



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

Ricardo Filipe Rei André

**PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR
FADIGA**
CONFRONTO DAS PREVISÕES NUMÉRICAS COM
RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Dissertação no âmbito do Mestrado em Engenharia Mecânica, na especialidade de Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto e pelo Mestre Edmundo Rafael de Andrade Sérgio e apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

Julho de 2023

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Propagação de fendas por fadiga: Confronto das previsões numéricas com resultados experimentais

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

Fatigue crack growth: Confrontation of numerical predictions with experimental results

Autor

Ricardo Filipe Rei André

Orientadores

Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto

Mestre Edmundo Rafael de Andrade Sérgio

Júri

Presidente **Professor Doutor José António Martins Ferreira**
Professor Catedrático da Universidade de Coimbra

Orientador **Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto**
Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

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

Coimbra, Julho, 2023

“A perseverança é o segredo para superar os desafios e alcançar o sucesso”

Helen Keller

À minha família

Agradecimentos

Gostaria de expressar a minha gratidão a todas as pessoas que tornaram possível a realização deste trabalho. A Dissertação de mestrado apresentada só foi possível graças ao apoio e colaboração de um trabalho coletivo, aos quais presto o meu agradecimento.

Aos meus orientadores, Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto e Mestre Edmundo Sérgio, pela constante ajuda e orientação ao longo do semestre, assim como os conhecimentos transmitidos fundamentais para a realização da dissertação.

Ao grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica pela disponibilização do programa de elementos finitos DD3IMP essenciais para a execução das simulações numéricas.

À minha família deixo o meu profundo reconhecimento, pois sempre me apoiaram e motivaram para a concretização deste trabalho, e são os responsáveis por todos os meus sonhos e objetivos conquistados.

Aos meus amigos, que sempre me acompanharam e contribuíram para o meu sucesso escolar ao longo do meu percurso académico.

Resumo

Os componentes e estruturas estão sujeitos a cargas cíclicas durante o seu período de funcionamento. Tais solicitações podem levar a falhas por fadiga, logo é fundamental garantir que os componentes mecânicos sejam projetados de modo a evitar este modo de falha. Um dimensionamento à fadiga adequado, para além de assegurar um nível apropriado de segurança e confiabilidade, permite também prever a vida útil destes equipamentos, geralmente através da relação entre a velocidade de propagação e a gama do fator de intensidade de tensões. No entanto, esta abordagem revela algumas incertezas, pelo que novas teorias foram propostas para contornar estas limitações, nomeadamente envolvendo parâmetros não lineares.

O principal objetivo desta dissertação é comparar as previsões numéricas da velocidade de propagação de fendas por fadiga com resultados experimentais, obtidos em provetes de flexão de aço S690QL, quando submetidos a carregamentos cíclicos de amplitude constante. A propagação numérica é feita por libertação dos nós quando a deformação plástica acumulada atinge um valor crítico. Este valor crítico foi calibrado utilizando um valor experimental de da/dN para uma razão de tensão, $R=0,8$. Nas simulações numéricas foi utilizado o programa de elementos finitos DD3IMP. Os resultados foram obtidos para três razões de tensão diferentes e para diferentes valores de comprimento de fenda inicial, a_0 . Estas simulações foram realizadas para estado plano de deformação e estado plano de tensão. No âmbito deste estudo, é também interessante perceber o efeito na análise dos resultados, da variação de parâmetros físicos como a razão de tensões e de parâmetros numéricos, entre os quais, o tamanho da malha e os estados de plano.

A calibração do valor crítico da deformação plástica cíclica na extremidade da fenda levou a valores relativamente altos, superiores a 800 %. O modelo numérico adotado foi capaz de prever satisfatoriamente, o efeito do ΔK e da razão de tensões na velocidade de propagação da fenda, indicando claramente que a deformação plástica cíclica na extremidade da fenda é o principal mecanismo de dano durante a propagação. O tamanho da malha no programa de elementos finitos também foi um parâmetro alvo de análise, considerando elementos com 8 μm e 4 μm .

Palavras-chave: Propagação de fendas por fadiga, Provede de flexão em 8 pontos, Modelo numérico, Deformação plástica, Carregamento de amplitude constante.

Abstract

The components and structures are subjected to cyclic loads, during their service life. Such loads can lead to fatigue failure and therefore, it is essential to ensure that mechanical components are designed to avoid this failure mode. An adequate fatigue design, besides ensuring an appropriate level of safety and reliability, also allows predicting the lifetime of these equipments, usually through the relationship between the crack growth rate and the stress intensity factor range. However, this approach reveals some uncertainties, so new theories have been proposed to circumvent these limitations, namely involving non-linear parameters.

The main goal of this thesis is to compare numerical predictions of fatigue crack growth with experimental results obtained on S690QL steel bending specimens, when subjected to constant amplitude cyclic loading. The numerical propagation is done by releasing the nodes when the accumulated stress strain reaches a critical value. The critical value was calibrated using an experimental value of da/dN for the stress ratio, $R=0,8$. In the numerical simulations the finite element program DD3IMP was used. The results were obtained for three different stress ratios and for different values of initial crack length, a_0 . These simulations were performed for plane stress and plane strain states. In the scope of this study, it is also interesting to understand the effect on the analysis of the results, of varying physical parameters, such as, the stress ratio and numerical parameters, among which, the mesh size and the plane states.

The calibration of the critical cyclic plastic strain value at the crack tip led to relatively high values, higher than 800 %. The adopted numerical model was able to predict satisfactorily, the effect of ΔK and stress ratio on the crack growth rate, clearly indicating that the cyclic plastic strain at the crack tip is the main damage mechanism during propagation. The mesh size in the finite element program was also a target parameter of analysis, considering elements with 8 μm and 4 μm .

Keywords: Fatigue crack growth, eight-point single edge notch bend specimen, Numerical model, Plastic strain, Constant amplitude loading.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xi
Simbologia e Siglas	xiii
Simbologia.....	xiii
Siglas	xv
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Enquadramento	1
1.2. Objetivos.....	2
1.3. Estrutura da dissertação	3
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
2.1. Fadiga.....	5
2.2. Mecânica da Fratura Linear-Elástica	6
2.3. Limitações das curvas da/dN- ΔK	7
2.4. Previsão da velocidade de propagação utilizando parâmetros não-lineares	11
2.5. Modelos de comportamento elasto-plástico.....	16
2.5.1. Critério de plasticidade.....	17
2.5.2. Lei de encruamento.....	17
2.5.2.1. Encruamento isotrópico.....	17
2.5.2.2. Encruamento cinemático.....	18
3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS	19
3.1. Curva tensão-deformação	19
3.2. Curva tensão-deformação cíclica.....	21
3.3. Procedimento experimental dos ensaios de fadiga	22
3.4. Velocidade de propagação da fenda versus fator de intensidade de tensões	24
3.5. Crescimento da fenda em função do fator de intensidade de tensões.....	25
4. MODELO NUMÉRICO.....	27
4.1. Modelo físico	27
4.1.1. Geometria e condições de fronteira.....	27
4.1.2. Carregamento.....	28
4.2. Modelo de elementos finitos.....	29
4.2.1. Malha de elementos finitos.....	31
4.2.2. Propagação da fenda.....	31
4.3. Modelo constitutivo	33
5. RESULTADOS NUMÉRICOS.....	37
5.1. Efeito da razão de tensões.....	37
5.2. CTOD-Força	39
5.3. Efeito da variação dos parâmetros numéricos	42
5.3.1. Tamanho da malha para 4 μm	42
5.3.2. Estado plano de tensão	45
6. CONCLUSÕES.....	49

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	51
ANEXO A – EFEITO DA RAZÃO DE TENSÕES NA VELOCIDADE DE PROPAGAÇÃO PARA A MALHA MAIS REFINADA	55

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Diagrama da curva típica $da/dN-\Delta K$ em escala logarítmica.	7
Figura 2.2. Representação esquemática dos mecanismos de fecho de fenda indzido por: (a) plasticidade; (b) óxidos; (c) rugosidade. Adaptado [13].	9
Figura 2.3. Ilustração esquemática dos diferentes fatores de intensidade de tensão.	10
Figura 2.4. Diagrama esquemático das zonas da extremidade da fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação. Adaptado [21].	11
Figura 2.5. Definições 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 interseção de dois planos (de -45° a 45°) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda inferior e superior.	12
Figura 2.6. Velocidade de propagação de fenda: (a) Resultados experimentais; (b) Previsão numérica. Adptado [25].	13
Figura 2.7. Evolução da velocidade de propagação de fenda para blocos de carga: (a) Bloco de carga “ <i>Low-High</i> ”; (b) Bloco de carga “ <i>High-Low</i> ”. Adaptado [26].	14
Figura 2.8. Influência da razão de tensões na velocidade de propagação de fenda para blocos de carga “ <i>Low-High</i> ”: (a) $R=0,05$; (b) $R=0,4$. Adaptado [26].	14
Figura 2.9. Razão entre os incrementos de fenda 2 e 1, $(\Delta a_2/\Delta a_1)$, versus a razão da gama de força, $(\Delta F/\Delta F_{OL})$, para o mesmo bloco de carga. Adaptado [27].	15
Figura 2.10. Velocidade de propagação de fenda para uma única sobrecarga aplicada para $R=0,25$ e $OLR=1,25$: (a) $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa.m}^{1/2}$; (b) $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa.m}^{1/2}$. Adaptado [28].	15
Figura 2.11. Velocidade de propagação da fenda para uma única sobrecarga aplicada para $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa.m}^{1/2}$: (a) $OLR=1,5$; (b) $OLR=1,75$. Adaptado [28].	16
Figura 3.1. Curva do gráfico tensão-deformação de um aço S690QL.	20
Figura 3.2. Tensão-deformação cíclica do material.	21
Figura 3.3. Geometria do provete.	22
Figura 3.4. Geometria ampliada do entalhe.	22
Figura 3.5. Procedimento do carregamento aplicado.	23
Figura 3.6. Curva experimental $da/dN-\Delta K$ para $R=0,8$	24
Figura 3.7. Curva analítica ΔK versus comprimento de fenda	25
Figura 4.1. Representação esquemática do modelo físico.	28
Figura 4.2. Condições de fronteira a aplicar para: (a) estado plano de deformação; (b) estado plano de tensão.	28
Figura 4.3. (a) Representação da malha de elementos finitos implementado para $a_0=12,5 \text{ mm}$; (b) Detalhe da zona refinada na proximidade da extremidade da fenda.	31

Figura 4.4. Processo de calibração da deformação plástica crítica.	32
Figura 4.5. Comparação entre o teste experimental de fadiga de baixo número de ciclos e a curva numérica obtida com os parâmetros de material identificados.	34
Figura 5.1. Curva da velocidade de propagação de fenda numérico em DP para uma malha de 8 μm	38
Figura 5.2. Comparação dos resultados numéricos com experimentais para $R=0,8$	38
Figura 5.3. Curva da/dN versus comprimento de fenda para $a_0=13,5$ mm em DP para uma malha de 8 μm	39
Figura 5.4. CTOD vs Força para $R=-1$ em DP para uma malha de 8 μm	40
Figura 5.5. CTOD versus Força para $R=0,1$ em DP para uma malha de 8 μm	41
Figura 5.6. CTOD versus Força para $R=0,8$ em DP para uma malha de 8 μm	41
Figura 5.7. CTOD versus Força com a respetiva comparação entre as malhas para $R=-1$ em DP.	42
Figura 5.8. CTOD versus Força com a respetiva comparação entre as malhas para $R=0,1$ em DP.	43
Figura 5.9. CTOD versus Força com a respetiva comparação entre as malhas para $R=0,8$ em DP.	43
Figura 5.10. Efeito do tamanho da malha na velocidade de propagação de fenda numérico em DP.	44
Figura 5.11. Efeito do tamanho da malha na comparação entre as previsões numéricas com resultados experimentais para $R=0,8$	45
Figura 5.12. Comparação entre TP e DP das curvas CTOD-Força obtidas para $R=0,1$: a) $a_0=12,5$ mm; b) $a_0=13,5$ mm.	46
Figura 5.13. U^* vs ΔK em estado plano de tensão e estado plano de deformação para $R=0,1$	47
Figura 5.14. Velocidade de propagação em estado plano de tensão e estado plano de deformação para $R=0,1$	48

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Modelos de encruamento isotrópico	18
Tabela 2.2. Modelos de encruamento cinemático	18
Tabela 3.1. Propriedades mecânicas do aço S690QL.....	21
Tabela 3.2. Magnitudes do carregamento aplicado.	23
Tabela 3.3. Variação dos comprimentos de fenda e ΔK durante a propagação da fenda. ..	25
Tabela 4.1. Condições numéricas das simulações.....	29
Tabela 4.2. Valores utilizados para a extrapolação linear do processo de calibração da deformação plástica crítica.	33
Tabela 4.3. Constantes elasto-plásticas do aço S690QL.	35

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a – Comprimento de fenda

a_0 – Comprimento inicial de fenda

a_f – Comprimento de fenda no final da propagação

B – Espessura do provete

C – Parâmetro da Lei de Paris-Erdogan

C_X – Parâmetro da Lei de Armstrong & Frederick

C_Y – Parâmetro da lei de Swift

da/dN – Velocidade de propagação da fenda

E – Módulo de Young

f – Condição que define a superfície de plasticidade

F_{aberto} – Força de abertura da fenda

$F_{máx}$ – Força máxima

$F_{mín}$ – Força mínima

$g\left(\frac{a}{W}\right)$ – Fator geométrico para cálculo do fator de intensidade de tensões

