

Miguel Alexandre de Almeida Martins

Análise da propagação de fendas por fadiga em materiais metálicos baseada no CTOD

Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica
na Especialidade de Produção e Projeto

Julho/2018





FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Análise da propagação de fendas por fadiga em materiais metálicos baseada no CTOD

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

Analysis of fatigue crack propagation in metallic materials based on CTOD

Autor

Miguel Alexandre de Almeida Martins

Orientador

Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes

Coorientador

Professor Doutor Pedro André Dias Prates

Júri

Presidente	Professor Doutor José António Martins Ferreira Professor Catedrático da Universidade de Coimbra Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado com Agregação da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Francisco Alberto Diaz Garrido Professor titular da Universidade de Jaén, Espanha
Orientador	Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Julho, 2018

“Eu ainda não cheguei lá, mas estou mais perto do que ontem.”

Autor desconhecido.

Aos meus pais, irmão e namorada.

Agradecimentos

A realização desta dissertação apenas foi possível devido á contribuição das mais variadas pessoas, cujo auxílio prestado foi fundamental.

Ao meu orientador, o Professor Doutor Fernando Antunes, pela constante disponibilidade, transmissão de conhecimentos e constante boa disposição. Sem a sua ajuda esta dissertação não seria possível.

A toda a minha família e namorada, pelo apoio incondicional e motivação que me deram durante este percurso, permitindo-me alcançar este objetivo.

A todos os meus amigos que percorreram comigo este caminho, pelo apoio e amizade que levo comigo.

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

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

Aos Professores Doutores Marta Oliveira e Diogo Neto pela disponibilização do *template*.

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



Resumo

O estudo da fadiga em componentes estruturais é bastante importante, sendo o modo de ruína mais frequente. Normalmente é estudado com base em curvas $da/dN-\Delta K$ mas, sendo ΔK um parâmetro elástico e a fadiga um fenómeno não linear elástico, pensa-se que não é a abordagem mais correta. O parâmetro aqui utilizado para estudar a fadiga é o CTOD, pois é um parâmetro que quantifica a deformação plástica na extremidade da fenda.

Nesta dissertação procura-se estudar a propagação de fendas por fadiga no aço 18Ni300 obtido por *Selective Laser Melting* (SLM) e na liga de alumínio 2024-T351. Além disso, pretende-se fazer a um breve estudo do efeito de entalhes circulares na liga 7050-T6, através da análise do CTOD. Para tal, recorreu-se a um programa de simulação numérica de elementos finitos (DD3IMP).

Os resultados experimentais previamente obtidos no aço 18Ni300 SLM indicavam que era o mecanismo de deformação plástica que controlava a abertura de fenda. Contudo, a análise do CTOD mostrou que a fratura frágil também tem bastante influência, produzindo propagação intergranular. O tratamento térmico deste material diminui o da/dN , indicando que as tensões residuais têm um papel significativo na velocidade de propagação da fenda.

A liga de alumínio 2024-T351 tem uma deformação plástica dentro da gama de valores obtidos para outras ligas de alumínio. A curva modelo $da/dN-\delta_p$ obtida em deformação plana com cinco ciclos de carga foi utilizada para prever o efeito da alteração da razão de tensões.

Palavras-chave: Propagação de fendas por fadiga, $CTOD_p/\delta_p$, Simulação numérica, $da/dN-\delta_p$, Razão de tensões, Fecho de fenda.

Abstract

The study of the fatigue in structural components is quite important, being the more frequent mode of ruin. Normally it is studied based on $da/dN-\Delta K$ curves, however, ΔK is an elastic parameter and fatigue is a nonlinear elastic phenomenon, it is thought that this is not the most correct approach. The parameter used here to study fatigue is a parameter which contemplates the plastic deformation, the crack tip open displacement parameter, CTOD.

In this dissertation the aim is to study the propagation of fatigue cracks in the 18Ni300 steel obtained by Selective Laser Melting (SLM) and in the aluminum alloy 2024-T351. In addition, it is intended to make a brief study of the effect of circular notches in the 7050-T6 alloy, through CTOD analysis. For this, a numerical program of finite elements (DD3IMP) was used.

The experimental results previously obtained in the 18Ni300 SLM steel indicated that cyclic plastic deformation may be the controlling mechanism. However, the CTOD analysis showed that a brittle behaviour also has a great influence, producing intergranular propagation. The heat treatment of this material decreases the fracture crack growth, indicating that the residual stresses play a significant role in the crack propagation velocity.

The 2024-T351 aluminum alloy has a plastic deformation within the values obtained for other aluminum alloys. The model curve $da/dN-\delta_p$ obtained in plain strain with five load cycles between propagations was used to predict the effect of the stress ratio variation.

Keywords Fatigue crack growth rate, $CTOD_p/\delta_p$, Numerical Simulation, $da/dN-\delta_p$, Crack closure.

Índice

Índice de Figuras.....	vi
Índice de Tabelas	viii
Simbologia e Siglas	ix
Simbologia.....	ix
Siglas	xii
1. Introdução.....	1
1.1. Enquadramento.....	1
1.2. Objetivos	2
1.3. Estrutura da dissertação	3
2. Revisão bibliográfica.....	4
2.1. Processo de manufatura por adição	4
2.2. Fadiga.....	5
2.3. Limitações das curvas $da/dN - \Delta K$	7
2.4. Soluções estudadas	8
2.5. Parâmetros não lineares de extremidade de fenda.....	9
2.5.1. Deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD)	10
2.5.2. Estudo da propagação de fenda com base no CTOD	13
3. Resultados experimentais	14
3.1. Materiais.....	14
3.2. Determinação experimental de da/dN	15
3.3. Modelação do comportamento elasto-plástico.....	19
4. Procedimento numérico.....	25
4.1. Modelo Físico.....	25
4.2. Discretização por elementos Finitos.....	26
4.3. Programa de elementos finitos DD3IMP.....	28
4.4. Determinação de $\Delta CTOD_p$	29
5. Resultados Numéricos.....	32
5.1. Aço AISI 18Ni300 obtido por SLM	32
5.1.1. Fecho de fenda.....	32
5.1.2. CTOD plástico.....	33
5.1.3. Curvas $da/dN - \delta_p$	35
5.1.4. Efeito da razão de tensão	38
5.1.5. Limiar de fadiga	40
5.1.6. Discussão	43
5.2. Liga de Alumínio 2024-T351.....	47
5.2.1. Fecho de fenda.....	47
5.2.2. CTOD plástico.....	48
5.2.3. Curvas $da/dN - \delta_p$	50
5.2.4. Efeito da razão de tensão	52

5.2.5. Limiar de fadiga	53
6. Conclusões.....	57
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	59
APÊNDICE A	65
Análise de propagação de fendas por fadiga em entalhes.....	65
Procedimento numérico.....	65
Fecho de fenda.....	68
Estado de tensão.....	69

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Ilustração do processo DMLS (Modificado de www.EOS.info).....	5
Figura 2.2. Curva típica $da/dN-\Delta K$	7
Figura 2.3. Diagrama das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação (Adaptado de Sousa, 2014 [19])	10
Figura 2.4. Ilustração de diferentes interpretações de CTOD. a) CTOD igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação á posição original da extremidade. b) CTOD igual á distância entre a intersecção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda inferior e superior.....	12
Figura 3.1. Geometria do provete C(T) segundo a norma ASTM E647 [47].	16
Figura 3.2. Resultados experimentais, em escala logarítmica, para o aço 18Ni300, com diferentes razões de tensão. a) $da/dN-\Delta K$; b) $da/dN -K_{max}$	18
Figura 3.3. Resultados experimentais $da/dN-\Delta K$, em escala logarítmica, para a liga de alumínio 2024-T351, com diferentes razões de tensão.	19
Figura 3.4. Geometria provete segundo a norma ASTM E606.....	20
Figura 3.5. a)Curva tensão-deformação ajustada aço 18Ni300 SLM ($\Delta\varepsilon = \pm 0.8\%$); b) Curva experimental vs ajustada.	21
Figura 3.6. a)Curva tensão-deformação ajustada liga alumínio 2024 ($\Delta\varepsilon = \pm 0.02\%$); b) Curva experimental vs ajustada.	22
Figura 4.1. Condições de fronteira apicadas a $\frac{1}{4}$ do provete de teste [41].....	25
Figura 4.2. Figura representativa da zona de aplicação da carga e condição de fronteira na zona da fenda. a) Aço 18Ni300 SLM; b) Liga alumínio 2024-T351.....	26
Figura 4.3. Imagem representativa da malha de elementos finitos da liga de alumínio 2024-T351 para um comprimento de fenda inicial $a_0=18\text{mm}$	27
Figura 4.4. Imagem representativa curva CTOD-Carga, aço 18Ni300 SLM, estado plano de deformação, nó 1, com cinco ciclos de carga entre propagações e um comprimento de fenda inicial, $a_0= 22\text{mm}$	30
Figura 5.1. Nível de fecho de fenda versus ΔK , obtido para o estado plano de tensão (tp) e estado plano de deformação (dp).	33
Figura 5.2. Comparação do nível de CTOD plástico obtido em deformação e tensão plana.	34
Figura 5.3. Comparação do nível de CTOD plástico em função do fator de intensidade de tensões para diferentes materiais, no estado plano de tensão.	35

Figura 5.4. Curva da/dN- δ_p para estado de tensão plana, 5 ciclos de carga e razão de tensão de R=0.05.....	36
Figura 5.5. Curvas modelo da/dN- δ_p de materiais estudados.....	37
Figura 5.6. Previsão do efeito da razão de tensão para o estado de tensão plana.....	38
Figura 5.7. Efeito da razão de tensão para o estado de tensão plana.....	39
Figura 5.8. Limiar de fadiga do aço AISI 18Ni300 SLM.....	41
Figura 5.9. Imagem representativa obtenção limiar de fadiga alternativo.....	42
Figura 5.10. Limiar de fadiga obtido pelo método alternativo.....	43
Figura 5.11. Micrografias MEV Aço AISI 18Ni300 com diferentes ampliações.....	46
Figura 5.12. Variação do nível de fecho de fenda, obtida para o estado de plano de deformação e de tensão.....	48
Figura 5.13. Nível de CTOD plástico na liga de alumínio 2024-T351 obtido em deformação plana.....	49
Figura 5.14. Comparação do nível de CTOD plástico em função do fator de intensidade de tensões para diferentes materiais, em deformação plana.....	50
Figura 5.15. Curvas modelo da/dN- δ_p , para estado de deformação plana e razão de tensão de R=0.1, da liga de alumínio 2024-T351, com dois e cinco ciclos de carga.....	51
Figura 5.16. Previsão do efeito da razão de tensão para o estado plano de deformação.....	53
Figura 5.17. Limiar de fadiga obtido pelo método alternativo.....	54
Figura 5.18. Comparação limiar de fadiga experimental e numérico para o aço 18Ni300 e ligas alumínio 2024-T351 e 6082-T6.....	55
Figura 5.19. Efeito do ponto de medição no limiar de fadiga.....	56
Figura A.1. Imagem representativa do provete utilizado com raio r	66
Figura A.2. Malha de elementos finitos para um entalhe de $r=8\text{mm}$	68
Figura A.3. Variação do nível de fecho de fenda com diferentes raios, obtido para o estado de tensão e deformação plana em função do incremento de fenda.....	69
Figura A.4. Variação do CTOD plástico em função do incremento de fenda: a) Tensão plana; b) Deformação plana.....	70

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Propriedades mecânicas dos materiais em estudo.	15
Tabela 3.2. Composição química aço 18Ni300 SLM [44].	15
Tabela 3.3. Composição química liga alumínio 2024-T351 [46].	15
Tabela 3.4. Parâmetros de carga e constantes da lei de Paris do aço 18Ni300 SLM. [da/dN]= $\mu\text{m}/\text{ciclo}$; [ΔK]=MPa <i>m</i>	16
Tabela 3.5. Parâmetros de carga e constantes da lei de Paris da liga alumínio 2024-T351. [da/dN]= $\mu\text{m}/\text{ciclo}$; [ΔK]=Mpam.	17
Tabela 3.6. Parâmetros elasto-plástico do aço 18Ni300.	24
Tabela 3.7. Parâmetros elasto-plástico da liga de alumínio 2024-T351.	24
Tabela 4.1. Ficheiros de entrada e saída de Software DD3IMP.	29
Tabela A.1. Parâmetros elasto-plástico da liga de alumínio 7050-T7.	67

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a	Comprimento de fenda
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
F_{ab}	Força correspondente à abertura de fenda
K	Fator de intensidade de tensão
K_{ab}	Fator de intensidade de tensão de abertura de fenda
K_{Ic}	Tenacidade à fratura
$K_{máx}$	Fator de intensidade de tensão máximo

K_{min}	Fator de intensidade de tensão mínimo
R	Razão de tensões num ciclo de carregamento
r_{pc}	Raio da zona plástica inversa
U_{clo}	Gama de carga em que a fenda está fechada [%]
Y	Fator geométrico
δ_e	Gama de $CTOD_e$ (elástico)
δ_p	Gama de $CTOD_p$ (plástico)
Δa	Incremento de fenda
ΔK	Gama do fator de intensidade de tensão
ΔK_{ef}	Gama efetiva do fator de intensidade de tensão
ΔK_{th}	Limiar de propagação de fendas por fadiga
$\Delta \varepsilon_p$	Gama de deformação plástica
$\bar{\varepsilon}^p$	Deformação plástica equivalente
ε_p	Deformação plástica
ε_{p0}	Deformação plástica no início de cada ciclo de carga
σ	Tensão aplicada
σ_{ys}	Tensão de cedência
$\sigma_{máx}$	Tensão máxima

σ_{\min}	Tensão mínima
	Tensão equivalente
σ'	Tensor das tensões de Cauchy
$\sigma^{Fit}, \sigma^{Exp}$	Tensão ajustada experimentalmente
ν)	Tensão de escoamento
σ_{sat}, σ_0 e C_σ	Parâmetros do encruamento isotrópico
Y	Tensão de cedência
Σ	Tensor das tensões efectivo
X_i	Posição do campo elástico
Σ_{xx}	Componentes de endurecimento isotrópico
C_x	Velocidade de saturação cinemática
	Velocidade de saturação isotrópica
	Tensão limite de elasticidade
X_{Sat}	Tensão de saturação cinemática
	Tensor das tensões inversas

Y_{sat} Tensão de saturação isotrópica

Siglas

AM	Additive Manufacturing
ASTM	American Society for Testing and Materials
CJP	Christopher James Patterson (model)
COD	Crack Opening Displacement (Deslocamento de abertura de fenda)
CTOD	Crack Tip Opening Displacement (Deslocamento de abertura da extremidade de fenda)
CTODp	Crack Tip Opening Displacement plastic (Deslocamento plástico de abertura da extremidade de fenda)
C(T)	Provete do tipo Compact-Tension
DD3IMP	Deep Drawing 3-dimensional IMPLICIT
DMLS	Direct Metal Laser Sintering
DEMUC	Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra
DP	Deformação Plana

FCTUC	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
MEV	Microscopia Electrónica de Varrimento
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
PICC	Fecho de fenda induzido por deformação plástica (<i>Plasticity-induced Crack Closure</i>)
TP	Tensão Plana
NLC	Número de ciclos de carga entre Propagações (<i>Number of Load Cycles</i>)
SLM	Selective Laser Melting
SLS	Selective Laser Sintering

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

A maioria das falhas de componentes mecânicos acontece devido a solicitações dinâmicas. Essas falhas ocorrem, tipicamente, para níveis de tensão significativamente inferiores aos valores da resistência estática dos materiais. Os ciclos de tensão que resultam deste tipo de carregamentos provocam a deterioração dos materiais envolvidos. Com o passar do tempo, o dano acumulado origina o aparecimento e o desenvolvimento de fissuras que acabam por destruir os componentes. A este processo dá-se o nome de "fadiga", pois as sucessivas tensões vão diminuindo a resistência mecânica do material. A falha por fadiga é responsável por 80% a 90% das falhas em serviço de componentes mecânicos [1].

Conseguir prever a vida útil de um componente é, hoje em dia, crucial para a segurança de estruturas e consequente proteção da vida humana. A sua determinação é normalmente efetuada relacionando a velocidade de propagação por ciclo de carga, da/dN , com a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , havendo inúmeras referências baseadas neste parâmetro. O problema reside no facto de ΔK ser um parâmetro elástico e a fadiga ser um fenómeno não linear e irreversível, levando a uma série de problemas e limitações como as curvas $da/dN-\Delta K$ serem dependentes da razão de tensões R e da história da carga bem como a incapacidade de previsão destes fatores. Também apresenta questões a nível análise dimensional e ainda a sua aplicação encontra-se limitada à Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE).

De forma a contornar estas limitações várias teorias já foram propostas. O fecho de fenda [2] tem sido usado para explicar os efeitos de razão de carga, sobrecargas, história de carga, fendas curtas e estado de tensão enquanto que o T -Stress foi usado para explicar o efeito da geometria do provete no fecho de fenda [3]. Também o fecho de fenda

parcial [4] e [5] e o Modelo CJP (Modelo de Christopher James Patterson) foram usados na tentativa de ultrapassar as limitações da abordagem baseada nas curvas $da/dN-\Delta K$, no entanto, apenas mitigam o problema e levantam novas questões.

A utilização de parâmetros não lineares que quantifiquem a deformação plástica na extremidade da fenda como 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, pode ser uma solução fiável. O CTOD (*Crack Tip Opening Displacement*) é um parâmetro usado para quantificar a deformação plástica na extremidade da fenda, estando intimamente ligado com a velocidade de propagação de fenda. Trabalhos anteriores do grupo de investigação permitiram concluir que existe uma relação robusta entre o CTOD com da/dN , ou seja, acredita-se que a gama plástica do CTOD, $\Delta CTOD_p$, é capaz de quantificar a deformação plástica. Foram analisadas as ligas de alumínio 6082-T6, 7050-T6, 2050-T8 e ainda o aço inoxidável 304L originando resultados bastante consistentes.

A presente dissertação enquadra-se nesta linha de investigação. Assim, pretende-se estudar o comportamento à fadiga do aço AISI 18Ni300 obtido por *Selective Laser Melting* (SLM) e da liga de alumínio 2024-T351 utilizando $\Delta CTOD_p$. Além disso, pretende-se prever o efeito de entalhes circulares na liga alumínio 7050-T6.

1.2. Objetivos

O objetivo geral da presente dissertação é o estudo da propagação de fendas por fadiga para o aço AISI 18Ni300 e para a liga de alumínio 2024-T351, com base no parâmetro CTOD.

Como objetivos específicos podem indicar-se:

- Obter os modelos de comportamento elástico-plástico dos materiais em estudo;
- Obter as curvas $da/dN-\delta_p$, comparando-as com obtidas anteriormente para outros materiais;

- Fazer a previsão do efeito da razão de tensões, a partir dos modelos de comportamento $da/dN-\delta p$;
- Prever o limiar de fadiga a partir da análise numérica;
- Estudar o efeito dos entalhes em δp (e assim em da/dN).

1.3. Estrutura da dissertação

A presente dissertação encontra-se dividida em sete capítulos, incluindo o presente capítulo introdutório, sendo a sua estrutura a seguinte:

- Capítulo 2: designado por revisão bibliográfica apresenta os conceitos e definições consideradas relevantes por parte do autor para a compreensão dos capítulos seguintes.
- Capítulo 3: este capítulo apresenta uma breve revisão do procedimento experimental para obtenção das curvas $da/dN - \Delta K$ bem como das curvas de comportamento cíclico dos materiais aqui estudados e apresentam-se os resultados obtidos.
- Capítulo 4: aqui descreve-se o procedimento numérico utilizado, sendo dada informação relativa à geometria e material dos provetes, malhagem e ao programa de elementos finitos utilizado na obtenção do parâmetro em estudo.
- Capítulo 5: são apresentados, analisados e discutidos os resultados obtidos sendo ainda feita uma comparação com materiais anteriormente estudados.
- Capítulo 6: neste último capítulo, apresentam-se as conclusões finais retiradas desta dissertação e são feitas propostas para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo será apresentada uma breve revisão do processo de manufatura por adição de um dos materiais estudados, bem como uma exposição dos conceitos científicos associados ao estudo da fadiga.

2.1. Processo de manufatura por adição

O aço 18Ni300 foi obtido por um processo de manufatura por adição chamado processo de fusão a laser (SLM). Um processo parecido ao SLS (Selective Laser Sintering) ou DMLS (Direct Metal Laser Sintering). Este processo foi inicialmente desenvolvido por Pierre Ciraud e posteriormente complementado por Ross Householder [6], permite uma liberdade total na geometria da peça a projetar. Consiste na adição de camadas de pó do material respectivo, que irá ser posteriormente fundido utilizando um laser de alta potência. Após esta etapa é adicionada outra camada de pó e o processo é repetido até obter a peça final. A espessura da camada e a velocidade com que o laser funde o pó são parâmetros variáveis do processo. A Figura 2.1 representa o funcionamento deste processo.

Materiais como titânio, ligas com base de níquel, ferro, alumínio, bronze, cobre, aços inoxidáveis, aços rápidos e de trabalho a quente bem como compósitos de matriz metálica, podem ser usados neste processo [7].

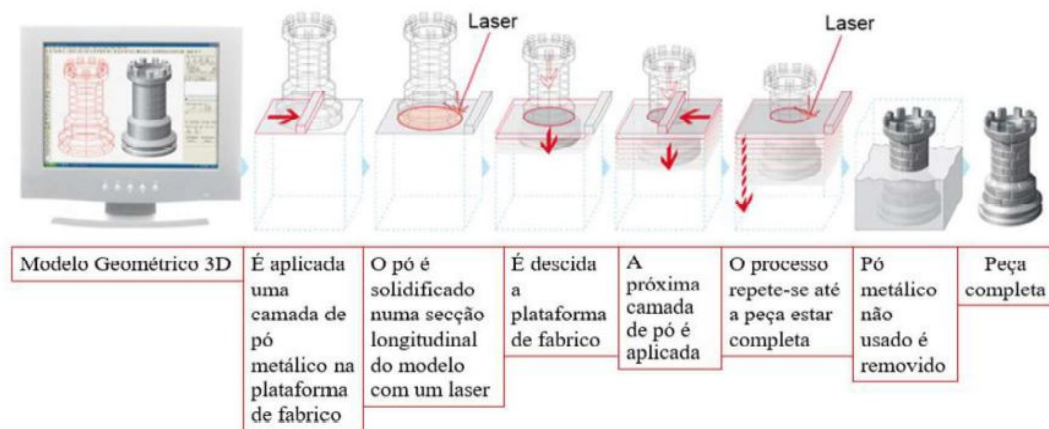


Figura 2.1. Ilustração do processo DMLS [68].

