD<sub>p</sub> e  $da/dN$ . Finalmente, é efetuada uma previsão do efeito de sobrecargas pontuais e periódicas.
- **Capítulo 6:** neste último capítulo, apresentam-se as conclusões finais retiradas desta dissertação e são feitas propostas para trabalhos futuros.



## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1. Modos de falha

Todos os elementos mecânicos estão sujeitos a falhas. Existem vários tipos de falhas, que dependem das condições ambientais, do tipo de carregamento e das características do próprio material. Os modos de falha podem ser caracterizados como a incapacidade dos elementos não suportarem a solicitação que lhes é aplicada.

Numa primeira distinção os modos de falha podem ser divididos em duas classes, os dependentes do tempo e os independentes do tempo. Os modos de falha independentes do tempo são modos onde existe uma igual probabilidade de ocorrência, independentes da vida esperada ou do uso. Os mais comuns são a flambagem, deformação plástica excessiva, fratura frágil e fratura dúctil. No que diz respeito a modos de falha dependentes do tempo, estes, pressupõem que existe um desgaste ou envelhecimento do material devido ao tempo de utilização ou à ação do meio ambiente no material que afeta a sua função, sendo os modos de falha dependentes do tempo mais comuns a corrosão, fluência, desgaste e fadiga.

### 2.2. Fadiga

A ASTM (2004) criou de uma forma objetiva a definição de fadiga:

“Fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado que ocorre num material sujeito a condições produtoras de tensões ou extensões dinâmicas num ponto ou em vários pontos, e que pode culminar em fissuras ou numa fratura completa, após um número suficiente de variações de carga.”

O processo de ruína por fadiga pode ser descrito em 4 importantes fases, a seguir esquematizadas:



Figura 2.1. Evolução do processo de ruína por fadiga

O processo de iniciação engloba a nucleação e crescimento microscópico de fissuras em planos de corte, devido a acumulações de tensões na fronteira do material e do próprio meio com uma elevada tensão de corte. Devido às fronteiras e barreiras microestruturais o crescimento pode sofrer um abrandamento. O aparecimento de fissuras normalmente verifica-se em zonas vulneráveis do material, usualmente à superfície do material (zonas propensas à ocorrência de deformação plástica) ou em zonas onde a intensidade de tensões é elevada.

Na fase da propagação criam-se planos de deslizamento muito próximos da extremidade da fenda que se deslocam num sentido perpendicular à direção de aplicação do carregamento. Nesta etapa e mantendo-se o carregamento, verifica-se que existe um aumento gradual na velocidade de propagação da fissura.

À medida que a propagação aumenta (dá-se com grande velocidade e instabilidade na parte final), diminui a área transversal não fissurada do material. Nesta fase quando essa área sujeita ao carregamento não for suficientemente grande para suportar o carregamento aplicado dar-se-á a rotura do material.

A evolução da Mecânica de Fratura Linear Elástica (MFLE) demonstrou-se bastante importante para o estudo da propagação de fendas por fadiga. Irwin (1958) mostrou que a magnitude da tensão à frente da extremidade da fenda poderia ser caracterizada pelo fator de intensidade de tensão ( $K$ ). Este fator é função das tensões aplicadas, da dimensão da fenda, do modo de deformação da fenda e da geometria do componente. Tem como função quantificar a intensidade de tensões criadas pela existência da fenda e é dado pela seguinte expressão:

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

Onde  $Y$  é um parâmetro geométrico que considera o efeito da geometria do sólido,  $\sigma$  é o valor da tensão aplicada ao material e  $a$  o comprimento de fenda. Quando  $K$  atinge um valor crítico ( $K_{Ic}$ ), ocorre rotura instável.

É possível relacionar a taxa de crescimento de fenda por fadiga,  $da/dN$  e  $\Delta K$ , a gama do fator de intensidade de tensões

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

Sendo  $\Delta K$ , a diferença entre o fator de intensidade de tensão no carregamento máximo e no carregamento mínimo. A figura seguinte representa uma curva típica,  $da/dN - \Delta K$ :

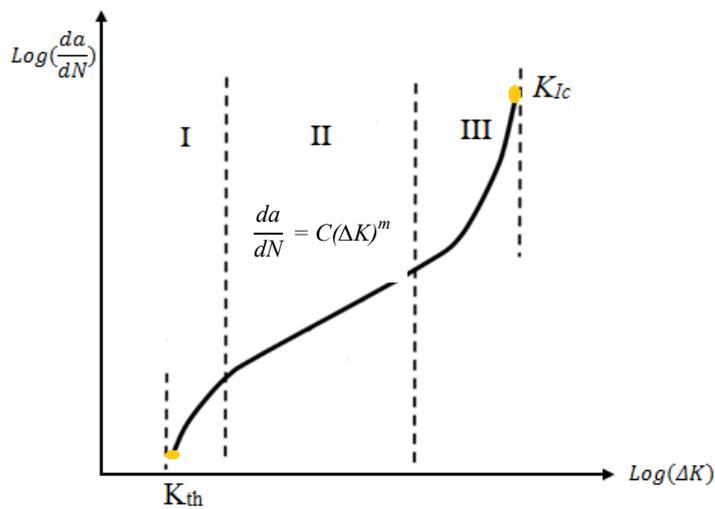


Figura 2.2. Diagrama esquemático  $da/dN - \Delta K$ .

Na figura é possível identificar três fases diferentes:

- *Fase I:* nesta fase a propagação da fenda dá-se a baixa velocidade, devido a barreiras macroestruturais como limites de grão, inclusões, etc. Abaixo do valor de limiar de propagação de fendas por fadiga,  $\Delta K_{th}$ , não existe propagação. Nesta etapa a microestrutura, a tensão média e o meio ambiente têm elevada importância na propagação de fendas por fadiga.
- *Fase II:* existe um crescimento estável da fenda, sendo visível uma relação de linearidade entre a gama do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K$ , e a velocidade de propagação,  $da/dN$ , em escalas logarítmicas. Existe, pois, uma relação que relaciona a velocidade de propagação com a gama do fator de intensidade de tensões, sugerida por Paris e Erdogan em 1963:

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

Esta equação é conhecida por Lei de Paris, em que  $da/dN$ , é a taxa de crescimento da fenda por fadiga e  $C$  e  $m$  são constantes, obtidas experimentalmente que dependem do material, da razão de tensões e das condições ambientais.

- *Fase III*: a propagação da fenda ocorre a velocidades elevadas até à rotura do material devido ao facto de  $K_{max}$  atingir a tenacidade à fratura do material,  $K_{Ic}$ . A velocidade de propagação da fenda é dependente da razão de tensões  $R$ , definida pela equação:

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

### 2.3. Limitações das curvas $da/dN-\Delta K$

O fator de intensidade de tensão  $K$ , quantifica o nível de tensão e deformação na extremidade da fenda em condições elásticas lineares. Este parâmetro tem sido amplamente utilizado em estudos de fratura e fadiga, assumindo que o dano na ponta da fenda é controlado pelo campo elástico (Rice, 1967). As relações  $da/dN-\Delta K$  obtidas experimentalmente têm sido amplamente utilizadas na conceção de componentes estruturais submetidos a cargas cíclicas. No entanto, há um erro fundamental por trás do uso do intervalo de fator de intensidade de tensão,  $\Delta K$ , para estudos de fadiga. De facto, a propagação por fadiga está ligada a mecanismos não-lineares e irreversíveis que ocorrem na ponta da fissura, nomeadamente deformação plástica, enquanto que  $\Delta K$  é um parâmetro elástico. Este parâmetro tem vantagens que justificam a sua utilização extensiva. Na verdade, ele é obtido numericamente e já existem muitas soluções na literatura para diferentes geometrias. As curvas  $da/dN$  versus  $\Delta K$  para fissuras longas numa pequena escala mantêm as vantagens da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), ou seja, uma invariância relativamente à forma e tamanho dos sólidos fissurados (Paris e Erdogan, 1963). A linearidade das curvas  $da/dN-\Delta K$  para valores intermédios de  $\Delta K$  em escalas logarítmicas também é muito apreciada.

Contudo, foram identificadas limitações no uso de  $\Delta K$  para estudos de fadiga, nomeadamente, a influência da razão de tensões nas curvas  $da/dN-\Delta K$ , a incapacidade de prever o efeito do histórico de carga, o comportamento observado para fendas curtas, os

problemas dimensionais das relações  $da/dN-\Delta K$ , e a sua aplicabilidade limitada à MFLE. Há um limite de  $\Delta K$  abaixo do qual não existe propagação de fenda mensurável, o limiar de fadiga. Esse limiar depende da razão de tensões e a sua determinação experimental é uma tarefa difícil.

Consequentemente, diferentes conceitos têm sido utilizados para mitigar estas dificuldades das curvas  $da/dN-\Delta K$ . O conceito de fecho de fenda é o mais utilizado. Ele assume que existe um nível de carga abaixo do qual os flancos de fissura estão em contato, e que por isso não há dano na ponta de fenda. O espectro de carga efetiva é, portanto,  $\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{clos}$ . O fecho de fenda tem sido usado para explicar os efeitos da relação de carga, pequenas fendas, histórico de carga e estado de tensão. No entanto, não há uma definição que reúna consenso relativo ao fecho de fenda,  $K_{clos}$ , portanto, valores diferentes podem ser obtidos numericamente e experimentalmente, dependendo da definição considerada. Existe ainda uma grande controvérsia sobre a relevância do fecho de fenda e mesmo sobre a sua existência. Vasudevan et al. (1992) afirmou que o fecho de fenda induzido por plasticidade não ocorre em condições de deformação plana. Foi também proposto o conceito de fecho de fenda parcial, que pressupõe que o contato dos flancos de fissura não ocorre imediatamente atrás da ponta da fenda e, portanto, há uma contribuição do espectro de carga abaixo da abertura da fenda para o dano à fadiga (Paris PC, 1999; Kujawski, 2001). Em resumo, o fecho de fenda é uma boa tentativa de corrigir  $\Delta K$ , que tenta incluir fenômenos que ocorrem na extremidade da fenda, mas não resolve totalmente o problema e levanta novas questões. Existem vários pesquisadores que afirmam a necessidade de parâmetros complementares em estudos de fadiga. O T-stress foi, portanto, utilizado como um parâmetro complementar no estudo do efeito da geometria em resultados de  $da/dN-\Delta K$ . (Lugo). O sinal e a magnitude de T-stress alteram substancialmente o tamanho e a forma da zona da zona plástica da ponta da fenda em deformação plana em níveis de carga finita (Larsson, 1973). O modelo CJP usa quatro parâmetros para descrever o campo de tensão da ponta da fenda.

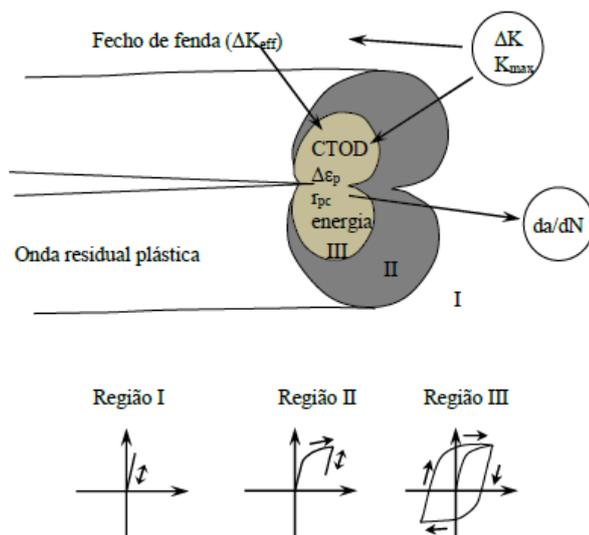
Diferentes autores sugerem que a taxa de propagação da fenda por fadiga é controlada por uma força motriz de dois parâmetros, que é uma função do fator de intensidade de tensão máxima,  $K_{m\acute{a}x}$  e do fator de intensidade de tensão,  $\Delta K$ . Estes dois parâmetros consideram tanto a carga aplicada como as contribuições da tensão residual.