$K, n, \varepsilon_0, K_1, n_1, C, g, h$ – Parâmetros materiais dos modelos de encruamento isotrópicos

K – Fator de intensidade de tensão

K_{aberto} – Fator de intensidade de tensão de abertura de fenda

K_{IC} – Tenacidade à fratura

$K_{máx}$ – Fator de intensidade de tensão máximo

$K_{mín}$ – Fator de intensidade de tensão mínimo

m – Parâmetro da Lei de Paris-Erdogan

OLR – Taxa de sobrecarga

q_P – Parâmetro de material do modelo Prager

q_Z – Parâmetro de material do modelo Ziegler

R – Razão de tensão

r_{pc} – Coeficiente de anisotropia

- U^* – Percentagem do ciclo de carga para o qual a fenda permanece fechada
 ν – Coeficiente de Poisson
 W – Largura do provete
 X_{SAT} – Tensor de saturação cinemática
 X' – Tensor desviador das tensões inversas
 Y – Fator geométrico
 Y_0, σ_0 – Tensão limite de elasticidade
 Y_{SAT} – Tensão de saturação isotrópica
 Δa_{OL} – Incremento de crescimento de fenda afetado pela sobrecarga
 Δa_1 – Incremento de fenda associado ao bloco de carga 1
 Δa_2 – Incremento de fenda associado ao bloco de carga 2
 ΔF – Gama de força
 ΔF_{OL} – Gama de força do crescimento de fenda afetado pela sobrecarga
 ΔK – Gama do fator de intensidade de tensões
 ΔK_{BL} – Gama do fator de intensidade de tensão no carregamento base
 ΔK_{eff} – Gama efetiva do fator de intensidade de tensão
 ΔK_f – Gama do fator de intensidade de tensão no final da propagação
 ΔK_{OL} – Gama do fator de intensidade de tensão na sobrecarga
 ΔK_{th} – Limiar de propagação de fenda por fadiga
 ΔK_0 – Gama do fator de intensidade de tensão associada ao comprimento inicial de fenda
- $\Delta \varepsilon_{p,YY}$ – Gama de deformação plástica acumulada
 ε – Deformação elástica
 $\bar{\varepsilon}^p$ – Taxa de deformação plástica equivalente
 ε_p^c – Valor crítico da deformação plástica acumulada
 σ – Tensão nominal
 $\sigma_{máx}$ – Tensão máxima
 $\sigma_{mín}$ – Tensão mínima
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – Tensões principais
 $\bar{\sigma}$ – Tensão equivalente

Siglas

ASTM – *American Society of Testing and Materials*

BAM – *Bundesanstalt für Material forschung und-prüfung*

CJP – *Christopher James Patterson (model)*

CT – Provete do tipo Compact-Tension

CTOD – *Crack Tip Open Displacement*

DD3IMP- *Deep Drawing 3D IMPLICIT code*

DP – Estado plano de deformação

MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica

MT – Provete com fenda central

OICC – *Oxidation Induced Crack Closure*

PICC – *Plasticity Induced Crack Closure*

RICC – *Roughness Induced Crack Closure*

TP – Estado plano de tensão

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

Os fenómenos de fadiga e fratura têm sido um desafio para os engenheiros desde o início da civilização. Importantes avanços científicos, quer ao nível dos métodos experimentais quer ao nível dos métodos numéricos têm sido verificados. No entanto as falhas nos equipamentos mecânicos continuam a acontecer, constituindo uma preocupação fulcral para os engenheiros dado todos os prejuízos que acarretam.

A fadiga é responsável pela maior parte das falhas em serviço dos componentes e estruturas solicitados de modo cíclico. É definida como um fenómeno de rotura progressiva, permanente e localizada dos materiais sob a ação de cargas mecânicas cíclicas que pode culminar na fratura completa do componente [1]. Este modo de falha é responsável por 80 % a 90 % das falhas nas peças em serviço [1], sujeitas a cargas cíclicas. Depende de inúmeros fatores [2] como por exemplo, a geometria, carregamento, material e condições ambientais. A fadiga ocorre quando as solicitações são dinâmicas, ou seja, variáveis com o tempo. Destacam-se assim os carregamentos de amplitude constante que apresentam um padrão constante ao longo do tempo e os carregamentos de amplitude variável (ex: sobrecargas) que ao longo da sua aplicação oscilam entre vários valores de força.

A fratura por fadiga ocorre quando a capacidade de um componente, é inferior à solicitação que lhe é aplicada. Após um número suficientemente elevado de ciclos, derivado do carregamento a que o equipamento é sujeito, surgem pequenas fendas no material que ao longo do tempo se propagam. Se estas fendas não forem detetadas podem levar à falha completa do equipamento. Neste contexto, surgem as curvas $da/dN-\Delta K$, normalmente utilizadas para prever a vida útil de um componente, em que da/dN é a velocidade de propagação por ciclo de carga e ΔK é a gama do fator de intensidade de tensões. No entanto, o recurso a estas curvas, apresenta alguns problemas, devido à sua aplicabilidade ser limitada à mecânica da fratura linear elástica (MFLE), já que o ΔK é um parâmetro elástico. Porém, a propagação de fendas por fadiga está associada a mecanismos não-lineares e irreversíveis que ocorrem na extremidade da fenda.

A modelação numérica baseada em parâmetros não-lineares, tem sido utilizada para prever a propagação de fendas por fadiga [3]. Os estudos numéricos são normalmente mais rápidos, económicos e facilmente adaptáveis a novas condições através da variação dos seus parâmetros. A partir da comparação direta das previsões numéricas com resultados experimentais, é possível averiguar o grau de confiança e robustez do modelo numérico. Na abordagem seguida pelo grupo de investigação, a deformação plástica acumulada na extremidade da fenda é o principal mecanismo de dano, isto é, o nó da extremidade da fenda é libertado assim que a deformação plástica acumulada atinge um valor crítico. Neste sentido, a calibração deste parâmetro é uma etapa fulcral, sendo determinada a partir de um valor experimental de da/dN . Os resultados obtidos têm-se revelado bastante positivos e assertivos, sempre coerentes com as tendências obtidas experimentalmente.

A validação do modelo numérico constitui, pois, uma etapa fundamental na análise dos resultados, consistindo no confronto das previsões numéricas com resultados experimentais.

1.2. Objetivos

O principal foco da presente dissertação passa pela validação do modelo numérico, através do confronto das previsões numéricas com resultados experimentais, obtidos pelo professor Mauro Madia da BAM, Berlim. O provete de flexão em 8 pontos foi utilizado no estudo da propagação de fendas de fadiga. Neste estudo, as razões de tensão analisadas são 0,8, 0,1 e -1, considerando carregamentos cíclicos de amplitude constante. O material utilizado é um aço S690QL.

Numa primeira fase, os resultados experimentais disponibilizados foram somente as curvas monótona e cíclica de caracterização do material, e uma curva $da/dN-\Delta K$ para $R=0,8$. As previsões numéricas para as outras razões de tensão são feitas sem conhecimento dos resultados experimentais, deixando-se essa comparação para o final do trabalho. Os resultados obtidos numericamente, serão de seguida comparados com os experimentais de modo a apurar a autenticidade do modelo numérico. Numericamente, as simulações do processo de propagação de fendas por fadiga foram efetuadas com o programa de elementos finitos DD3IMP. Resumidamente, os principais objetivos a atingir na dissertação são os seguintes:

- Desenvolver o modelo numérico de previsão de da/dN , baseado na deformação plástica acumulada na extremidade da fenda, com base nos dados disponíveis;
- Estudar o efeito da razão de tensões na velocidade de propagação da fenda;
- Estudar a robustez do procedimento numérico, fazendo variar os parâmetros numéricos, nomeadamente, os estados de plano e o tamanho da malha;
- Comparar previsões numéricas com resultados experimentais para a razão de tensão, R , de 0,8;

1.3. Estrutura da dissertação

Esta dissertação está dividida em seis capítulos. A apresentação de cada capítulo é enumerada da seguinte forma:

- Capítulo 1, Introdução: introdução à temática em estudo (enquadramento) e identificação dos objetivos do estudo em questão e da estrutura da dissertação;
- Capítulo 2, Revisão Bibliográfica: descrição teórica dos principais conceitos e definições inerentes ao fenómeno de fadiga, necessários para a compreensão dos capítulos seguintes;
- Capítulo 3, Resultados experimentais: descrição do procedimento experimental, nomeadamente, informação relativa à geometria e material do provete, bem como a apresentação dos resultados experimentais obtidos pelo professor Mauro Madia, necessários para a construção do modelo numérico;
- Capítulo 4, Modelo numérico: é definido o modelo de elementos finitos utilizado para descrever o provete e os dados relativos ao procedimento numérico utilizado como o tamanho da malha adotado, as condições de fronteira aplicadas e o software ao qual se recorreu;
- Capítulo 5, Resultados numéricos: Neste capítulo são apresentados, analisados e discutidos os resultados obtidos. É analisado o impacto nos resultados resultantes da variação de alguns parâmetros numéricos. Os resultados obtidos através das simulações são finalmente comparados com os resultados experimentais, utilizando para o efeito, gráficos do tipo $da/dN-\Delta K$.
- Capítulo 6, Conclusões: são apresentadas as conclusões finais retiradas desta dissertação e são indicadas algumas sugestões para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Fadiga

De acordo com a ASTM [4] “A fadiga dos materiais é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre em materiais sujeitos a condições que produzem tensões dinâmicas, num ponto ou em vários pontos, e que pode culminar em fendas ou numa fratura completa após um número suficientemente elevado de variações ou ciclos de carga”. Uma grande maioria das falhas que ocorrem nos componentes mecânicos são causados pelo processo de fadiga, e como tal, é fundamental um adequado dimensionamento á fadiga para prever a vida útil destes componentes, que estão sujeitos a cargas mecânicas cíclicas. A falha por fadiga é um processo sequencial que envolve três estágios principais:

- **Iniciação de fenda:** A iniciação de fenda compreende duas etapas, entre as quais, a nucleação e o crescimento microscópico. A nucleação dá-se à superfície do material (zona que apresenta maior concentração de tensões), a partir de defeitos ou devido à deformação plástica por ação de aplicação repetida e contínua de cargas. Desse modo, formam-se linhas de escorregamento à superfície, que aparecem logo na fase inicial do processo de fadiga. Uma vez nucleada, a fenda pode propagar-se por estrição dúctil ou frágil, coalescência de microcavidades ou microclivagem.
- **Propagação de fenda:** Na fase de propagação, ocorre um aumento progressivo da velocidade de propagação da fenda, normalmente na direção perpendicular à aplicação da carga. Nesta fase, a fenda aproxima-se de uma dimensão crítica, que torna a restante secção transversal do componente mecânico insuficiente para suportar a carga aplicada.
- **Rotura final:** Corresponde à última etapa e consiste na propagação instável da fenda, culminando na súbita rotura da secção transversal remanescente do componente mecânico.

2.2. Mecânica da Fratura Linear-Elástica

A Mecânica da Fratura Linear-Elástica (MFLE), constitui uma ferramenta para o estudo da propagação de fendas por fadiga. A MFLE é aplicada geralmente em casos em que a deformação plástica envolvida na extremidade da fenda é pouco significativa, podendo ser desprezada. Em 1958, Irwin [5] criou o conceito de fator de intensidade de tensões, K , que permite quantificar a intensidade de tensões provocada pela presença de uma fenda num corpo elástico. Este fator é função das tensões aplicadas, da dimensão da fenda, do modo de deformação da fenda e da geometria do componente. O cálculo do fator de intensidade de tensões é dado por:

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

onde Y é um parâmetro adimensional que depende da geometria da peça, da geometria da fenda e da geometria do carregamento, σ é a tensão nominal aplicada e a é o comprimento de fenda. Quando K atinge um valor crítico (K_{IC}), geralmente designado por tenacidade à fratura, ocorre rotura instável.

Na análise da propagação da fenda é comum recorrer a curvas $da/dN-\Delta K$ para determinar a vida útil do componente. O seu comportamento é usualmente descrito pela relação entre a velocidade de propagação de fenda, da/dN , e a gama do fator de intensidade de tensão, ΔK . A variação do fator de intensidade de tensão é definida por:

$$\Delta K = K_{\text{máx}} - K_{\text{mín}}. \quad (2.2)$$

em que $K_{\text{máx}}$ e $K_{\text{mín}}$, representam respetivamente, o fator de intensidade de tensão máximo e o mínimo.

Na figura 2.1 está apresentada a curva típica de propagação de fendas por fadiga ($da/dN-\Delta K$), em escala bi-logarítmica, que descreve o aumento da velocidade de propagação da fenda com a gama de fator de intensidade de tensão. Na figura é possível identificar três regimes:

- **Regime I:** Nesta fase a propagação da fenda dá-se a baixa velocidade, devido a barreiras macroestruturais como limites de grão, inclusões, etc. Abaixo do valor de limiar de propagação de fendas por fadiga, ΔK_{th} , não existe propagação. Nesta etapa a microestrutura, a tensão média e o meio ambiente têm elevada importância na propagação de fendas por fadiga.