2.2. Fadiga

A fadiga é um dos modos de falha mais importantes, sendo um fenómeno responsável por 80 a 90% de falhas prematuras de componentes em serviço [1]. É um fenómeno de enfraquecimento progressivo, permanente e localizado que ocorre devido a esforços dinâmicos, que podem dar origem a fissuras ou a uma fratura completa após um determinado número de ciclos de carregamento, para tensões inferiores às tensões de rotura e de limite de elasticidade do material [8].

Habitualmente, a rotura associada à fadiga compreende três fases: a iniciação, a propagação e a rotura. A primeira fase envolve a nucleação e o crescimento microscópico de fissuras em planos de corte. Geralmente, esta fase ocorre à superfície, em zonas onde há menos constrangimento, o que favorece a ocorrência de deformação plástica. Na fase de propagação a velocidade vai aumentando progressivamente com o aumento do comprimento de fenda. Começam-se a criar planos de deslizamento junto á extremidade de fenda, passando a propagação a ocorrer segundo uma direção perpendicular à da aplicação da carga. Finalmente a rotura ocorre quando a fenda atinge a sua dimensão crítica, ou seja, quando se começa a propagar de forma acelerada e instável.

A abordagem da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), iniciado por Irwin [9], tem-se revelado uma ferramenta essencial para o estudo da propagação de fendas por fadiga. Partindo da premissa que todos os componentes possuem falhas [10], Irwin

demonstrou que a magnitude de tensão na frente de cada fenda pode ser quantificada em termos do fator de intensidade de tensão, K . Este fator, expresso na equação (2.1), é função da tensão aplicada, σ , da dimensão da fenda, a , e do parâmetro considera o efeito da geometria do componente, Y .

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

Quando o valor máximo de K atinge um valor crítico (K_{IC}) ocorre rotura instável. Num carregamento cíclico, a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK é:

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

onde $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ são, respectivamente, o valor máximo e mínimo durante um ciclo de carregamento. A Figura 2.2 mostra a relação deste parâmetro com a taxa de crescimento de fenda, da/dN . É possível distinguir três regiões diferentes, a primeira região tem como limite inferior o limiar de propagação de fendas por fadiga, ΔK_{th} , abaixo do qual não existe propagação. De seguida é visível uma linearidade entre a velocidade de propagação e o fator de intensidade de tensões, em escalas logarítmicas, descrita pela seguinte equação:

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

Nesta equação, conhecida como Lei de Paris, C e m são constantes obtidas experimentalmente dependentes de fatores como o material, razão de tensão e condições ambientais. Por último, na terceira fase, a propagação de fenda ocorre rapidamente, aproximando o valor de $K_{m\acute{a}x}$ ao valor da tenacidade à fratura K_{IC} do material, à qual ocorre a rotura final.

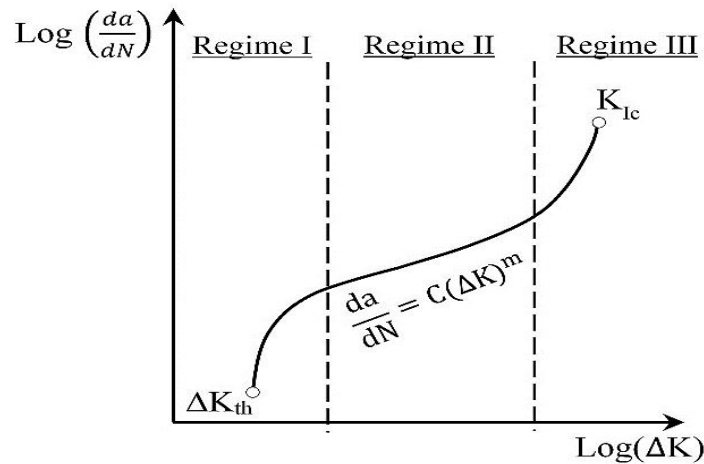


Figura 2.2. Curva típica $da/dN-\Delta K$

A tensão média tem um efeito bastante significativo na propagação da fenda, sendo normalmente quantificada através da razão entre as tensões mínima e máxima do ciclo de carregamento pela seguinte equação:

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

A velocidade de propagação de fenda de um modo geral aumenta com R .

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

As curvas $da/dN - \Delta K$ têm sido amplamente utilizadas em estudos de fratura e fadiga, assumindo que o dano na ponta da fenda é controlado pelo campo elástico [11]. No entanto há um erro fundamental por trás do uso da gama do fator de intensidade de tensão, ΔK , para estudos de fadiga. De facto, o problema é que ΔK é um parâmetro elástico e a fadiga é um fenómeno não-linear e irreversível. Este parâmetro pode ser obtido numericamente existindo diferentes soluções e vastos estudos feitos em geometrias distintas. As curvas $da/dN-\Delta K$ continuam a traduzir bons resultados no âmbito da *MFLE* para fissuras longas. No entanto, foram identificadas diferentes limitações nomeadamente a influência da razão de tensões, a incapacidade de prever o efeito do histórico de carga, os

problemas dimensionais das relações $da/dN-\Delta K$ e a sua aplicabilidade limitada à MFLE. A determinação do valor de ΔK abaixo do qual não há propagação, denominado limiar de fadiga, é um processo moroso e trabalhoso.

2.4. Soluções estudadas

De forma a contornar as limitações das curvas $da/dN-\Delta K$ várias teorias já foram propostas. O conceito de fecho de fenda é o mais utilizado, assumindo que existe um nível de carga abaixo do qual os flancos de fissura estão em contacto, e que por isso não é suposto existir propagação. A gama de carga efetiva é então traduzido pela seguinte equação:

$$\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{ab} \quad (2.5)$$

onde K_{ab} é o fator de intensidade de tensões inerente à carga para a qual se dá abertura da fenda e $K_{m\acute{a}x}$ é o fator de tensões associado ao valor máximo do ciclo de tensão a que o material é sujeito. No entanto, não há uma metodologia aceite que permita saber o valor de K_{ab} com precisão, sendo possível obter diferentes valores para uma mesma situação, tanto por via experimental como numérica. Este conceito tem sido usado para explicar os efeitos de razão de carga, sobrecargas, histórico de carga, fendas curtas e estado de tensão.

Diversos mecanismos de fecho têm sido estudados, nomeadamente: induzido por plasticidade (PICC) [12], por rugosidade (RICC) [13], por oxidação (OICC) [14], por fluido viscoso [15], por transformação de fase [16] e por pó de grafite [17]. Na presente dissertação será estudado o PICC, que se baseia na formação de uma onda plástica residual na vizinhança das faces de fenda devido a material deformado em ciclos anteriores de forma irreversível (na zona plástica). Durante a descarga, o retorno do material circundante em regime elástico à sua posição inicial provoca o aparecimento de tensões de compressão que promovem o contacto entre as faces fenda antes de se atingir a carga mínima do ciclo de carregamento. Resumindo, o fecho de fenda é uma tentativa de corrigir as limitações de ΔK , no entanto, não resolve totalmente o problema.

Novas abordagens foram propostas na tentativa de complementar o estudo da fadiga: o T-Stress foi usado para explicar o efeito da geometria do provete no fecho de fenda [3], o fecho de fenda parcial [4] e [5], o Modelo CJP (Modelo de Christopher James Patterson) também foram usados na tentativa de melhorar este conceito, no entanto, todas estas abordagens apenas mitigam o problema e levantam novas questões.

A utilização de parâmetros não lineares que quantifiquem a deformação plástica na extremidade da fenda parece ser o caminho a seguir. Vários parâmetros podem ser utilizados para quantificar essa deformação plástica, como 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.

2.5. Parâmetros não lineares de extremidade de fenda

A Figura 2.3 representa as três zonas distintas que é possível identificar na extremidade de fenda [18] e são definidas como:

- Região I: A zona plástica cíclica onde surge um ciclo de histerese cujo tamanho depende da razão de tensões e do valor de ΔK . Os parâmetros não lineares mais relevantes são a gama de deformação plástica ($\Delta \varepsilon_{p,yy}$), o raio da zona plástica inversa (r_{pc}), a dissipação plástica total por ciclo e o deslocamento de abertura de fenda (*CTOD*).
- Região II: A zona plástica monótona, resultante do carregamento provoca deformação plástica e após o mesmo dá-se uma carga-descarga elástica.
- Região III: A zona elástica onde a deformação sofrida é puramente elástica.

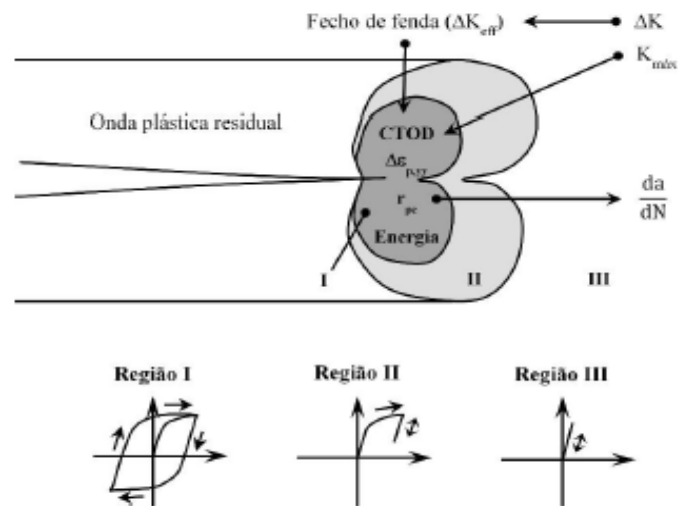


Figura 2.3. Diagrama das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação (Adaptado de Sousa, 2014 [19])

2.5.1. Deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD)

Após observar a ocorrência de arredondamento da extremidade de fenda devido à deformação plástica gerada antes de ser atingida a fratura, Wells [20] verificou que o grau de arredondamento sofria um acréscimo proporcional à tenacidade do material. Este acontecimento levou à proposta do deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD) como um parâmetro de elevada importância na caracterização do comportamento à fratura de materiais dúcteis. Inicialmente, era referido como COD (Crack Opening Displacement), no entanto, acabou por ser alterado de forma a estabelecer uma distinção entre o deslocamento de abertura na extremidade (CTOD) e na boca (CMOD) da fenda. O CTOD, consiste na distância física entre as duas superfícies de fratura de uma fenda de fadiga. Este parâmetro foi desenvolvido devido ao seu significado físico e à necessidade de estender a aplicação do fator de intensidade de tensões elástico às condições elasto-plásticas. A sua determinação requer alguns cuidados, pois uma sobre estimativa pode conduzir a uma propagação instável e conseqüente falha desastrosa. Por outro lado, uma

subestimativa leva a uma limitação excessiva do tamanho de defeitos, conduzindo a serviços de manutenção desnecessários.

Pelloux [21] usou a microfratografia para provar que o conceito de CTOD permitia a previsão do espaçamento das estrias de fadiga e, por consequência, a taxa de crescimento da fenda. Por outro lado, Bates e Santhanam [22] relacionaram o deslocamento de abertura de fenda com a deformação plástica na extremidade da fenda:

$$CTOD = 0,103 \cdot \varepsilon_{p,yy}^2 \quad (2.6)$$

onde $\varepsilon_{p,yy}$ corresponde à deformação plástica total, segundo a direção vertical, ou seja, perpendicular à direção do carregamento. Nicholls [23] por sua vez, sugeriu a seguinte expressão:

$$CTOD = \frac{\lambda K^2}{E\sigma_{ys}} \quad (2.7)$$

Mais tarde, em 1994, Nicholls [24] assumiu uma relação de potência entre a taxa de crescimento de fenda e o CTOD:

$$\frac{da}{dN} = b(CTOD)^{1/p} \quad (2.8)$$

onde b e p são constantes. Tvergaard [25] e Pippan e Grosinger [26] indicaram uma relação linear entre da/dN e a variação de CTOD para materiais com elevada ductilidade:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta CTOD) \quad (2.9)$$

Duas das definições de CTOD mais conhecidas são: o deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição original da extremidade de fenda representado na Figura 2.4a, ou a distância entre dois pontos definidos pela intersecção das faces de fenda com duas linhas a $+45^\circ$ e -45° com origem na extremidade de fenda representado na Figura 2.4b. Ambas são equivalentes caso o arredondamento da extremidade de fenda apresente um formato semicircular.

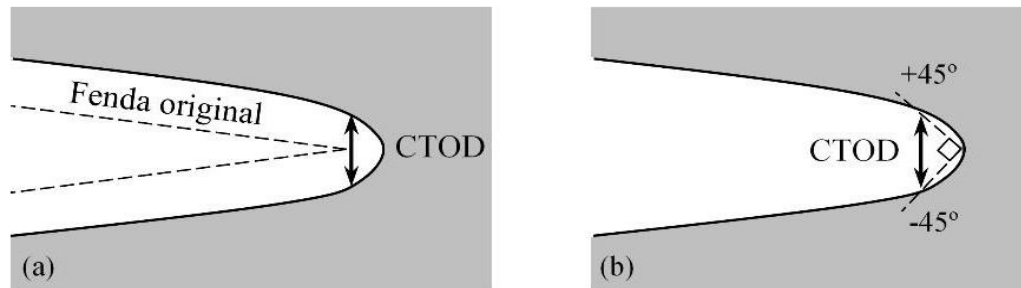


Figura 2.4. Ilustração de diferentes interpretações de CTOD. **a)** CTOD igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação à posição original da extremidade. **b)** CTOD igual à distância entre a intersecção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda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

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

$$CTOD_e = \pm \frac{4K}{E} \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \quad (2.10)$$

onde d é a distância do ponto de medição relativamente à extremidade da fenda, E é o módulo de Young e K é o fator de intensidade de tensões. A distinção entre o sinal positivo e negativo deve-se à referência às faces superior e inferior, respetivamente.

A medição experimental do CTOD é efetuada em zonas relativamente afastadas da extremidade de fenda. Existem duas técnicas bastante relevantes: a *Digital Image Correlation (DIC)* e a *Compliance*. A *DIC* é uma técnica de medição da deformação total (plástica e elástica) na superfície de um provete efetuada na ausência de contacto. Esta técnica tem sido utilizada no estudo dos campos de deformação [27] e tem permitido extrair informação sobre parâmetros como: a carga de fecho [28] e [29], a extensão da zona plástica [30] e o deslocamento de abertura de fenda (*COD*).

A *Compliance* é uma técnica que se baseia no facto de que a presença de uma fenda numa estrutura conduzir a um aumento na sua flexibilidade. Esta variação manifesta-se de diversas formas, sendo a sua medição útil na determinação do comprimento de fenda e da resposta em termos de fecho de fenda do provete em estudo. Os métodos de *Compliance* têm-se tornado técnicas *standard* para a medição da carga inerente ao fecho de fenda, quer a medida seja feita numa zona remota da extremidade de fenda (métodos globais), quer seja feita em zonas adjacentes à extremidade de fenda (métodos locais) [31].

Tendo em conta a dificuldade associada á medição experimental do *CTOD*, que dever ser efetuada junto à extremidade de fenda, é usual recorrer à utilização de programas de simulação numérica. Na presente dissertação fez-se o estudo de *CTOD* por recurso ao programa de elementos finitos, *DD3IMP* desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.

2.5.2. Estudo da propagação de fenda com base no CTOD

Uma nova abordagem foi proposta em trabalhos anteriores [32-38], onde se propõe substituir o parâmetro ΔK por $CTOD_p$, substituindo a curva típica $da/dN-\Delta K$ por $da/dN-CTOD_p$. Esta abordagem baseia-se em duas suposições:

- a propagação da fenda por fadiga está ligada à deformação plástica na ponta da fenda;
- o $CTOD_p$ é capaz de quantificar o nível desta deformação plástica.

Esta estratégia já tem sido alvo de várias dissertações estudando diversos materiais como as ligas de alumínio 6082-T6 [39], 7050-T6 e 2050-T8 [40], e o aço inoxidável 304L [41]. Além disso, foi ainda efetuado o estudo do limiar de fadiga [42] e o efeito de parâmetros numéricos no valor de *CTOD* [43].

A presente dissertação enquadra-se nesta linha de investigação. Pretende-se estudar o aço AISI 18Ni300 obtido por SLM e a liga de alumínio 2024-T351, e ainda prever o efeito da presença de entalhes na liga de alumínio 7050-T6.

3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Como já foi referido, nesta dissertação são estudados dois materiais, o aço AISI 18Ni300 obtido por SLM e a liga de alumínio 2024-T351.

Os resultados experimentais presentes neste capítulo foram cedidos pelo Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra e pela Universidade de Málaga para o aço 18Ni300 SLM [44] e liga de alumínio 2024-T351, respetivamente.

3.1. Materiais

O aço AISI 18Ni300 foi obtido por SLM com uma velocidade de laser de 200 mm/s e camadas com espessura de cerca de 40 μm . A análise por MEV [45] mostrou a presença significativa de pequenas porosidades e a formação de agulhas martensíticas. Adicionalmente, o aumento da velocidade de laser levou a um crescimento dos níveis de porosidade.

A liga de alumínio 2024-T351 é um dos materiais mais conhecidos das ligas de alumínio de alta resistência. Com a sua alta resistência e excelente resistência à fadiga, é utilizada em estruturas onde uma boa relação resistência-peso é desejada. No sentido de melhorar as suas propriedades mecânicas, esta liga foi sujeita a um tratamento de solubilização e de trabalho a frio, seguido de envelhecimento natural.

As tabelas de propriedades mecânicas bem como da composição química podem ser consultadas nas Tabela 3.1, Tabela 3.2 e Tabela 3.6. Como se pode verificar o aço 18Ni300 apresenta um módulo de Young, tensão de cedência e resistência à tração bastante superior à liga de alumínio 2024, no entanto, este último apresenta uma deformação à rotura bastante superior.

Tabela 3.1. Propriedades mecânicas dos materiais em estudo.

<i>Material</i>	<i>Módulo Young [GPa]</i>	<i>Tensão de cedência [MPa]</i>	<i>Resistencia à tração [MPa]</i>	<i>Deformação à rotura [%]</i>
<i>18Ni300</i>	168	-	1147	5.12
<i>2024-T351</i>	73	325	470	20

Tabela 3.2. Composição química aço 18Ni300 SLM [44].

Elemento	Ni	Co	Mo	Ti	Al	Cr	C	Mn	P	Si	Fe
%	18.2	9.0	5.0	0.6	0.05	0.3	0.01	0.04	0.01	0.1	Restante

Tabela 3.3. Composição química liga alumínio 2024-T351 [46].

Elemento	Cu	Mg	Si	Fe	Mn	Al	Outros
%	4.5	1.6	0.5	0.5	0.7	Restante	0.5

3.2. Determinação experimental de da/dN

As velocidades de propagação de fenda, da/dN , foram obtidas utilizando o provete C(T) de acordo com a norma ASTM E647 [47], ilustrado na Figura 3.1. Os testes experimentais do aço 18Ni300 SLM foram obtidos para um comprimento, W , de 36 mm e uma espessura, t , de 3 e 6 mm. Por sua vez, a liga de alumínio 2024-T351 foi estudada em provetes C(T) com um comprimento, W , de 50 mm e uma espessura, t , de 12 mm.

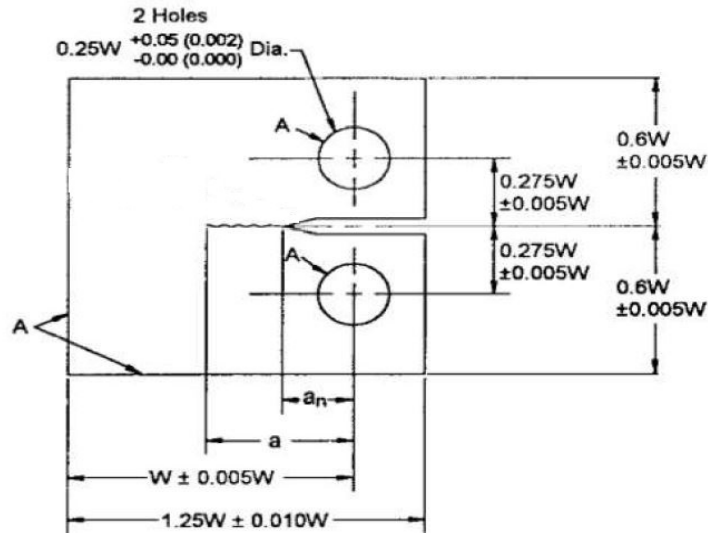


Figura 3.1. Geometria do provete C(T) segundo a norma ASTM E647 [47].

As tabelas 3.4 e 3.5 apresentam os parâmetros de carga utilizados nos ensaios experimentais e as constantes da lei de Paris, C e m . Os valores de m estão dentro da gama usual (2-4).

Tabela 3.4. Razão de tensão e constantes da lei de Paris do aço 18Ni300 SLM. $[da/dN]=\mu\text{m}/\text{ciclo}$; $[\Delta K]=\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

R	Espessura, t [mm]	m	C
0.05	3	2.1	0.24×10^{-5}
0.05	6	2.72	3.82×10^{-5}
0.3	6	2.72	3.85×10^{-5}
0.6	6	2.74	4.66×10^{-5}

Tabela 3.5. Razão de tensão e constantes da lei de Paris da liga alumínio 2024-T351. $[da/dN]=\mu\text{m}/\text{ciclo}$; $[\Delta K]=\text{Mpa}\sqrt{\text{m}}$.

R	Espessura t [mm]	m	C
0.1	12	3.35	5.73×10^{-5}
0.7	12	4.17	2.35×10^{-5}

A Figura 3.2a mostra as curvas $da/dN-\Delta K$ do aço 18Ni300 em escalas logarítmicas. Como se pode observar o aumento do ΔK aumenta significativamente da/dN , como seria de esperar. Podemos observar o regime de Paris bem definido e para baixos valores de ΔK há uma redução significativa de da/dN típica do regime I. A influência da razão de tensões e da variação de espessura para 3 e 6 mm é bastante pequena, o que indica um pequeno valor de fecho de fenda. A Figura 3.2b mostra as curvas $da/dN - K_{max}$ onde verificamos que os resultados para as diferentes razões de tensão estão algo distantes permitindo concluir que ΔK é mais efetivo na análise de da/dN .