Tendo em conta as limitações encontradas na utilização de  $\Delta K$  em estudos de fadiga, propõe-se aqui utilizar parâmetros não lineares que quantifiquem a deformação plástica na extremidade da fenda.

## 2.4. Identificação dos parâmetros não lineares de extremidade de fenda

A relevância do estudo dos parâmetros de extremidade de fenda para a entendimento das variações verificadas na propagação de fendas por fadiga é já conhecida. Na figura 2.3 é feita uma identificação de três zonas localizadas à frente da extremidade de uma fenda de fadiga (Paul e Tarafder, 2013):

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



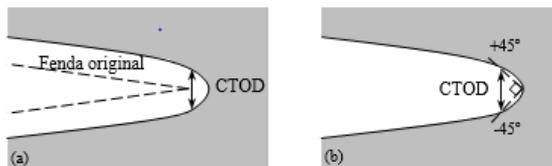
**Figura 2.3.** Diagrama esquemático das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação (Adaptado de Sousa, 2014).

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

Após observar a ocorrência de arredondamento da extremidade de fenda causado pela deformação plástica criada antes de ser atingida a fratura, Wells (1961) confirmou que o grau de arredondamento sofria um acréscimo que é proporcional à tenacidade do material. Este acontecimento conduziu-o ao deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD), um parâmetro de alta importância na caracterização do comportamento à fratura de materiais dúcteis. Primeiramente o CTOD, era referido como COD (*Crack Opening Displacement*), mas acabou por ser alterado com o intuito de estabelecer uma diferença 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. Este parâmetro foi desenvolvido devido ao facto de possuir um significado físico e também com o propósito de estender a aplicação do fator de intensidade de tensões elástico às condições elasto-plástico. Na sua determinação é necessário proceder com algum cuidado, a estimativa por

excesso no valor crítico do CTOD em serviço pode conduzir a uma propagação instável ou a uma falha dramática. Por outro lado, uma estimativa por defeito, embora do lado da segurança e conservação pode limitar bastante o tamanho dos defeitos culminando em serviços de reparação desnecessários.

Duas das definições mais conhecidas são de CTOD: o deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição original da extremidade de fenda (Figura 2.4 (a)) ou a distância entre dois pontos definidos pela interseção das faces de fenda com duas linhas (+45° e -45°) com origem na extremidade de fenda (Figura 2.4 (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, 1967).



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

Para tensão plana, o perfil linear elástico é calculado através da expressão:

$$CTOD_e = \begin{matrix} + \\ - \end{matrix} \frac{4K}{E} \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \quad (2.5)$$

Na 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 como referido anteriormente não é fácil de medir, pelo que, é efetuada em zonas afastadas da extremidade de fenda. Existem duas técnicas bastante relevantes: a *Digital Image Correlation* (DIC) e a *Compliance*.

Utilizando a microfractografia, Pelloux (1970), mostrou que o conceito de CTOD permite a previsão do espaçamento das estrias de fadiga e, da taxa de crescimento da fenda. Nicholls (1993), por sua vez, propôs:

$$CTOD = 2R = \frac{\lambda K^2}{E\sigma_{ys}} \quad (2.6)$$

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

$$\frac{da}{dN} = b(CTOD)^{1/p} \quad (2.7)$$

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

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta CTOD) \quad (2.8)$$

Uma nova abordagem foi proposta em trabalhos anteriores dos autores (Antunes F.), que consiste no uso do CTOD plástico em vez de  $\Delta K$ , substituindo a curva  $da/dN-\Delta K$  por um gráfico  $da/dN-\Delta CTOD_p$ . Esta abordagem baseia-se em duas suposições: que a propagação da fenda por fadiga está ligada à deformação plástica na ponta da fenda; que o  $\Delta CTOD_p$  é capaz de quantificar o nível desta deformação plástica. Uma estratégia foi definida para obter as curvas  $da/dN-\Delta CTOD_p$ , que é apresentada esquematicamente na figura 2.5. A determinação numérica de CTOD é relativamente fácil usando software comercial de elementos finitos. Existem também boas perspectivas para a determinação experimental de CTOD usando Correlação Digital de Imagem, pelo menos para níveis de carga relativamente elevados. A modelação precisa do encruamento do material é de grande importância para a qualidade das previsões numéricas. O comportamento do material é obtido em ensaios experimentais com provetes lisos.



Na indústria aeroespacial a Constellium aposta numa tecnologia inovadora em que substitui os compósitos (produto normalmente utilizado) por novas soluções em alumínio. Entre os produtos fabricados encontram-se, por exemplo, estruturas de automóveis, molas industriais, folhas/placas de alumínio (Dubois, 2013).

A reciclagem tornou-se bastante importante para a indústria do alumínio, e 75% de todo o alumínio produzido desde 1888 ainda se encontra em uso nos dias de hoje.

Nesta área também a a Constellium foi pioneira criando uma vasta rede de reciclagem pelo mundo inteiro.

## **2.6. Alumínio 2050-T8 AA**

O alumínio e suas ligas fazem parte da classe de materiais metálicos mais versáteis e económicos para um variado leque de aplicações. O alumínio possui uma densidade de  $2,7 \text{ g/cm}^3$ , aproximadamente 1/3 da do aço e elevada resistência mecânica, o que o torna bastante útil na construção de estruturas móveis, como veículos e aeronaves.

O Alumínio não é magnético, e possui elevadas condutividades térmica e elétrica. Outra vantagem do alumínio é a sua resistência à oxidação progressiva, já que os átomos da superfície se combinam com o oxigénio, formando uma camada de óxido protetor que impede a progressão da deterioração do material. Além disso, o alumínio com determinados tratamentos e/ou elementos de liga torna-se altamente resistente à corrosão em meios bastante agressivos. As ligas estão divididas em grupos dependendo do elemento que lhes é adicionado, como demonstrado na seguinte tabela:

**Tabela 2.1.** Classificação das ligas de alumínio (Totten et al, 2003)

Classificação	Principais elementos liga
1xxx	Al > 99%
2xxx	Cu
3xxx	Mn
4xxx	Si
5xxx	Mg
6xxx	Mg e Si
7xxx	Zn
8xxx	outros

Devido às suas características, os alumínios são cada vez mais utilizados em várias áreas, em particular nas indústrias aeronáutica e náutica. Reduzir o peso de componentes é sempre um dos principais objetivos desta indústria, surgindo assim espaço para uma nova geração de liga de alumínios, alumínio-cobre-lítio. A adição de 1%wt de lítio mostra uma redução na densidade e no módulo de Young.

O alumínio 2050-T8 AA é uma liga de alumínio muito utilizada na indústria aeronáutica devido à sua elevada tensão limite elástico de 0.51 GPa obtida através da precipitação manometricamente fortalecida de  $Al_2Cu$ . Nas seguintes tabelas apresentam-se as restantes propriedades e características do material, de acordo com diferentes autores:

**Tabela 2.2.** Composição química do 2050-T8 AA (Neila Hfaiedh et al., 2015)

Elemento	Cu	Li	Mg	Mn	Fe	Al
%Wt	3.5	0.9	0.3	0.4	0.05	Bal

**Tabela 2.3.** Composição química do 2050-T8 AA (Ph. Lequeu et al., 2009)

Elemento (%Wt)	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Li	Ag	Zr	Al
Min			3.2	0.2	0.2		0.7	0.2	0.06	Bal
Máx	0.08	0.1	3.9	0.5	0.6	0.25	1.3	0.7	0.14	Bal

**Tabela 2.4** Propriedades do do 2050-T8 AA (Trent Duncan, Kevin Knight, 2015)

Elemento	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Li	Ag	Zr	Al
%Wt	-----	-----	3.6	0.35	0.4	0.25	1.0	0.4	0.11	Bal

**Tabela 2.5** Propriedades do 2050-T8 AA (Neila Hfaiedh et al., 2015)

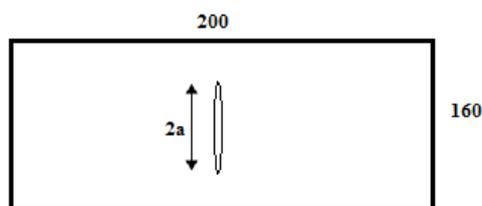
Propriedades	Valor	Unidades
Densidade	2750	kg m <sup>-3</sup>
Módulo de Elasticidade	72	GPa
Tensão de Cedência	0.51	GPa
Coefficiente de Poisson	0.33	

### 2.6.1. Tratamento térmico do 2050-T8 AA

Apesar das boas propriedades desta liga, ainda é possível aumentar as suas capacidades mecânicas através de tratamentos térmicos. Neste caso é aplicada à liga o tratamento térmico T8. O tratamento térmico T8 resulta de uma combinação de vários tratamentos, tais como a solubilização e de trabalho a frio, seguido de envelhecimento artificial.

### 2.6.2. Curvas $da/dN-\Delta K$ da liga 2050 – T8 AA

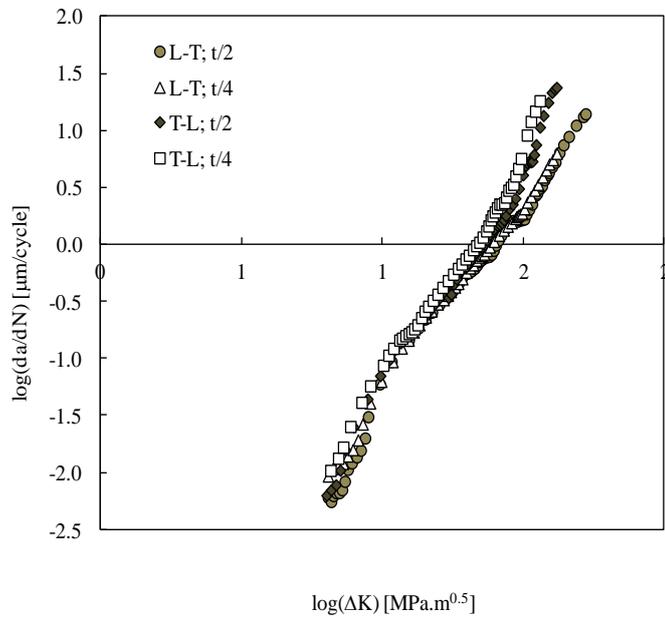
As curvas  $da/dN-\Delta K$  foram obtidas experimentalmente com o provete representado na figura 2.6. Trata-se de um provete do tipo M(T), que apresentava uma espessura de 5 mm e uma largura de 160 mm.



**Figura 2.6.** Geometria do provete.

A figura 2.7 apresenta o gráfico  $da/dN-\Delta K$  obtidos para as orientações L-T e T-L. As designações “t/2” e “t/4” indicam que os provetes foram obtidos a meio ou a um quarto da espessura das placas originais. Durante o processo de fundição e laminagem a microestrutura não é homogénea em toda a espessura do provete, pelo que as propriedades podem variar.

Pode notar-se que o efeito da orientação dos provetes é maior do que o efeito da posição dos provetes em espessura. Além disso, pode notar-se que só há diferença entre as curvas para valores relativamente altos de  $\Delta K$ .



**Figura 2.7.** Log ( $da/dN$ ) vs Log( $\Delta K$ ) para o 2050-T8 AA



### 3. MODELAÇÃO DO COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO DO MATERIAL

#### 3.1. Modelo teórico

A precisão das previsões numéricas de CTOD plástico depende em muito da precisão do modelo utilizado para descrever o comportamento elasto-plástico do material. O início e evolução da deformação plástica de um corpo deformável submetido a um estado geral de tensão é tipicamente descrito por modelos constitutivos fenomenológicos. Neste contexto, critérios de plasticidade e leis de encruamento são utilizados para modelar a superfície de plasticidade inicial e sua evolução com a deformação plástica, respetivamente (Prates et al., 2016). Uma lei de escoamento associada estabelece a relação entre os critérios de plasticidade e as leis de encruamento, expressa pelo potencial plástico  $\mathcal{F}$  :

$$\mathcal{F}(\Sigma, \bar{\epsilon}^p, \alpha, \beta) = \bar{\sigma}(\Sigma, \alpha) - Y(\bar{\epsilon}^p, \beta), \quad (3.1)$$

em que  $\bar{\sigma}$  é a tensão equivalente, que é definida pelo critério de plasticidade;  $Y$  é a tensão de cedência (também designada por tensão limite de elasticidade), definida pela lei de encruamento isotrópico;  $\Sigma$  é o tensor das tensões efetivo -  $\Sigma = \sigma' - \mathbf{X}$ , onde  $\sigma'$  é a componente desviadora do tensor das tensões de Cauchy ( $\sigma$ ) e  $\mathbf{X}$  é o tensor das tensões inversas, associado à lei de encruamento cinemático.  $\alpha$  e  $\beta$  são os parâmetros de material do modelo constitutivo e  $\bar{\epsilon}^p$  é a deformação plástica equivalente.