- **Regime II:** O regime II abrange o crescimento estável da fenda, na qual a curva evolui linearmente numa escala logarítmica regida pela equação de Paris-Erdogan [6]:

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

onde $\frac{da}{dN}$, é a taxa de crescimento da fenda por fadiga, e C e m são constantes obtidas experimentalmente que dependem do material, da razão de tensões e das condições ambientais.

- **Regime III:** neste período verifica-se um aumento súbito do valor da velocidade de propagação com o aumento do ΔK , até $K_{m\acute{a}x}$ atingir a tenacidade à fratura do material, K_{IC} . A velocidade de propagação da fenda é dependente da razão de tensões R , definida pela equação:

$$R = \frac{\sigma_{m\acute{i}n}}{\sigma_{m\acute{a}x}} = \frac{K_{m\acute{i}n}}{K_{m\acute{a}x}} \quad (2.4)$$

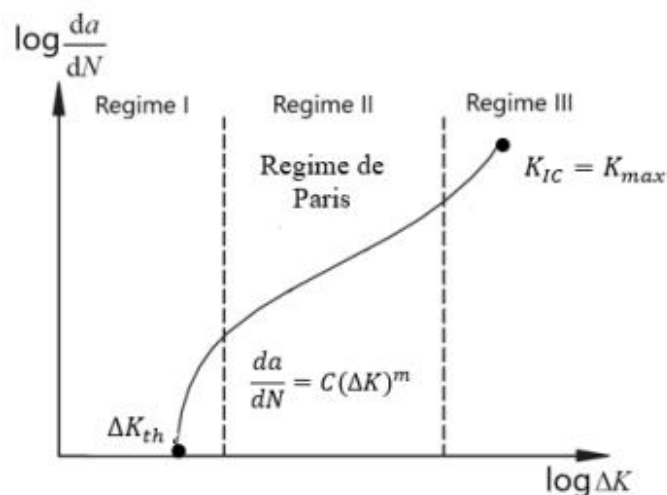


Figura 2.1. Diagrama da curva típica $da/dN-\Delta K$ em escala logarítmica.

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

As relações $da/dN-\Delta K$ obtidas experimentalmente têm sido amplamente utilizadas na conceção de componentes estruturais submetidos a cargas cíclicas. O fator de intensidade de tensão, K , quantifica o nível de tensão e deformação na extremidade da fenda em condições linear elásticas, assumindo que o dano na ponta da fenda é controlado pelo campo elástico

[7]. Este parâmetro, é obtido numericamente e já existem muitas soluções na literatura, para diferentes geometrias.

No entanto, há uma questão fundamental associada ao uso da gama do fator de intensidade de tensão, ΔK , para estudos de fadiga. Ora, a propagação de fendas por fadiga está ligada a mecanismos não-lineares e irreversíveis que ocorrem na ponta da fissura, como é o caso da deformação plástica, enquanto que o ΔK é um parâmetro elástico.

O parâmetro ΔK , tem vantagens que justificam a sua utilização extensiva, já que para fendas longas, as curvas da/dN versus ΔK continuam a traduzir bons resultados no âmbito da MFLE. Contudo, foram identificadas diferentes limitações, nomeadamente, a influência da razão de tensões nas curvas da/dN - ΔK , a incapacidade de prever o efeito do histórico de carga, o comportamento estranho observado para fendas curtas e a validade limitada das relações da/dN - ΔK à MFLE [8]. Para além disso, é possível identificar alguns problemas dimensionais na equação de Paris-Erdogan [6] (equação 2.3). Sabe-se que ΔK toma unidades de $[\text{MPa}\sqrt{\text{m}}]$, mas da/dN traduz $[\text{m}/\text{ciclo}]$, o que significa que a constante C tenha que assumir unidades $[\sqrt{\text{m}}/\text{MPa}\cdot\text{ciclo}]$, de modo a que a equação seja coerente.

Consequentemente, vários modelos complementares têm sido propostos para mitigar estas dificuldades das curvas da/dN - ΔK , como o conceito de fecho de fenda. Este fenómeno consiste no contacto físico entre as superfícies de fenda produzidas por fadiga, num determinado ciclo de carregamento, protegendo a extremidade de fenda e, consequentemente, reduzindo a velocidade de propagação. Este fenómeno definido por Elber [9], assume que existe um nível de carga abaixo do qual os flancos da fenda estão em contacto, e que por isso não há propagação de fenda. Os principais mecanismos responsáveis por este conceito são os seguintes: (i) Induzido por plasticidade (PICC) [10]; (ii) Induzido por oxidação [11] (OICC) e (iii) Induzido por rugosidade (RICC) [12]. A figura 2.2 ilustra esquematicamente os mecanismos mencionados.

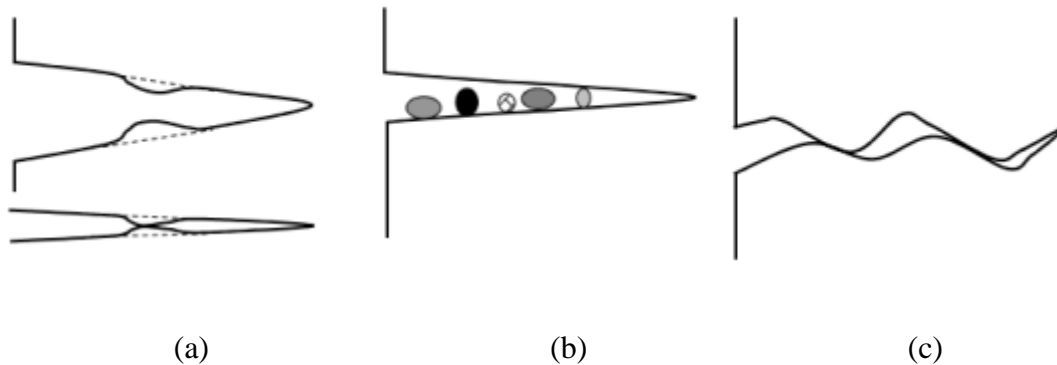


Figura 2.2. Representação esquemática dos mecanismos de fecho de fenda induzido por: (a) plasticidade; (b) óxidos; (c) rugosidade. Adaptado [13].

O fecho de fenda induzido por plasticidade [10] tem maior influência para valores de ΔK elevados e é o mecanismo mais relevante no regime II [14]. Baseia-se na formação de uma zona plástica na extremidade da fenda, constituída por material deformado de forma irreversível devido à concentração de tensões. A propagação da fenda resulta na formação de uma onda plástica residual, que funciona como uma cunha atrás da extremidade da fenda. Durante a descarga, o retorno do material à posição inicial em regime elástico, induz tensões de compressão que promovem o contacto entre ambas as faces da fenda antes de atingir a carga mínima do ciclo de carregamento. O fecho de fenda induzido por rugosidade e por oxidação, são geralmente dominantes no regime I das curvas $da/dN-\Delta K$, onde a abertura da fenda é relativamente baixa [15]. O OICC depende muito do par material-ambiente, enquanto o RICC é devido ao facto de as superfícies da fenda não serem polidas, causando contacto prematuro entre as mesmas, devido às irregularidades presentes.

Existem muitos procedimentos experimentais para a avaliação do fecho de fenda. Borrego [16] recorreu ao método global com recurso a um pino colocado no centro de uma amostra MT através de uma técnica conhecida como maximização do coeficiente de correlação. A mesma permite determinar a força de abertura da fenda, F_{aberto} , e consequentemente calcular a percentagem do ciclo de carga para o qual a fenda permanece totalmente fechada, U^* :

$$U^* = \frac{F_{\text{aberto}} - F_{\text{mín}}}{F_{\text{máx}} - F_{\text{mín}}} \times 100 \quad (2.5)$$

Pressupõe-se que a parte do ciclo de carga em que a fenda permanece fechada não contribua para o crescimento da fenda por fadiga. Posto isto, no caso de existir o fecho de

fenda, surge o fator de intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff} , como força motora para a propagação da fenda por fadiga. O cálculo desse valor é dado pela equação seguinte:

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{máx}} - K_{\text{aberto}} \quad (2.6)$$

sendo K_{aberto} , o valor do fator de intensidade de tensão abaixo do qual a fenda permanece fechada, e $K_{\text{máx}}$, o fator de tensões correspondente ao valor máximo do ciclo de amplitude constante a que o material é sujeito. Uma representação destes parâmetros é apresentada na Figura 2.3.

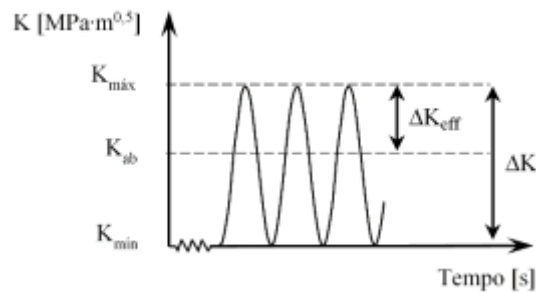


Figura 2.3. Ilustração esquemática dos diferentes fatores de intensidade de tensão.

De acordo com Elber [9], a relação entre da/dN - ΔK que tem em conta o efeito do fecho de fenda é dada por:

$$\frac{da}{dN} = C \times (\Delta K_{\text{eff}})^m. \quad (2.7)$$

O fecho de fenda é uma boa tentativa de corrigir ΔK , que tenta incluir fenómenos que ocorrem na extremidade da fenda, no entanto existe ainda uma grande controvérsia sobre a relevância do fecho de fenda e ambiguidades quanto à sua determinação experimental e, também, numérica. Assim, novas abordagens foram propostas, tais como o conceito de T-stress que quantifica o efeito da geometria do provete no fecho de fenda [17], o modelo CJP que usa quatro parâmetros diferentes para descrever o campo de tensão na extremidade de fenda [18] e o conceito de fecho de fenda parcial [19]. Este último assume que a porção do carregamento abaixo do K_{aberto} também contribui para a propagação da fissura.

2.4. Previsão da velocidade de propagação utilizando parâmetros não-lineares

Uma vez que a propagação de fendas por fadiga resulta de mecanismos de dano não lineares na extremidade da fenda, é natural evoluir para a correlação entre da/dN e parâmetros não lineares.

Na Figura 2.4 é esquematizada a distinção entre as três zonas localizadas na extremidade de fenda [20], no modo I de carregamento. São classificadas como:

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

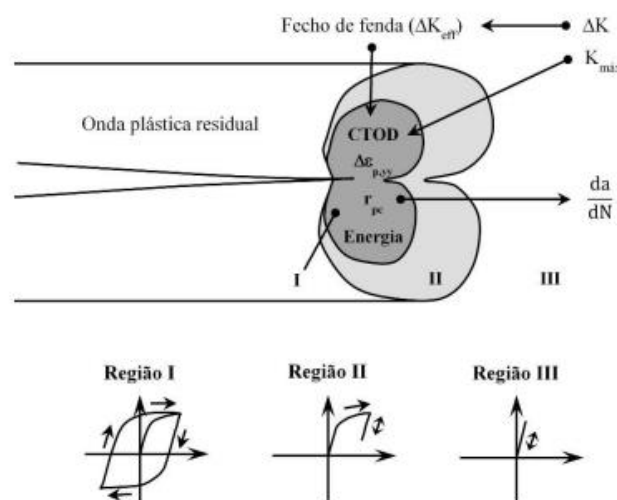


Figura 2.4. Diagrama esquemático das zonas da extremidade da fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação. Adaptado [21].

Um dos parâmetros não lineares mais interessantes, é o deslocamento de abertura de fenda (CTOD – *Crack tip Opening Displacement*). Após observar a ocorrência de arredondamento da extremidade de fenda causado pela deformação plástica criada antes de ser atingida a fratura, Wells [22] confirmou que o grau de arredondamento sofria um

acréscimo que é proporcional à tenacidade do material. Este acontecimento conduziu-o à proposta do deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD) como um parâmetro de elevada importância na caracterização do comportamento à fratura de materiais dúcteis. O CTOD consiste na distância física entre as duas superfícies de uma fenda de fadiga. Existem duas definições para avaliar o CTOD, ilustradas na figura 2.5. A primeira consiste no deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição original da extremidade de fenda. Já a segunda mede a distância entre dois pontos definidos pela intersecção das faces de fenda com duas linhas (+45° e -45°) com origem na extremidade de fenda. Estas duas definições são equivalentes se a fenda apresentar um formato semicircular.

A determinação do CTOD requer alguns cuidados, já que a sobre estimativa do valor crítico de CTOD em serviço pode conduzir a uma propagação instável ou uma falha catastrófica. Por outro lado, uma subestimativa leva a uma limitação excessiva do tamanho de defeitos, conduzindo a serviços de manutenção desnecessários. A medição experimental do CTOD não é fácil, assim a sua medição é normalmente realizada em programas de simulação numérica.

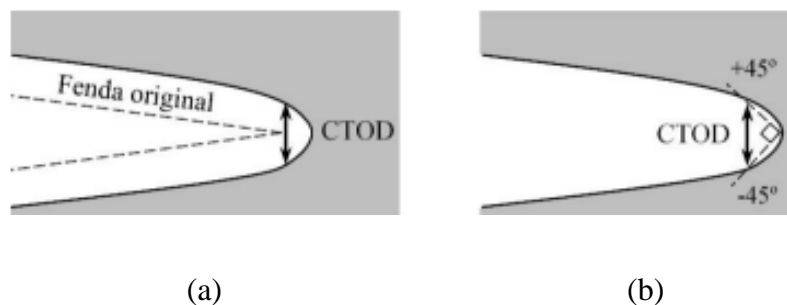


Figura 2.5. Definições de CTOD: (a) CTOD igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação à posição original da extremidade; (b) CTOD igual à distância entre a intersecção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda inferior e superior.