No regime II de propagação, a deformação plástica é o mecanismo normalmente usado para explicar o fenómeno de propagação de fenda. Os resultados para o aço 18Ni300 SLM são típicos em termos de linearidade e de declive.

Foi também feito um estudo do limiar de fadiga, tendo-se obtido para $R=0.05$ um valor de $5.2 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ [44].

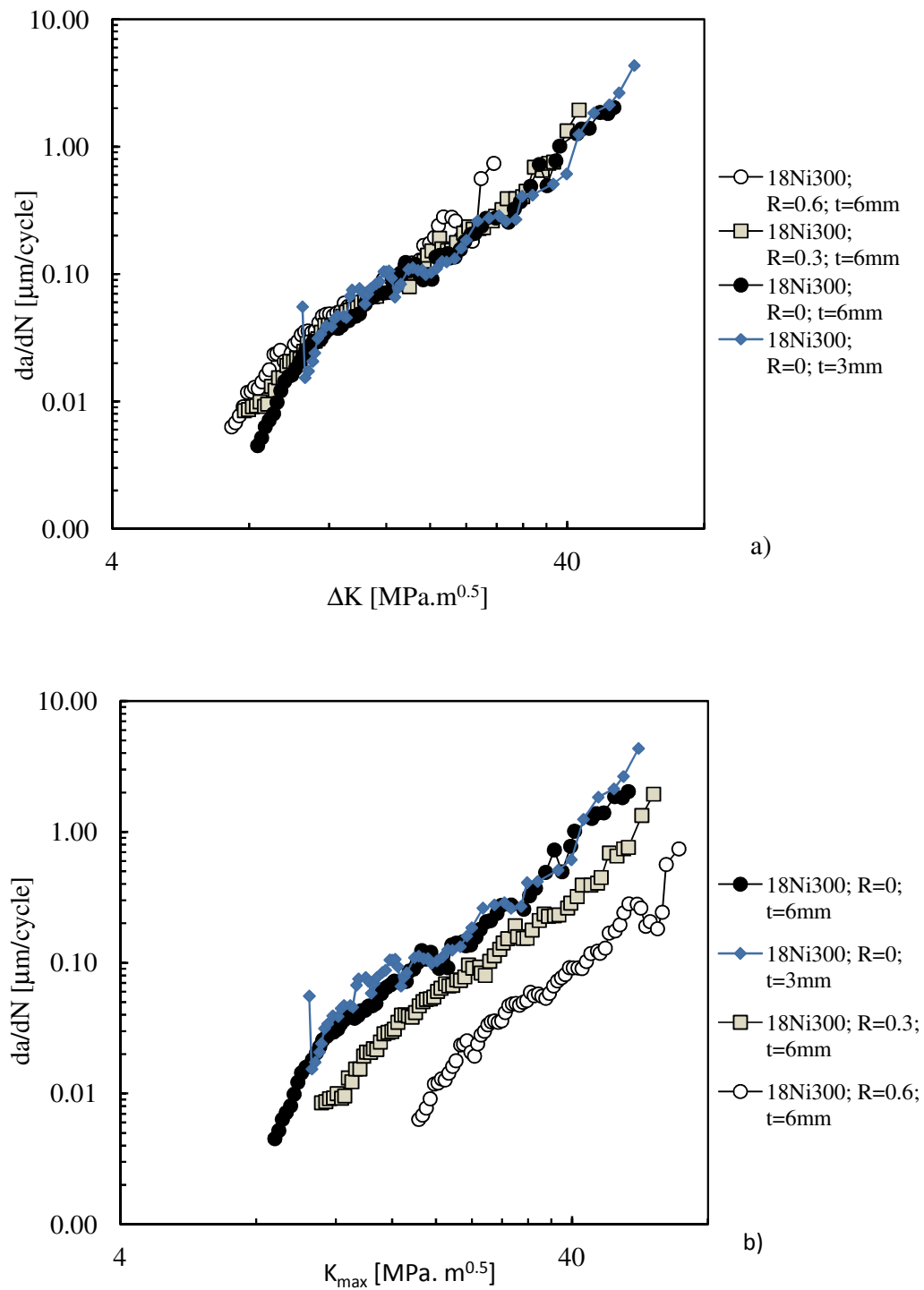


Figura 3.2. Resultados experimentais, em escala logarítmica, para o aço 18Ni300, com diferentes razões de tensão. **a)** $da/dN - \Delta K$; **b)** $da/dN - K_{\text{max}}$ [44].

Na Figura 3.3 são apresentados os resultados experimentais através de uma curva $da/dN-\Delta K$ da liga de alumínio 2024-T351. Como seria espectável, o aumento do ΔK aumenta significativamente o da/dN . Pode-se observar que existe um comportamento algo multi linear no regime II. O aumento da razão de tensão faz aumentar o da/dN , o que indica existir fecho de fenda. De facto, o efeito é normalmente associado a variações de fecho de fenda. Através das curvas apresentadas consegue-se fazer uma estimativa do limiar de fadiga, obtendo para $R=0.1$ e $R=0.7$ um valor de $1.79 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ e $3.32 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$.

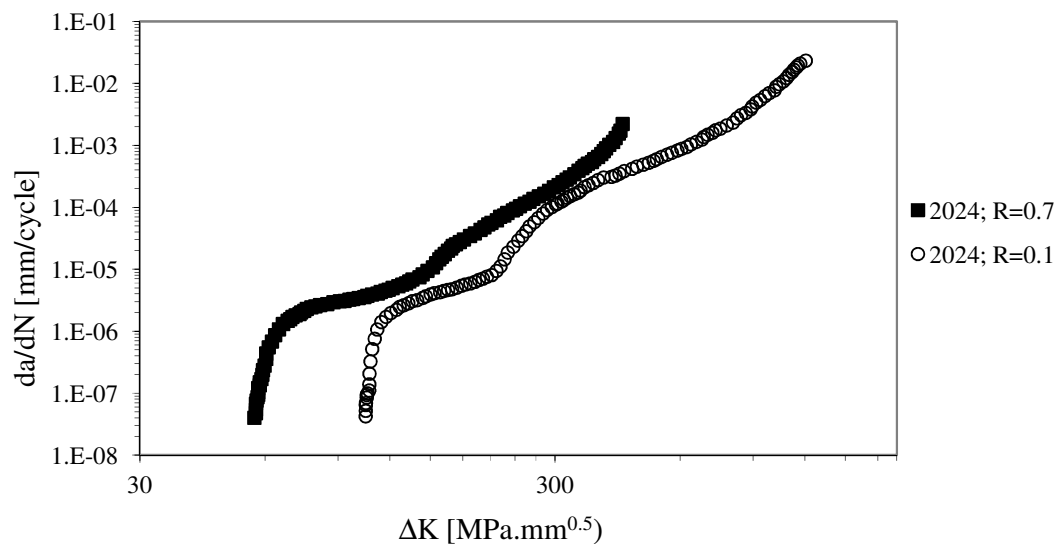


Figura 3.3. Resultados experimentais $da/dN-\Delta K$, em escala logarítmica, para a liga de alumínio 2024-T351, com diferentes razões de tensão.

3.3. Modelação do comportamento elasto-plástico

A qualidade das simulações numéricas depende muito da precisão dos modelos teóricos utilizados para descrever o comportamento elasto-plástico do material. A sua modelação foi feita com base em ensaios experimentais de fadiga a baixo número de ciclos de modo a obter a curva *tensão – deformação* usada para ajustar as constantes do

material. A Figura 3.4 apresenta a geometria dos provetes utilizados para o estudo do aço 18Ni300 SLM segundo a norma ASTM E606 [48]. Para a liga de alumínio 2024 utilizou-se uma geometria similar.

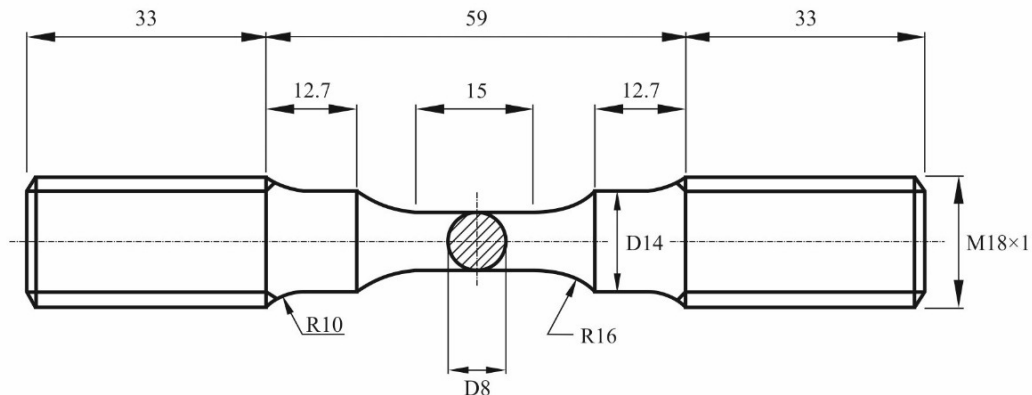


Figura 3.4. Geometria provete segundo a norma ASTM E606.

A Figura 3.5 e Figura 3.6 representam a curva ajustada de *tensão – deformação* cíclica obtida e também uma comparação com a curva experimental para o aço 18Ni300 SLM e para a liga de alumínio 2024-T351, respetivamente. Podemos verificar que relativamente ao aço 18Ni300 SLM o material tem uma resposta bastante estável desde o início do carregamento. Relativamente ao aço 2024-T351 verificamos que o material apresenta um endurecimento inicial seguido de estabilização.

Os modelos obtidos apresentam um ajustamento muito bom ao material como se pode observar. O ajustamento é apresentado através de uma curva cíclica no caso do aço 18Ni300 SLM e uma curva com a deformação plástica acumulada no caso da liga de alumínio 2024.

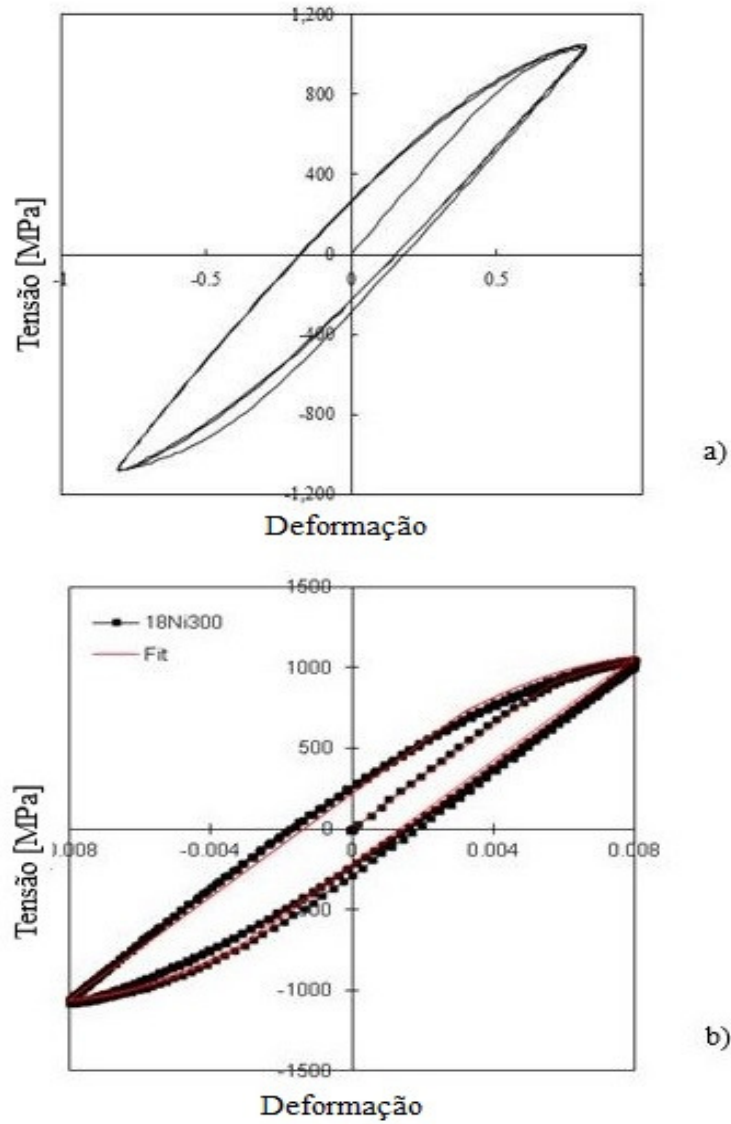


Figura 3.5. a) Curva tensão-deformação ajustada aço 18Ni300 SLM ($\Delta\varepsilon = \pm 1.6\%$; $R_\varepsilon = -1$); b) Curva experimental vs ajustada.

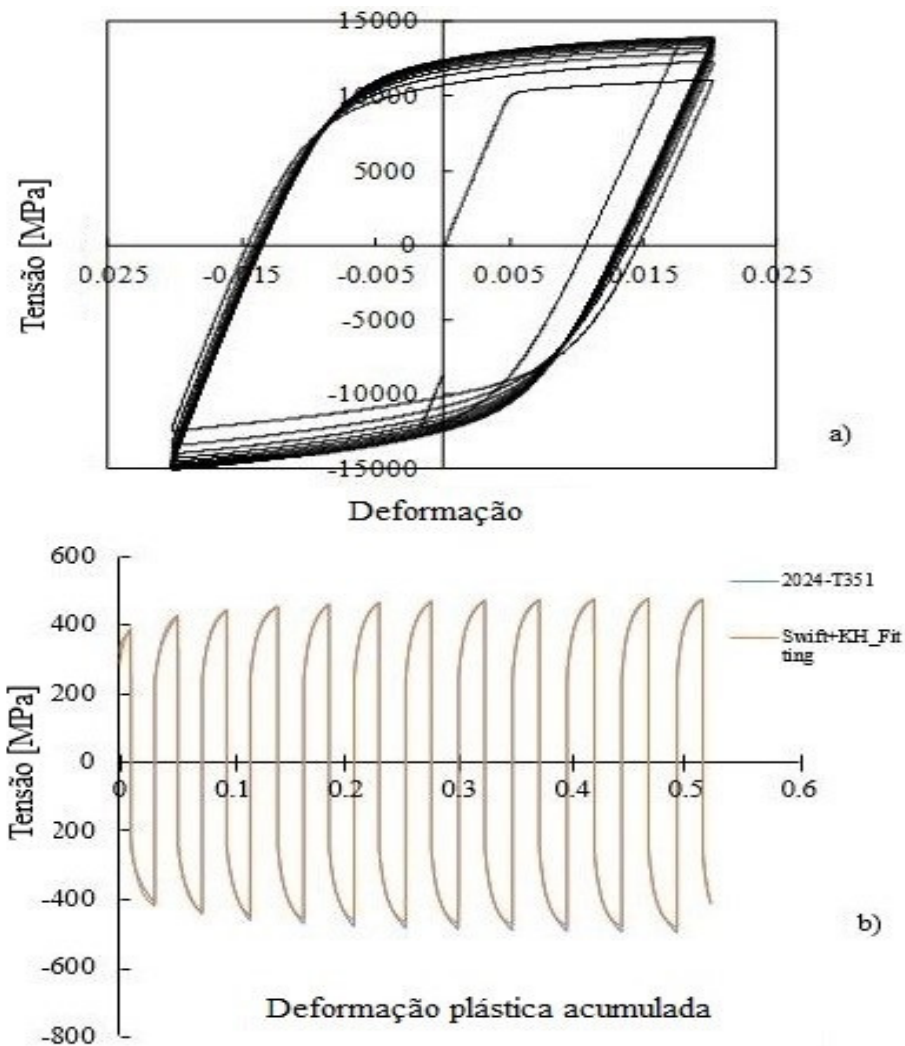


Figura 3.6. a) Curva tensão-deformação ajustada liga alumínio 2024 ($\Delta\varepsilon = \pm 4\%$); b) Curva experimental vs ajustada.

O modelo elasto-plástico usado para ajustar as propriedades do material utiliza o critério de Von Mises combinando o encruamento isotrópico de Voce [49] e o encruamento cinemático de Armstrong e Frederick [50] para o aço 18Ni300 SLM e o encruamento isotrópico de Swift [51] com o encruamento cinemático de Armstrong e Frederick para a liga de alumínio 2024.

Nesta modelação, foi considerado o critério de plasticidade de Von Mises [52]:

$$(\Sigma_{22} - \Sigma_{33})^2 + (\Sigma_{33} - \Sigma_{11})^2 + (\Sigma_{11} - \Sigma_{22})^2 + 3\Sigma_{23}^2 + 3\Sigma_{13}^2 + 3\Sigma_{12}^2 = 2Y^2, \quad (3.1)$$

onde Σ_{11} , Σ_{22} , Σ_{33} , Σ_{12} , Σ_{13} , e Σ_{23} são componentes do tensor das tensões efetivo, Σ ($\Sigma = \sigma' - X'$), onde σ' é a componente desviadora do tensor das tensões de Cauchy e X' é o tensor das tensões inversas, associado à lei de encruamento cinemático. Y é a tensão de cedência. A lei de Voce [49] é descrita por:

$$Y = Y_0 + (Y_{sat} - Y_0)[1 - \exp(-C_Y \bar{\epsilon}^p)] \quad (3.2)$$

em que Y_0 é a tensão limite de elasticidade, Y_{sat} tensão de saturação isotrópica e C_Y é a velocidade de saturação isotrópica. A lei de Swift [51] é dada pela equação:

$$Y = K(\epsilon_0 + \bar{\epsilon}^p)^n \quad (3.3)$$

em que ϵ_0 , K e n são parâmetros do material.

A lei de Armstrong e Frederick [50] foi selecionada para descrever o encruamento cinemático não-linear:

$$d\mathbf{X}' = C_X \left[\frac{X_{SAT}}{\bar{\sigma}} (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}') - \mathbf{X}' \right] d\bar{\epsilon}^p$$

em que C_X é a velocidade de saturação cinemática e X_{SAT} é a tensão de saturação cinemática.

Um procedimento de otimização foi efetuado de modo a ajustar as propriedades do material que melhor modelam o comportamento plástico cíclico dos materiais em questão. O conjunto de parâmetros identificados do material foi obtido pela minimização da função-objetivo de mínimos quadrados $F(\mathbf{A})$:

$$F(\mathbf{A}) = \sum_{i=1}^N \left(\frac{\sigma^{Fit}(\mathbf{A}) - \sigma^{Exp}}{\sigma^{Exp}} \right)_i^2, \quad (3.4)$$

onde $\sigma^{Fit}(\mathbf{A})$ e σ^{Exp} são os valores ajustados e medidos experimentalmente para valores de tensão real. \mathbf{A} é o vetor de parâmetros materiais das leis de Voce e de Armstrong e Frederick já identificados e N é o número total de pontos de medição experimentais. Os valores de σ^{Exp} foram obtidos a partir do ensaio de fadiga a baixo número de ciclos. A minimização de $F(\mathbf{A})$ foi realizada utilizando o algoritmo GRG2 [53], incluído na ferramenta Microsoft Excel SOLVER.

As Tabela 3.6 e 3.7 apresentam os parâmetros dos materiais que descrevem o comportamento elasto-plástico ajustado.

Tabela 3.6. Parâmetros elasto-plástico do aço 18Ni300.

<i>Material</i>	<i>Parâmetros lei de Hooke</i>		<i>Encruamento Isotrópico (Voce)</i>			<i>Encruamento cinemático (Armstrong-Frederick)</i>	
	<i>E</i> [GPa]	<i>v</i> [-]	<i>Y₀</i> [MPa]	<i>Y_{Sat}</i> [MPa]	<i>C_Y</i> [-]	<i>C_X</i> [-]	<i>X_{Sat}</i> [MPa]
<i>18Ni300 SLM</i>	160	0.30	683.62	683.62	0	728.34	402.06

Tabela 3.7. Parâmetros elasto-plástico da liga de alumínio 2024-T351.

<i>Material</i>	<i>Parâmetros lei de Hooke</i>		<i>Encruamento Isotrópico (Swift)</i>			<i>Encruamento cinemático (Armstrong-Frederick)</i>	
	<i>E</i> [GPa]	<i>v</i> [-]	<i>Y₀</i> [MPa]	<i>C</i> [MPa]	<i>n</i> [-]	<i>C_X</i> [-]	<i>X_{Sat}</i> [MPa]
<i>2024-T351</i>	77.4	0.30	288.96	389.00	0.056	138.80	111.84

4. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

Este capítulo descreve o modelo numérico 3D utilizado na simulação para a determinação de δ_p .

4.1. Modelo Físico

O modelo numérico do provete C(T) considera uma espessura de 0.1mm e comprimentos iniciais de fenda, a_0 com o valor de 8,272; 11,272; 14,272; 17,272; 20,272; 23,272 e 25,272 mm para o aço sinterizado e com o valor de 6,272; 10,272; 12,272; 15,272; 17,272; 20,272; 22,272; 25,272; 27,272 e 30,272 mm para a liga de alumínio. As restantes dimensões do provete foram indicadas no capítulo anterior.

A análise numérica foi efetuada considerando apenas $\frac{1}{4}$ do provete C(T) e as condições de fronteira representadas na Figura 4.1.

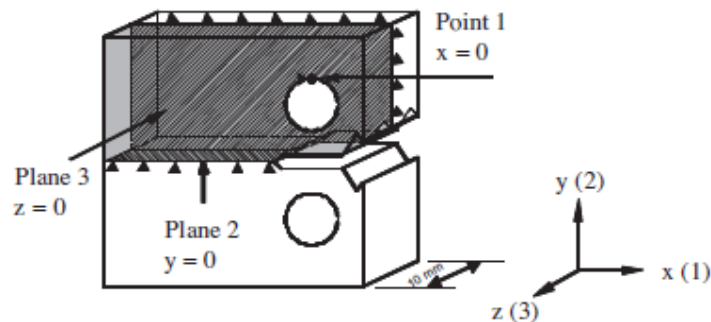


Figura 4.1. Condições de fronteira aplicadas a $\frac{1}{4}$ do provete de teste [41].