Para esta modelação, foi considerado o critério de plasticidade de Von Mises (Rodrigues e Antunes, 2009):

$$(\Sigma_{22} - \Sigma_{33})^2 + (\Sigma_{33} - \Sigma_{11})^2 + (\Sigma_{11} - \Sigma_{22})^2 + 6\Sigma_{23}^2 + 6\Sigma_{13}^2 + 6\Sigma_{12}^2 = 2Y^2, \quad (3.2)$$

onde  $\Sigma_{11}$ ,  $\Sigma_{22}$ ,  $\Sigma_{33}$ ,  $\Sigma_{12}$ ,  $\Sigma_{13}$ , e  $\Sigma_{23}$  são componentes de  $\Sigma$  e o encruamento isotrópico foi descrito pela lei de Voce (Voce E., 1948):

$$Y(\bar{\epsilon}^p) = Y_0 + (Y_{\text{Sat}} - Y_0)[1 - \exp(-C_Y \bar{\epsilon}^p)], \quad (3.3)$$

**Comentado [P1]:** Endurecimento é uma expressão ou brasileira ou dada pelo google tradutor. A expressão correcta é "encruamento"

**Comentado [P2]:** (mesmo comentário que o anterior)

**Comentado [P3]:** (mesmo comentário que o anterior)

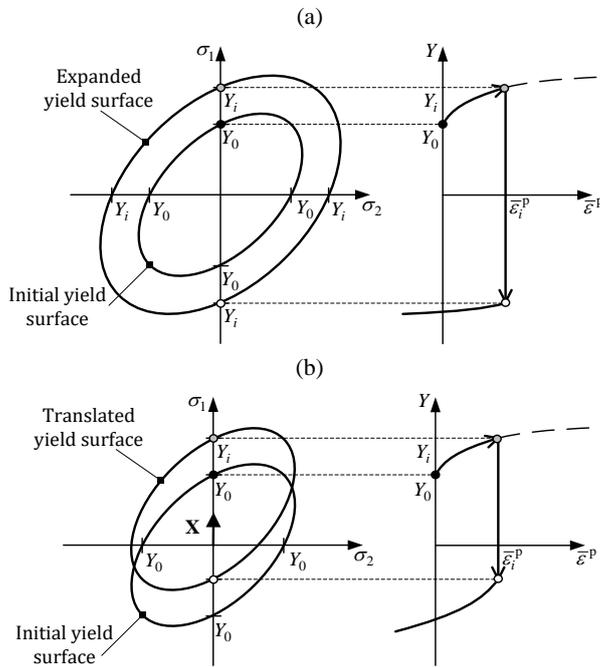
**Comentado [P4]:** Esta referência não menciona a lei de Voce

em que  $Y_0$ ,  $Y_{\text{Sat}}$  e  $C_Y$  são parâmetros do material. A lei de Lemaître-Chaboche foi selecionada para descrever o encruamento cinemático não-linear (Chaboche J.L., 2008):

$$\dot{\mathbf{X}} = C_X \left[ X_{\text{Sat}} \frac{\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}}{\bar{\sigma}} - \mathbf{X} \right] \dot{\bar{\epsilon}}^p, \quad (3.4)$$

onde  $\dot{\mathbf{X}}$  representa a velocidade de translação da superfície de plasticidade é a taxa de backstress,  $C_X$  e  $X_{\text{Sat}}$  são parâmetros do material e  $\dot{\bar{\epsilon}}^p$  é a taxa de deformação plástica equivalente.

Para melhor ilustrar o modelo teórico proposto, a figura 3.1 representa esquematicamente a modelação constitutiva do comportamento plástico de materiais durante um ensaio uniaxial de tração/compressão (Prates et al., 2016). Em resumo, a lei de encruamento isotrópico é responsável pela expansão homotética da superfície de plasticidade, como esquematizado na figura 3.1(a) enquanto que a lei de encruamento cinemático está relacionada com a translação da superfície de plasticidade no espaço das tensões (ver figura 3.2(b)).



**Figura 3.1.** Representação esquemática do comportamento plástico de materiais sob uma solitação uniaxial de tração/compressão. As figuras à esquerda referem-se a superfícies de plasticidade de Von Mises, representadas no plano das tensões principais ( $\sigma_1; \sigma_2$ ) e as figuras à direita mostram as respetivas curvas de tensão-deformação plástica equivalente, no caso de: (a) encruamento isotrópico e (b) encruamento cinemático. Adaptado de Prates et al. (2016).

### 3.2. Identificação das constantes do material

Foi realizado um procedimento de otimização para identificar o conjunto de parâmetros do material que melhor modelam o comportamento plástico cíclico do 2050-T8 AA. O conjunto de parâmetros identificados do material foi obtido pela minimização da função-objetivo de mínimos quadrados  $F(\mathbf{A})$ :

$$F(\mathbf{A}) = \sum_{i=1}^N \left( \frac{\sigma^{\text{Fit}}(\mathbf{A}) - \sigma^{\text{Exp}}}{\sigma^{\text{Exp}}} \right)_i^2, \quad (3.5)$$

em que  $\sigma^{\text{Fit}}(\mathbf{A})$  e  $\sigma^{\text{Exp}}$  são os valores ajustados e medidos experimentalmente para valores de tensão real.  $\mathbf{A}$  é o vector de parâmetros materiais das leis de Voce e de Lemaître-Chaboche já identificados.  $N$  é o número total de pontos de medição experimentais ( $N = 25000$ ). Os valores de  $\sigma^{\text{Exp}}$  foram obtidos a partir de um ensaio de fadiga a baixo número de ciclos realizado para  $R_\epsilon = -1$  e 100 ciclos, cada ciclo com amplitude de deformação total  $\Delta\epsilon \approx 0.0212$ . A minimização de  $F(\mathbf{A})$  foi realizada utilizando o algoritmo GRG2 (Lasdon e Waren, 1975), incluído na ferramenta Microsoft Excel SOLVER. O comportamento elástico da liga 2050-T8 AA foi modelado com recurso à lei de Hooke generalizada, com constantes elásticas  $E = 77,4 \text{ GPa}$  e  $\nu = 0,30$ .

A figura 3.2 mostra a curva tensão-deformação cíclica de 2050-T8 AA e a curva ajustada obtida após minimização de  $F(\mathbf{A})$ . A tabela 3.1 mostra os parâmetros materiais identificados das leis de Voce e Lemaître-Chaboche.

De acordo com a figura 3.2, o conjunto identificado de parâmetros de material gera uma curva ciclicamente estável (curva "Fit"), que descreve de forma média o comportamento de amaciamento cíclico de 2050-T8 AA. Isto acontece devido à incapacidade da lei de encruamento de Voce em modelar o amaciamento cíclico. Na melhor das hipóteses, esta lei irá modelar curvas ciclicamente estáveis (isto é, quando  $Y_0 = Y_{\text{Sat}}$ , ou

**Comentado [P5]:** Manter coerência ao longo da tese: ou "AA2050-T8" ou "2050-T8 AA"

**Comentado [P6]:** Definir variável na simbologia

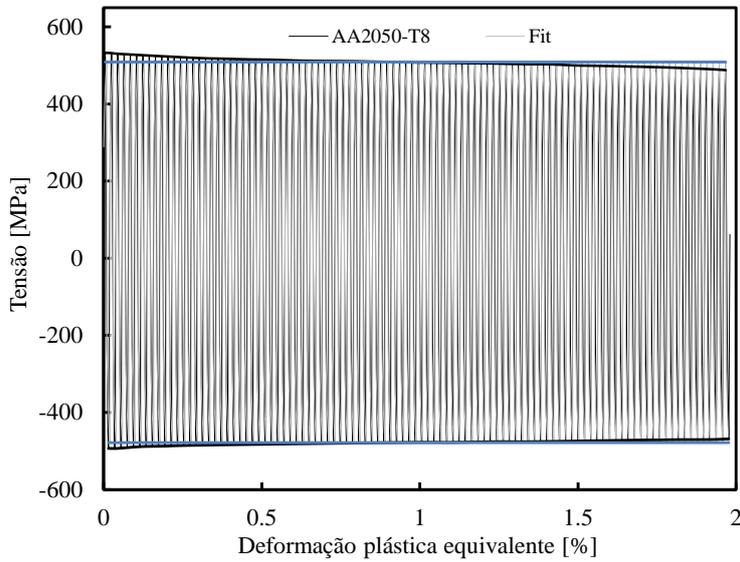
**Comentado [P7]:** Não percebi.

**Comentado [P8]:** Tens o Módulo de Elasticidade em GPa, mas na simbologia está em MPa. Manter coerência

$C_Y=0$ ), para além do encruamento cíclico (isto é, quando  $Y_0 < Y_{Sat}$  e  $C_Y > 0$ ). Devido a esta limitação, a minimização de  $F(A)$  conduziu naturalmente a valores para os parâmetros de material que descrevem uma curva ciclicamente estável, neste caso  $Y_0 = Y_{Sat}$ , como mostrado na tabela 3.1. Consequentemente, o valor de  $C_Y$  foi ajustado para 0 na tabela 3.1, o que não afeta os resultados (ver Eq. 3.3). Por outro lado, a componente de encruamento cinemático é responsável pela modelação da forma da curva tração-compressão a cada ciclo. Neste contexto, a lei de Lemáître-Chaboche e os respetivos parâmetros identificados (ver tabela 3.1) são capazes de descrever convenientemente os resultados da liga 2050-T8 AA, como se mostra na figura 3.3, que é um exemplo de uma vista detalhada da figura 3.2 para ciclos intermédios do ensaio. Assim, os parâmetros de encruamento isotrópico e cinemático indicados na tabela 3.1 foram utilizados nos modelos numéricos dos ensaios definidos na secção seguinte.

**Tabela 3.1.** Conjunto de parâmetros de encruamento isotrópico e cinemático identificados para 2050-T8 AA.

Material	Parâmetros da Lei de Voce		Parâmetros da Lei de Lemáître-Chaboche	
	$Y_0 = Y_{Sat}$ [MPa]	$C_Y$ [-]	$C_X$ [-]	$X_{Sat}$ [MPa]
2050-T8 AA	383.85	0	97.38	265.41



Comentado [P9]: A deformação não tem unidades.

Figura 3.2. Curva de tensão - deformação de 2050 - T8 AA (linha preta) e curva ajustada (linha cinza), obtida pela minimização de  $F(\mathbf{A})$ . As linhas mais grossas, pretas e azuis, ilustram respetivamente o amaciamento cíclico de 2050-T8 AA e a curva ajustada ciclicamente estável do material.

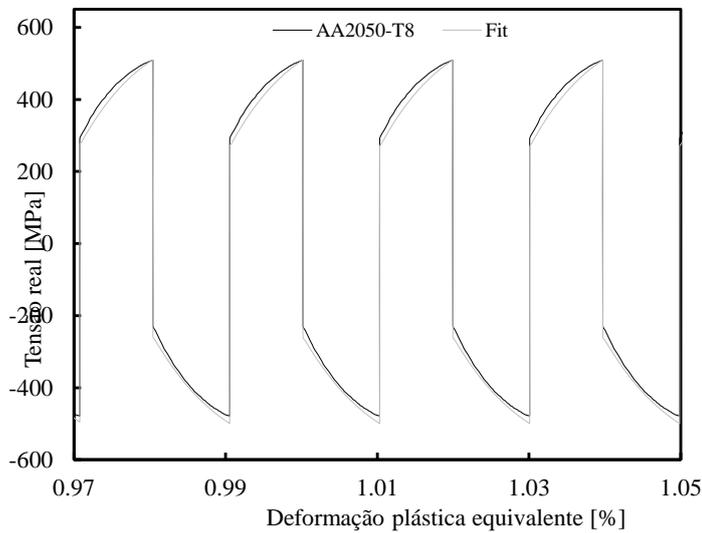


Figura 3.3. Vista detalhada da figura 3.1, para ciclos intermédios do ensaio.