Em estudos anteriores efetuados pela equipa de investigação, foi utilizada uma abordagem numérica alternativa baseada na deformação plástica acumulada na extremidade da fenda. Assume-se que o mecanismo de dano responsável pela propagação de fenda é a deformação plástica cíclica na extremidade da fenda.

Borges *et al* [23] previram com sucesso o efeito do ΔK observado experimentalmente em ligas de alumínio 2024-T251 e no aço 18Ni300, enquanto que Neto *et al* [24] previram corretamente o efeito da razão de tensões. As tendências obtidas numericamente estavam de

acordo com os resultados experimentais, constituindo assim uma boa aproximação e consequentemente, um bom indicador da robustez da abordagem numérica.

O tema da presente dissertação consiste no confronto das previsões numéricas com resultados experimentais. Nesse sentido, é importante destacar alguns estudos previamente realizados nesse âmbito, com o objetivo de demonstrar o sucesso das previsões numéricas e o êxito na utilização dos modelos numéricos.

A figura 2.6 ilustra os resultados do estudo da velocidade de propagação da fenda em provetes CT com um par de furos junto da extremidade da fenda de uma liga de alumínio 2024-T351 [25], sujeitos a uma carga cíclica de amplitude constante. É visível que as previsões numéricas (figura 2.6 (b)) têm as mesmas tendências dos resultados experimentais para este estudo específico.

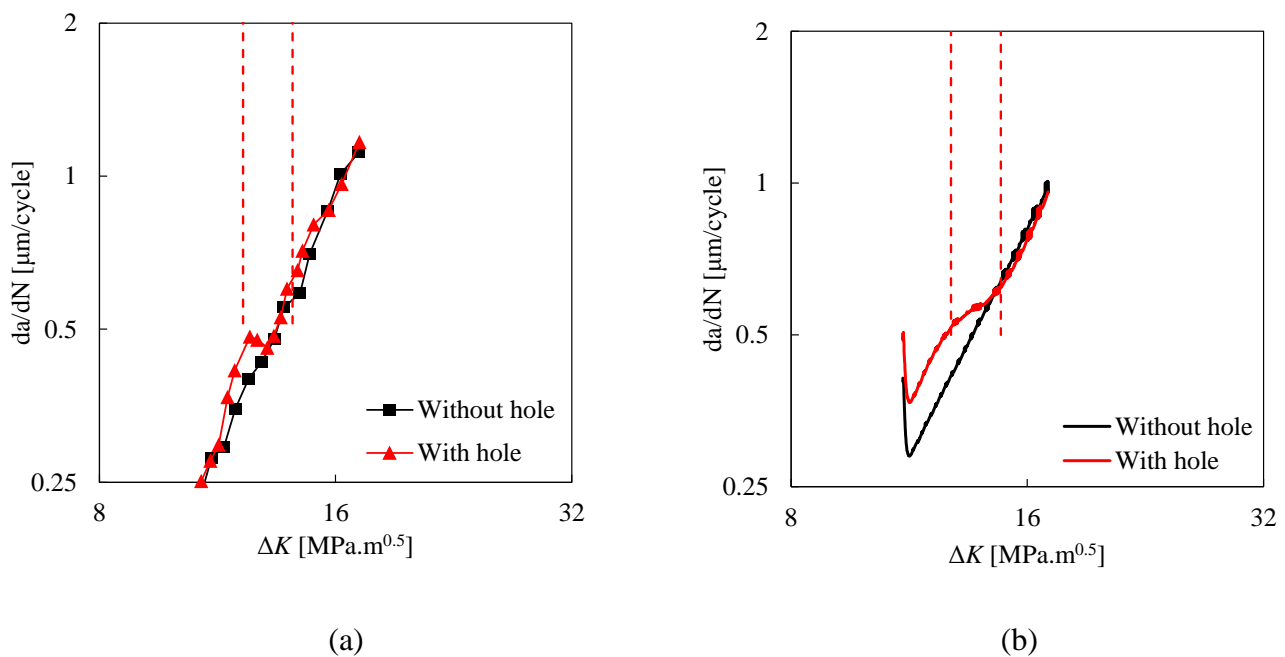


Figura 2.6. Velocidade de propagação da fenda: (a) Resultados Experimentais; (b) Previsão Numérica Adaptado [25].

Na figura 2.7 é feita a comparação numérica e experimental da velocidade de propagação da fenda em provetes MT e CT da liga de alumínio 6082-T6 e da liga de titânio Ti6Al4V [26] respetivamente, submetidos a blocos de carga variável. A mesma abordagem é implementada na figura 2.8 para dois valores de razão de tensão distintos. Os resultados obtidos numericamente correspondem às tendências observadas experimentalmente.

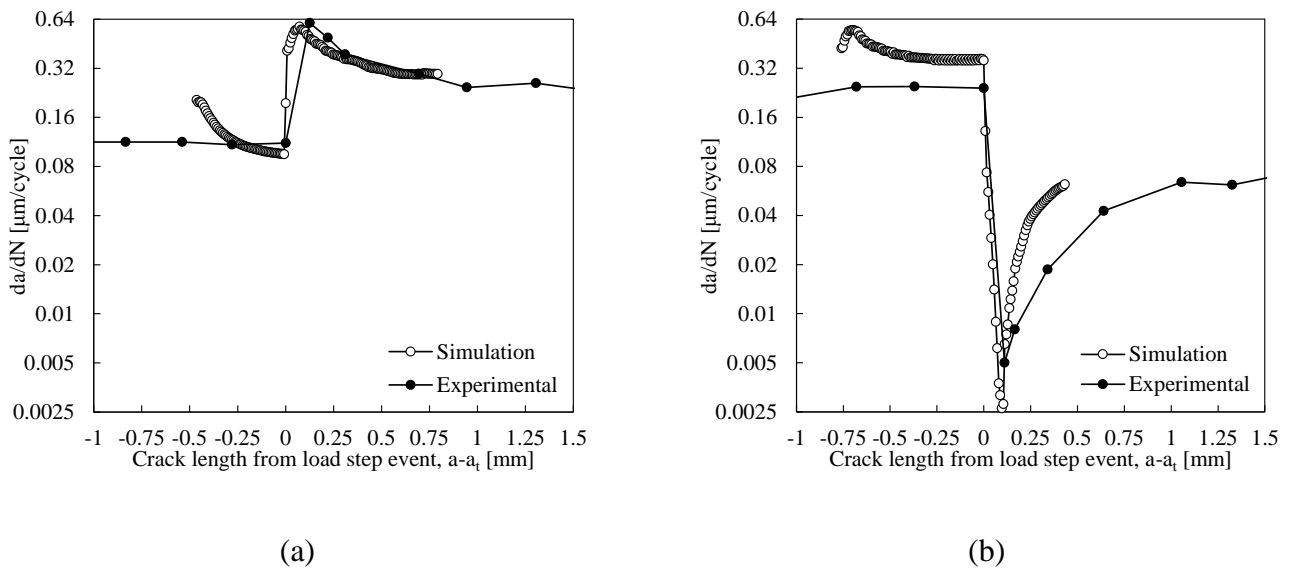


Figura 2.7. Evolução da velocidade de propagação de fenda para blocos de carga: (a) Bloco de carga “Low-High”; (b) Bloco de carga “High-Low”. Adaptado [26].

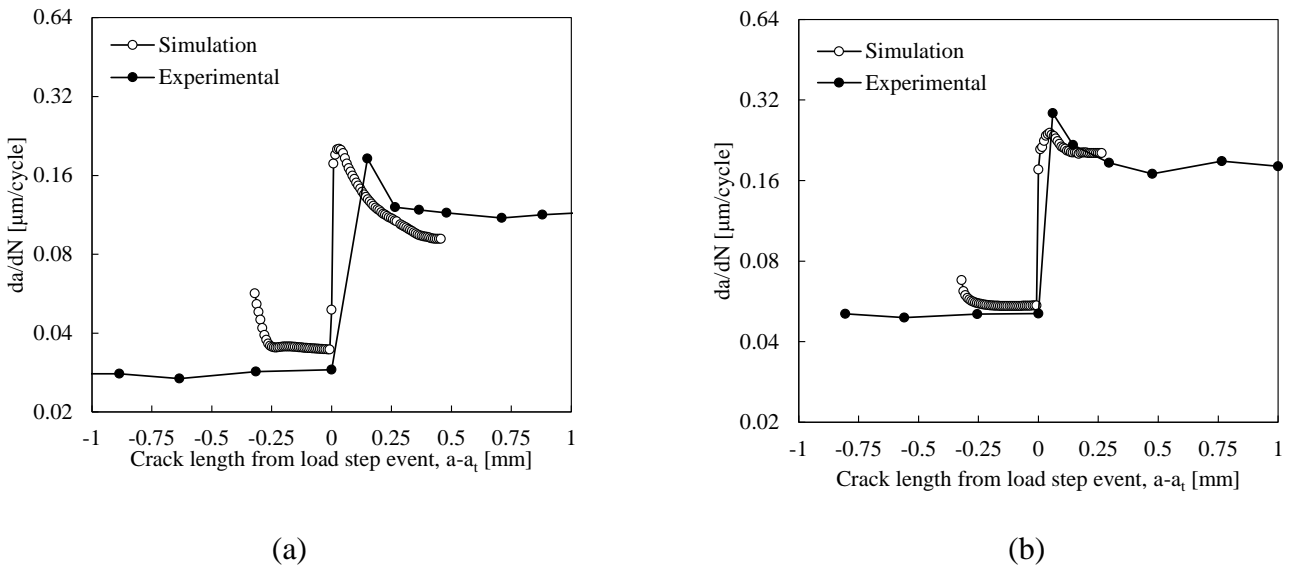


Figura 2.8. Influência da razão de tensões na velocidade de propagação da fenda para blocos de carga “Low-High”: (a) $R=0,05$; (b) $R=0,4$. Adaptado [26].

A mesma análise foi realizada para um padrão de carga específico denominado “*Super Block 2020*”, composto por oito blocos de carga separados por sobrecargas. A figura 2.9 mostra a comparação dos resultados em provetes CT da liga de alumínio 2024-T351, sujeitos ao padrão de carga “*Super Block 2020*” [27]. Mais uma vez, há uma boa concordância entre as tendências experimentais e as previsões numéricas.

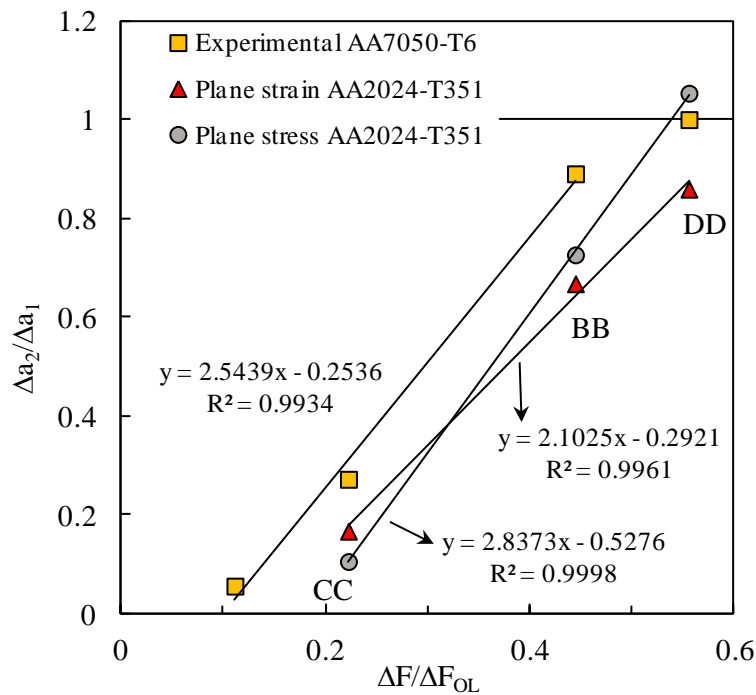


Figura 2.9. Razão entre os incrementos de fenda associados aos blocos 2 e 1, ($\Delta a_2/\Delta a_1$), versus a razão da gama de força, ($\Delta F/\Delta F_{OL}$), para o mesmo bloco de carga. Adaptado [27].

Outro estudo alvo de atenção foi efetuado para as sobrecargas. Na figura 2.10 observam-se os resultados relativos a sobrecargas aplicadas em provetes MT da liga de alumínio 6082-T6 [28]. Nem sempre as previsões numéricas são completamente assertivas com os resultados experimentais, tal como representado na figura 2.11, revelando algumas diferenças na comparação dos resultados.