A Figura 4.2 representa os modelos numéricos. A zona de aplicação da carga do provete experimental tem uma geometria circular, no entanto, o modelo numérico do aço 18Ni300 SLM e da liga de alumínio 2024-T351 tem uma geometria retangular e semi-circular com uma extremidade linear na extremidade superior, respetivamente. A geometria do furo quadrado foi definida tendo em conta a área da secção do furo no

provete real. Sendo δ_p medido numa zona afastada do furo, pensa-se que esta alteração não altera o cálculo deste parâmetro. Notar que o ponto direito inferior do modelo foi fixo, para evitar movimento de corpo rígido.

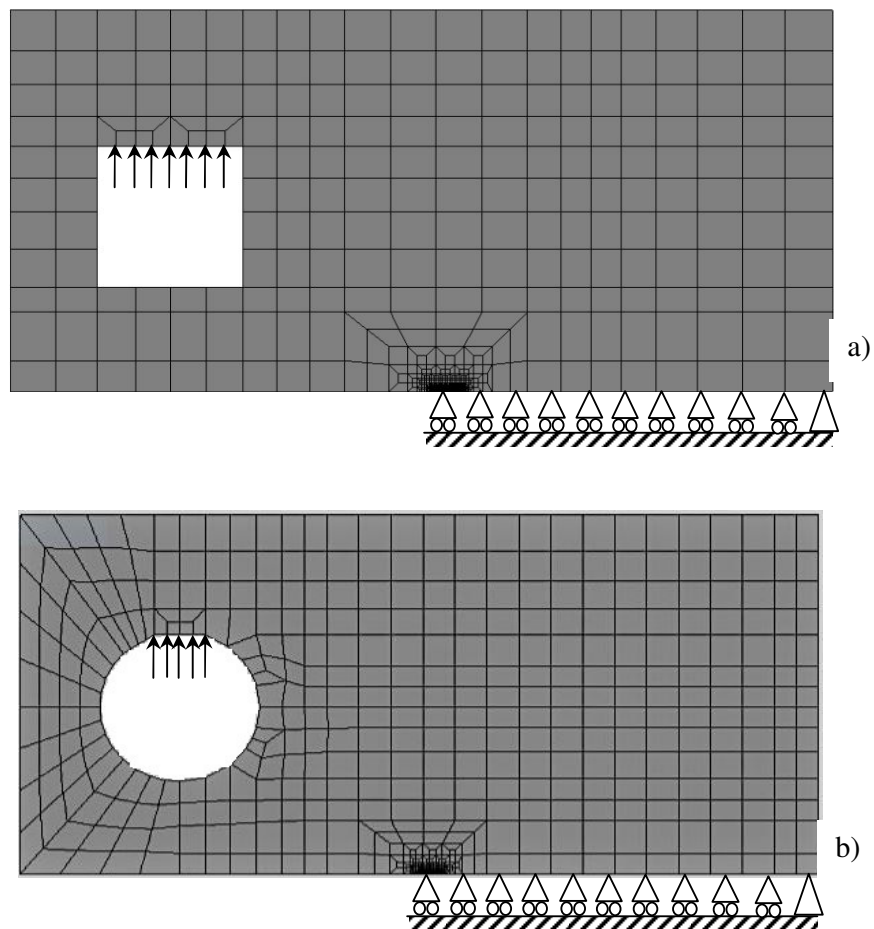


Figura 4.2. Figura representativa da zona de aplicação da carga e condição de fronteira na zona da fenda. **a)** Aço 18Ni300 SLM; **b)** Liga alumínio 2024-T351

4.2. Discretização por elementos Finitos

A malha de elementos finitos usada considera um grande refinamento na zona da extremidade da fenda com elementos de dimensões de $8 \times 8 \mu m^2$, onde existe

concentração de tensão e deformação, e um menor refinamento para as zonas mais afastadas. Notar que o foco principal é na zona da fenda, garantindo-se assim uma melhor exatidão de resultados sem sobrecarregar o modelo de propagação. Os incrementos de fenda, feitos a cada dois ou cinco ciclos, foram de $8\ \mu\text{m}$. Foram efetuadas 160 propagações equivalentes a um incremento total de fenda de $8\ \mu\text{m} \times 159$ propagações, isto é, $\Delta a = 1.272\ \text{mm}$.

A Figura 4.3 representa a malha de elementos finitos usada para a liga de alumínio 2024-T351 com um comprimento de fenda de $19\ \text{mm}$. Esta malha compreende 7287 elementos lineares isoparamétricos de 8 nós, perfazendo um total de 14910 nós. O aço 18Ni300 SLM compreende 7142 elementos com um total de 14606 nós.

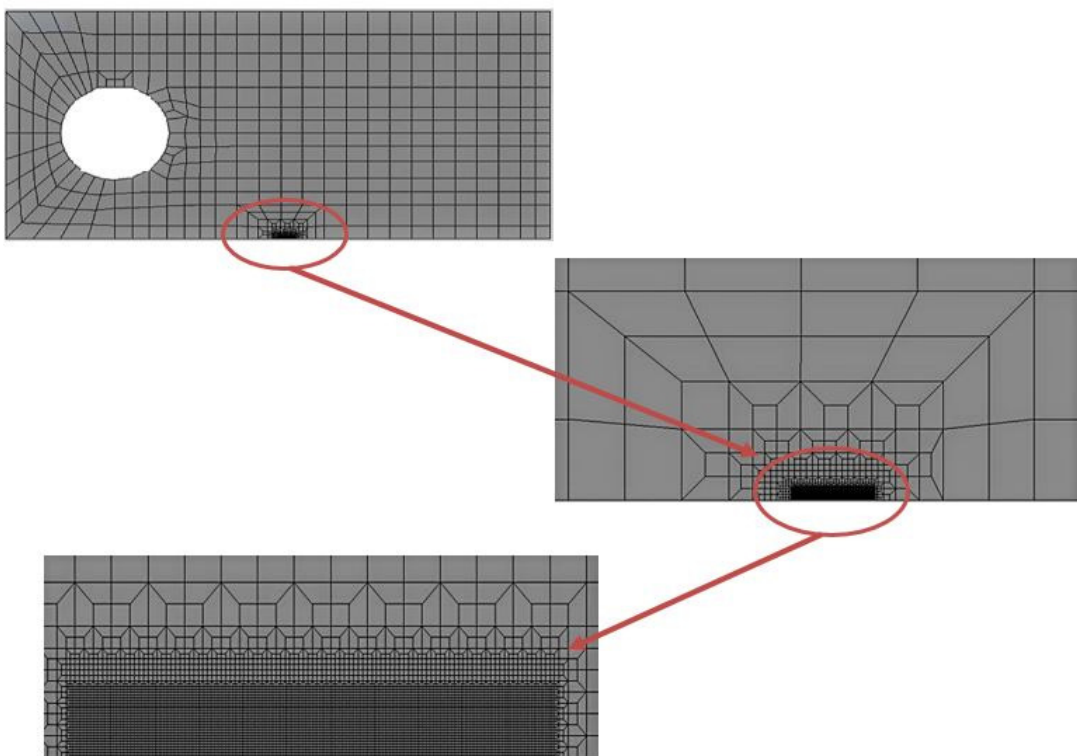


Figura 4.3. Imagem representativa da malha de elementos finitos da liga de alumínio 2024-T351 para um comprimento de fenda inicial $a_0=18\text{mm}$.

4.3. Programa de elementos finitos DD3IMP

A presente dissertação recorre à simulação numérica para estudar o deslocamento de abertura de fenda (CTOD), recorrendo ao método de elementos finitos. Este divide uma estrutura em vários elementos de forma geométrica e dimensão finita e utiliza a solução de cada um para obter o comportamento do todo [54].

É utilizado um programa de elementos finitos desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, o DD3IMP (Deep-Drawing 3-dimensional IMPLICIT programme)). Este programa possui um código numérico complexo, baseado num esquema implícito de integração temporal para análise de processos de conformação de metais.

É necessário fornecer ao programa um conjunto de parâmetros numéricos e físicos através de “ficheiros de entrada”. Após a sua introdução e execução do programa são realizadas as 160 propagações de fenda. Concluída a execução, obtém-se os ficheiros de saída com a informação relativa a valores numéricos de abertura de fenda, forças de contacto, perfil da fenda e da sua extremidade.

A **Tabela 4.1** representa a designação e caracterização dos ficheiros de entrada e saída necessários para o estudo.

O deslocamento de abertura da extremidade de fenda é obtido através do ficheiro de saída “NosFenda2.dat”, sendo a carga aplicada obtido no ficheiro #1_enti1.res.

Tabela 4.1. Ficheiros de entrada e saída de Software *DD3IMP*.

<i>Ficheiros</i>	<i>Designação</i>	<i>Caracterização</i>
<i>Entrada</i>	mesh.dat	Malha de elementos finitos
	mater1.dat	Propriedades do material
	phase.dat	Condições de solicitação
	bcon.dat	Condições de fronteira
	input.dat	Parâmetros de controlo do método numérico
	tool.dat	Ferramenta que garante a aplicação da solicitação e a simulação do contacto das faces de fenda
<i>Saída</i>	#1_enti1.res	Resultados das forças aplicadas para cada incremento de fenda
	bloco160.ufo	Informação global no bloco 160
	Fcont.dd3	Forças de contacto para a carga mínima
	NosFenda2.dat	Coordenadas dos nós ao longo do plano de simetria para os diferentes níveis de solicitação

4.4. Determinação de $\Delta CTOD_p$

A determinação do parâmetro CTOD é feita a partir dos ficheiros de saída do *DD3IMP*, #1_enti1.res e NosFenda2.dat, contendo os dados pertencentes às cargas aplicadas e os deslocamentos de fenda relativos a essas cargas, respetivamente. Utilizando um programa desenvolvido em Visual Basic denominado PICC_24 realiza-se o pós-processamento que nos fornece o ficheiro com as cargas e respetivos deslocamentos.

Na Figura 4.4 encontra-se representada a curva típica $CTOD$ - F . Podemos observar que entre A-B fenda permanece fechada. A partir do momento em que o valor de $CTOD$ é diferente de zero, ponto B, dá-se a abertura de fenda.

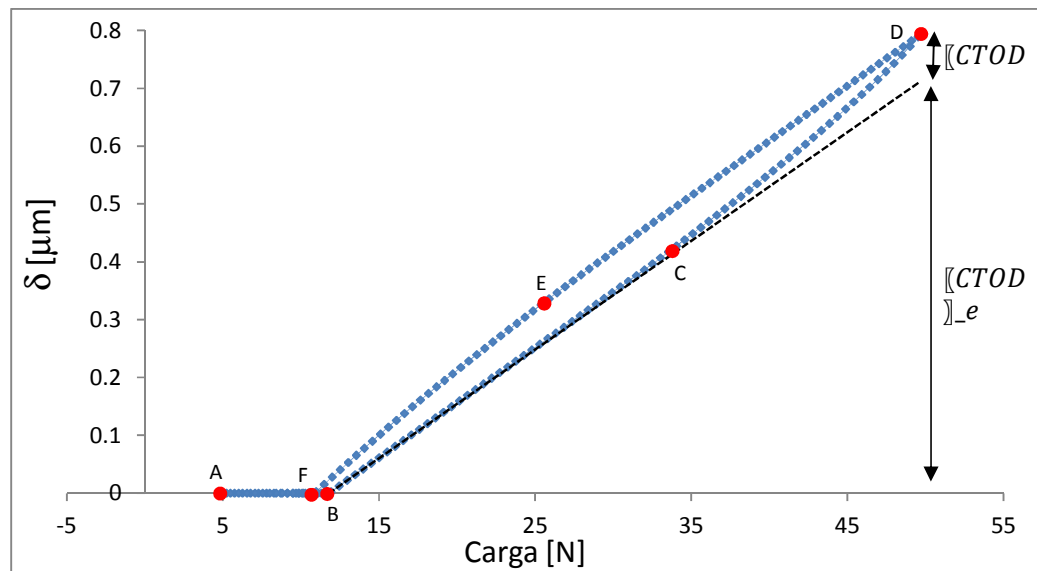


Figura 4.4. Imagem representativa curva $CTOD$ -Carga, aço 18Ni300 SLM, estado plano de deformação, nó 1, com cinco ciclos de carga entre propagações e um comprimento de fenda inicial, $a_0 = 22\text{mm}$.

Verifica-se que com o aumento gradual de carga, o valor de $CTOD$ responde com um aumento do seu valor. A linearidade da ligação entre B-C indica-nos que há um comportamento linear elástico, com declive m . A determinação da parte elástica do $CTOD$, o $CTOD_e$, é feito pela seguinte equação:

$$CTOD_e = m(F - F_B) \quad (4.1)$$

onde F_B é a força correspondente no ponto de início de abertura de fenda e F corresponde à força no ponto onde se pretende determinar o valor de $CTOD_e$. Há uma expressão analítica para o perfil elástico de fenda:

$$CTOD_e = \frac{8K}{E} \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \quad (4.2)$$

onde K é o fator de intensidade de tensões, d é a distância entre a extremidade da fenda e o ponto de medição do $CTOD$ e E é o módulo de *Young*.

Esta expressão pode ser utilizada para determinar a variação do fator de intensidade de tensão de acordo com:

$$\Delta K = \frac{1}{8} m (F_{m\acute{a}x} - F_B) E \sqrt{\frac{2\pi}{d}} \sqrt{10^{-6}} \quad (4.3)$$

A determinação da gama de $CTOD$ plástico, o $\Delta CTOD_p$, é feita através da diferença entre valor total de $CTOD$ no ponto de carga máxima D e o valor de $CTOD$ elástico calculado pela expressão (4.1) para o ponto correspondente à carga máxima, o $F_{m\acute{a}x}$, como se pode verificar pela seguinte expressão:

$$CTOD_p = CTOD_T - CTOD_e \quad (4.4)$$

Após a carga máxima ser atingida, ponto D, verificamos uma diminuição dos valores de $CTOD$. Como se verificou na fase de carga, a fase de descarga apresenta um comportamento análogo, onde inicialmente existe um comportamento linear elástico, D-E, e posteriormente não linear plástico, E-F. A inclinação das zonas elásticas é semelhante, ou seja, o comportamento elástico é semelhante na carga e descarga. Contudo, o valor para o qual se dá a abertura de fenda, B, apresenta um valor ligeiramente superior ao valor para o qual ocorre o fecho de fenda, F.

5. RESULTADOS NUMÉRICOS

Neste capítulo serão expostos e discutidos os resultados obtidos por simulação numérica para o aço AISI 18Ni300 obtido por SLM e para a liga de alumínio 2024-T351.

5.1. Aço AISI 18Ni300 obtido por SLM

Este subcapítulo irá incidir sobre o aço AISI 18Ni300 obtido por SLM onde inicialmente iremos avaliar o seu valor de CTOD plástico, seguido de um ajuste da curva modelo $da/dN-\delta_p$ de modo a poder efetuar previsões através da variação da razão de tensões e finalmente compará-las com os resultados experimentais, verificando se efetivamente estão dentro do comportamento esperado.

Finalmente, será efetuada uma discussão avaliando os resultados obtidos e possíveis causas em função dos pressupostos previamente estimados.

5.1.1. Fecho de fenda

A Figura 5.1 representa uma comparação do nível de fecho de fenda, para o provete sob estado de tensão e deformação plana, expresso pela seguinte equação:

$$U_{clos} = \frac{F_{ab} - F_{min}}{F_{max} - F_{min}} \times 100 \quad (5.1)$$

onde o parâmetro U_{clos} quantifica, sob forma percentual, a gama de carga em que a fenda está fechada, sendo F_{ab} a carga de abertura de fenda e $F_{max} - F_{min}$ a gama de carga total.

É possível observar que para o estado de deformação plana (dp) não existe fecho de fenda, o que significa que toda a carga aplicada é efetiva. Em tensão plana (tp) para comprimentos de fenda mais baixos não existe fecho de fenda. À medida que o comprimento de fenda aumenta, existe fecho de fenda aumentando progressivamente de modo não linear até atingir um valor máximo de redução da carga efetiva de cerca de 20%. Pode, pois, dizer-se que o nível de fecho de fenda é relativamente baixo, apesar de a espessura do provete ser relativamente baixa. Esta tendência está de acordo com os resultados experimentais, em que não se observou efeito da razão de tensões nem da espessura do provete, o que normalmente indica ausência de fecho de fenda.

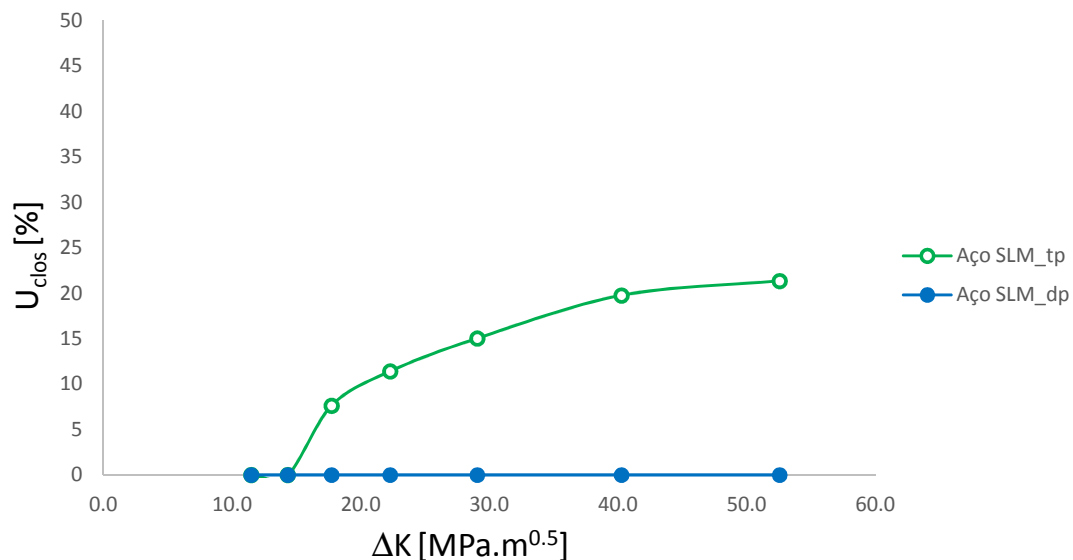


Figura 5.1. Nível de fecho de fenda versus ΔK , obtido para o estado plano de tensão (tp) e estado plano de deformação (dp).

5.1.2. CTOD plástico

Na Figura 5.2 pode ver-se a relação entre a deformação plástica, quantificada por δ_p , e o fator de intensidade de tensões, obtida para deformação e tensão plana.

Como se pode verificar, de um modo geral, os valores da deformação plástica aumentam com o aumento do comprimento de fenda e conseqüente aumento de ΔK . A diferença de valores de CTOD plástico para deformação e tensão plana pode ser explicada

pele fenómeno de fecho de fenda. Como foi possível observar na Figura 5.1 em tensão plana existe formação de uma onda residual que força o contato na extremidade de fenda e diminui a gama de carga. À deformação plana está associada uma tensão triaxial que inibe a deformação plástica e consequentemente o fecho de fenda, contrariando a tendência dos 3 últimos pontos que aqui apresentam um comportamento algo contraditório.

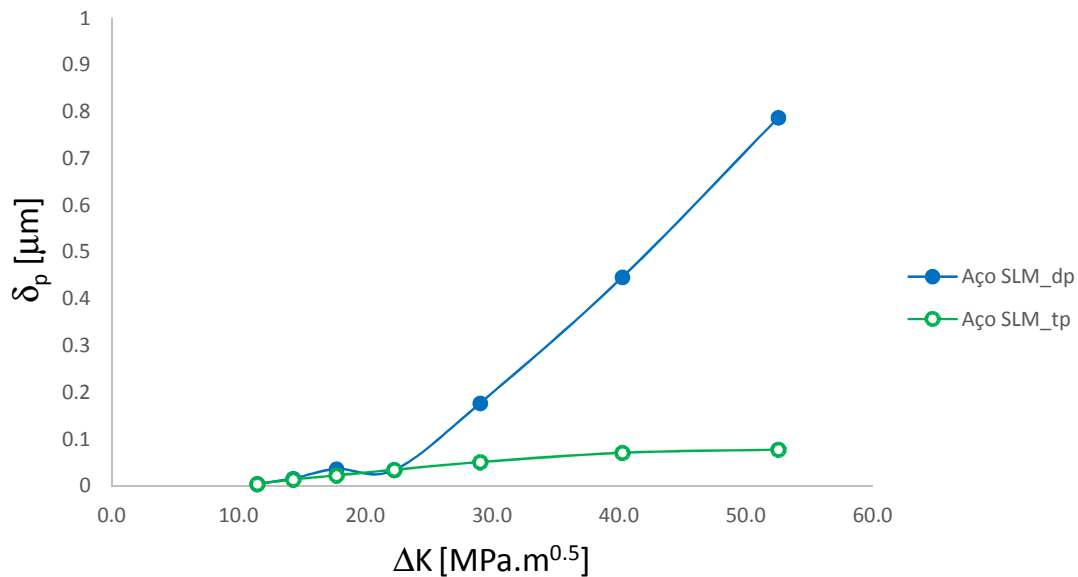


Figura 5.2. Comparação do nível de CTOD plástico obtido em deformação e tensão plana.

A Figura 5.3 estabelece uma comparação do nível de CTOD plástico, δ_p , em função de ΔK para diversos materiais. Todas estas curvas foram obtidas através de análise numérica, exatamente nas mesmas condições (geometria do provete, comprimento de fenda, estado de tensão e carregamento), apenas alterando as respetivas propriedades dos materiais.

Pode verificar-se que, de um modo geral, existe um aumento progressivo da deformação plástica, que pode ser justificado pelo aumento da concentração de tensões na extremidade da fenda, com o aumento do comprimento da mesma. Contudo, verificamos que o aço AISI 18Ni300 SLM tem uma deformação plástica consideravelmente pequena, sendo cerca de um valor de ordem de grandeza inferior aos outros materiais.