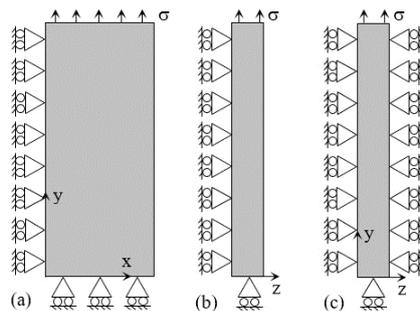


## 4. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

### 4.1. Geometria e Dimensões do Provette M(T)

O estudo numérico procurou replicar o procedimento experimental de determinação de velocidade de propagação de fendas por fadiga. Assim, analisou-se um provete numérico M(T) com fenda central. As dimensões do provete no plano são  $160 \times 200 \text{ mm}^2$ , tal como esquematizado na Figura 2.6. Considerou-se uma espessura de  $0.1 \text{ mm}$  e um comprimento de fenda inicial,  $a_0$ .

O modelo numérico do provete M(T) considera apenas 1/8 do provete, devido às simetrias geométrica, material e de carregamento, utilizando condições de fronteira apropriadas, com o intuito de reduzir o esforço numérico sem que as previsões obtidas sejam afetadas. Na figura seguinte podem ver-se as condições de fronteira consideradas para definir os estados planos de tensão e de deformação. Em tensão plana são definidas condições de simetria segundo  $x$ ,  $y$  e  $z$  (figura 4.1a e 4.1b). Em deformação plana é definido um constrangimento adicional segundo a espessura, que impede a deformação do material em espessura (Figura 4.1c).



**Figura 4.1** - Condições de fronteira e de carregamento. (a) Vista frontal; (b) Modelo de tensão plana (TP); (c) Modelo de deformação plana (DP).

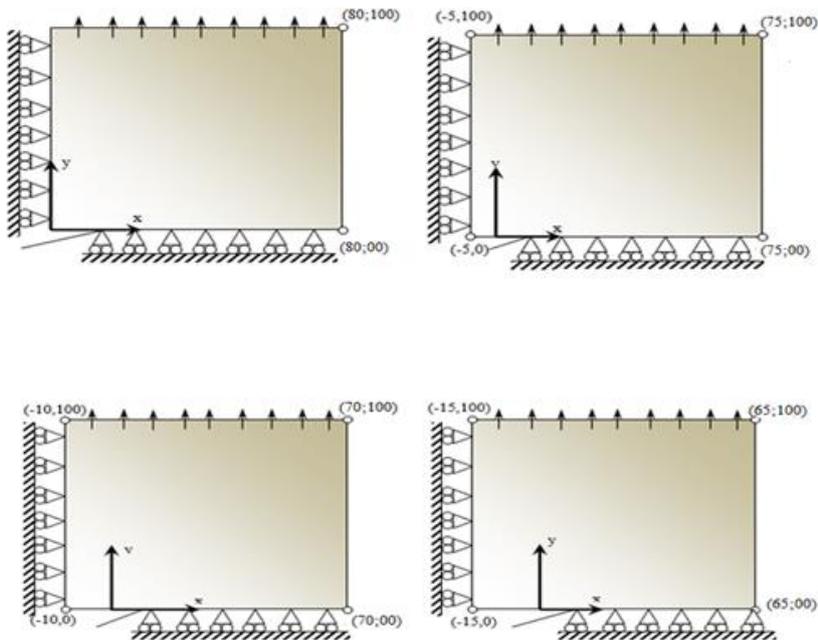
**Comentado [P10]:** Não se devem repetir figuras na tese: ou fica no capítulo 2, ou neste capítulo. Pelo que parece, a única diferença é a espessura (5mm, no cap.2 vs. 0.1mm, neste capítulo).

**Comentado [MSOffice11]:** Samuel: a geometria do provete já apareceu no capítulo 2. vale a pena repetir?

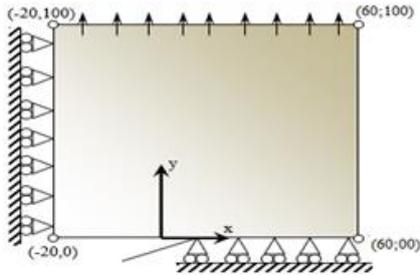
Para a obtenção de modelos o mais rigorosos possíveis e para que fosse possível estudar o efeito do comprimento da fenda na parte plástica do CTOD, foram utilizados vários modelos com diferentes comprimentos de fenda inicial  $a_0$ :

- 1º caso:  $a_0 = 5 \text{ mm}$ ;
- 2º caso:  $a_0 = 10 \text{ mm}$ ;
- 3º caso:  $a_0 = 15 \text{ mm}$ ;
- 4º caso:  $a_0 = 20 \text{ mm}$ ;
- 5º caso:  $a_0 = 25 \text{ mm}$ ;

Esses modelos estão representados na figura 4.2. Em todos estes modelos a extremidade de fenda foi posicionada em  $x=5$ .



Comentado [P12]:



**Figura 4.2.** Representação esquemática de  $\frac{1}{4}$  do provete M(T), com os seguintes valores de comprimento de fenda inicial:  $a_0 = 5\text{mm}$ ;  $a_0 = 10\text{ mm}$ ;  $a_0 = 15\text{ mm}$ ;  $a_0 = 20\text{ mm}$ ;  $a_0 = 25\text{ mm}$

## 4.2. Carregamento

Foi aplicado um carregamento cíclico aos provetes, em que se mantiveram constantes as cargas máxima e mínima. Foram considerados vários casos de carga, em que se fizeram variar as cargas máxima e mínima. Na tabela (4.1) são apresentados os vários casos considerados na avaliação do efeito do comprimento de fenda. Os casos apresentados compreendem 4 carregamentos diferentes,  $\Delta K = 8, 14, 20$  e  $26\text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ , e 3 comprimentos de fenda iniciais diferentes,  $a_0 = 5, 15$  e  $25\text{ mm}$ . O número de ciclos entre propagações, NLC, foi em todos os casos 2. O estudo foi realizado também para um número de ciclos entre propagações, NLC = 5, para  $a_0 = 5, 10, 15, 20$  e  $25$ .

**Tabela 4.1**– Casos de carga para diferentes carregamentos e  $\Delta K$

Casos	Bloco	a (mm)	$F_{min}$ (N)	$F_{máx}$ (N)	$Da/Dn$ ( $\mu\text{m}/\text{ciclo}$ )	$\Delta K$ ( $\text{MPam}^{0.5}$ )	R
Caso_1	160	25	19.35	193.49	6.22E-05	8	0.100005168
Caso_2	160	25	31.87	318.71	2.92E-04	14	0.099996862
Caso_3	160	25	45.37	453.71	8.13E-04	20	0.099997796
Caso_4	160	25	59.38	593.83	1.95E-03	26	0.099994948
Caso_5	160	15	24.99	249.92	6.22E-05	8	0.099991997
Caso_6	160	15	41.17	411.66	2.92E-04	14	0.100009717
Caso_7	160	15	58.6	586.03	8.13E-04	20	0.099994881
Caso_8	160	15	76.7	767.01	1.95E-03	26	0.099998696
Caso_9	160	5	40.7	406.99	6.22E-05	8	0.100002457
Caso_10	160	5	67.04	670.36	2.92E-04	14	0.100005967
Caso_11	160	5	95.43	954.32	8.13E-04	20	0.099997904
Caso_12	160	5	124.9	1249	1.95E-03	26	0.1

**Comentado [P13]:** Indicar as unidades

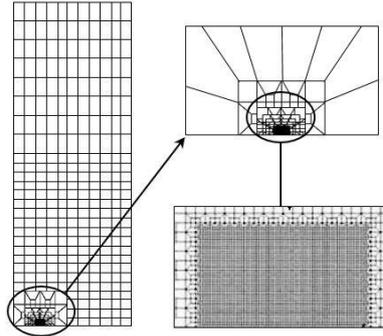
**Comentado [P14]:** Não diz nada de novo. No final do capítulo anterior propus uma alteração que elimina este subcapítulo.

### 4.3. Modelo de Elementos Finitos

A malha de elementos finitos usada pode ver-se na figura 4.3. É considerado um grande refinamento na zona da extremidade de fenda, onde existem as concentrações de tensão e de deformação. Junto da extremidade da fenda consideraram-se elementos com  $8 \times 8 \mu\text{m}^2$ . Para reduzir o peso numérico das simulações sem alterar significativamente os resultados, definiu-se uma malha menos refinada nas zonas mais afastadas da extremidade da fenda. A malha 3D foi obtida através da extrusão da malha 2D na direção da espessura (com apenas uma camada de elementos).

Nas simulações executadas, considera-se uma propagação de fenda de  $8 \mu\text{m}$  a cada dois ciclos de carga ou a cada cinco ciclos de carga. A propagação ocorre sempre à carga mínima, de modo a reduzir eventuais problemas de convergência. Na totalidade são efetuadas 160 propagações de fenda, que correspondem a um incremento total de fenda

$\Delta a = 1.272 \mu\text{m}$  ( $= 8 \mu\text{m} \times 159$  propagações). Notar que os primeiros ciclos de carga são feitos sem propagação. Esta propagação é feita para estabilizar os valores de CTOD, uma vez que se observam efeitos transientes no início da propagação.



**Figura 4.3** – Vista geral da malha de elementos finitos, com detalhe da discretização na zona da extremidade da fenda.

#### 4.4. Programa de Elementos Finitos DD3IMP

O comportamento de um material sujeito a carregamentos pode ser estudado com recurso a abordagens analíticas, numéricas e/ou experimentais. O presente trabalho tem como principal objetivo o estudo do deslocamento de abertura de fenda (CTOD) com recurso à simulação numérica. Os métodos mais utilizados em simulação numérica são os de elementos de contorno, elementos finitos e o de diferenças finitas. O método de elementos finitos é o mais nobre, devido à sua simplicidade, em que divide um meio contínuo deformável em vários elementos discretos, de forma geométrica e dimensão finita, e utiliza as soluções individuais de cada elemento para obter a solução global do sistema.

Na presente dissertação é utilizado um programa de elementos finitos criado e em contínuo desenvolvimento no Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, o *Three-Dimensional Elasto-Plastic Finite Element Program* (DD3IMP). O funcionamento do programa consiste num código numérico complexo com base numa integração temporal para análise de processos de conformação de metais. O software funciona com informação que lhe é facultada, informação relativa a parâmetros numéricos e físicos através de “ficheiros de entrada”.

Após introduzida a informação inicia-se o programa. Neste trabalho em cada simulação são realizadas 159 propagações de fenda com 320 ciclos de carregamento (no caso da propagação de fenda a cada 2 ciclos de carga), ou 800 ciclos de carregamento (no caso da propagação de fenda a cada 5 ciclos de carga). Findo a execução, obtém-se os ficheiros de saída com a informação relativa a valores numéricos de abertura de fenda, das forças de contacto, do perfil da fenda e da extremidade da fenda. Na tabela seguinte são caracterizados e identificados os ficheiros de entrada e de saída.

O ficheiro de saída “NosFenda2.dat” representa a abertura da extremidade da fenda e o perfil desta.

**Comentado [P15]:** 320 ciclos considerando 2 ciclos por propagação. Também referes na tese que fizeste 5 ciclos por propagação.