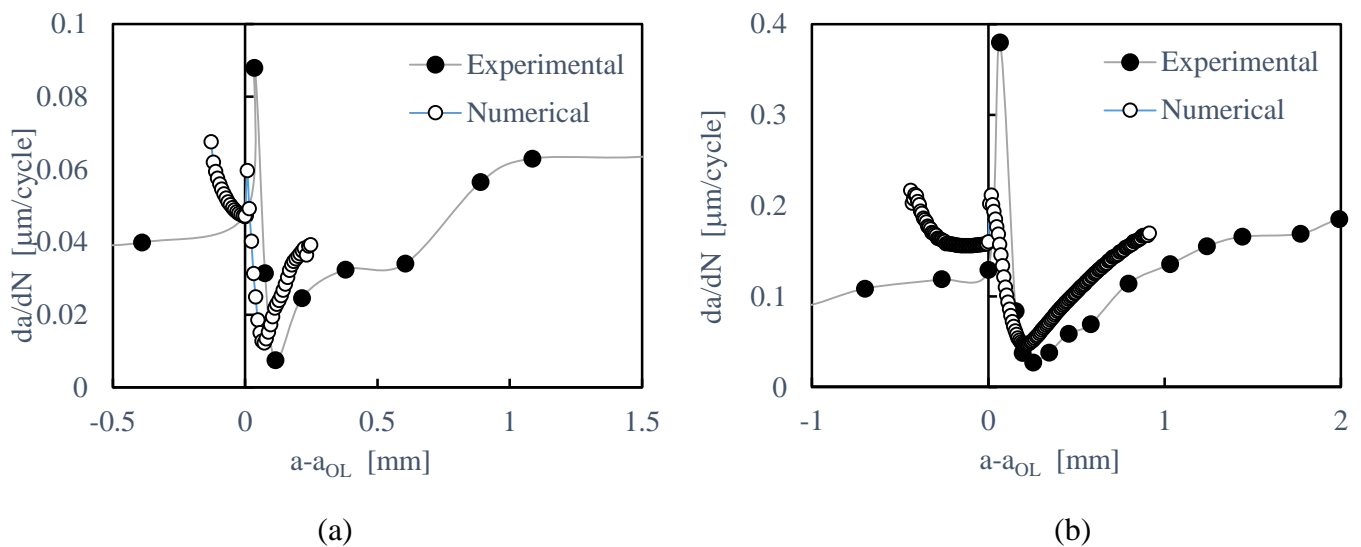


Figura 2.10. Velocidade de propagação da fenda para uma única sobrecarga aplicada para $R=0,25$ e $OLR=1,5$: (a) $\Delta K_{BL} = 6 \text{ MPa.m}^{1/2}$; (b) $\Delta K_{BL} = 8 \text{ MPa.m}^{1/2}$. Adaptado [28].

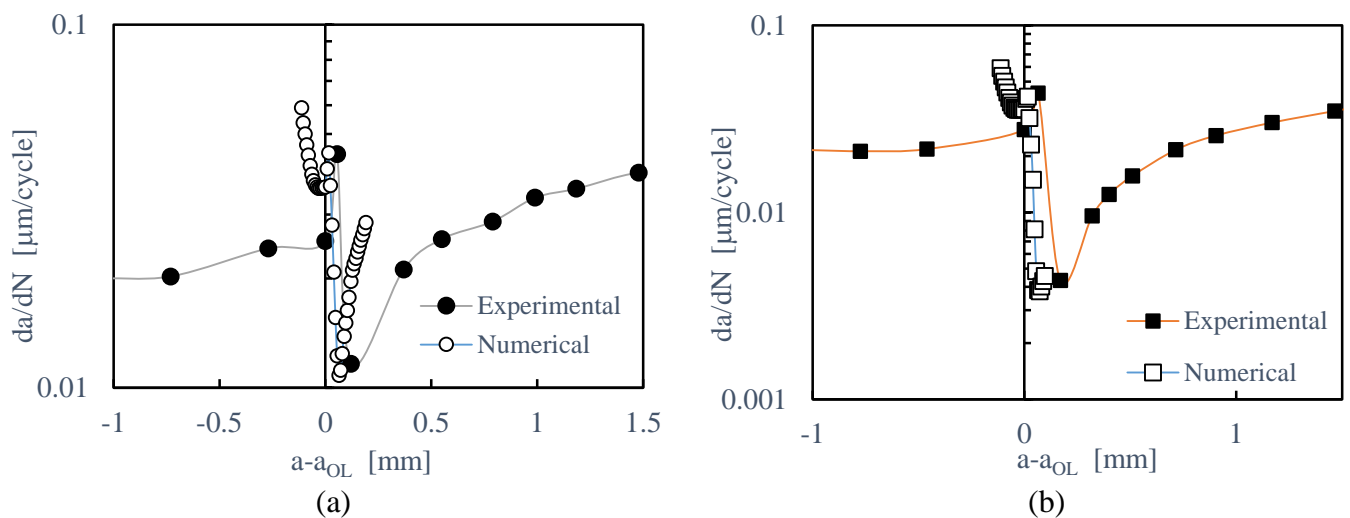


Figura 2.11. Velocidade de propagação da fenda para uma única sobrecarga aplicada para $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}= 6 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$: (a) $OLR=1,5$; (b) $OLR=1,75$. Adaptado [28].

O sucesso no confronto das previsões numéricas com resultados experimentais é fundamental, pois aumenta o grau de confiança na abordagem numérica. No caso de não existir uma boa concordância, ou seja, a identificação de algumas diferenças entre resultados numéricos e experimentais, do ponto de vista da discussão e análise dos resultados é também interessante, na medida em que motiva para uma melhor compreensão dos mecanismos que ocorrem na extremidade da fenda. Por outro lado, a comparação dos resultados revela-se bastante útil para identificar potenciais limitações da abordagem numérica, promovendo dessa forma, um aperfeiçoamento contínuo dos modelos numéricos.

2.5. Modelos de comportamento elasto-plástico

A correta definição do comportamento elasto-plástico do material é um aspeto fundamental na simulação numérica da propagação de fendas, particularmente quando esta se baseia em parâmetros não lineares. Os modelos que descrevem o comportamento elasto-plástico do material são geralmente constituídos por:

- **Crítério de plasticidade:** define a superfície limite de elasticidade;
- **Lei de encruamento:** descreve a evolução da superfície limite de elasticidade ao longo da deformação plástica;
- **Lei de escoamento:** estabelece a relação entre o estado de tensão e a evolução da deformação plástica.

2.5.1. Critério de plasticidade

A tensão de cedência plástica, também denominada de tensão limite de elasticidade, representa o início da deformação plástica e é avaliada através de ensaios de tração uniaxial. A superfície plástica ou limite de elasticidade é expressa pela seguinte expressão:

$$f = \bar{\sigma} - Y(=)\bar{\sigma} = Y. \quad (2.8)$$

Em que $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente e Y representa a tensão de cedência. Se $\bar{\sigma} < Y$ o estado de tensão do material encontra-se no interior da superfície, ocorrendo apenas deformação elástica. Por outro lado, o regime plástico ocorre quando o incremento de deformação plástica é normal à superfície de plasticidade, para um estado de tensão tal que $\bar{\sigma} = Y$.

O critério de cedência plástica pode ser dividido em dois grupos: critério de cedência isotrópico e anisotrópico, que permitem identificar as situações limite entre o elástico e o plástico do material para qualquer solitação.

Nos critérios de cedência isotrópicos, destacam-se os critérios de Tresca [29] e von Mises [30], que descrevem a superfície limite de elasticidade para materiais isotrópicos em que as propriedades físicas do material são independentes da direção.

Neste estudo, foi adotado o critério de von Mises [30] que defende que a deformação plástica se inicia quando ultrapassado um valor crítico da energia de distorção. A fronteira separadora do domínio elasto-plástico é dada por:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 = 2\sigma_0^2. \quad (2.9)$$

onde σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais e σ_0 a tensão limite de elasticidade.

2.5.2. Lei de encruamento

O fenómeno de encruamento é definido como o aumento da tensão limite elástica do material por ação de deformação plástica, ou seja, a partir da tensão de cedência as leis de encruamento descrevem a evolução da superfície de elasticidade.

As leis de encruamento utilizadas são divididas em dois tipos: encruamento isotrópico e cinemático.

2.5.2.1. Encruamento isotrópico

O encruamento isotrópico assume que durante a deformação plástica, a superfície limite de elasticidade aumenta de tamanho sem alterar a posição do seu centro e forma inicial. Este modelo, no entanto, não tem em conta o efeito de Bauschinger, que consiste na

redução da tensão de cedência à compressão após um carregamento de tração, ou vice-versa [31] e mostra como a deformação influencia o comportamento plástico dos materiais. Na tabela 2.1 [32-35] estão apresentados alguns modelos de encruamento isotrópico. Neste estudo foi adotada a lei de Swift [33] que tem em consideração o fenómeno de tensão de saturação.

Tabela 2.1. Modelos de encruamento isotrópico.

Modelo	Equação
Hollomon	$Y = K \times (\bar{\epsilon}^p)^n$
Swift	$Y = K \times (\epsilon_0 + \bar{\epsilon}^p)^n$
Ludwick	$Y = Y_0 + K \times (\bar{\epsilon}^p)^n$
Voce	$Y = Y_0 + (Y_{SAT} - Y_0) \times [1 - \exp(-C_Y \times (\bar{\epsilon}^p)^a)]$
onde $K, n, \epsilon_0, Y_0, K_1, n_1, C, g, h, Y_{SAT}, C_Y$ e a são parâmetros do material.	

2.5.2.2. Encruamento cinemático

O encruamento cinemático consiste numa translação rígida da superfície limite de elasticidade, sem alteração no tamanho e forma. Ao contrário do encruamento isotrópico, o encruamento cinemático leva em consideração o efeito de Bauschinger.

Na tabela 2.2 [36-38] estão mencionados os modelos mais relevantes do encruamento cinemático.

Tabela 2.2. Modelos de encruamento cinemático.

Modelo	Equação
Prager	$dX' = q_p \times d\bar{\epsilon}^p$
Ziegler	$dX' = q_Z \times d\bar{\epsilon}^p \times (\sigma' - X')$
Armstrong-Frederick	$dX' = C_X \times \left(\frac{X_{SAT}}{\bar{\sigma}} \times (\bar{\sigma} - X') - X' \right) \times d\bar{\epsilon}^p$
onde q_p, q_Z e X_{SAT} são parâmetros do material	

3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Os resultados experimentais foram disponibilizados no âmbito da colaboração entre a Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra e o BAM (*Bundesanstalt für Material forschung und-prüfung*). Numa primeira fase os resultados disponibilizados consistiram nas curvas monótona e cíclica, e numa curva $da/dN-\Delta K$ para $R=0,8$. As duas primeiras curvas são utilizadas para determinação das constantes do modelo elasto-plástico. A curva de propagação é necessária para calibrar o valor da deformação plástica acumulada crítica, que serve de critério para a propagação de fenda baseada na libertação de nós.

3.1. Curva tensão-deformação

A curva tensão-deformação caracteriza o comportamento mecânico do material sujeito a uma carga de tração e é obtida durante um ensaio de tração. É usualmente caracterizada por uma região de deformação elástica e por uma região de deformação plástica.

A região de deformação elástica corresponde à porção da curva que apresenta um comportamento linear, onde existe uma relação de proporcionalidade direta entre a tensão e a deformação traduzida pela Lei de Hooke: $\sigma = E \times \varepsilon$. A deformação elástica é reversível e não permanente, ou seja, quando a carga é removida, o material retorna ao seu formato original.

Através da análise da região de deformação elástica é possível determinar algumas propriedades mecânicas do material nomeadamente o seu módulo de elasticidade e a sua tensão de cedência. O módulo de elasticidade quantifica a rigidez do material e corresponde ao declive da reta linear elástica. Ajustando uma reta na região linear elástica, obtém-se a seguinte equação da reta: $y = 2.021 \times 10^{11}x + 3.107 \times 10^6$. Logo, conclui-se que o módulo de elasticidade do material é de 202.1 GPa referente ao declive da reta.

A tensão de cedência é onde se dá a transição do domínio elástico para o domínio plástico, isto é, a partir deste ponto inicia-se a deformação plástica e o material já não recupera o seu formato original. Encontra-se representada pelo ponto A na figura 3.1 e apresenta um valor de 804 MPa.

A região de deformação plástica inicia-se a partir da tensão de cedência. Neste caso, o material começa a deformar-se plasticamente e ocorrem deformações permanentes através do deslocamento permanente dos átomos, logo trata-se de um processo irreversível.

No domínio da deformação plástica destacam-se a tensão máxima, denominada resistência à tração do material, e a tensão de rotura. A tensão máxima diz respeito ao ponto máximo da curva do ensaio de tração e é definida pela tensão máxima que o material pode suportar antes de esticçionar. Por análise do gráfico, a propriedade mecânica em análise apresenta um valor de 821 MPa representado pelo ponto B.

Já a tensão de rotura é verificada no final da curva do material no ponto C, no momento em que ocorre rotura do mesmo. Observa-se um valor de 590 MPa para tensão de rotura e podemos concluir que o material deformou cerca de 17 % até ocorrer essa rotura. A tabela 3.1 resume as propriedades mecânicas do material.