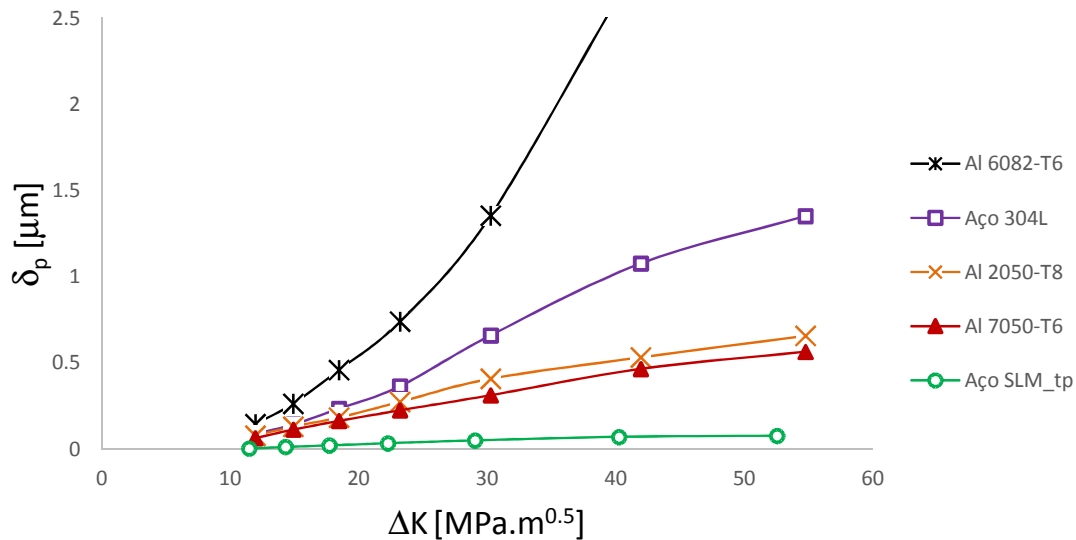


Figura 5.3. Comparação do nível de CTOD plástico em função do fator de intensidade de tensões para diferentes materiais, no estado plano de tensão.

5.1.3. Curvas da/dN - δ_p

A obtenção da curva da/dN - δ_p é um dos principais objetivos da presente dissertação. A partir da curva modelo ajustada ao estudo pela análise numérica é possível efetuar previsões, como já foi referenciado em trabalhos anteriores.

A Figura 5.4 representa a velocidade de propagação de fenda, da/dN em função de δ_p que tem por base o nó 1 e cinco ciclos de carga entre propagações, com uma razão de tensão de $R=0.05$, para o estado de tensão plana. Os valores de da/dN foram obtidos experimentalmente conforme descrito no capítulo 3. Como se pode verificar, existe um aumento de da/dN com o δ_p como seria de esperar, sendo esta variação não linear.

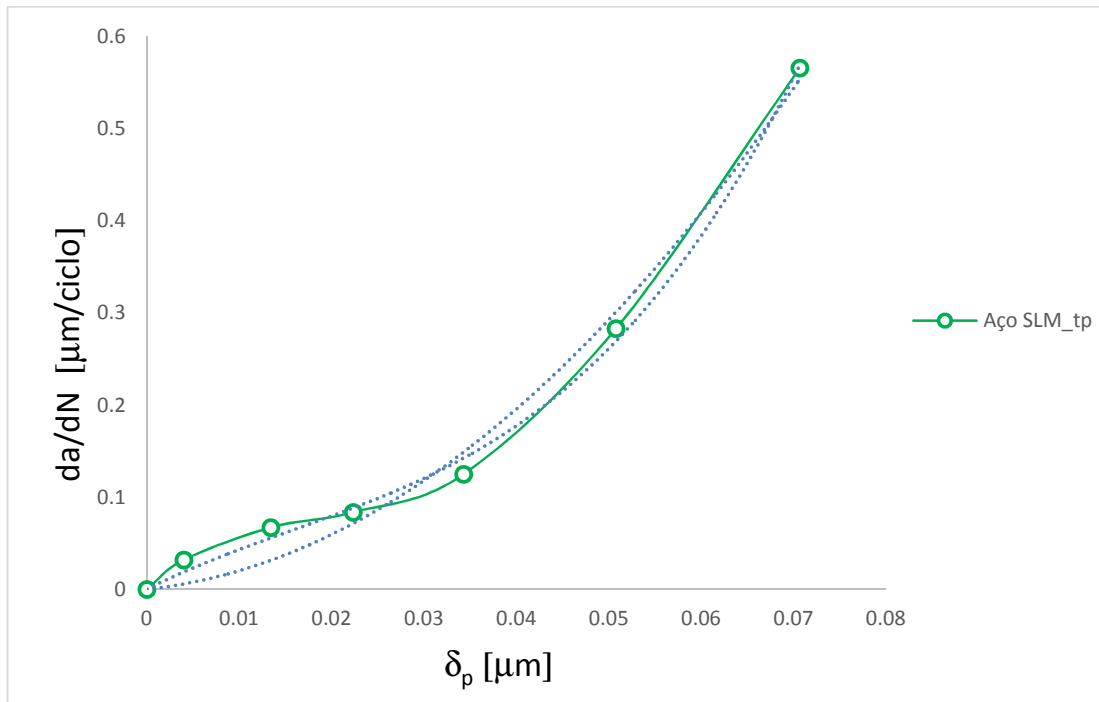


Figura 5.4. Curva da/dN - δ_p para estado de tensão plana, 5 ciclos de carga e razão de tensão de $R=0.05$.

Foi aproximado um polinômio de grau 2 para ajustar a curva modelo que permite relacionar a velocidade de propagação com o parâmetro que quantifica a deformação plástica do material:

$$\frac{da}{dN} = 95,987\delta_p^2 - 1,052\delta_p \quad (5.2)$$

em que as unidades de da/dN são [$\mu\text{m}/\text{ciclo}$] e as de δ_p são [μm], obtendo um coeficiente de correlação, $R^2 = 0,9842$. Um polinômio de grau 3 foi também ajustado, apresentando a seguinte relação:

$$\frac{da}{dN} = 1875,212 \delta_p^3 - 89,517 \delta_p^2 + 5,013 \delta_p \quad (5.3)$$

e um coeficiente de correlação, $R^2 = 0,996$.

A Figura 5.5 compara a curva obtida para o aço SLM com curvas obtidas para outros materiais. As curvas modelo dos aços 304L [55] e do 18Ni300 foram obtidas em provetes C(T), enquanto que as ligas de alumínio foram obtidas em provetes M(T) [56-58].

Como se pode verificar para o mesmo valor de δ_p , a propagação da fenda é significativamente superior para o aço sinterizado 18Ni300, quando comparado com estes materiais. Uma das possíveis causas que pode explicar este fato é o valor muito pequeno do δ_p , como observado na Figura 5.3, levando ao surgimento de algumas questões, como por exemplo se o pressuposto em que a propagação de fenda é totalmente controlada pelo mecanismo de deformação plástica esteja correto.

Em estudos anteriores podemos verificar que se obtiveram relações não lineares para as ligas de alumínio 2050-T8, 6082-T6 e para o aço 304L. Porém, para a liga 7050-T6 obteve-se uma relação linear.

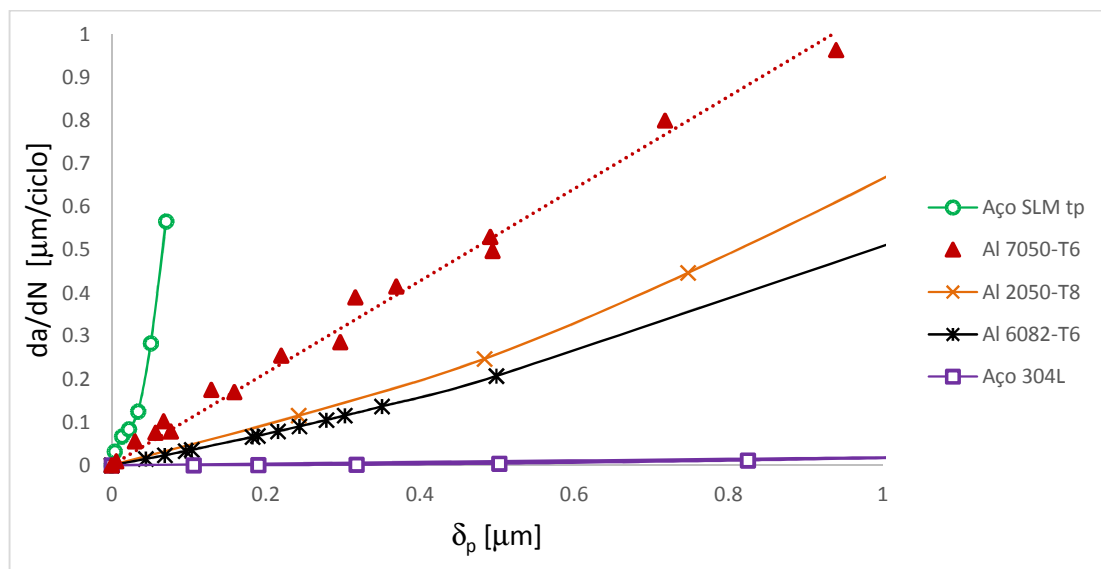


Figura 5.5. Curvas modelo da/dN - δ_p de materiais estudados.

5.1.4. Efeito da razão de tensão

A Figura 5.6 representa curvas típicas da/dN - ΔK para várias razões de tensão, em tensão plana, para o aço AISI 18Ni300 SLM. Esta figura foi construída através do modelo da/dN - δ_p presente na secção 5.1.3, e dos valores de δ_p obtidos numericamente para $R=0.3$ e 0.6 . Os valores de ΔK foram obtidos através da solução da norma ASTM E647 [47] para provetes C(T).

Como se pode verificar existe uma diminuição do da/dN com o aumento do R , contrariando a tendência dos resultados experimentais obtidos no capítulo 3.

Em estudos anteriores [41] foi previsto o comportamento do material 304L para várias razões de tensão, tendo sido obtidas previsões de acordo com as tendências esperadas.

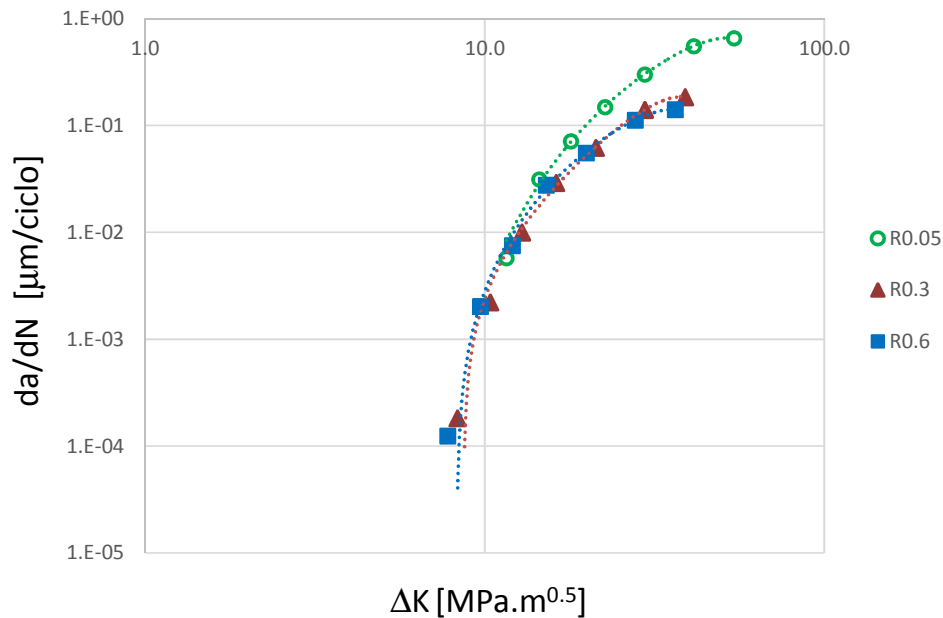


Figura 5.6. Previsão do efeito da razão de tensão para o estado de tensão plana.

A Figura 5.7 representa a curva $da/dN-\delta_p$ para diferentes razões de tensão. A figura foi obtida a partir dos valores experimentais de da/dN obtidos para diferentes razões de tensão.

Podemos observar um aumento da velocidade de propagação de fenda com o incremento de $\Delta CTOD_p$ como seria espectável. O aumento da razão de tensão faz com que a curva se mova verticalmente. Esta variação é mais significativa entre $R=0.05$ e $R=0.3$ que $R=0.3$ e $R=0.6$. Em estudos anteriores [58] foi mostrado que curvas $da/dN-\delta_p$ são independentes da razão de tensão, o que aqui não se verifica. Por outras palavras, a aproximação baseada no $CTOD$ é capaz de remover o efeito da razão de tensão observada quando se usa ΔK , indicando que $\Delta CTOD_p$ é o parâmetro que controla o crescimento da fenda. Vasco [59] também observou uma independência relativamente ao efeito da razão de tensão. Nesse estudo $CTOD_p$ foi medido experimentalmente usando o método DIC.

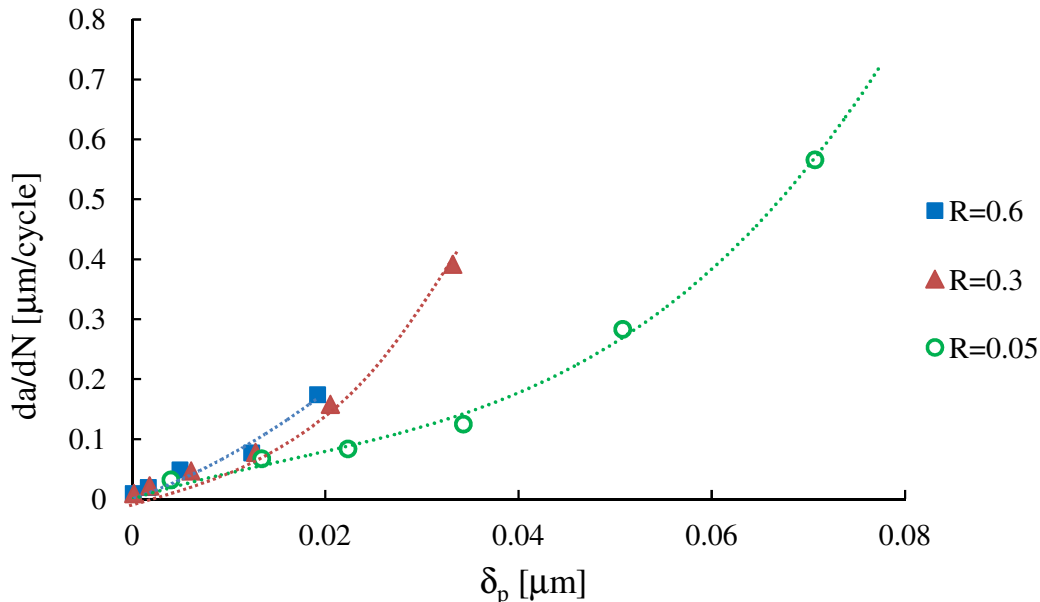


Figura 5.7. Efeito da razão de tensão para o estado de tensão plana.

5.1.5. Limiar de fadiga

Segundo a norma ASTM E647 [47], a determinação experimental do limiar de fadiga é feita reduzindo progressivamente a gama de carga, até que não haja crescimento de fenda por fadiga. A redução da gama de carga pode ser feita a R constante, ou a carga máxima constante. Esta segunda abordagem da norma permite obter o limiar de fadiga efetivo, livre de fecho de fenda. Os ensaios experimentais são normalmente morosos, pois as velocidades de propagação são muito baixas. Neste trabalho propõe-se uma abordagem numérica para a determinação do limiar de fadiga, assumindo-se que a propagação só ocorre quando existe deformação plástica.

A Figura 5.8 representa os pontos obtidos em simulação numérica para obtenção do parâmetro limiar de propagação de fenda por fadiga do aço 18Ni300, ΔK_{th} , através de uma curva $\delta_p - \Delta K$.

É possível observar que a diminuição de ΔK leva a uma diminuição de δ_p , como seria esperado. Fazendo uma extrapolação conseguimos obter um valor de limiar de propagação de fenda por fadiga de $\Delta K_{th} = 11,2 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$, um valor bastante superior aos resultados experimentais que indicam um valor de $5.2 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ [44].

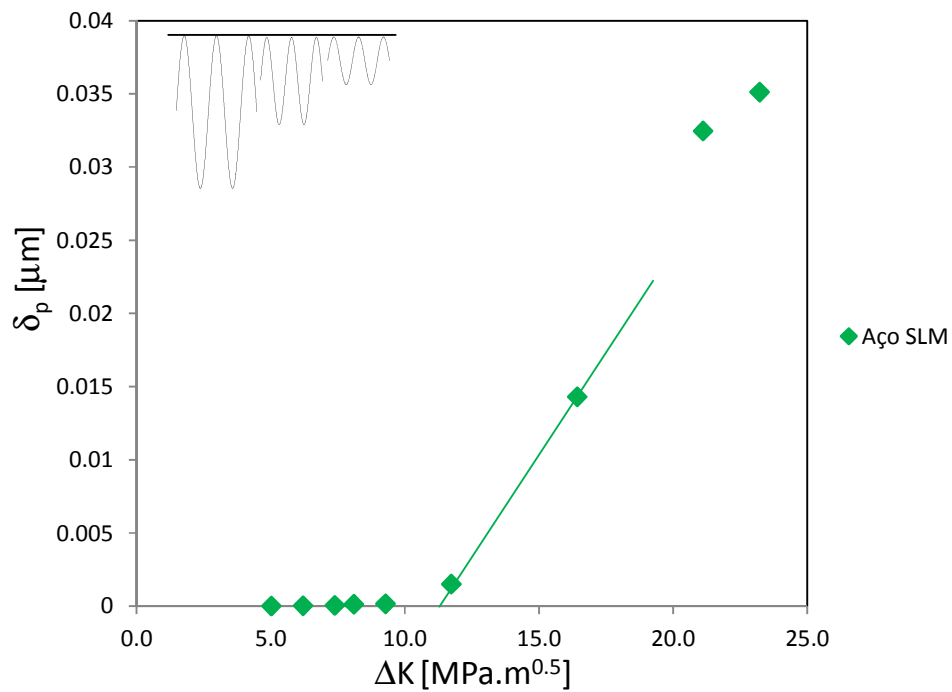


Figura 5.8. Limiar de fadiga do aço AISI 18Ni300 SLM.

Além desta abordagem foi proposta uma segunda que se baseia na análise das curvas carga - δ_p .

A gama de carga entre a abertura de fenda e o limite elástico, ponto A e B da Figura 5.9 respectivamente, é suposto não contribuir para a propagação uma vez que só provoca deformação elástica. Assim, essa gama é aqui utilizada para obter o limiar de fadiga, utilizando a solução de ΔK da norma.

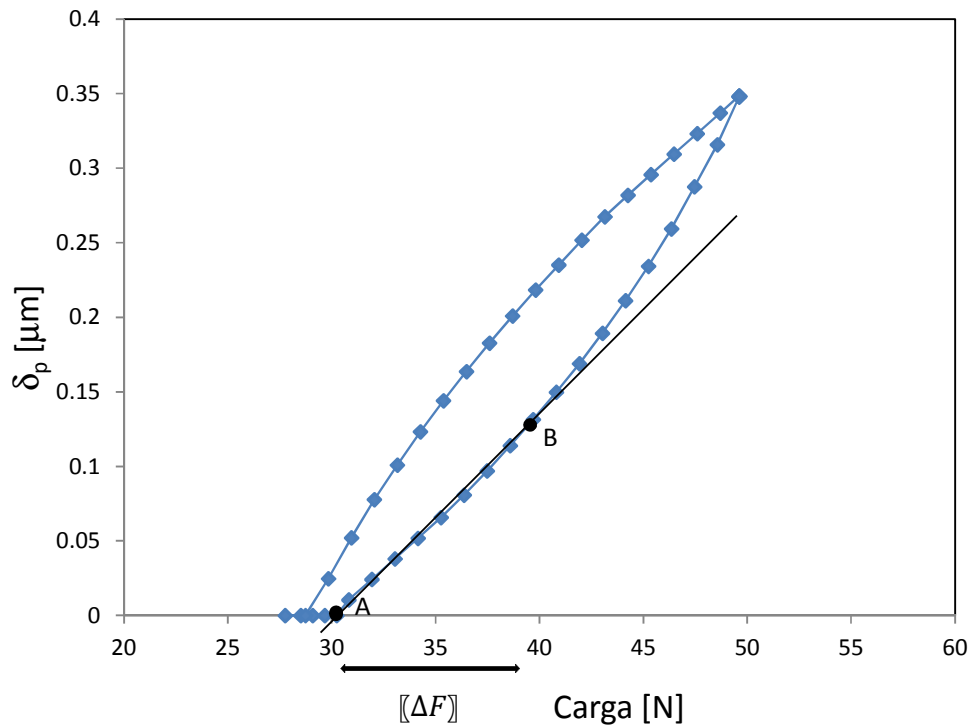


Figura 5.9. Imagem representativa obtenção limiar de fadiga alternativo.

A Figura 5.10 representa o limiar de fadiga obtido pelo método alternativo para diferentes estados de tensão e também diferentes razões de tensão.

Como se pode verificar existe uma tendência para o limiar de fadiga convergir para cerca de $10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$. Este valor é ligeiramente inferior ao limiar de fadiga obtido pelo método tradicional apresentado previamente na Figura 5.8 com um valor de $11,7 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$. Esta proximidade reforça em parte a validade de ambos os métodos. Porém, como já foi referido, a abordagem experimental dá um valor substancialmente inferior.