**Tabela 4.2–** Ficheiros de entrada e saída do *software* DD3IMP

Ficheiros	Designação	Caracterização
Entrada	mesh.dat	Malha de elementos finitos
	mater1.dat	Propriedades do material
	phase.dat	Condições de solitação
	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
	bloco160.ufo	Informação global no bloco 160
	Fcont.dd3	Forças de contacto para a carga mínima
	NosFenda2.dat	Coordenadas dos nós ao longo do plano de simetria para os diferentes níveis de solitação

#### 4.5. Determinação de $CTOD_p$

A determinação de  $CTOD$  é feita a partir dos resultados do DD3IMP. São utilizados os ficheiros #1\_enti1.res, que contém as cargas aplicadas, e o ficheiro NosFenda2.dat, que contém os deslocamentos de abertura de fenda para cada uma dessas cargas. Este pós-processamento é feito utilizando um programa, PICC\_24, desenvolvido em Visual Basic. De seguida analisam-se os resultados de  $CTOD$  versus carga, obtidos para a liga 2050-T8 AA, para um  $\Delta K=26 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ ,  $R=0.1$ ,  $a_0=25 \text{ mm}$  para a 55ª propagação. Este caso tem cargas mínima e máxima de 59.38 N e 593.83 N, respetivamente. Os pontos

identificados no gráfico, dizem respeito aos valores inerentes do nó 1, o nó imediatamente antes da extremidade de fenda para o 2º ciclo de carregamento.

Na figura 4.4 encontra-se representado o deslocamento de abertura de fenda (CTOD) em função da tensão ( $\sigma$ ) para a 55ª propagação de fenda. A escolha da 55ª em detrimento da 160ª propagação em nada influencia a obtenção de resultados, uma vez que, a obtenção de CTOD é igual nos dois casos.

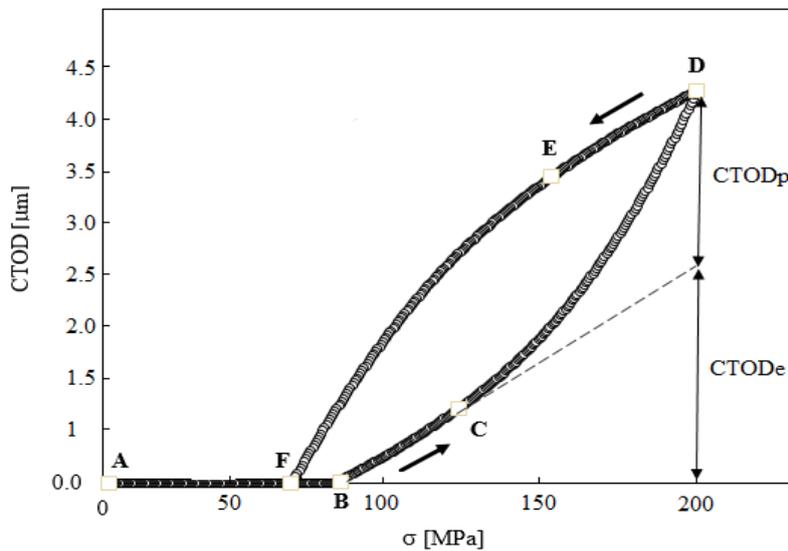


Figura 4.4 – Curva típica CTOD -  $\sigma$

Entre A e B a fenda encontra-se fechada devido às cargas relativamente baixas que se fazem sentir neste troço. O momento em que o CTOD é diferente do nulo (ponto B) é o momento em que se inicia a abertura de fenda. Entre os pontos B e C, o valor de CTOD aumenta linearmente com o aumento da carga aplicada (B→C). A fenda tem um comportamento linear elástico. O declive da reta é utilizado para determinar a parte elástica de CTOD, sendo o cálculo efetuado através da expressão:

$$CTOD_e = m(\sigma_{xx} - \sigma_B) \quad (4.1)$$

$\sigma_B$  é a tensão no ponto B e  $\sigma_{xx}$  é a tensão no ponto em questão.

O programa de elemento finitos DD3IMP calcula o  $CTOD_T$ , pelo que nesta dissertação o estudo incide no  $CTOD_p$  que é calculado através da seguinte equação:

$$CTOD_p = CTOD_T - CTOD_{xx} - CTOD_e \quad (4.2)$$

Onde  $CTOD_{xx}$  correspondente ao valor de CTOD no ponto de medição.

Quando atingida a carga máxima (ponto D), existe uma redução dos valores de CTOD relacionados com a redução gradual da carga aplicada (D→F). A seguir à carga máxima (ponto D) o decréscimo é linear (D→E) e depois é não-linear (E→F). Quando o CTOD atinge o valor zero (ponto F) a fenda encontra-se fechada e mantém-se assim até alcançar a carga mínima (ponto A). No entanto, verifica-se uma ligeira diferença entre o valor da carga para o qual se dá a abertura de fenda (ponto B), onde este é parcialmente superior ao valor para o qual a fenda se encontra novamente fechada (ponto F).

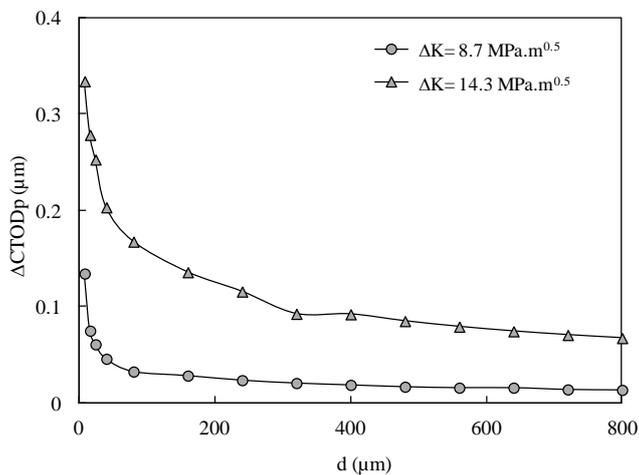
Tanto o acréscimo (B→D) como o decréscimo (D→F) de CTOD e da carga aplicada possuem um comportamento análogo, com uma variação linear (B→C e D→E) e não-linear (C→D e E→F), associados à deformação elástica e plástica, respetivamente. O comportamento elástico é equivalente no carregamento e no retorno.

## 5. RESULTADOS NUMÉRICOS

### 5.1. Efeito de parâmetros numéricos

#### i) Efeito do ponto de medição atrás da extremidade da fenda

Na figura 5.1 estuda-se o efeito do ponto de medição. Foram também estudados 2 casos de carga, respectivamente  $\Delta K = 8.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ , e  $\Delta K = 14.3 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ , e foi fixada a propagação número 140. A gama de deformação plástica foi seguidamente determinada em diferentes nós atrás da extremidade da fenda. Na figura 5.1 pode ver-se que existe uma elevada deformação junto da extremidade da fenda, que decresce progressivamente com o afastamento do ponto de medição. Essa tendência é observada para os dois carregamentos estudados. A variação de  $\Delta\text{CTOD}_p$  é mais acentuada nos primeiros nós. De seguida, isto é, para valores mais altos de  $d$ , a deformação plástica tende a variar de um modo mais moderado. Ainda assim há sempre um decréscimo. Estes resultados indicam que pontos mais próximos da extremidade da fenda sentem mais deformação plástica, o que é lógico, mostrando, pois, a importância do ponto de medição.



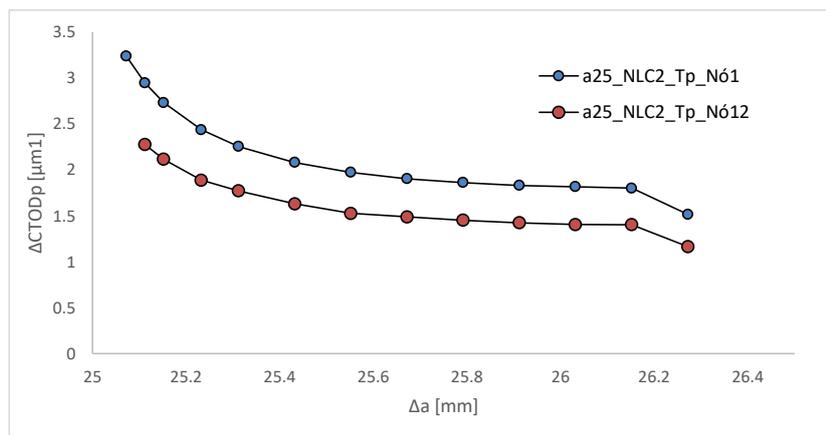
**Figura 5.1.**  $\Delta\text{CTOD}_p$  versus distância, do ponto de medição à extremidade da fenda,  $d$ , em deformação plana, para um ciclo de carga entre propagações de 2 ciclos para o material 2050-T8 AA.

**Comentado [MSOffice16]:** Samuel: indicar material, estado de tensão, número de ciclos de carga.

## ii) Efeito do incremento de fenda

Na figura 5.2 pode ver-se a relação entre o  $CTOD_p$  (deformação plástica) e o incremento de fenda. Estes resultados foram obtidos para a liga de alumínio 2050-T8 AA considerando um carregamento,  $\Delta K = 26.7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  em tensão plana para um comprimento de fenda de 25mm, com medições no 1º e 12º nós. A medição foi feita desde a primeira propagação até à 160ª. Como é possível verificar no gráfico para as medições efetuadas no 1º nó, há uma redução progressiva dos valores previstos para o  $\Delta CTOD_p$ , seguida de uma estabilização. O efeito transitório inicial, que ocorre aproximadamente até  $\Delta a=0.2 \text{ mm}$ , tem a ver com a formação da onda plástica residual, que provoca o aparecimento de fecho de fenda. Para a medição efetuada no 12º nó, nota-se um pequeno efeito transiente similar. O nível de  $\Delta CTOD_p$  é maior para o 1º nó do que para 12º, como seria de esperar.

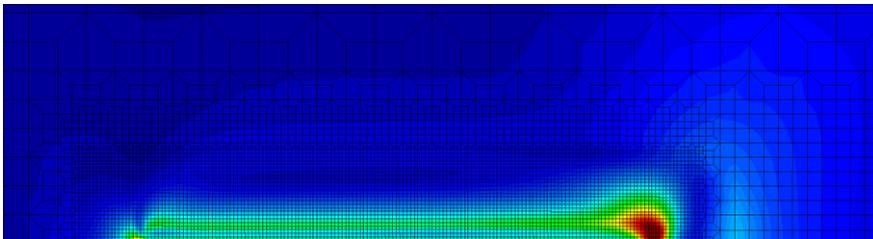
Comentado [MSOffice17]: Samuel: qual é o material?



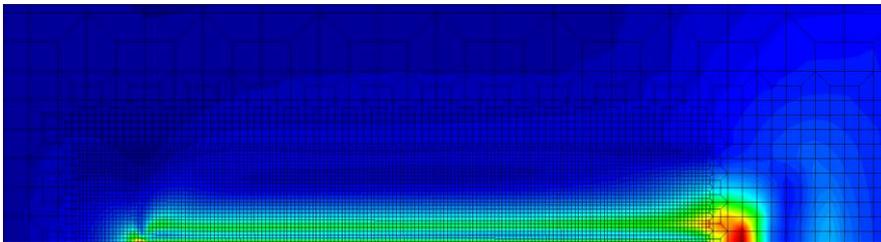
**Figura 5.2.**  $CTOD_p$  vs Comprimento de fenda (a), obtidos em ensaios de tensão plana, pontos de medição para o material 2050-T8 AA.

Como é possível observar na figura 5.2, existe um decréscimo da propagação 140 para a propagação 160, o que tal não deveria suceder, pois no gráfico é possível observar uma estabilização muito sólida até este ponto. O mesmo sucedeu para os restantes comprimentos de fenda, foi então necessário analisar e procurar o porque desta deformação inesperada.

Nas figuras 5.3 e 5.4 estão representadas as justificações para a diminuição de  $CTOD_p$  na propagação 160. A malha não foi refinada uniformemente, ou seja, foi bastante refinada na extremidade de fenda para garantir resultados precisos, mas a refinação diminui à medida que se afasta dessa extremidade. Neste caso a 160ª propagação encontra-se fora do refinamento preferencial o que faz com que o valor de  $CTOD_p$  não seja tão preciso como deveria ser.