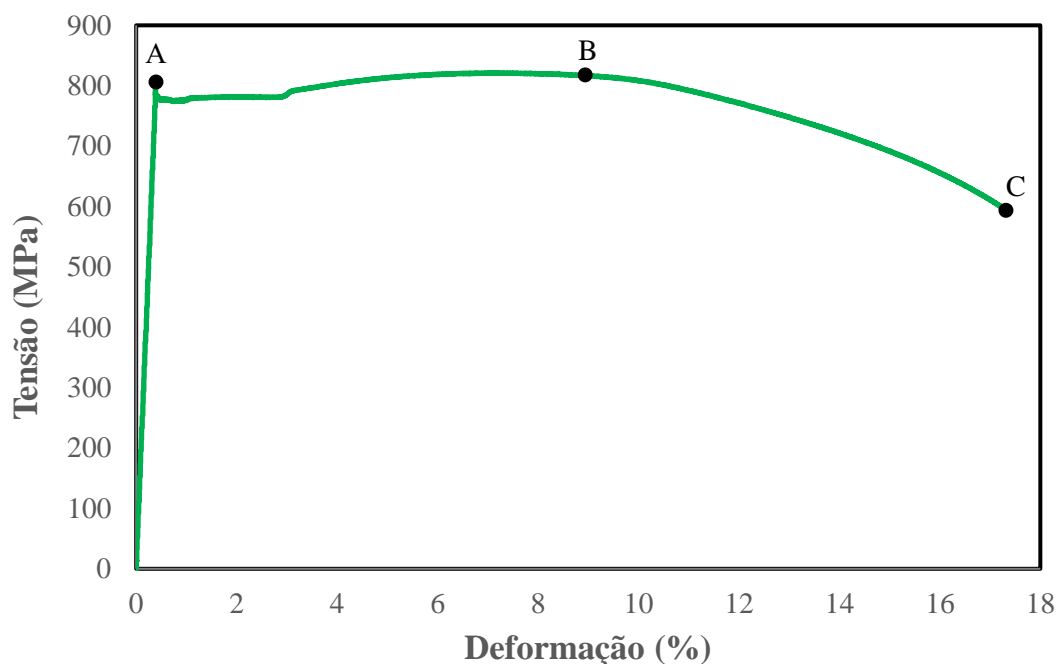


Figura 3.1. Curva do gráfico tensão-deformação de um aço S690QL.

Tabela 3.1. Propriedades mecânicas do aço S690QL.

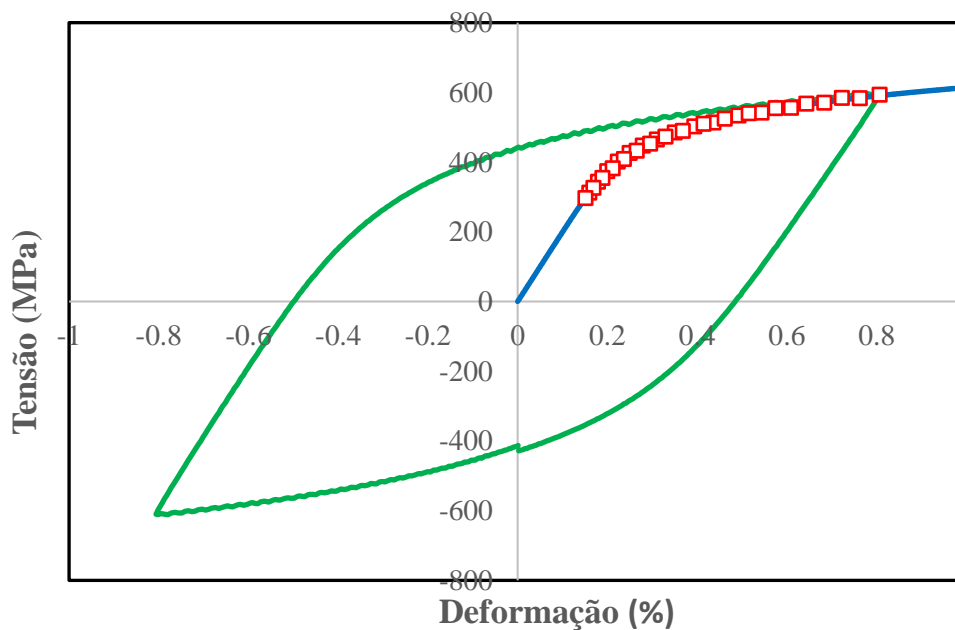
Propriedade mecânica	Ponto	Tensão [MPa]
Tensão de cedência	A	800
Tensão máxima	B	821
Tensão de rotura	C	590

3.2. Curva tensão-deformação cíclica

A Figura 3.2 mostra o comportamento típico da resposta tensão-deformação cíclica do material quando a deformação é a variável controlada. Quando a variável em controlo é a deformação, podem considerar-se duas variáveis essenciais: a amplitude de deformação e a amplitude de tensão.

Analisando o gráfico, verifica-se que amplitude de deformação varia entre os valores -0,8 % e 0,8 %. Por outro lado, a amplitude de tensão apresenta uma gama compreendida entre -600 MPa e 600 MPa.

A curva cíclica do material foi obtida a partir do ensaio de fadiga a baixo número de ciclos e adiante será confrontada com a curva numérica para a calibração do material, no qual são identificados alguns parâmetros relevantes do material.

**Figura 3.2.** Tensão-deformação cíclica do material.

3.3. Procedimento experimental dos ensaios de fadiga

O procedimento experimental realizado foi desenvolvido no BAM, sediado em Berlim e os resultados dos ensaios experimentais foram disponibilizados pelo Professor Mauro Madia.

Nos ensaios de fadiga foram utilizados provetes cujo material é o aço S690QL. Tratam-se de provetes de flexão solicitado em 8 pontos, com a geometria e dimensões representadas na Figura 3.3. A sua geometria corresponde a um comprimento de 108 mm, largura de 19 mm e a uma espessura de 6 mm. O entalhe tinha um comprimento de 5 mm com um raio de concordância de 0,1 mm e um comprimento de pré fissura inicial de 6 mm esquematizado na figura 3.4.

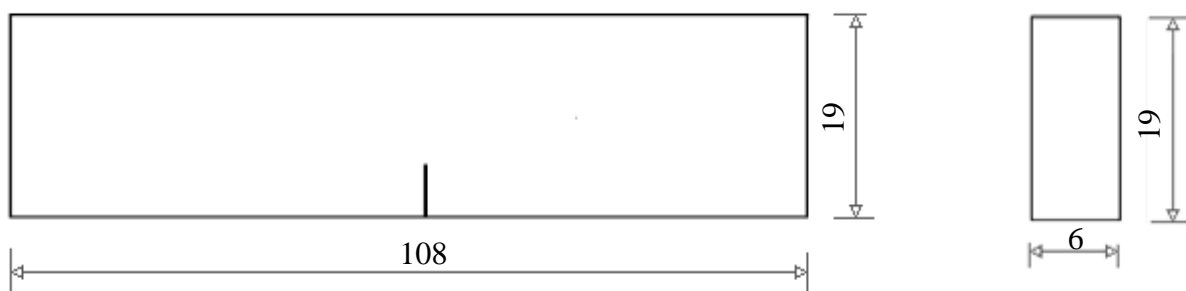


Figura 3.3. Geometria do provete.

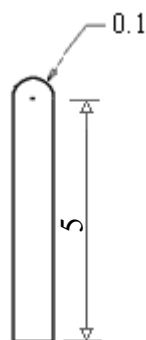


Figura 3.4. Geometria ampliada do entalhe.

O carregamento foi exercido nos cilindros que serviram de apoios para a aplicação das forças. A distância máxima entre eles é de 90 mm, já a distância mínima é de 50 mm. Na figura 3.5 encontra-se uma representação esquemática do procedimento do carregamento aplicado no provete. O carregamento é aplicado em quatro pontos, mas na verdade trata-se

de um provete de flexão em oito pontos. A figura 3.5 representa a situação relativa a um carregamento de razão de tensão positiva, ou seja, quando estão ativos apenas quatro apoios. No entanto, também foram testados ensaios para razões de tensão negativas. Neste caso, devem estar ativos os restantes apoios para que o provete possa fletir no sentido oposto, perfazendo um total de 8 apoios. O carregamento aplicado no provete foi uma carga cíclica de amplitude constante e as magnitudes para cada razão de tensão encontram-se apresentadas na tabela 3.2.

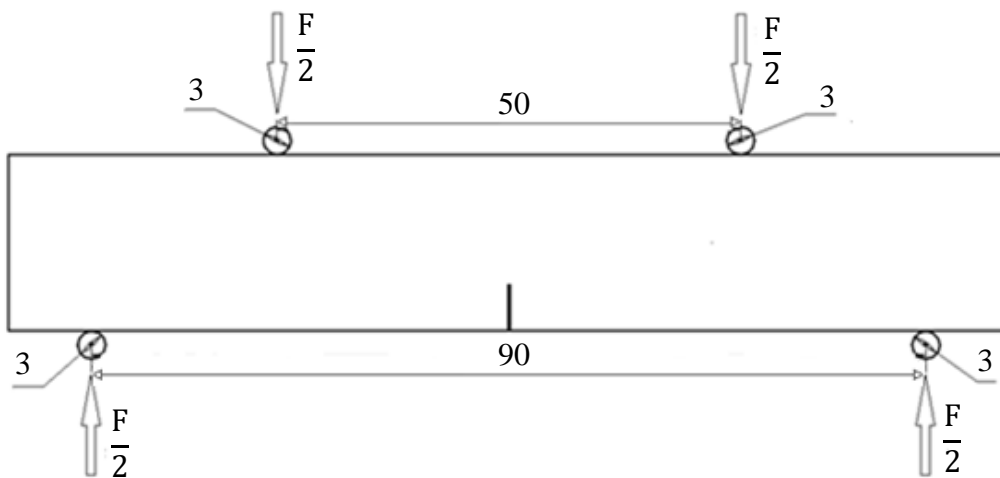


Figura 3.5. Procedimento do carregamento aplicado.

Tabela 3.2. Magnitudes do carregamento aplicado.

	Razão de tensões		
	0.8	0.1	-1
Força máxima [N]	2709	931	688
Força mínima [N]	2167	93,1	-688

3.4. Velocidade de propagação da fenda versus fator de intensidade de tensões

Os ensaios experimentais de propagação da fenda foram realizados para uma razão de tensão de 0,8, para a qual supostamente não existe fecho de fenda. O comportamento da curva representada na figura 3.6 demonstra que o fator de intensidade de tensões varia de 2,323 MPa.m^{0.5} (ponto A), denominado limiar de propagação de fenda, até 8,014 MPa.m^{0.5} (ponto B). O gráfico evidencia o regime I, caracterizado pela propagação lenta da fenda com o aumento do valor de ΔK , mas que aumenta rapidamente com este parâmetro. No regime II, regido pela lei de Paris [6], a curva evolui linearmente em escalas bi-logarítmicas. O regime III não consta no gráfico dos resultados experimentais ao contrário da curva genérica.

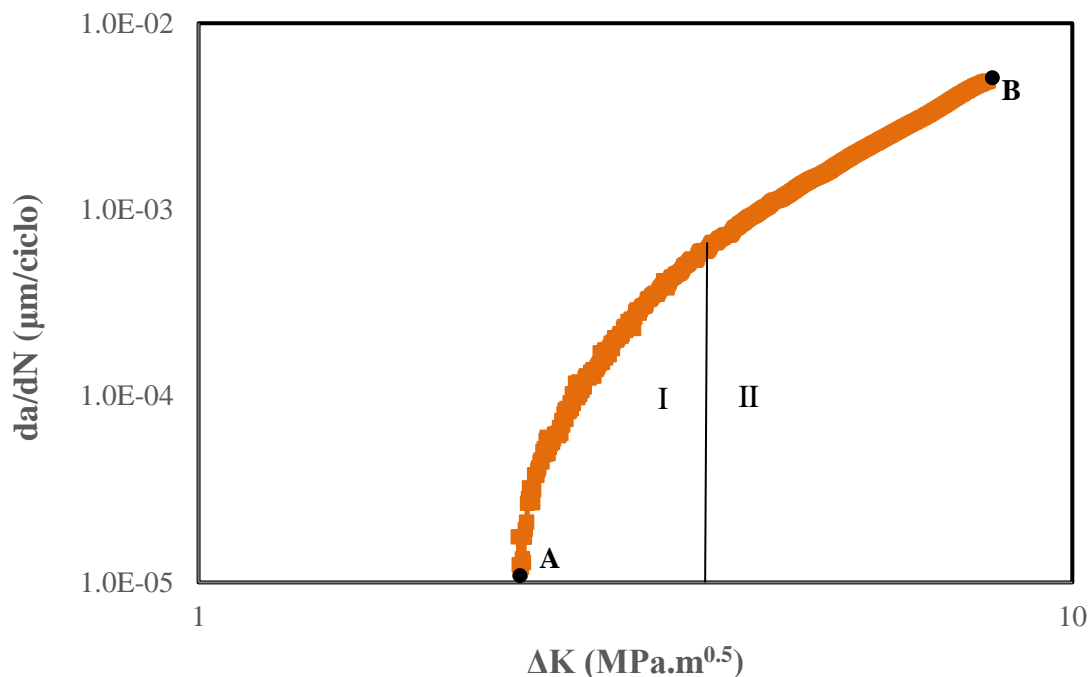


Figura 3.6. Curva experimental da/dN - ΔK para $R=0.8$.

Ajustando uma reta no regime II de comportamento linear, é possível obter a equação linear da reta e consecutivamente determinar os parâmetros do material no regime de Paris [6].