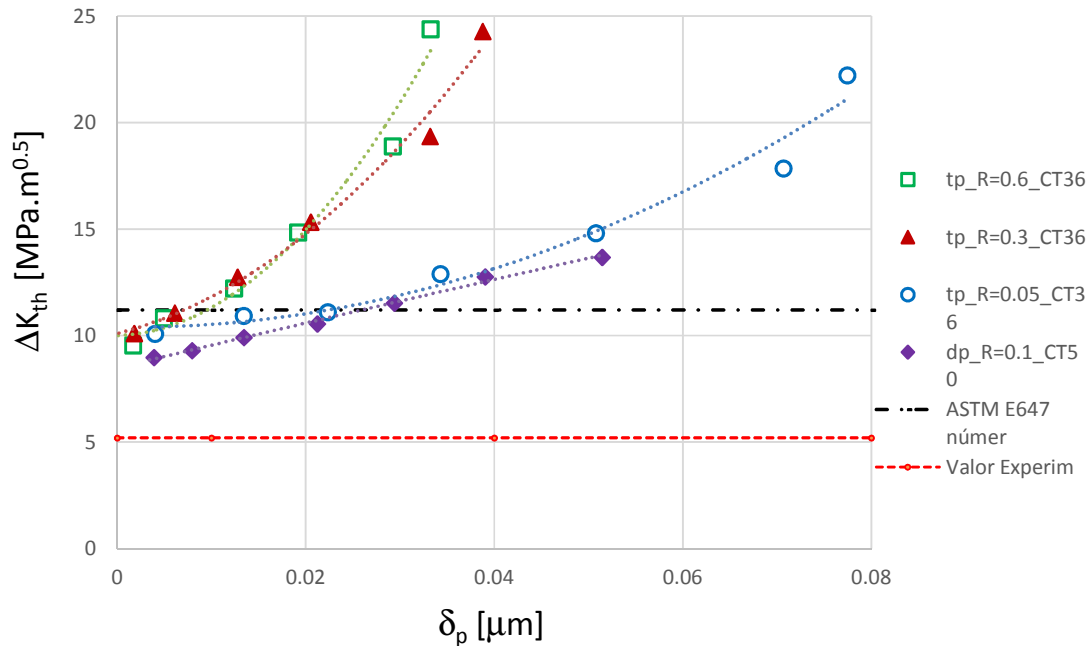


Figura 5.10. Limiar de fadiga obtido pelo método alternativo.

5.1.6. Discussão

As curvas da/dN - ΔK obtidas experimentalmente, representadas na Figura 3.2, apresentam um comportamento típico, onde seria espectável que a velocidade de propagação de fenda fosse controlada pelo mecanismo cíclico de deformação plástica. O modelo de formação de estrias de Laird [60] e [61] tem sido aceite como o modelo geral do mecanismo de propagação de fraturas por fadiga no regime II das curvas da/dN - ΔK . De acordo com este modelo a deformação plástica é altamente concentrada a 45° , produzindo arredondamento e a criação de nova superfície de fratura. A compressão da extremidade da fenda produz escorregamento inverso, fazendo com que as superfícies de fratura se aproximem, mas as novas superfícies criadas não são removidas por reconexão das ligações atômicas.

Porém, a análise da propagação de fenda baseada no modelo da/dN - δ_p originou alguns resultados inesperados. O modelo da/dN - δ_p do material em estudo apresenta um comportamento algo estranho face aos materiais já estudados, apresentando uma curva desviada da tendência normal. O modelo do material foi usado para prever o efeito da

razão de tensões originando resultados contraditórios com os experimentais. Finalmente, o limiar de propagação de fenda por fadiga previsto numericamente é bastante superior ao obtido experimentalmente.

Segundo Almeida [45] a análise por MEV, representada através de duas micrografias na Figura 5.11, indica propagação intergranular entre as camadas de adição do aço 18Ni300 e também propagação intragranular, indicando que a propagação pode também estar ligada a um mecanismo de fratura frágil. Como se abordou anteriormente, a curva modelo do aço 18Ni300 obtido por SLM representada na Figura 5.5, tem uma grande velocidade de propagação e uma deformação plástica muito reduzida. Sendo o material obtido por um processo SLM, entre camadas existem zonas mais frágeis e outras mais resistentes. Quando encontra zonas mais frágeis o material tem uma deformação intergranular contudo quando perante zonas mais resistentes o material deforma plasticamente, explicando o facto de haver uma grande velocidade de propagação e uma baixa deformação plástica. Por outras palavras, eventualmente apenas parte do da/dN está ligado à deformação plástica.

Inicialmente ponderou-se que o mecanismo de fratura frágil poderia explicar o pequeno valor experimental do limiar de propagação de fenda por fadiga de $\Delta K_{th} = 5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$. O resultado obtido da Figura 5.8 assume que o limiar de fadiga está ligado á iniciação da deformação plástica, mas já verificámos que existe um novo mecanismo de propagação mais fácil, a falha intergranular. No entanto, na Figura 5.17 e Figura 5.18 concluímos que o modelo numérico assume um comportamento homogéneo e isotrópico, quando de facto localmente existem grãos com diferentes orientações, levando a uma diferença no limiar de fadiga.

O mecanismo de propagação observado é controlado por ΔK , como acontece no mecanismo de clivagem observado em metais para baixos ciclos de carga [1], apesar de estar relacionado com a fratura frágil. É de realçar que a força aplicada é perpendicular ao plano de camadas do material sendo esperado um efeito negativo na sua propagação. De facto, Edwards e Ramulo [62] mostraram que uma força aplicada na direção das camadas leva a uma vida á fadiga maior.

Estudos anteriores de propagação de fendas por fadiga em materiais frágeis [63] levaram a concluir que existe uma grande dependência de da/dN relativamente a ΔK , que está ligada à variação de K_{max} . Uma nova lei foi proposta tendo em conta tanto ΔK

como K_{max} , $da/dN = C(\Delta K)^m (K_{max})^n$, onde os valores de n pertenciam a um intervalo entre 5-18 e os valores de m entre 3-5. Contudo, as figuras dos dados experimentais indicam que o mecanismo aqui presente é controlado por ΔK .

O material aqui estudado foi submetido a um tratamento térmico no sentido de melhorar a sua dureza e reduzir as tensões residuais [64]. O processo consistiu num lento processo de aquecimento de 2 horas a uma temperatura de 635°C seguido de uma estabilização nessa gama de temperatura por mais 6 horas. Após esse aquecimento foi efetuado um arrefecimento controlado por cerca de 3 horas até uma temperatura de 360°C seguido de um arrefecimento final à temperatura ambiente. Verificou-se uma homogeneização da sua estrutura e das transições entre camadas que levou à redução das tensões residuais e conseqüente diminuição da velocidade de propagação de fenda, o que indica que as tensões residuais têm um papel importante. Adicionalmente verificou-se uma mudança da estrutura base de propagação de um modo intergranular para um modo transgranular, indicando que a propagação de fenda neste caso é controlada pela deformação plástica e ainda um aumento de dureza de cerca de 25%. Leuders [65] obteve uma diminuição da velocidade de propagação de fenda e um aumento do limiar de fadiga após um tratamento térmico no material TiAl6V4 obtido por SLM. Foi mostrado que a propagação de fenda foi influenciada pelas tensões internas enquanto que a iniciação da propagação foi influenciada inicialmente pela presença de porosidades. As tensões residuais resultam da variação de temperatura que ocorre durante a obtenção do material. A correção na curva $da/dN-\Delta CTOD_p$ dos valores de da/dN obtidos após tratamento térmico, mostrou uma pequena redução da curva, que não a aproxima de modo algum das curvas obtidas para a liga de alumínio. Os valores de $\Delta CTOD_p$ não foram alterados, assumindo-se que a deformação plástica não é significativamente alterada pelo tratamento térmico.

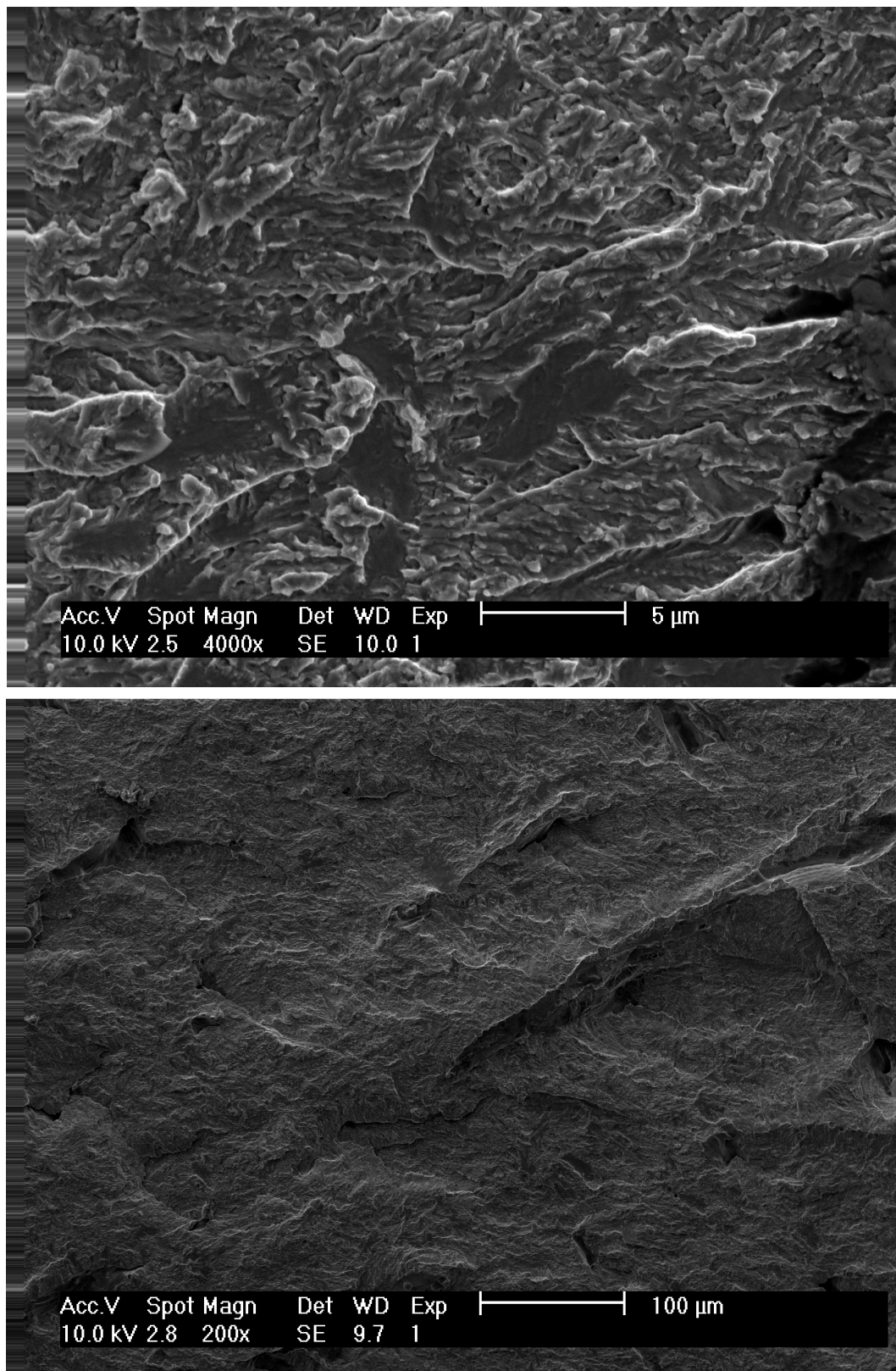


Figura 5.11. Micrografias MEV Aço AISI 18Ni300 com diferentes ampliações [45].

5.2. Liga de Alumínio 2024-T351

Este subcapítulo irá incidir sobre a liga de alumínio 2024-T351 e seguirá uma abordagem equivalente ao subcapítulo anterior, no entanto a discussão irá sendo efetuada ao longo do texto.

Inicialmente iremos avaliar o valor de CTOD plástico, seguido de um ajuste da curva modelo $da/dN-\delta_p$ de modo a poder efetuar previsões através da variação da razão de tensões e finalmente compará-las com os resultados experimentais. Também é efetuado um estudo do efeito dos parâmetros numéricos na tentativa de melhorar o valor do limiar de fadiga.

5.2.1. Fecho de fenda

A Figura 5.12 representa o nível de fecho de fenda, para o provete sob estado de deformação plana, expresso pela equação 5.1.

É possível observar que para o estado plano de deformação com dois ciclos de carga, para comprimentos de fenda mais baixos não existe fecho de fenda. À medida que o comprimento de fenda aumenta, existe fecho de fenda atingindo um valor máximo de redução da carga efetiva de cerca de 8%, o que é bastante baixo. Quando são aplicados cinco ciclos de carga verificamos que não existe fecho de fenda, pois existe um mecanismo que faz deslocar os pontos atrás da extremidade da fenda reduzindo o fecho de fenda. No caso do estado plano de tensão temos fecho de fenda, como seria espectável. Este fecho vai aumentando à medida que o comprimento de fenda aumenta, numa gama entre 30 a 45%. Como foi anteriormente referenciado na Figura 5.1, em tensão plana existe formação de uma onda residual que força o contato na extremidade de fenda e diminui a gama de carga, enquanto que em deformação plana está associada uma tensão triaxial que inibe a deformação plástica e consequentemente o fecho de fenda.

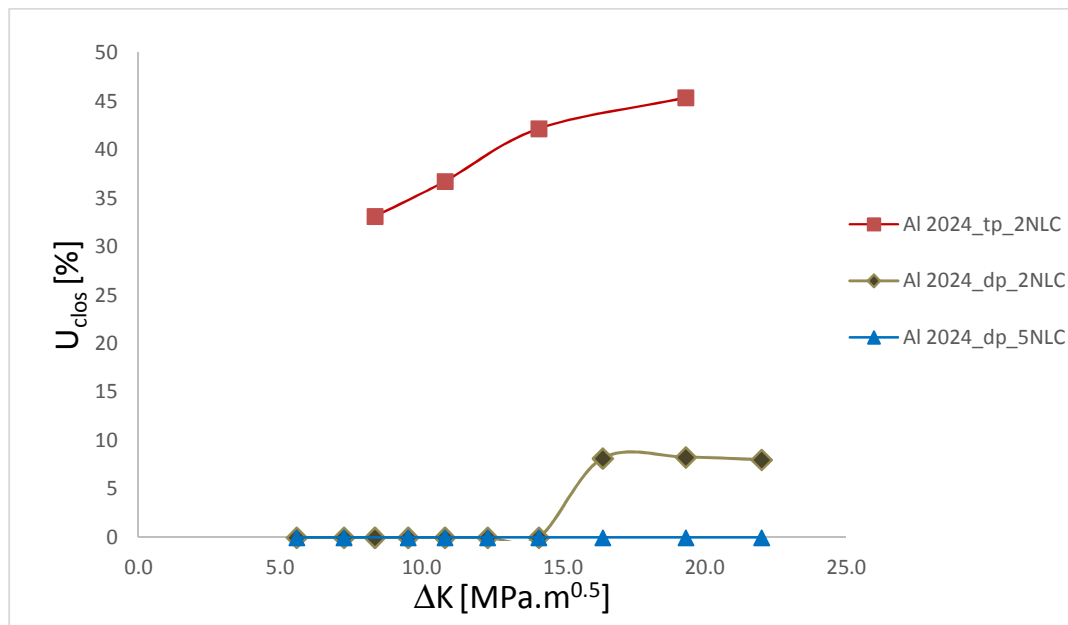


Figura 5.12. Variação do nível de fecho de fenda, obtida para o estado de plano de deformação e de tensão.

5.2.2. CTOD plástico

Na Figura 5.13 pode ver-se a variação da deformação plástica, quantificada pelo $\Delta CTOD_p$, em função do fator de intensidade de tensões, obtida para deformação e tensão plana na liga de alumínio 2024-T351.

É possível observar que existe um aumento progressivo da deformação plástica justificado pelo aumento da concentração de tensões na extremidade da fenda, com o aumento do comprimento da mesma, obtendo-se um valor máximo no valor de $0.9 \mu m$ no caso de deformação plana e de $0.24 \mu m$ no caso de tensão plana. A diferença de valores de CTOD plástico para deformação e tensão plana pode ser explicada pelo fenómeno de fecho de fenda representada na Figura 5.13.

Fazendo uma extrapolação obtemos uma primeira estimativa do limiar de fadiga com um valor na ordem de $4 MPa \cdot m^{0.5}$.

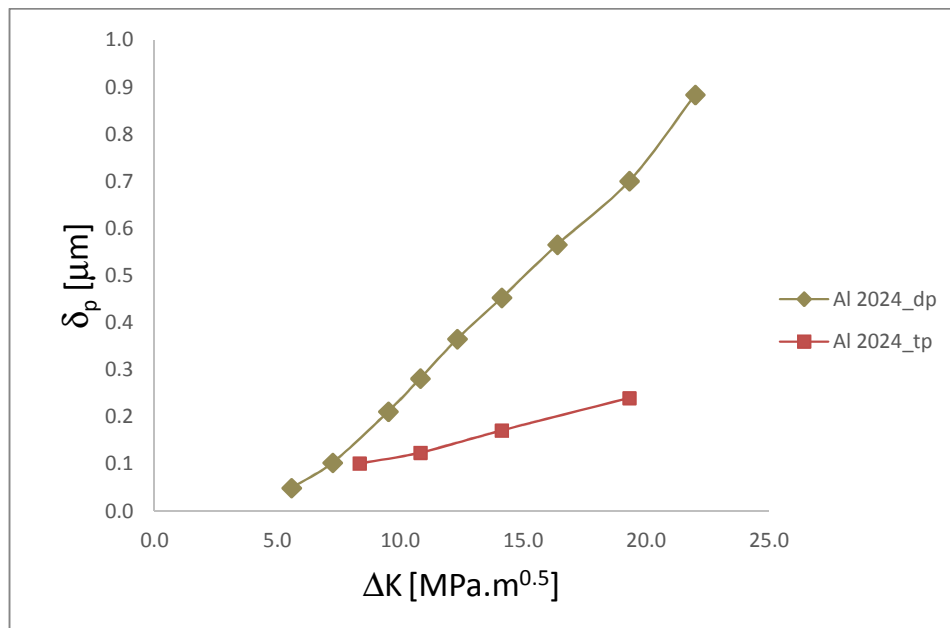


Figura 5.13. Nível de CTOD plástico na liga de alumínio 2024-T351 obtido em deformação plana, com 2 ciclos de carga.

A Figura 5.14 estabelece uma comparação do nível de CTOD plástico, δ_p , em função de ΔK para diversos materiais. Todos estes materiais foram obtidos através de análise numérica nas mesmas condições, apenas alterando as respetivas propriedades dos materiais.

Como seria de esperar, verifica-se que, de um modo geral, existe um aumento progressivo da deformação plástica, que pode ser justificado pelo aumento da concentração de tensões na extremidade da fenda, com o aumento do comprimento da mesma.

A liga de alumínio 2024-T351 estudada nesta secção, tem uma deformação plástica dentro dos valores obtidos para outros materiais e significativamente superior à obtida para o aço 18Ni300 SLM.

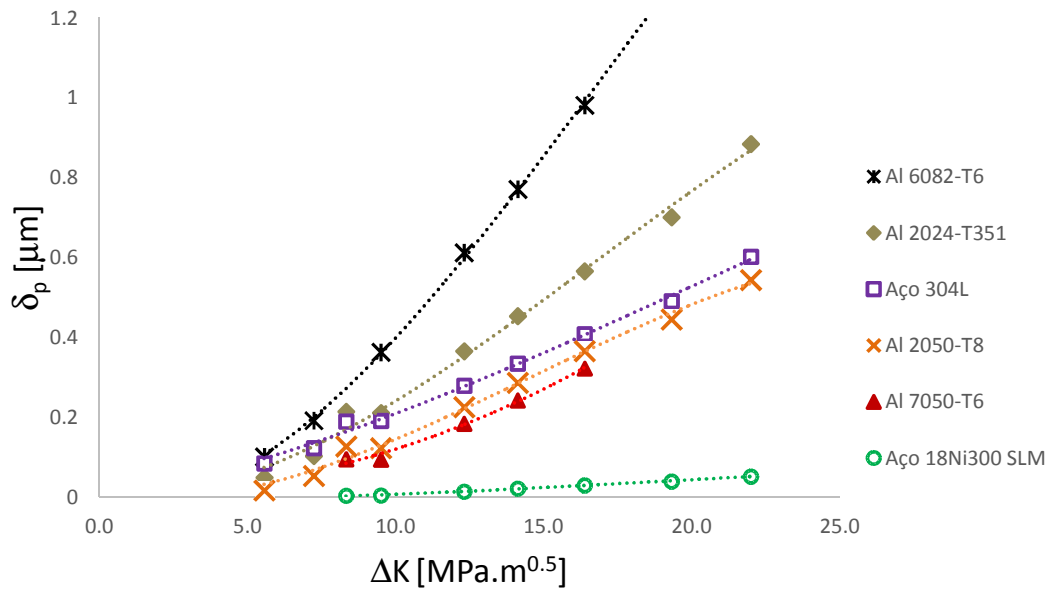


Figura 5.14. Comparação do nível de CTOD plástico em função do fator de intensidade de tensões para diferentes materiais, em deformação plana.

5.2.3. Curvas da/dN- δ_p

Como já foi referido anteriormente, a obtenção da curva $da/dN-\delta_p$ é um dos principais objetivos da presente dissertação.

A Figura 5.15 representa a velocidade de propagação de fenda, da/dN em função de δ_p que tem por base o nó 1 e dois ou cinco ciclos de carga entre propagações, com uma razão de tensão de $R=0,1$, para o estado de deformação e tensão plana. Os valores de da/dN foram obtidos experimentalmente conforme descrito no capítulo 3. Notar que os valores de da/dN são sempre os mesmos, variando os valores de $\Delta CTOD_p$ em função dos parâmetros numéricos.

Como se pode verificar, existe um aumento progressivo da variação da velocidade de propagação com o aumento da deformação plástica, o que é normal pois a propagação de fenda está relacionada com a deformação plástica na extremidade de fenda.

A curva em tensão plana situa-se á esquerda das curvas obtidas em deformação plana, ou seja, um estado plano de tensão provoca menos deformação plástica que pode ser explicado pelo fecho de fenda observado na Figura 5.12.

A curva com cinco ciclos de carga para o estado plano de deformação encontra-se à esquerda da curva com dois ciclos do respetivo estado de tensão, isto é, para a mesma velocidade de propagação, o valor do nível de deformação plástica é menor. De facto, em estudos anteriores [40] e [41], tinha sido concluído que a aplicação de mais ciclos reduz o valor de $CTOD_p$, para um estado de deformação plana, no entanto para um estado plano de tensão verificou-se um comportamento oposto, onde a aplicação de mais ciclos levou a um aumento do valor de CTOD. Existe uma incoerência nos resultados obtidos para o estado de deformação plana, também observado por Serrano [40]. De acordo com a Figura 5.12 existe mais fecho no caso de dois ciclos de carga, sendo esperado menor deformação plástica o que não se observa. Este comportamento indica que existe algo mais além do fecho de fenda que provoca estes resultados.