**Figura 5.3.** Malha detalhada para o nó 140, com  $a=15\text{mm}$ , deformação plana com 5 ciclos de carregamento entre propagações



**Figura 5.4.** Malha detalhada para o nó 160, com  $a=15\text{mm}$ , deformação plana com 5 ciclos de carregamento entre propagações

A Figura 5.5 apresenta a variação da gama de  $CTOD$  plástico com a propagação da fenda para o 1º e para o 12º nós atrás da ponta da fenda. O nó 1 está  $8\ \mu\text{m}$  atrás da extremidade da fenda, enquanto o nó 12 está a  $96\ \mu\text{m}$ . As tendências para os nós 1 e 12 são bastante semelhantes. No início da propagação da fissura observa-se sempre um comportamento transitório. De fato, inicialmente o material tem um comportamento de deformação plástica relativamente grande, porque não existe história de deformação. Em outras palavras, o material é virgem em termos de deformação plástica (nunca foi

deformado). Com a extensão da fenda, o material acumula progressivamente deformação plástica. Este endurecimento do material explica a diminuição progressiva do valor  $\Delta CTOD_p$ . Além disso, com a formação da onda plástica residual ocorre o aparecimento de fecho de fenda, que ao proteger a extremidade da fenda reduz o nível de deformação plástica. A linha a tracejado vertical indica a extensão de fenda para o bloco de carga 120, correspondente a um  $\Delta a = 0.952 \mu\text{m}$ . Como pode ser visto, para esta propagação de fenda os valores de deformação plástica estão estabilizados.

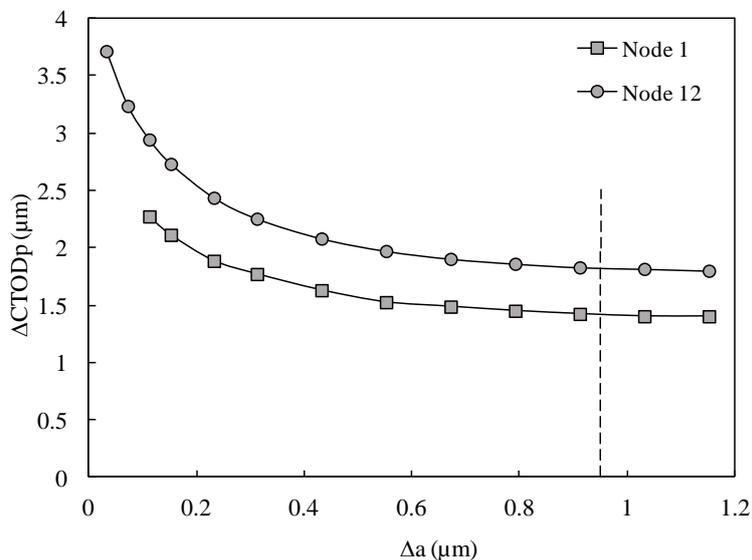
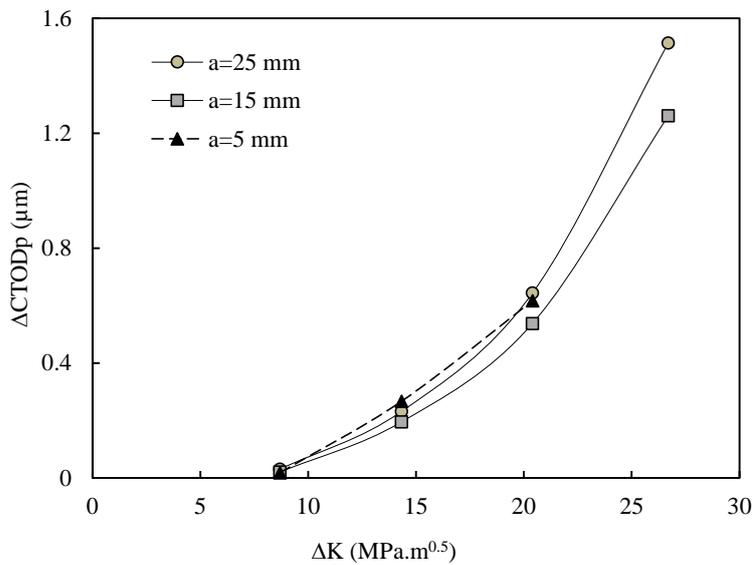


Figura 5.5. Efeito de  $\Delta CTOD_p$  em função da propagação  $\Delta a$

## 5.2. Efeito de $a$ (comprimento de fenda)

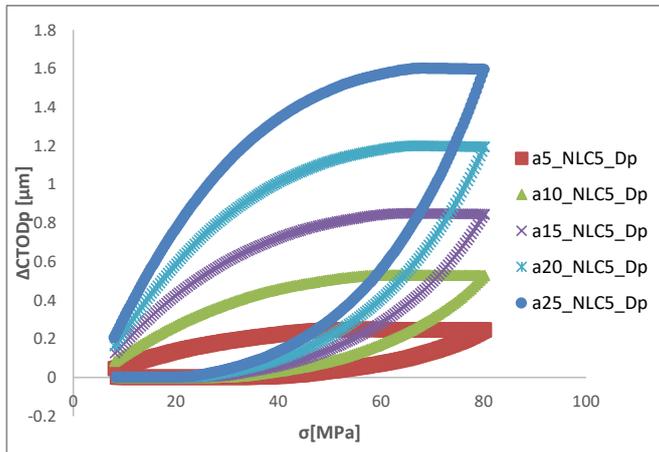
Na figura 5.6 representa-se o CTOD plástico em função de  $\Delta K$ . São analisados 3 comprimentos de fenda para diferentes carregamentos,  $\Delta K = 8, 14, 20$  e  $25 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ . É possível observar que à medida que a carga aumenta, aumenta também o valor da deformação plástica, o que faz todo o sentido. Por outro lado, o comprimento de fenda afeta o valor de  $\Delta CTOD_p$ . Isso significa que para diferentes comprimentos de fenda com o mesmo  $\Delta K$ , se obtêm valores ligeiramente diferentes de  $\Delta CTOD_p$ . Notar-se que se existisse uma

relação perfeita entre  $\Delta K$  e  $\Delta CTOD_p$ ,  $\Delta K$  seria suficiente para caracterizar a deformação plástica na extremidade da fenda e por isso  $da/dN$ . Esta sensibilidade relativamente ao comprimento de fenda justifica a necessidade de usar um parâmetro não linear para estudar a propagação de fendas por fadiga.



**Figura 5.6.** Relação entre  $\Delta K$  e  $\Delta CTOD_p$  para diferentes comprimentos de fenda para o material 2050-T8 AA.

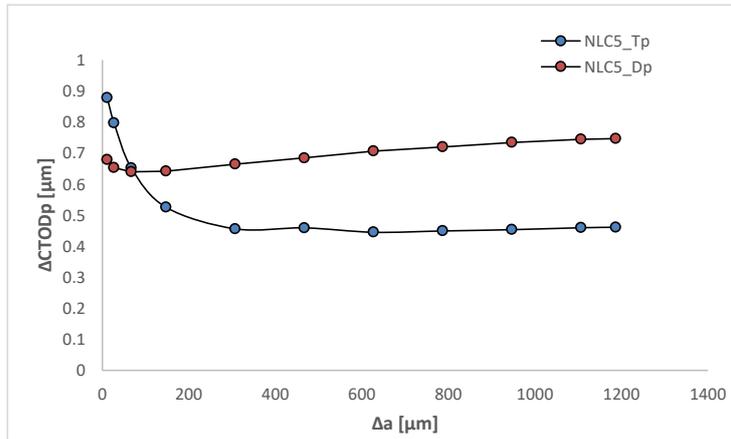
A deformação plástica e o comprimento de fenda têm uma relação bastante bem definida, a carga constante. Quando maior o comprimento de fenda inicial, maior será a deformação plástica no material. A figura 5.7 demonstra a relação entre os vários comprimentos para a mesma carga, onde é possível notar que o maior comprimento de fenda possui a maior deformação plástica para a mesma carga.



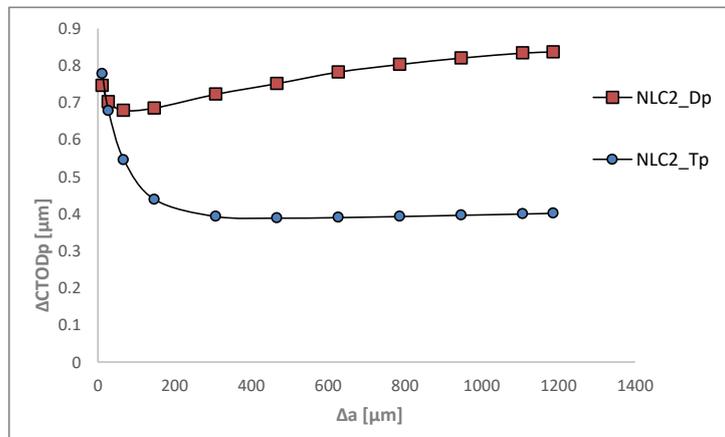
**Figura 5.7.** Relação entre  $\Delta\text{CTOD}_p$  vs  $\sigma$ , para  $a=5, 10, 15, 20, 25\text{mm}$ , obtidos com 5 ciclos de carregamento, em deformação plana para o material 2050-T8 AA.

### 5.3. Efeito de estado de tensão

Nas figuras 5.8 e 5.9 pode ver-se o efeito do estado de tensão, para 5 e 2 ciclos de carregamento entre propagações, respetivamente. Esta figura representa a relação entre  $\Delta\text{CTOD}_p$  e  $\Delta a$ , para um comprimento inicial de fenda de 15mm. Como é possível observar o material AA 2050-T8 em deformação plana tem um comportamento global bastante estável, mantendo a sua deformação plástica ao longo do carregamento. O mesmo não se verifica para o estado de tensão plana, que possui uma elevada deformação plástica inicial e que estabiliza após alguns ciclos de carregamento. A zona transiente no início da propagação é bastante mais extensa em tensão plana do que em deformação plana. Por outro lado, após estabilização, o estado plano de deformação é mais sensível à propagação de fenda. Na zona estável os valores de  $\Delta\text{CTOD}_p$  obtidos em deformação plana são mais altos do que os obtidos em tensão plana.



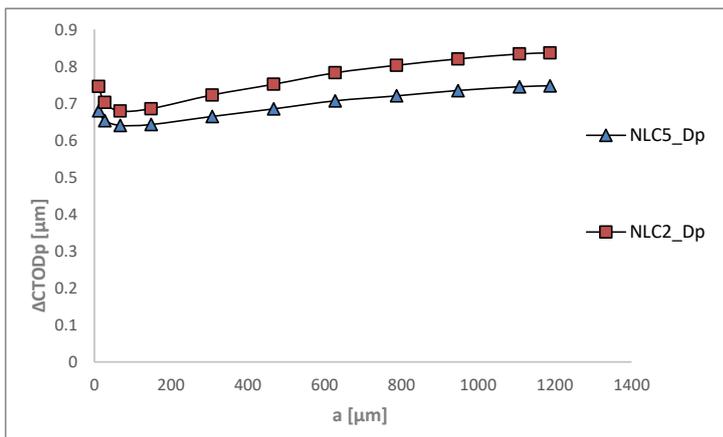
**Figura 5.8.** Relação entre  $\Delta\text{CTODp}$  vs  $\Delta a$ , para  $a=15\text{mm}$ , obtidos com 5 ciclos de carregamento, em tensão e deformação plana para o material 2050-T8 AA.



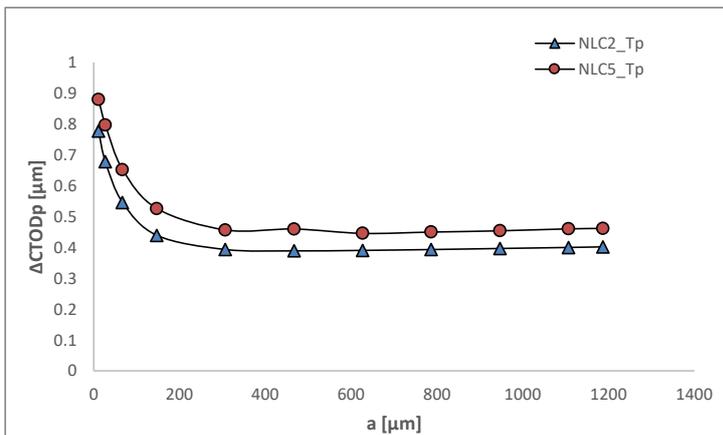
**Figura 5.9.** Relação entre  $\Delta\text{CTODp}$  vs  $\Delta a$ , para  $a=15\text{mm}$ , obtidos com 2 ciclos de carregamento, para o estado de deformação e tensão plana no material 2050-T8 AA.