O parâmetro m diz respeito ao declive da reta. Ora, a equação da reta no regime II é a seguinte: $y = 2,6713x - 7,7139$. Assim, o parâmetro m é de 2,671. Já o parâmetro C , neste caso a ordenada na origem, corresponde a -7,714. Logo, a lei de Paris é:

$$\frac{da}{dN} = 10^{-7,714} \times \Delta K^{2,671} \tag{3.1}$$

em que da/dN é expresso em [mm/ciclo] e ΔK em [MPa.m^{0.5}].

3.5. Crescimento da fenda em função do fator de intensidade de tensões

A figura 3.7 apresenta o fator de intensidade de tensões em função do comprimento de fenda, para as razões de tensões estudadas. O aumento do comprimento de fenda aumenta o fator de intensidade de tensões, de um modo exponencial. Na tabela 3.3 estão especificadas as evoluções dos comprimentos de fenda durante as propagações, assim como os ΔK associados.

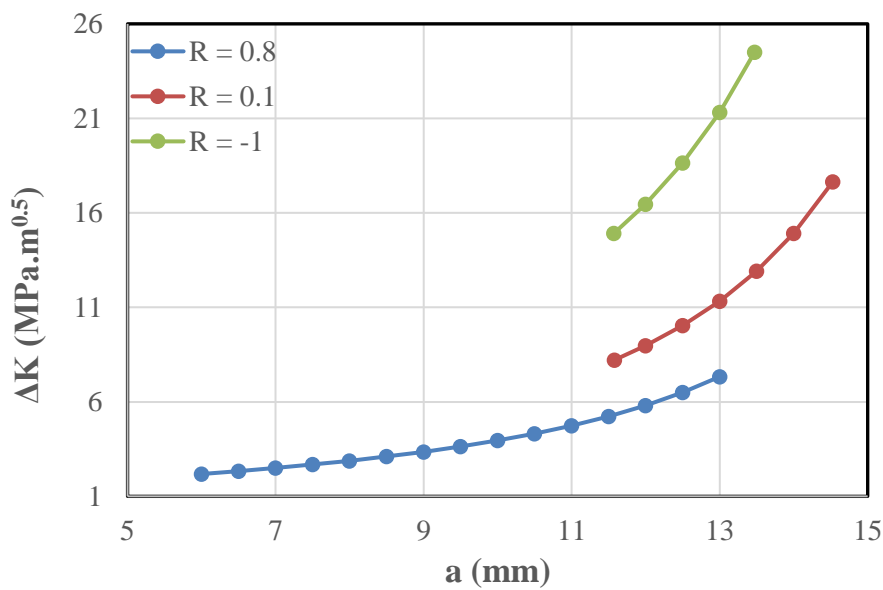


Figura 3.7. Curva analítica ΔK versus comprimento de fenda.

Tabela 3.3. Variação dos comprimentos de fenda e ΔK durante a propagação da fenda.

Razão de tensões	a_0 [mm]	ΔK_0 [MPa.m ^{0.5}]	a_f [mm]	ΔK_f [MPa.m ^{0.5}]
0,8	6,052	2,323	13,120	8,014
0,1	11,577	8,637	14,529	18,570
-1	11,572	16,242	13,474	26,674

De modo a obter o gráfico acima, é necessário determinar o fator de intensidade de tensões para cada comprimento de fenda em análise, isto é para cada comprimento de fenda está associado o seu respetivo valor de ΔK . A solução de ΔK [39] para cada ponto é dada por:

$$k = \frac{\Delta F}{B \times W^{\frac{1}{2}}} \times g\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.2)$$

onde ΔF corresponde ao intervalo de força definida pela diferença entre a força máxima e a força mínima, B é a espessura do provete e W é a largura do provete.

Já o fator de intensidade de tensões geométrico [39] é dado por:

$$g\left(\frac{a}{W}\right) = 3 \times (2 \times \tan\theta)^{\frac{1}{2}} \times \left(\frac{0.923 + 0.199 \times (1 - \sin\theta)^4}{\cos\theta}\right) \quad (3.3)$$

sendo a o comprimento da fenda e θ o ângulo em radianos.

O ângulo [39] é definido por:

$$\theta = \frac{\pi \times a}{2 \times W} \quad (3.4)$$

4. MODELO NUMÉRICO

4.1. Modelo Físico

4.1.1. Geometria e condições de fronteira

Os testes numéricos foram realizados em provetes de flexão de aço S690QL sujeitos a ensaios de fadiga. A geometria do modelo numérico apresenta 108 mm de comprimento e 19 mm de largura. O comprimento de fenda inicial é variável consoante a razão de tensões que está a ser analisada.

Tendo em conta a geometria do provete e de modo a reduzir o tempo de simulação, apenas metade do provete é estudado. Na figura 4.1 é ilustrada uma representação esquemática do modelo físico, assim como as respetivas condições de fronteira a aplicar em estado plano de tensão e em estado plano de deformação.

Neste estudo, foi considerado uma espessura de 0,1 mm para o modelo numérico e foram analisadas simulações numéricas tanto para estado plano de deformação como para estado plano de tensão, de modo a comparar os resultados obtidos para ambas as situações. De notar que em estado plano de deformação não existe deformação segundo a direção da espessura, logo são aplicados apoios móveis em ambas as faces, tal como representado na figura 4.2 (b). Por outro lado, em estado plano de tensão, a deformação segundo a direção da espessura já deve ser considerada, isto é, apenas uma face se encontra restringida com apoios móveis (figura 4.2 (c)).

As condições de fronteira estabelecidas no plano de simetria do provete (superfície $y=0$), correspondem a apoios móveis, aplicados a partir da extremidade da fenda que representa a zona mais refinada da malha. No nó situado a 45 mm do plano de simetria (ponto A), é aplicado um apoio móvel que vai restringir o movimento segundo a direção do eixo x, ou seja, segundo a largura do provete, de modo a evitar o movimento do corpo rígido. Já no nó situado a 25 mm do plano de simetria (ponto B), é aplicado o carregamento com sentido negativo relativamente ao sistema de eixos.

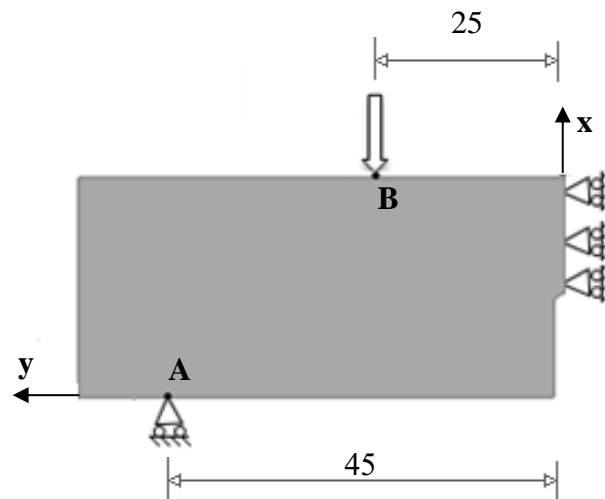


Figura 4.1. Representação esquemática do modelo físico.

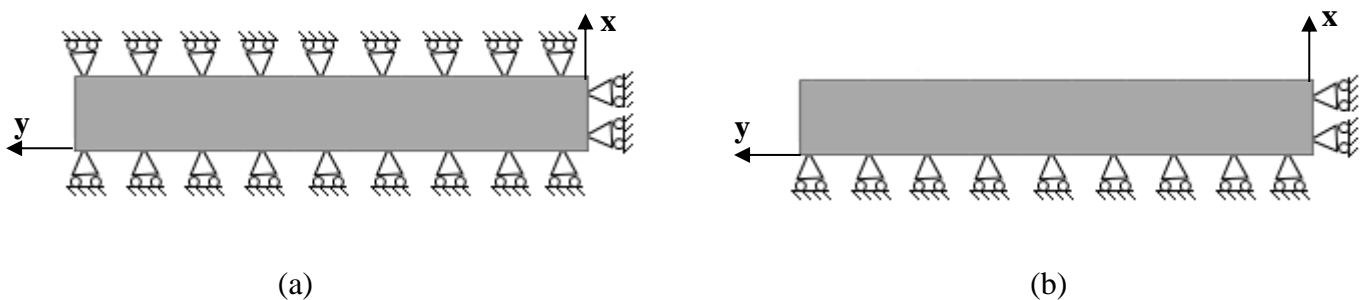


Figura 4.2. Condições de fronteira a aplicar para: (a) estado plano de deformação; b) estado plano de tensão.

4.1.2. Carregamento

As simulações numéricas executadas tiveram a aplicação de cargas cíclicas de amplitude constante para três valores de razões de tensão. Considerando a análise de metade do provete, o carregamento foi exercido no nó situado a 25 mm do plano de simetria como já foi referido. No modelo numérico as simulações foram realizadas para uma espessura do provete de 0,1 mm, ou seja, corresponde a uma razão de 1/60 relativamente aos 6 mm de espessura dos ensaios experimentais. Assim, a magnitude do carregamento para o modelo numérico deve ser definida com base na mesma relação de proporcionalidade, e posteriormente dividido por dois, já que apenas se estuda metade do provete durante a análise numérica.

Ao longo da simulação, é previsto que a velocidade de propagação da fenda apresente valores muito baixos, o que torna incomportável a simulação completa de uma propagação de fenda, visto que seriam necessários milhares de ciclos de carga.

Logo, foram simuladas algumas propagações de fenda para diferentes comprimentos de fenda, ou seja uma propagação completa é subdividida em pequenos incrementos.

Na tabela 4.1 estão discriminados os diferentes tipos de simulações efetuados, incluindo as magnitudes e os comprimentos de fenda considerados para cada razão de tensão, assim como os respetivos valores do fator de intensidade de tensões.

Tabela 4.1. Condições numéricas das simulações.

Razão de tensões	Força mínima [N]	Força máxima [N]	a ₀ [mm]	ΔK ₀ [MPa.m ^{0.5}]
0,8	18	22,5	12,5	6,84
			13	7,72
			13,5	8,80
0,1	0,776	7,76	11,5	8,51
			12,5	10,57
			13,5	13,60
			14,5	18,39
-1	-5,73	5,73	11,5	16,00
			12,5	20,30
			13,5	26,92

4.2. Modelo de elementos finitos

As simulações numéricas foram realizadas com o programa de elementos finitos DD3IMP (*Deep Drawing 3D IMPLICIT code*), inicialmente desenvolvido para simular processos de estampagem e conformação de chapas metálicas [40].

Para a execução das simulações e funcionamento do software, é necessário a introdução de parâmetros numéricos e físicos através dos ficheiros de entrada. Após a sua introdução, são realizadas as propagações necessárias até atingirem o comprimento de fenda pretendido. Os ficheiros de entrada são enumerados e descritos da seguinte forma:

- **DD3_mesh.msh**- define a discretização do provete com uma malha de elementos finitos;
- **DD3_mater1.dat**- contém informação relativa às propriedades mecânicas do material;
- **DD3_phase.dat**- apresenta as condições de carregamento definido por incrementos de força;
- **DD3_bcon.dat**- neste ficheiro são estabelecidas as condições de fronteira;
- **DD3_input.dat**- contém todos os parâmetros de controlo do método numérico;
- **DD3oCYCLIC.dat**- é definido o valor crítico da deformação plástica.

Já os ficheiros de saída são gerados ao longo da simulação e contêm os resultados da simulação. Quando a execução chega ao fim, são gerados os seguintes ficheiros de saída:

- **R_LINE1_CTOD.DD3**- apresenta o valor do CTOD a um nó de distância da extremidade da fenda;
- **R_LINE2_CTOD.DD3**- apresenta o valor do CTOD a dois nós de distância da extremidade da fenda;
- **R_NODESreleased.res**- contém informações sobre a libertação dos nós, assim como uma lista de todas as propagações que ocorreram ao longo da simulação;
- **R_TIP_DD3**- avalia o estado de tensão e deformação ocorrido no nó da extremidade da fenda em todos os incrementos da simulação;
- **Tool_Sym.res**- permite quantificar a força de contacto que é sentida nos flancos de fenda no seu fecho;
- **Tool_Load.res**- apresenta a força aplicada em todos os ciclos ao longo da propagação da fenda.

4.2.1. Malha de elementos finitos

A malha de elementos finitos é dividida em duas zonas principais. A zona próxima da extremidade da fenda é caracterizada por uma malha bastante refinada, onde existe concentração de tensões, contendo elementos finitos quadrados com $8 \times 8 \mu\text{m}^2$, de modo a avaliar com precisão os resultados obtidos nas simulações. Por outro lado, para as zonas mais afastadas é utilizada um menor refinamento, ou seja, uma malha mais grosseira a fim de reduzir o custo computacional.

O modelo de elementos finitos constitui uma malha de 5985 elementos sólidos lineares isoparamétricos e 12240 nós com apenas uma camada de elementos ao longo da espessura. A posição da zona refinada da malha é ajustada em função do comprimento de fenda considerado. A discretização do provete representada na figura 4.3 é ilustrada, neste caso, para um comprimento de fenda de 12,5 mm.