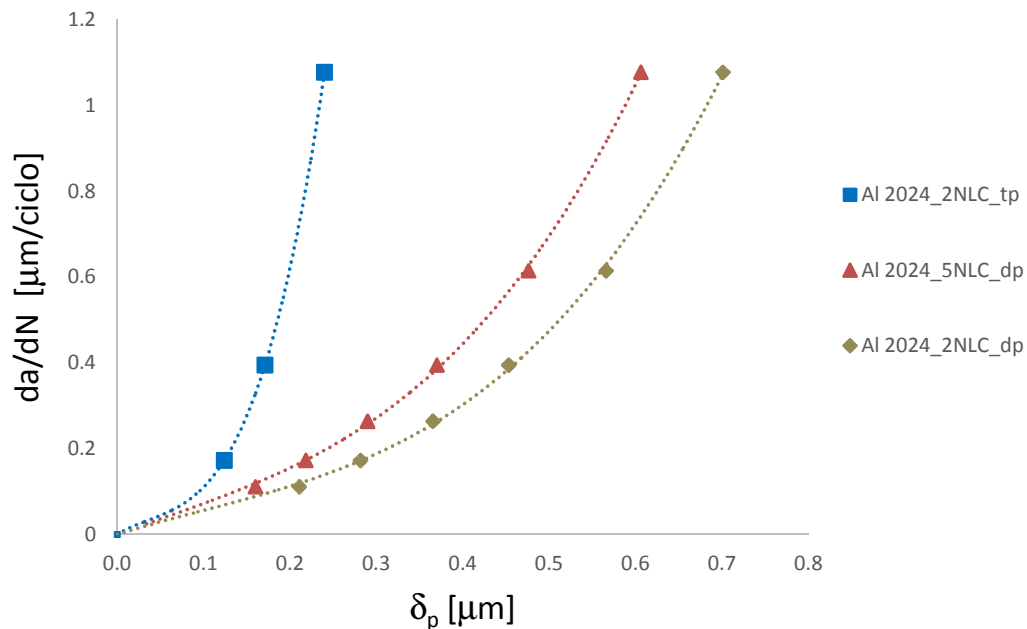


Figura 5.15. Curvas modelo da/dN - δ_p , para estado de deformação plana e razão de tensão de $R=0.1$, da liga de alumínio 2024-T351, com dois e cinco ciclos de carga.

Foi aproximado um polinómio de grau 3 para ajustar as curvas modelo que permitem relacionar a velocidade de propagação com o parâmetro que quantifica a deformação plástica do material. A curva modelo obtida para dois e cinco ciclos de carga deformação plana e dois ciclos de carga em tensão plana estão representadas nas equações (5.4), (5.5) e (5.6), respetivamente.

$$\frac{da}{dN} = 3,2009 \delta_p^3 - 0,9468 \delta_p^2 + 0,6224 \delta_p \quad (5.4)$$

$$\frac{da}{dN} = 3,7727 \delta_p^3 - 0,5818 \delta_p^2 + 0,74 \delta_p \quad (5.5)$$

$$\frac{da}{dN} = 104,25 \delta_p^3 - 11,232 \delta_p^2 + 1,1797 \delta_p \quad (5.6)$$

em que as unidades de da/dN são [$\mu\text{m}/\text{ciclo}$] e as de δ_p são [μm], obtendo um coeficiente de correlação de $R^2 = 0,9906$, $R^2 = 0,9994$ e $R^2 = 1$, respetivamente.

5.2.4. Efeito da razão de tensão

A Figura 5.16 representa as curvas da/dN - ΔK para várias razões de tensão, em deformação plana, para a liga de alumínio 2024-T351. Esta figura foi construída através do modelo da/dN - δ_p de deformação plana com cinco ciclos de carga presente na secção 5.2.3, e dos valores de δ_p obtidos numericamente para $R=0,1$, $0,6$ e $0,35$. Os valores de ΔK foram obtidos através da solução da norma ASTM E647 para provetes C(T) [47]. Como se pode observar não existe efeito da razão de tensões.

A análise da Figura 3.3 indica efeito da razão de tensão e por isso existência de fecho, por essa razão seria interessante fazer a previsão com modelos em tensão plana ou

modelar mesmo a espessura real. De notar que os provetes experimentais tinham uma espessura de 12 mm, pelo que seria de esperar um estado plano de deformação, o que não parece acontecer.

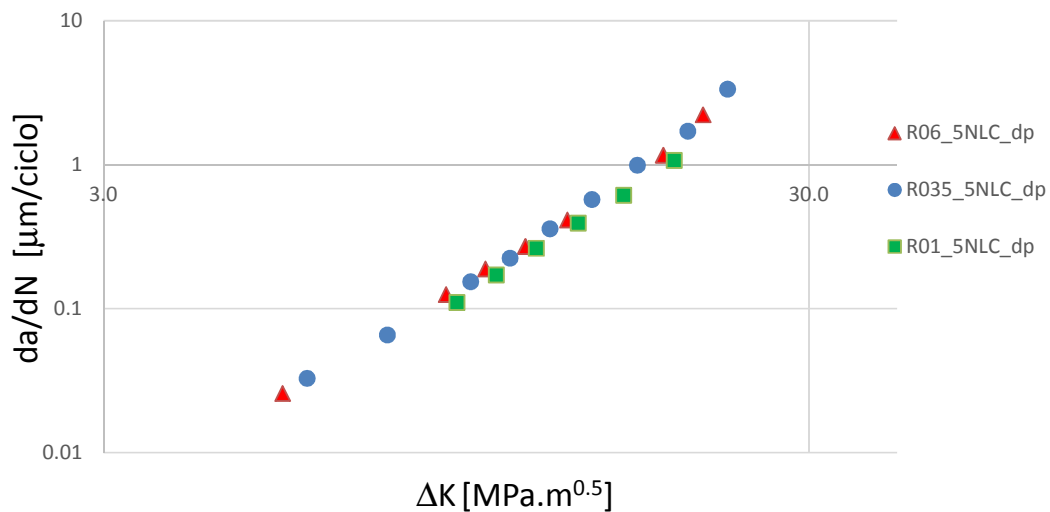


Figura 5.16. Previsão do efeito da razão de tensão para o estado plano de deformação.

5.2.5. Limiar de fadiga

A Figura 5.17 representa o limiar de fadiga obtido pelo método alternativo, referido na secção 5.1.5 para diferentes razões de tensão e também para diferentes números de ciclos de carga. A extrapolação para $\delta_p=0$ é o limiar de fadiga efetivo, livre de fecho de fenda.

Como se pode verificar existe uma tendência para o limiar de fadiga convergir para cerca de $3.8 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$. Este valor é ligeiramente superior ao limiar de fadiga obtido experimentalmente para $R=0.1$ e $R=0.7$ com um valor de $3.7 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ e de $1.79 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ respetivamente, sendo que o valor efetivo livre de fecho de fenda é o obtido para $R=0.7$.

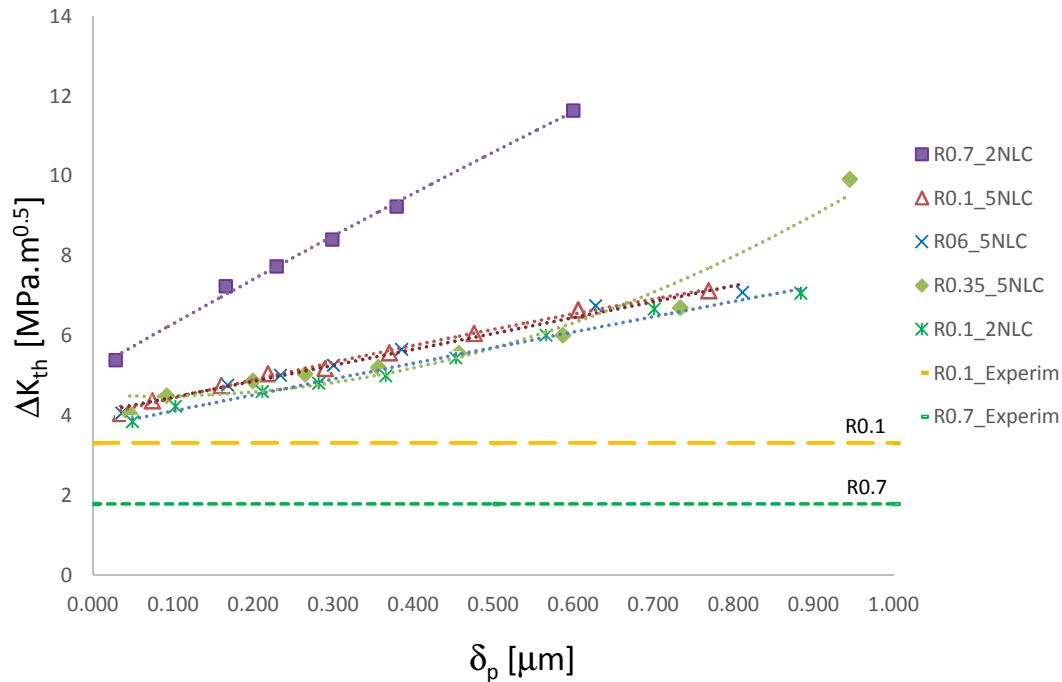


Figura 5.17. Limiar de fadiga obtido pelo método alternativo.

A Figura 5.18 apresenta uma comparação do limiar de fadiga efetivo previsto numericamente com o valor experimental para os dois materiais aqui estudados e ainda para a liga de alumínio 6082-T6. Verificamos que existe uma redução consistente em cerca de 50% dos valores calculados numericamente face ao experimental. Essa diferença pode ser explicada pelo facto de o modelo numérico assumir um comportamento homogêneo e isotrópico, quando de facto localmente existem grãos com diferentes orientações. A utilização de modelos numéricos microestruturais mostra que junto da extremidade da fenda a deformação varia substancialmente entre diferentes grãos [66]. Assim, é natural que exista um grão orientado favoravelmente para a ocorrência de deformação plástica, o que baixa o limiar de fadiga. Uma segunda explicação é a existência de um mecanismo frágil a baixas cargas, mais fácil de ocorrer que a deformação plástica. Sunder [67] propôs a ocorrência de um mecanismo frágil a cargas relativamente baixas denominado Microfratura Frágil (Brittle Micro-Fracture, BMF). Este mecanismo seria ligado à difusão

superficial de hidrogénio, libertado pela reação da humidade com a superfície da extremidade da fenda, que resulta na formação de oxigénio e hidrogénio. O carregamento aumenta as tensões na extremidade da fenda, o que funciona como motor para a difusão.

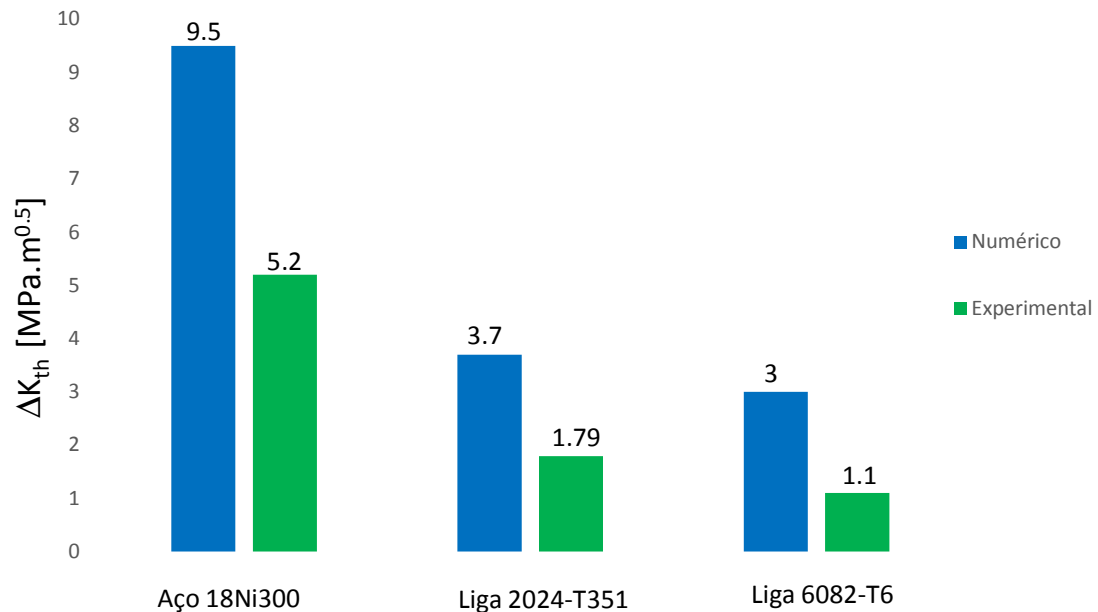


Figura 5.18. Comparação limiar de fadiga experimental e numérico para o aço 18Ni300 e ligas alumínio 2024-T351 e 6082-T6.

A Figura 5.19 representa o estudo do efeito do ponto de medição atrás da extremidade da fenda na previsão do limiar de fadiga da liga de alumínio 2024-T351 com uma razão de tensão $R=0.1$, cinco ciclos de carga e um comprimento inicial de fenda de 14mm. Como se pode observar há uma tendência para o limiar de fadiga diminuir com a aproximação à extremidade da fenda. Sendo o nó 1 o ponto mais próximo da extremidade da fenda é o mais sensível, registando valores de $\Delta CTOD_p$ maiores. Este estudo foi efetuado no sentido de verificar se uma eventual análise em nós diferentes levaria a uma melhoria na previsão do limiar de fadiga.

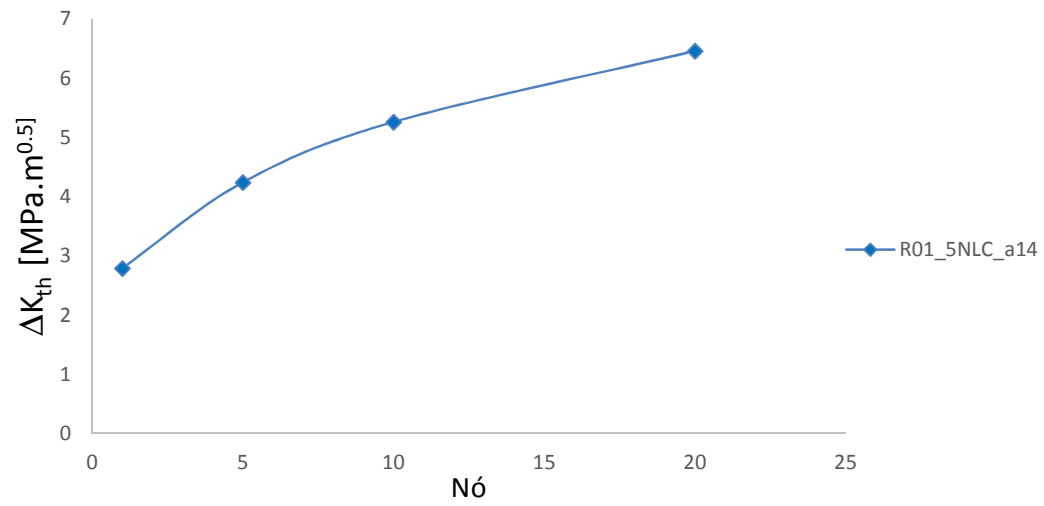


Figura 5.19. Efeito do ponto de medição no limiar de fadiga.

6. CONCLUSÕES

Nesta dissertação foi estudado o comportamento à fadiga do aço 18Ni300 obtido por SLM, da liga de alumínio 2024-T351 utilizando o parâmetro CTOD. As principais conclusões que se podem retirar deste estudo são:

- O fenómeno de fecho de fenda afeta a gama de carga efetiva e, conseqüentemente o δ_p e a velocidade de propagação de fenda, da/dN o que explica as variações entre deformação e tensão plana.
- O aço AISI 18Ni300 tem uma deformação plástica consideravelmente pequena, sendo cerca de um valor de ordem de grandeza inferior aos outros materiais.
- O modelo de previsão da curva da/dN - δ_p do aço 18Ni300 SLM não conseguiu obter a tendência esperada, visto que a deformação plástica não é o único mecanismo de propagação presente. No entanto, o modelo consegue detetar esta diferença.
- O limiar de propagação de fenda por fadiga previsto numericamente é consistentemente superior ao obtido experimentalmente. Notar que o modelo numérico assume um comportamento homogéneo e isotrópico, quando de facto localmente existem grãos com diferentes orientações, levando a uma diferença no limiar de fadiga.
- O nó 1 é o ponto mais próximo da extremidade da fenda e o mais sensível, registando valores de δ_p maiores e conseqüentemente menor erro na medição do limiar de fadiga.
- Com o tratamento térmico do aço 18Ni300 SLM verificou-se uma homogeneização da sua estrutura e a redução das tensões residuais, com

a conseqüente diminuição da velocidade de propagação de fenda, o que indica que as tensões residuais têm um papel importante.

- A curva da liga de alumínio 2024-T351 para o estado plano de deformação com cinco ciclos de carga tem valores de δ_p mais baixos que apenas para dois ciclos. Assim, prova-se novamente que os parâmetros numéricos têm um efeito significativo nos valores de δ_p .
- A liga de alumínio apresenta fecho de fenda em tensão plana, porém em deformação plana o fenómeno é claramente menos importante.
- Não se observa efeito de R em deformação plana, o que tem a ver com o facto de não existir fecho de fenda.

Como sugestões para trabalhos futuros propõe-se:

- Estudar através dos provetes de fadiga oligocíclica o efeito do tratamento térmico nas curvas de deformação plástica, no caso do aço 18Ni300 SLM;
- Fazer a validação dos valores de $\Delta CTOD_p$ com resultados experimentais de DIC;
- É necessário efetuar um estudo para determinar o que causa a mudança de valores de $\Delta CTOD_p$ entre dois e cinco ciclos de carregamento;
- No seguimento da presente dissertação fazer uma comparação entre os valores de abertura e fecho de fenda;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Branco C., Ferreira J., Costa J., & Ribeiro A. (2012). Projecto de Órgãos de máquinas.
- [2] Elber W. (1971). The significance of fatigue crack closures under cyclic tension. Damage tolerance in aircraft structures. ASTM STP 486, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 230-242.
- [3] 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.
- [4] Donald K, Paris PC (1999). An evaluation of DKeff estimation procedure on 6061-T6 and 2024-T3 aluminum alloys. *Int J Fatigue*; 21:S 47–57.
- [5] 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.
- [6] M. Shellabear, O. Nyrhilä, 2004. DMLS Development History and State of the Art.
- [7] L.M.S. Santos, J.A.M. Ferreira, J.S. Jesus, J.M. Costa, C. Capela, 2016. Fatigue behaviour of selective laser melting steel components, *Theor. Appl. Fract. Mech.*
- [8] ASTM (2004). *ASTM Anual Book*, American Society for testing and Materials, West Conshohoken, PA.
- [9] Irwin G. R. (1958). *Fracture in: Encyclopedia of Physics*, S. Flugge, Vol. VI, Springer Verlag, 551-590.
- [10] Ribeiro A. S., Jesus A. P., Costa J. M., Borrego L. P., & Maeiro J. C (2011). Variable Amplitude Fatigue Crack Growth Modelling. *Revista da Associação Portuguesa de Análise Experimental de Tensões* ISSN 1646-7078.
- [11] Rice J.R. (1967) *Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue. On: Fatigue crack propagation*. Philadelphia: ASTM STP 415, 256–71.