Nas figuras 5.10 e 5.11 pode ver-se o efeito do número de ciclos de carga entre propagações, para estados de deformação plana e de tensão plana, respetivamente. É possível observar que ambos os carregamentos de 2 e 5 ciclos têm um comportamento bastante

idêntico. Os valores obtidos com 5 ciclos são mais baixos, isto é, a aplicação de mais ciclos reduz os valores de  $\Delta CTOD_p$  para um estado de deformação plana. Por outro lado, para um estado de tensão plana, a aplicação de mais ciclos aumenta os valores de  $\Delta CTOD_p$ .

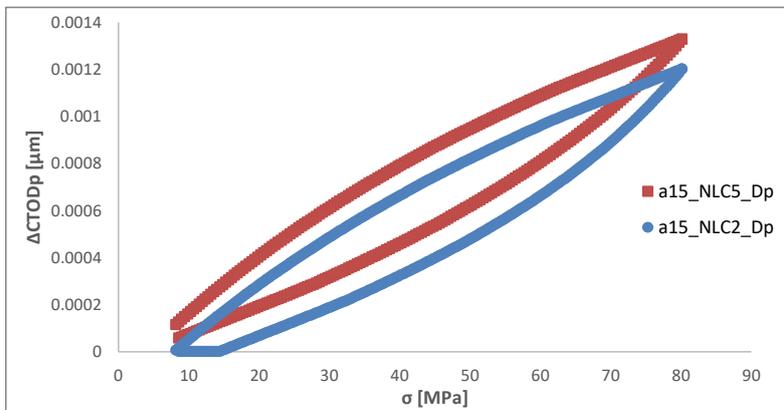


**Figura 5.10.** Relação entre  $\Delta CTOD_p$  vs  $\Delta a$ , para  $a=15mm$ , obtidos para 2 e 5 ciclos de propagação, para deformação plana.

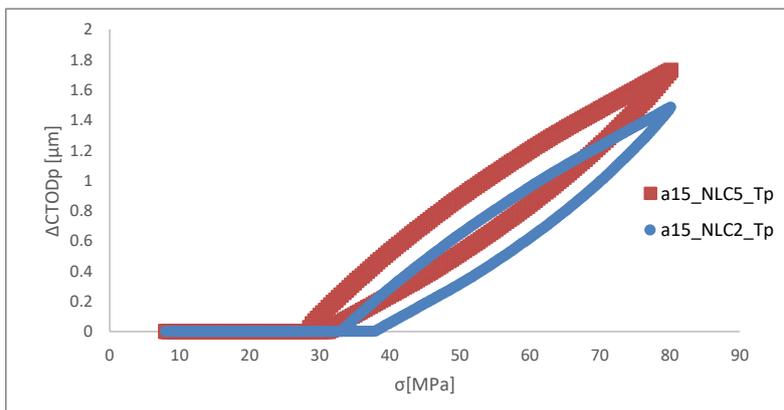


**Figura 5.11.** Relação entre  $\Delta CTOD_p$  vs  $\Delta a$ , para  $a=15mm$ , obtidos com 2 e 5 ciclos de carregamento, para tensão plana.

Nas figuras 5.12 e 5.13 apresentam-se curvas de CTOD vs Carga. Como é possível observar para um número menor de ciclos de carga existe um maior fecho de fenda, que se traduz numa menor carga efetiva, que dá supostamente dá origem a um menor valor de  $\Delta\text{CTOD}_p$ . O fecho de fenda explica pois a tendência observada na figura 5.11 para tensão plana. Existe, no entanto, uma incoerência nos resultados obtidos para estado de deformação plana (figura 5.12). Existe uma inversão nos valores de  $\Delta\text{CTOD}_p$  observados já na figura 5.10 o que indica que existe algo mais além de fecho de fenda que provoca estes resultados atípicos.



**Figura 5.12.** Relação entre  $\Delta\text{CTOD}_p$  vs  $\sigma$ , para  $a=15\text{mm}$ , obtidos com 2 e 5 ciclos de carregamento, para deformação plana.

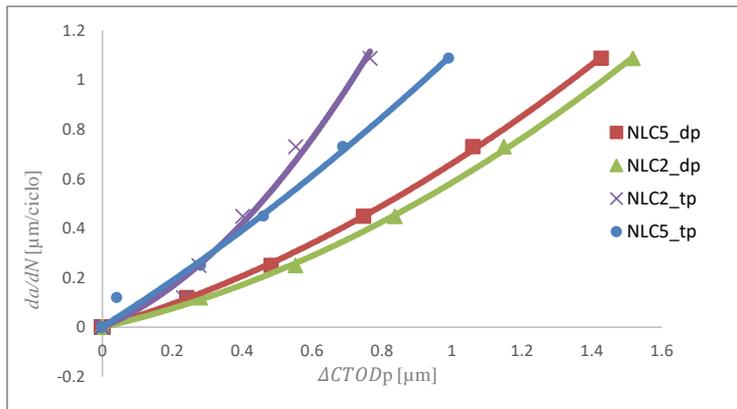


**Figura 5.13.** Relação entre  $\Delta\text{CTOD}_p$  vs  $\sigma$ , para  $a=15\text{mm}$ , obtidos com 2 e 5 ciclos de carregamento, para tensão plana.

#### 5.4. Curvas $da/dN$ vs $\Delta CTOD_p$

A figura 5.14 representa a velocidade de propagação de fenda,  $da/dN$ , em função de  $\Delta CTOD_p$ . A velocidade de propagação foi obtida da Constelium, conforme foi referido no final do capítulo 2. O  $\Delta CTOD_p$  foi obtido em tensão plana (tp) e deformação plana(dp), considerando 2 e 5 ciclos de carregamento entre propagações de fenda. A carga cíclica aplicada variou entre os 64.1 N e os 641.1 N para todas curvas. Em qualquer dos casos, o aumento de  $\Delta CTOD_p$  provoca um aumento da velocidade de propagação. Isso é perfeitamente lógico, assumindo que a propagação de fenda está intimamente relacionada com a deformação plástica na extremidade da fenda.

As curvas em tensão plana estão à esquerda das curvas obtidas em deformação plana. Isso significa que para o mesmo carregamento e comprimento de fenda, um estado plano de tensão provoca menos deformação plástica. Isso pode ser explicado pelo aumento de fecho de fenda que se observa em tensão plana, que reduz a carga efetiva na extremidade de fenda.



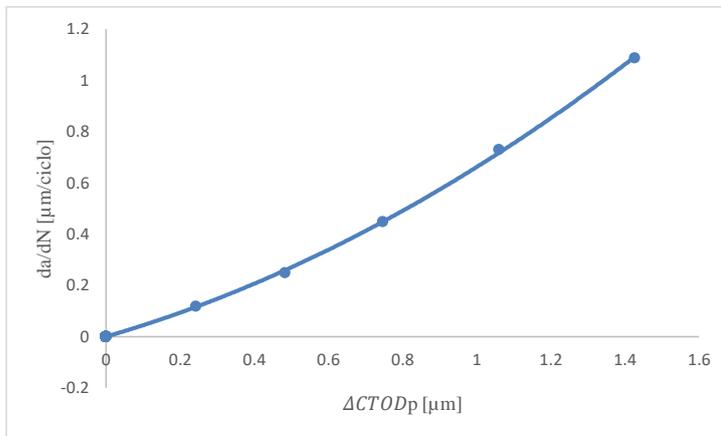
**Figura 5.14.**  $da/dN$  em função de  $\Delta CTOD_p$  para tensão plana e deformação plana, com 2 e 5 ciclos de carga entre propagações.

Na figura 5.15 isola-se a curva  $da/dN$  versus  $\Delta CTOD_p$  obtida com 5 ciclos, assumindo um estado plano de deformação. O provete real utilizado pela Constelium para obter os valores de  $da/dN$  tem uma espessura de 5 mm, pelo que em princípio estará próximo

de um estado plano de deformação. Além disso, os 5 ciclos são mais próximos da velocidade real de propagação de fenda do que os 2 ciclos entre propagações. A esta curva foi ajustado um polinómio de 2º grau por regressão:

$$da/dN = 0.2424(CTOD_p)^2 + 0.4189CTOD_p \quad (5.1)$$

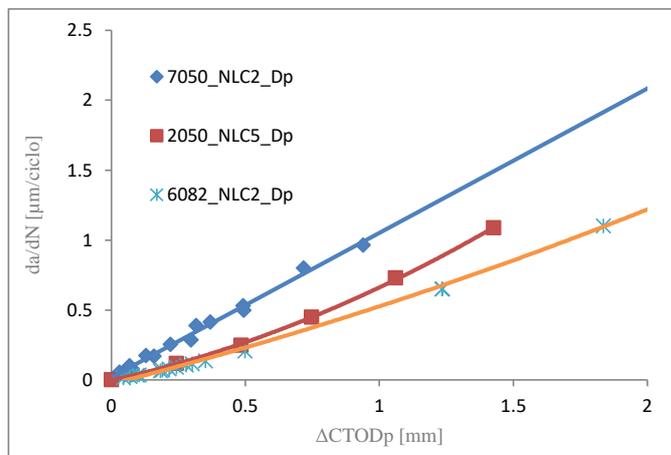
em que  $[da/dN]=\mu\text{m}/\text{ciclo}$  e  $[CTOD_p]=\mu\text{m}$ . Esta é assumida ser uma propriedade do material, que será utilizada de seguida para prever a velocidade de propagação por fadiga para outras condições de carga. Notar que a variação é não linear, o que pode ter a ver com a alteração do estado de tensão, que se observa com o aumento do comprimento de fenda. De facto, o modelo numérico assume um estado plano de deformação, porém não é certo que isso aconteça exatamente para a espessura de 5 mm dos provetes utilizados nos ensaios experimentais. Além disso, o aumento do comprimento de fenda tem tendência a provocar uma transição de deformação plana para tensão plana.



**Figura 5.15.**  $da/dN$  em função de  $\Delta CTOD_p$  para deformação plana, com 5 ciclos de carga entre propagações.

## 5.5. Comparação com outros materiais

Na figura 5.16 encontram-se os resultados obtidos para outros dois materiais e o 2050-T8 AA. O estudo foi efetuado com o material 6082-T6, para 2 ciclos de carga entre propagações. Na figura 5.13 comparam-se os resultados obtidos para a AA2050-T8 com os obtidos para as ligas 6082-T6 e 7050-T6. O estudo efetuado no material 6082-T6, considerou 2 ciclos de carga entre propagações, em tensão plana, com um comprimento inicial de fenda de 5 mm, para diferentes cargas. O estudo numérico do material 7050-T6 considerou 2 ciclos de carga entre propagações, em deformação plana, com um comprimento inicial de fenda de 5 mm, para diferentes cargas. Como se pode observar, contrariamente ao material 2050-T8 AA, nestes materiais existe uma relação de linearidade entre a taxa de propagação da fenda e a sua deformação plástica. O material 2050-T8 AA como já observado tem um comportamento polinomial de 2º grau, sendo que a velocidade de propagação da fenda está entre as observadas para os outros dois materiais. O material 7050-T6 tem uma velocidade de propagação bastante superior à do 6082-T6, para níveis de deformação plástica idênticos.