-
- [12] Ritchie R. O., Suresh S., & Moss C. M. (1980). Near-threshold fatigue crack growth in 2(1/4) Cr-1 Mo pressure vessel steel in air and hydrogen. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 102, 293-299.
- [13] Suresh S., & Ritchie R.O. (1982). A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness. *Metallurgical Transactions*, 13A, 1627-1631.
- [14] Suresh S., & Ritchie R. O. (1981). On the influence of fatigue underloads on cyclic crack growth at low stress intensities. *Materials Science and Engineering*, 51, 61-69.
- [15] Tzou J. L., Suresh S., & Ritchie R. O. (1985), Fatigue crack propagation in oil environments. I-crack growth in silicone and paraffin oils. *Acta Metallurgica*, 33, 105-116.
- [16] Pineau A. G., & Pelloux R. M. (1974), Influence of strains induced martensitic transformations on fatigue crack growth rates in stainless steels. *Metallurgic Transactions*, 5, 1103-1112.
- [17] Takeshio O., & Koboyshi H. (1987). Near-threshold fatigue crack growth and crack closures in a nodular cast iron. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 10, 273-280.
- [18] Paul, S. K., & Tarafder, S. (2013). Cyclic plastic deformation response at fatigue crack tips. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 101, 81-90
- [19] 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
- [20] 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.
- [21] Pelloux, R. M. (1970). Crack Extension by alternating shear. *Engineering Fracture Mechanics* 1, 170-174.
- [22] Bates R. C., & Santhanam T. (1980). Relationship between notch tip strain and crack-opening displacement. *Materials Science and Engineering*, 46, 159-165
- [23] Nicholls D J. (1993) Prediction of fatigue crack growth rates based on crack blunting. *Engineering Fracture Mechanics*, 48(1), 9–15.
- [24] Nicholls, D. J. (1994). The relation between crack blunting and fatigue crack growth rates. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 17(4), 459-467.
-

-
- [25] 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.
- [26] Pippan, R., & Grosinger, W. (2013). Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding. *International Journal of Fatigue*, 46, 41-48.
- [27] Sutton M. A., McNeill S. R., Helm J. D., & Boone M. L. (2000). Measurement of crack tip opening displacement and full-field deformations during fracture of aerospace materials using 2D and 3D image correlation methods. Iutam Symposium on Advanced Optical Methods and Applications in Solid Mechanics, 82:571-580.
- [28] Nowell D., & De Matos P. F. P. (2010). Application of digital image correlation to the investigation of crack closure following overloads. Lukas P (ed), *Fatigue*, p. 1035-1043.
- [29] Yusof F., Lopez-Crespo P., & Withers P. J. (2013). Effect of overload on crack closure in thick and thin specimens via digital image correlation. *International Journal of Fatigue*, 56:17-24.
- [30] Lopez-Crespo P., Burguete R. L., Patterson E. A., Shterenlikht A., Withers P. J., & Yates J. R. (2009). Study of a crack at a fastener hole by digital image correlation. *Experimental Mechanics*, 49:551-559.
- [31] Newman J. C., & Elber W. (1988). *Mechanics of Fatigue Crack Closure*, Edição 982.
- [32] Antunes F. V., Branco R., Mesquita S., Correia L. M., & Ramalho A. L. (2016a). Numerical validation of crack closure concept using non-linear crack tip parameters. *16th Portuguese Conference on Fracture (PCF2014)*, 10-12nd, Escola Superior Náutica Infante D. Henrique, Oeiras, Portugal, February. (apresentação oral)
- [33] Antunes F. V., Chegini A. G., Branco R., & Camas D. (2015b). A numerical study of plasticity induced crack closure under plane strain conditions. *International Journal of Fatigue*, 71, 75-86.
- [34] Antunes F. V., Chegini A. G., Camas D., & Correia L. (2015c). Empirical model for plasticity induced crack closure based on maximum and total range of stress intensity factor. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 2015, 38, 983-996.
- [35] Antunes F. V., Chegini A. G., Correia L., & Branco R. (2015a). Numerical study of contact forces for crack closure analysis. *International Journal of Solids and Structures*, Volume 51, Issue 6, 15, Pages 1330-1339, March.
-

-
- [36] Antunes F. V., Chegini A. G., Correia L., & Camas D. (2015). Finite element meshes for optimal modelling of plasticity induced crack closure. *Engineering Fracture Mechanics*, 142, 184–200.
- [37] Antunes F. V., Mesquita S., Branco R., & Camas D. (2016). A numerical analysis of CTOD under constant amplitude loading. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*.
- [38] Antunes F.V., Branco R., Correia L., Ramalho A.L., & Mesquita S. (2016). Numerical validation of crack closure concept using non-linear crack tip parameters. *Structural Integrity Procedia* 1 (2016) 000–000.
- [39] Mesquita, S. (2016), “Propagação de fendas por fadiga: Estudo numérico de CTOD”. Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica. Faculdade de Ciências e Tecnologia – Universidade de Coimbra, Coimbra.
- [40] Serrano S. (2017), “Análise de Propagação de Fendas por fadiga baseada no CTOD para a liga 2050-T8 AA”, tese de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.
- [41] Ferreira M. (2017), “Análise de Propagação de Fendas por fadiga baseada no CTOD para o aço inoxidável 304L”, tese de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.
- [42] Loureiro P. (2016), “Determinação numérica do limiar de fadiga”, tese de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.
- [43] 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.
- [44] LMS Santos, JAM Ferreira, JS Jesus, JM Costa, C Capela, Fatigue behaviour of selective laser melting steel components, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 85, 9-15, 2016.
- [45] Almeida. R (2016), "Propagação de fendas de fadiga em aços sinterizados a laser", tese de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.
- [46] Jianzhong Zhou , Suqiang Xu, Shu Huang, Xiankai Meng, Jie Sheng, Haifeng Zhang, Jing Li, Yunhui Sun and Emmanuel Agyenim Boateng, Tensile Properties and Microstructures of a 2024-T351 Aluminum Alloy Subjected to Cryogenic Treatment, School of Mechanical Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang (2013).
-

-
- [47] ASTM E 647 (2011). Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. American Society for Testing and Materials.
- [48] ASTM E 606. Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing. American Society for Testing and Materials.
- [49] Voce E. (1948). The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. *Journal of the Institute of Metals*, 74, 537–562.
- [50] Armstrong P. J., & Frederick C. O. (1966). A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. GEGB Report RD/B/N 731.
- [51] Swift H. W. (1952). Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1, 1–18.
- [52] 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.
- [53] 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.
- [54] Rosa, E.Da. (2002). *Análise de Resistencia Mecânica. Mecânica da Fratura e Fadiga*, pag16)
- [55] F.V. Antunes, MSC Ferreira, R Branco, P. Prates, C Gardin, C Sarrazin-Baudoux, Fatigue crack growth in the 304L stainless steel, accepted for publication in the *International Journal of Fracture*
- [56] F.V. Antunes, R Branco, P.A. Prates, L. Borrego, Fatigue crack growth modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy, *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, 40, 1309-1320, 2017.
- [57] F.V. Antunes, S. Serrano, R Branco, P. Prates, P. Lorenzino, Fatigue crack growth in the 2050-T8 aluminium alloy, *International journal of fatigue*, in press, 2018
- [58] F.V. Antunes, S.M. Rodrigues, R. Branco, D. Camas, A numerical analysis of CTOD in constant amplitude fatigue crack growth, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 85 (2016) 45–55. (6082-t6)
- [59] J.M. Vasco-Olmo, F.A. Díaz, F.V. Antunes, M.N. James, Evaluación Experimental del CTOD en el crecimiento de grieta a fatiga a partir de los campos de desplazamientos, XXXV Encuentro del Grupo Español de Fractura, Málaga, 14-16 Março 2018, *Anales de Mecánica de la Fractura*.
-

-
- [60] C.Laird, G.L. Smith, "Initial Stages of Damage in High Stress Fatigue in Some Pure Metals", *Phil. Mag.* 95(8) (1963) 1945-1963.
- [61] C. Laird, "The Influence of Metallurgical Structure on the Mechanisms of Fatigue Crack Propagation", *Fatigue Crack Propagation*, Philadelphia, ASTM STP 415 (1967) 247-309
- [62] Edwards P, Ramulu M. Fatigue performance evaluation of selective laser melted Ti – 6Al – 4V. *Mat Sci Eng A – Struc.* 2014; 598:327 – 337.
- [63] L. Lanes, Y Torres, M Anglada, On the fatigue crack growth behaviour of WC-Co cemented carbides: kinetick description, microsestrutural effects and fatigue sensitivity, *Acta Materialia*, 50,2381-2393, 2002.
- [64] L.M. S Santos, L.Borrego, J.A.M. Ferreira, JD Costa, C Capela, Effect of heat treatment on the fatigue crack propagation of additive manufacturing AISI 18Ni300 Steel Specimens, *Encuentro*, Malaga, 2018
- [65] Leuders, S.,Thone, M., Riemer, A., Niendorf, T., Troster, T., Richard, H.A., Maier, H.J., 2013. On the mechanical behaviour of titanium alloy TiAl6V4 manufactured by selective laser melting: Fatigue resistance and crack growth performance, *International Journal of Fatigue* 48, 300-307.
- [66] J. Tong, L.G. Zhao, B. Lin, Ratchetting strain as a driving force for fatigue crack growth, *Int. Journal of Fatigue* 46 (2013) 49–57.
- [67] R. Sunder, Unraveling the Science of Variable Amplitude Fatigue, *Journal of ASTM International*, Vol. 9, No. 1, 1-32, 2012.
- [68] Modificado de www.EOS.info.
<http://additivemanufacturing.weebly.com/artifacts/eos-breaks-it-down>

APÊNDICE A

ANÁLISE DE PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR FADIGA EM ENTALHES

Neste apêndice pretende-se abrir uma nova linha de estudo, centrada na análise do efeito de parâmetros geométricos, aproveitando as possibilidades de previsão dos modelos $da/dN-\delta_p$.

O objetivo é estudar o efeito de entalhes na velocidade de propagação de fendas por fadiga, sendo o material estudado a liga de alumínio 7050-T6.

Procedimento numérico

A geometria do provete utilizado pode ver-se na Figura A.1, sendo a análise numérica efetuada tendo em conta apenas $\frac{1}{2}$ do provete. A simulação foi feita para os raios de entalhe, r de 1, 2, 4 e 8 mm, com um comprimento total do entalhe de 8 mm. As condições de fronteira bem como a zona de aplicação da carga são indicadas nesta figura. Notar que o ponto direito inferior da metade estudada, foi fixo de modo a evitar movimentos de corpo rígido.

As cargas máxima e mínima aplicadas foram de 400 e 4 N, correspondendo a tensões remotas $\sigma_{\max}=80$ e $\sigma_{\min}=0.8$ MPa. A razão de tensões é por isso $R=0.01$.

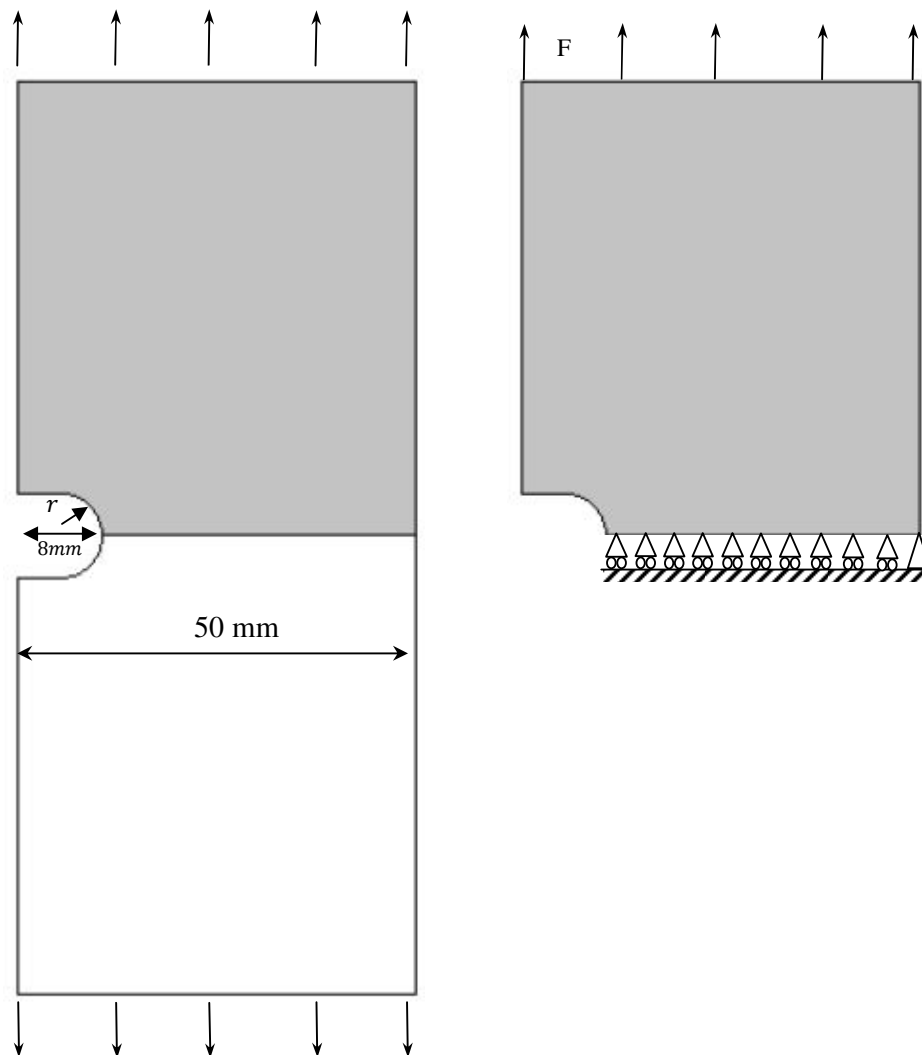


Figura A.1. Imagem representativa do provete utilizado com raio r .

Como explicado no capítulo 3, o modelo elasto-plástico usado para ajustar as propriedades do material utiliza o critério de Von Mises combinando o encruamento isotrópico de Voce e o encruamento cinemático de Armstrong e Frederick. A Tabela A.1 apresenta os parâmetros do material que descreve o comportamento elasto-plástico ajustado.

Tabela A.1. Parâmetros elasto-plástico da liga de alumínio 7050-T7.

<i>Material</i>	<i>Encruamento Isotrópico (Voce)</i>			<i>Encruamento cinemático (Armstrong-Frederick)</i>	
	Y_0 [MPa]	Y_{Sat} [MPa]	C_Y [-]	C_X [-]	X_{Sat} [MPa]
<i>Al 7050-T6</i>	420.50	420.50	3.806	228.91	198.35

A Figura A.2 representa a malha de elementos finitos da liga de alumínio 7050-T6 para um entalhe com $r = 8$ mm. Esta malha compreende 7359 nós e 7175 elementos isoparamétricos de 8 nós. Para os outros entalhes a malha é semelhante. À semelhança dos estudos anteriores, é considerado um grande refinamento na zona de extremidade de fenda com elementos de dimensões de $8 \times 8 \mu m^2$, local onde existe concentração de tensão e de deformação e um menor refinamento para as zonas mais afastadas, pois o foco principal é na zona do entalhe garantindo uma melhor exatidão de resultados.

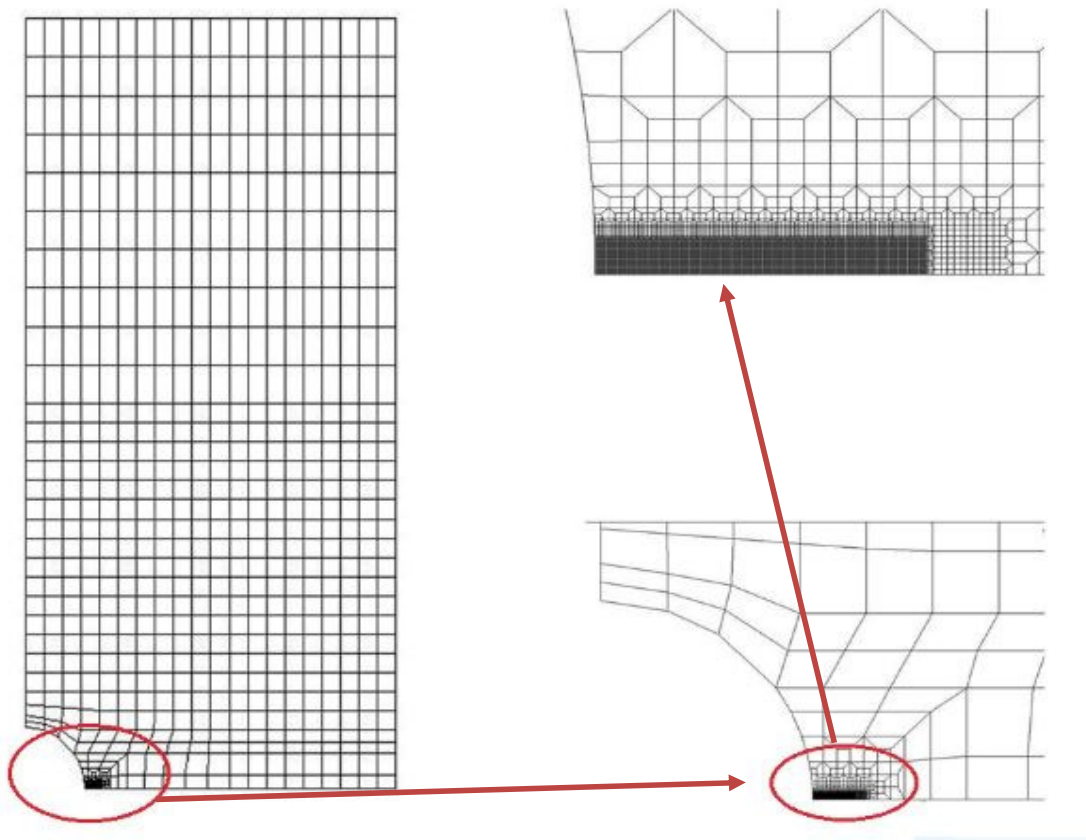


Figura A.2. Malha de elementos finitos para um entalhe de $r=8\text{mm}$.

Fecho de fenda

A Figura A.3. representa uma comparação do nível de fecho de fenda do provete com entalhes de raio 1, 2, 4 e 8 mm para o provete sob estado de tensão e deformação plana em função do incremento de fenda.

Como se pode verificar, existe fecho de fenda independentemente do estado de tensão e do raio do entalhe. Como seria de esperar, existe maior fecho para o estado plano de tensão.

É possível observar que para o estado de tensão plana independentemente do raio do entalhe existe um incremento progressivo do fecho de fenda á medida que a fenda

vai aumentando, levando a um gradual aumento de uma onda plástica residual. O mesmo se verifica para os raios de 4 e 8mm do estado de deformação plana, por outro lado para os raios de 1 e 2mm em estado de deformação plana, inicialmente existe um aumento progressivo seguido de uma redução e estabilização do fecho de fenda.

Em estado plano de deformação podemos observar que os valores de fecho após estabilização são idênticos, tendo uma redução da carga efetiva de cerca de 10%. O mesmo se verifica para o estado plano de deformação, embora ligeiramente mais disperso com uma redução da carga efetiva a variar entre 39 e 43%.

Concluindo, existe maior fecho quanto menor for o entalhe inicial.

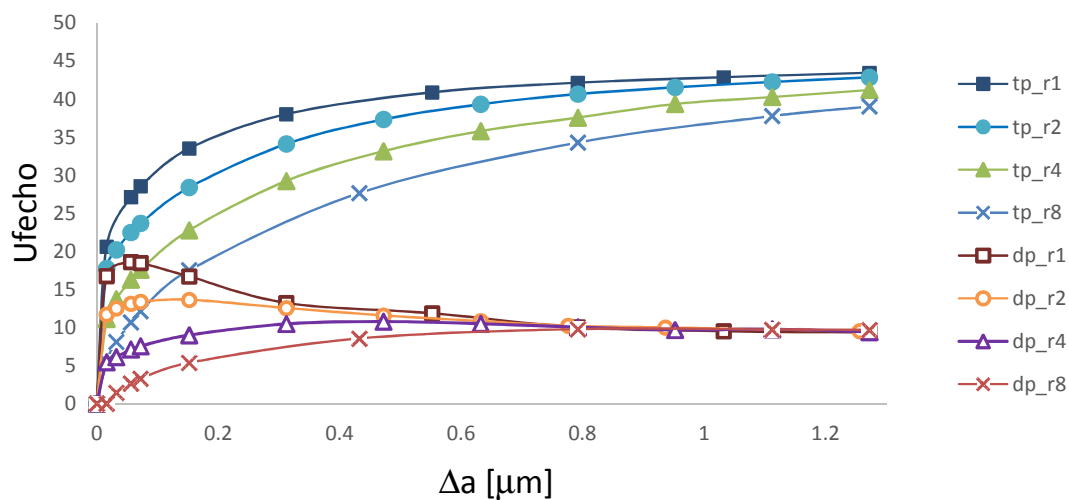


Figura A.3. Variação do nível de fecho de fenda com diferentes raios, obtido para o estado de tensão e deformação plana em função do incremento de fenda.

Estado de tensão

Na Figura A.4 é representada a variação do CTOD plástico em função do incremento de fenda para os estados plano de tensão e deformação.

Como se pode observar existe uma tendência do CTOD plástico aumentar com o incremento de fenda. Em deformação plana existe um aumento mais acentuado que em tensão plana.

A diferença de valores de CTOD plástico em deformação e tensão plana pode ser explicada pelo fenômeno de fecho de fenda. Como foi possível observar na Figura A.3 existe formação de uma onda residual que força o contato na extremidade de fenda e diminui a gama de carga, sendo este mais relevante no caso da tensão plana.

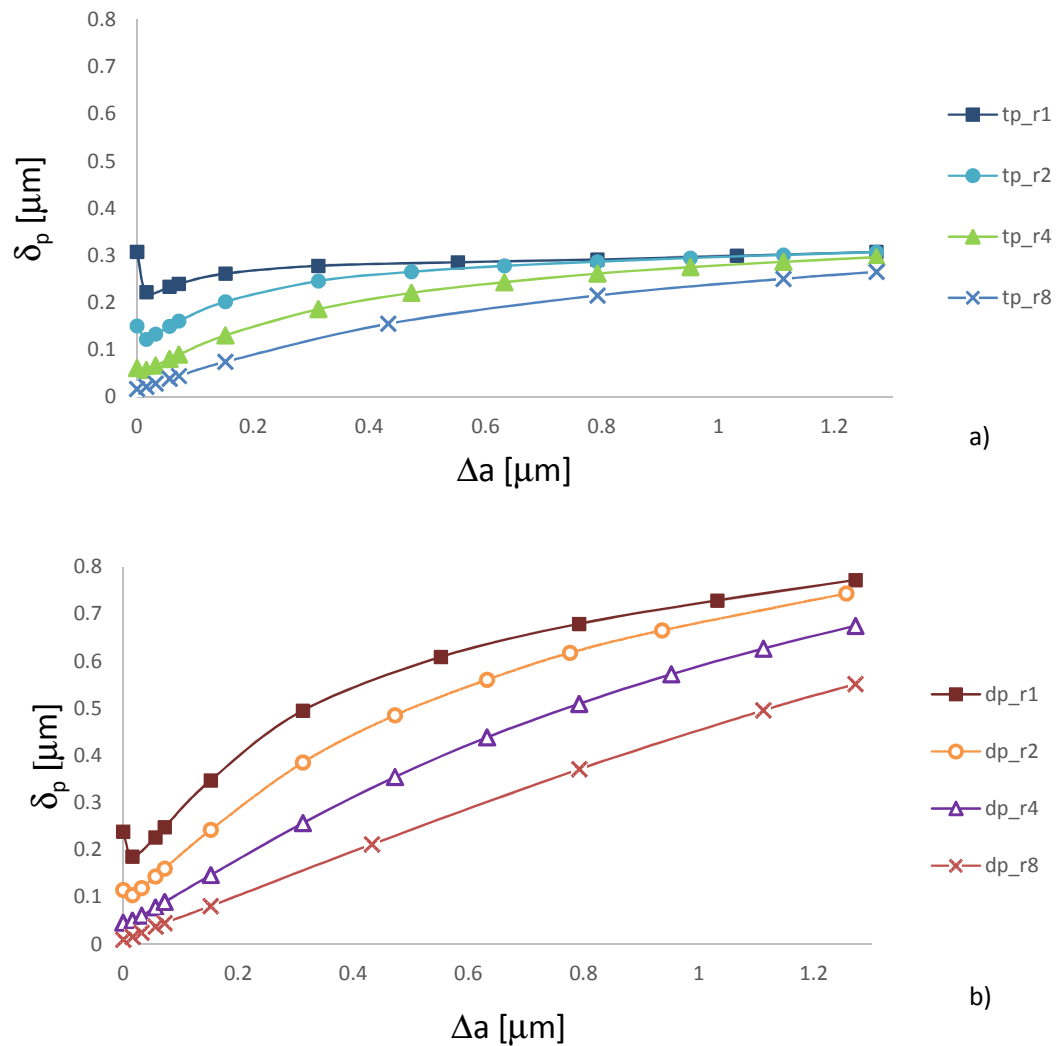


Figura A.4. Variação do CTOD plástico em função do incremento de fenda: a) Tensão plana; b) Deformação plana.