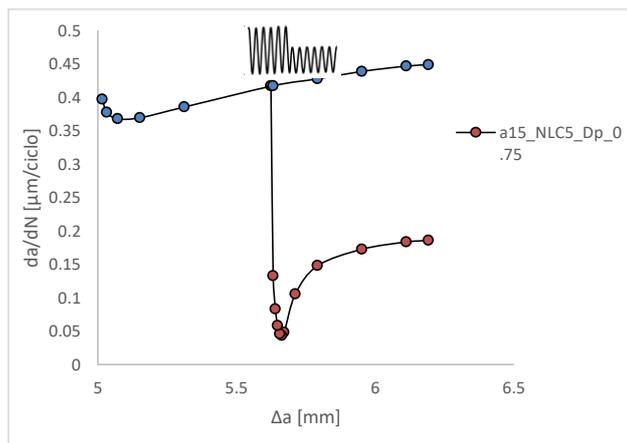
**Figura 5.16.**  $Da/dN$  em função de  $\Delta CTOD_p$ , para 2 ciclos de deformação plana com  $a= 5mm$ , para o material 6082-T6, 7050-T6 (adaptado de Simões, 2017);  $da/dN$  em função de  $\Delta CTOD_p$  para 5 ciclos de deformação plana com  $a= 5mm$ ,  $a= 10$ ,  $a= 15mm$ ,  $a= 20mm$ ,  $a= 25mm$  mm para o material 2050-T8 AA em deformação plana;

No entanto é necessário estudar outros materiais, aços, ligas de alumínio, entre outros, com diferentes comprimentos de fendas e com carregamentos diferentes, para perceber melhor a variação de  $da/dN$  com o  $\Delta CTOD_p$ .

## 5.6. Blocos de carga e Sobrecargas

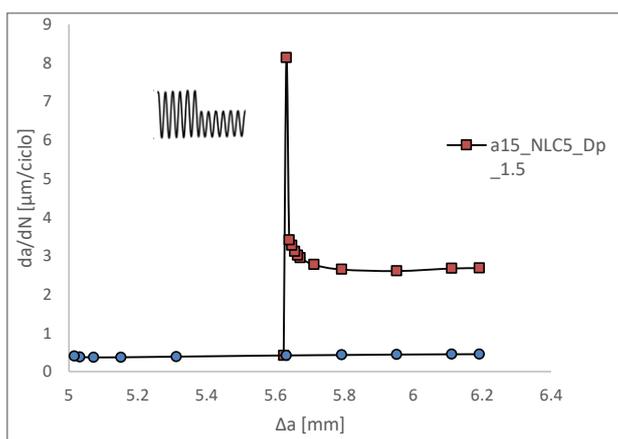
Neste subcapítulo deu-se o passo seguinte na análise da liga de alumínio 2050-T8 AA através da exploração de casos com maior complexidade, isto é, com a aplicação de sobrecargas pontuais e sobrecargas/subcargas periódicas. No decorrer do estudo, registaram-se os valores de  $\Delta CTOD_p$  para o nó 1, considerando 5 ciclos de carga entre propagações, para um comprimento inicial de fenda de 15mm em deformação plana.

Na figura 5.17 estuda-se o efeito de blocos de carga do tipo alto-baixo. No primeiro bloco as forças variaram entre  $F_{min1}=64.13$  e  $F_{max1}=641.28$ . No segundo bloco reduziu-se a carga máxima, mantendo a carga mínima ( $F_{min2}=64.13$  e  $F_{max2}=480.96$ ), sendo, pois, a segunda carga máxima  $0.75 \times$  da primeira. A amplitude constante, o valor de  $da/dN$  aumenta progressivamente com o incremento de fenda. A redução da carga máxima reduz a velocidade de fenda, como seria de esperar. A transição de carga provoca uma redução substancial de  $da/dN$ , que tem a ver com um aumento de fecho de fenda. Posteriormente há uma tendência para a estabilização das previsões, à medida que a extremidade da fenda se afasta da zona de transição dos blocos de carga (Castanheira, 2015).



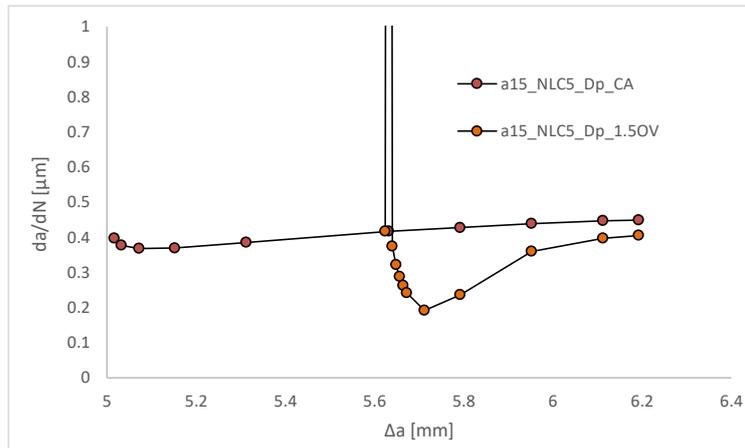
**Figura 5.17.**  $da/dN$  em função de  $\Delta a$  para 5 ciclos de deformação plana com  $a= 15\text{mm}$ , para o material 2050-T8 AA, Subcarga Periódica (Loadblock) a  $0.75\times$ Carga.

Na figura 5.18 apresentam-se previsões para o efeito de um bloco de carga do tipo baixo-alto. A carga máxima do 2º bloco foi  $1.25\times$  a carga máxima do 1º bloco. A transição de carga produz um efeito semelhante ao de uma sobrecarga. Há um aumento brusco de carga, que tem a ver com o arredondamento da extremidade da fenda e consequente redução do fecho de fenda. A seguir há uma redução progressiva de  $da/dN$  à medida que a fenda se afasta da zona de transição. Essa estabilização tem a ver com a formação de uma nova onda plástica residual e consequente fecho de fenda.



**Figura 5.18.**  $da/dN$  em função de  $\Delta a$  para 5 ciclos de deformação plana com  $a= 15\text{mm}$ , para o material 2050-T8 AA, Sobrecarga Periódica (Loadblock) a  $1.5\times$ Carga.

Na figura 5.19 está representado o efeito de uma sobrecarga correspondente a  $1.5\times$  da carga máxima de amplitude constante. A sobrecarga provoca um aumento brusco de  $da/dN$  no ciclo da sobrecarga. A seguir há uma redução substancial de  $da/dN$ , que tem a ver com a formação de uma nova onda plástica residual e consequente aparecimento de fecho de fenda.



**Figura 5.19.**  $da/dN$  em função de  $CTOD_p$  para 5 ciclos de deformação plana com  $a=15$ mm, para o material 2050-T8.



## 6. CONCLUSÃO

Nesta dissertação foi estudado o comportamento à fadiga do alumínio 2050-T8

AA. As principais conclusões que se podem retirar deste estudo são:

- O ponto de medição tem uma grande influência no valor obtido para o CTOD plástico. Quanto mais próximo se está da extremidade de fenda, maior é a deformação plástica. À medida que se aumenta a distância entre o ponto de medição e a extremidade de fenda existe uma tendência para a estabilização da deformação plástica, embora nunca cesse o decréscimo.
- O início da propagação numérica de fenda produz um comportamento transitório, associado à formação da onda plástica residual. Assim, é importante ter alguma propagação de fenda para garantir valores estáveis de CTOD plástico.
- Diferentes comprimentos de fenda carregados com a mesma carga têm diferentes valores de  $\Delta\text{CTOD}_p$ . Esta sensibilidade relativamente ao comprimento de fenda justifica a necessidade de usar um parâmetro não linear para estudar a propagação de fendas por fadiga.
- Como seria de esperar a deformação plástica é mais elevada para um carregamento cíclico de 5 ciclos.
- É necessário efetuar um estudo para determinar o que causa a mudança de valores de  $\Delta\text{CTOD}_p$  entre 2 e 5 ciclos de carregamento.
- A transição de carga provoca uma redução substancial de  $da/dN$ , que tem a ver com um aumento de fecho de fenda.
- Existe uma tendência para a estabilização das previsões, à medida que a extremidade da fenda se afasta da zona de transição dos blocos de carga.
- As sobrecargas provocam um aumento brusco de  $da/dN$  no ciclo da sobrecarga. Posteriormente há uma redução substancial de  $da/dN$ , devido á formação de uma nova onda plástica residual e conseqüente aparecimento de fecho de fenda.

Como sugestões para trabalhos futuros propõem-se:

- Realizar ensaios experimentais para determinação de  $da/dN$  com provetes relativamente finos ( $t \leq 3$  mm) ou relativamente grossos ( $t \geq 10$  mm), para garantir estados de tensão mais próximos de tensão plana e deformação plana, respetivamente.
- Estudar outros materiais, de modo a perceber se há coincidência de curvas  $da/dN$ -CTOD<sub>p</sub>, isto é, se há uma relação bem definida entre a deformação plástica e o incremento de fenda. A comparação feita aqui com outros materiais não é conclusiva, pois há algumas imprecisões nos modelos numéricos de determinação de CTOD<sub>p</sub>. Neste momento prepara-se a análise do aço inoxidável 304L.
- Validar a previsão de  $da/dN$  para carregamentos de amplitude variável com resultados experimentais.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASTM (2004). ASTM Annual Book, American Society for testing and Materials, West Conshohoken, PA.

Branco C., Ferreira J., Costa J., & Ribeiro A. (2012). Projecto de Órgãos de Máquinas.

Chaboche JL (2008) A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories. *International Journal of Plasticity*, 24, 1642–1693.

D.M. Rodrigues, F.V. Antunes (2009) Finite element simulation of plasticity induced crack closure with different material constitutive models. *Engineering Fracture Mechanics* 76: 1215-1230.

Donald K, Paris PC (1999). An evaluation of DKeff estimation procedure on 6061-T6 and 2024-T3 aluminum alloys. *Int J Fatigue*; 21:S47–57.

Dubois, Thierry (2013, 18 de Junho), “Constellium Inaugurates New ‘Airware’.

Duncan T., Knight K. (2015). “Electrochemical Testing of Aluminum-Lithium Alloys 2050, 2195, and the Current Aerospace. Industry Standard 7075 to Measure the Galvanic Corrosion Behavior with Ti-6Al-4V”.

FA Castanheira (2015), “Propagação de Fendas por Fadiga: Efeitos de Blocos de Carga”, tese de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.

Hfaiedh, N., Peyre, P., Song, H., Popa, I., Ji, V., & Vignal, V. (2015), Finite element analysis of laser shock peening of 2050-T8 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue*, 70, 480-489.

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

Paris, P.C. and Erdogan, F. (1963) A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. *Journal of Basic Engineering*, 85, 528-533.

L.S. Lasdon, A.D. Waren, A. Jain, M.W. Ratner (1975). Design and testing of a Generalized Reduced Gradient Code for Nonlinear Optimization. NTIS National Technical Information Service U. S. Department of Commerce, Cleveland.

Lequeu, P., Smith, K. P., & Daniélou, A. (2009). Aluminum-Copper-Lithium Alloy 2050 Developed for Medium to Thick Plate. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 19(6), 841-847.

Lugo M., Daniewicz S.R. (2011), The influence of T-stress on plasticity induced crack closure under plane strain conditions. *Int. J. Fatigue* 33; 176–185.

Kujawsky, D. (2001). Enhanced model of partial crack closure for correlation of R-ratio effects in aluminum alloys. *International Journal of Fatigue*, 23(2), 95-102.

Nicholls D J. (1993) Prediction of fatigue crack growth rates based on crack blunting. *Engineering Fracture Mechanics*, 48(1), 9–15.

P.A. Prates, A.F.G. Pereira, N.A. Sakharova, M.C. Oliveira, and J.V. Fernandes, “Inverse Strategies for Identifying the Parameters of Constitutive Laws of Metal Sheets,” *Advances in Materials Science and Engineering*, vol. 2016, Article ID 4152963, 18 pages, 2016.

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.

Pippan, R., & Grosinger, W. (2013). Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding. *International Journal of Fatigue*, 46, 41–48.

Rice J.R. (1967) Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue. On: Fatigue crack propagation. Philadelphia: ASTM STP 415, 256–71.

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.

Simões R. (2017), “Análise de Propagação de Fendas por fadiga com base no CTOD: Efeito dos Parâmetros Numéricos”, tese de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.

Sousa, T. (2014), “Propagação de fendas por fadiga: Influência do contacto nos parâmetros de extremidade de fenda”, Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade de Coimbra

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.

Voce E (1948) The relationship between stress and strain for homogeneous deformation, *Journal of the Institute of Metals*, 74, 537–562.

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.