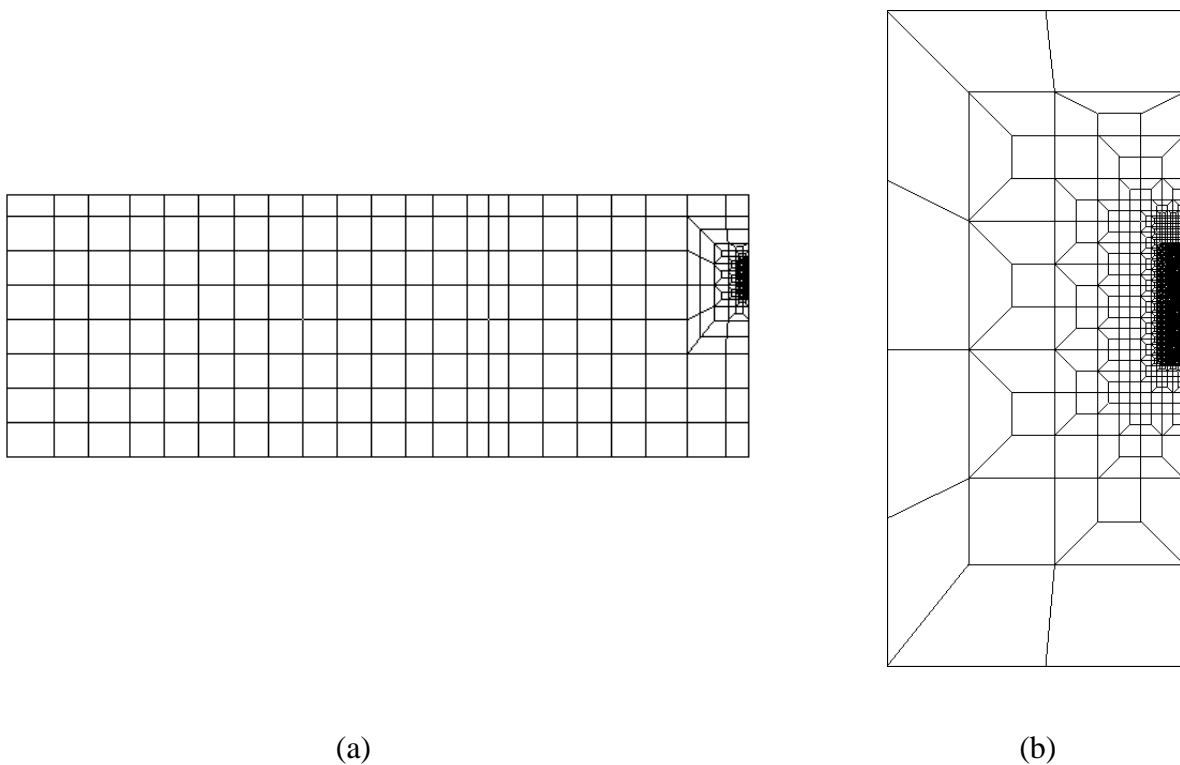


Figura 4.3. a) Representação da malha de elementos finitos implementado para $a_0=12,5$ mm; b) Detalhe da zona refinada na proximidade da extremidade da fenda.

4.2.2. Propagação da fenda

Neste estudo, foi considerada a deformação plástica acumulada como critério de propagação, que foi simulada por libertação sucessiva dos nós da extremidade da fenda,

sempre no instante de carga mínima. Assim, à medida que os ciclos de carga são aplicados, a deformação plástica acumulada na extremidade da fenda aumenta até atingir um valor crítico, ϵ_p^c , ocorrendo neste instante a libertação do nó.

A calibração do valor crítico da deformação plástica consiste na comparação entre a velocidade de propagação de fenda numérica e experimental para os mesmos valores de a e carregamento. Nesta abordagem é utilizado apenas um valor experimental da/dN para o processo de calibração. Assim, foram realizadas simulações numéricas para o mesmo valor de a com diferentes valores de deformação plástica crítica. A velocidade de propagação foi calculada e comparada com os resultados experimentais. A figura 4.4 mostra os resultados da calibração concretamente para um comprimento de fenda inicial, a_0 , de 12,5 mm para a razão de tensão, R , de 0,8. Por fim, realizou-se uma extrapolação linear da reta numérica, até esta interceptar o valor da/dN experimental e obteve-se um valor de 800 % para a deformação plástica crítica deste material. Na tabela 4.2 estão expostos os valores utilizados para o processo da calibração da deformação plástica crítica que auxiliam a compreensão da extrapolação linear efetuada. Deve salientar-se que o valor obtido para a deformação plástica crítica é bastante mais alto do que os obtidos para outros materiais em estudos anteriores. Os valores extremos obtidos anteriormente foram 78,6% para o aço maraging 18Ni300 e 261% para a liga de alumínio 6082-T6.

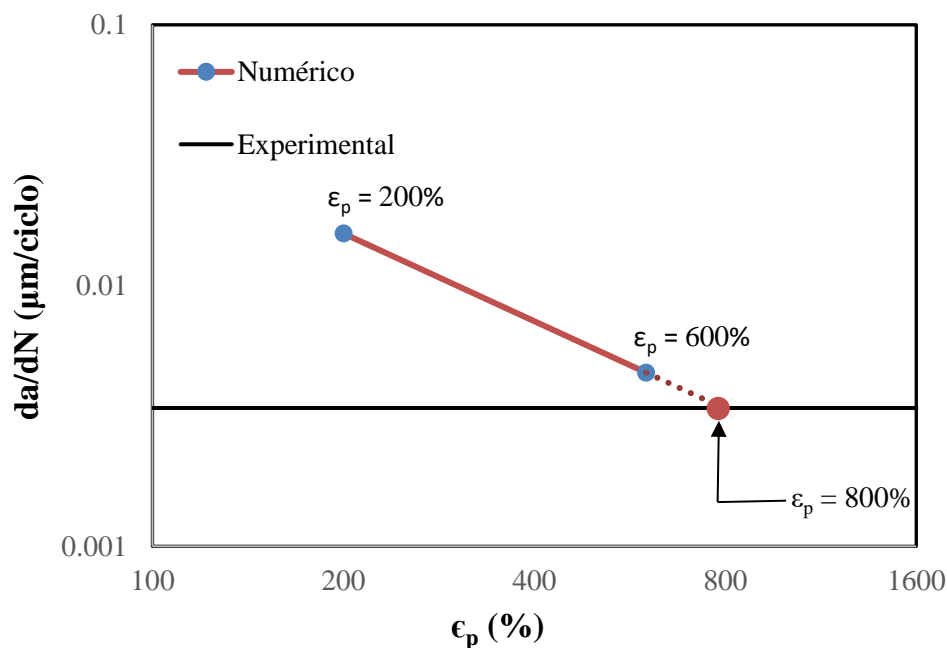


Figura 4.4. Processo de calibração da deformação plástica crítica.

Tabela 4.2. Valores utilizados para a extrapolação linear do processo de calibração da deformação plástica crítica.

ε_p [%]	da/dN_{NUM} [$\mu\text{m}/\text{ciclo}$]	da/dN_{EXP} [$\mu\text{m}/\text{ciclo}$]
200	0.0158494	-----
600	0.004640371	-----
ε_p^c	-----	0.00339418

4.3. Modelo constitutivo

Os parâmetros elásticos foram obtidos diretamente a partir do primeiro ciclo de histerese experimental. Os parâmetros das leis de encruamento isotrópico e cinemático foram calibrados minimizando as diferenças entre os testes numéricos e experimentais, obtidos a partir do ensaio de fadiga a baixo número de ciclos na zona estabilizada.

Foi utilizado um algoritmo genético, no qual um conjunto de propriedades de materiais são sucessivamente aplicados ao teste numérico e comparados com os dados experimentais. Em cada iteração do procedimento, os conjuntos que fornecem uma melhor aproximação são mantidos, enquanto que os restantes sofrem variações nos valores para parâmetros escolhidos aleatoriamente que compõem o conjunto. Cada vez que ocorra um erro das propriedades entre os dados numéricos e experimentais abaixo de um determinado limite estabelecido, as mesmas são identificadas.

Os resultados são apresentados na figura 4.5, através da comparação entre os ciclos numéricos e experimentais na zona estabilizada, onde se verifica uma boa concordância entre as curvas, validando assim o procedimento.

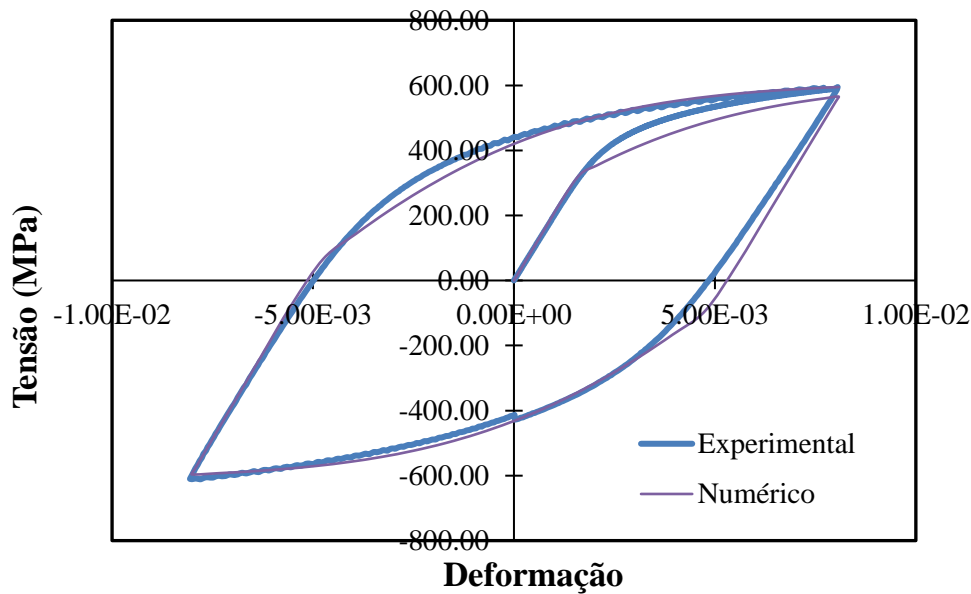


Figura 4.5. Comparação entre o teste experimental de fadiga de baixo número de ciclos e a curva numérica obtida com os parâmetros de material identificados

O comportamento elástico isotrópico é definido pela lei de Hooke com a identificação de parâmetros relevantes como o módulo de Young, E , e o coeficiente de Poisson, ν .

A lei de Swift [33] foi selecionada para descrever o encruamento

$$Y = K \times (\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n, \quad \varepsilon_0 = \left(\frac{Y_0}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (4.1)$$

em que K , ε_0 e n são parâmetros da lei de encruamento de Swift e $\bar{\varepsilon}^p$ é a taxa de deformação plástica equivalente. Através desta expressão é possível também fazer uma correlação com a tensão limite de elasticidade do material, Y_0 , que está associada a uma deformação plástica nula.

O encruamento cinemático do material é descrito pela lei de Armstrong-Frederick [38] dada por:

$$dX' = C_X \times \left(\frac{X_{SAT}}{\bar{\sigma}} \times (\bar{\sigma} - X') - X'\right) \times d\bar{\varepsilon}^p \quad (4.2)$$

onde C_X é um parâmetro da Lei de Armstrong-Frederick [38] e fornece informação sobre a velocidade de saturação cinemática, X_{SAT} é a tensão de saturação cinemática, X' o tensor desviador das tensões inversas e $\bar{\varepsilon}^p$ a taxa de deformação plástica equivalente.

Na tabela 4.3 encontram-se listados os parâmetros e constantes do material anteriormente mencionados.

Tabela 4.3. Constantes elasto-plásticas do aço S690QL.

Lei de Hooke		Encruamento isotrópico (Swift)			Encruamento cinemático (Armstrong-Frederick)	
E [GPa]	ν [-]	Y_0 [MPa]	K [MPa]	n [-]	C_x [-]	X_{SAT} [MPa]
207	0.30	320	324.02	0.023	359.83	289.31

O valor da tensão de cedência (Y_0) do material apresentado na tabela 4.3 é diferente do obtido através do ensaio de tração (800 MPa). Tal diferença está relacionada com o fenómeno de amaciamento cíclico. A zona próxima da extremidade da fenda é sujeita a cargas e descargas sucessivas durante a propagação. Assim, a modelação na extremidade da fenda torna-se bastante relevante, pelo que a respetiva propriedade mecânica deve ser analisada através da curva cíclica.

5. RESULTADOS NUMÉRICOS

No presente capítulo são apresentados os resultados numéricos obtidos a partir das simulações. Após o tratamento de dados dos resultados das simulações são apresentados os gráficos obtidos, necessários à validação do modelo numérico. Numa primeira fase são apresentados graficamente os resultados para estado plano de deformação com um tamanho de malha de 8 μm , que corresponde a uma deformação plástica crítica de 800%. Posteriormente, é analisado o efeito nos resultados considerando estado plano de tensão e uma malha de 4 μm . Os resultados observados para a malha de 4 μm e para estado plano de tensão foram calibrados para uma deformação plástica crítica de 1100 % e 1300 % respetivamente.

5.1. Efeito da razão de tensões

O efeito da razão de tensões é analisado para estado plano de deformação com uma malha de 8 μm . A figura 5.1 ilustra o efeito da razão de tensões na velocidade de propagação de fenda em escalas logarítmicas, sob condições de carregamento de amplitude constante. As previsões numéricas indicam o aumento do da/dN em função do R , apesar de o efeito da razão de tensão ser menos evidente para as curvas $R=0,8$ e $0,1$, já que ambas são praticamente coincidentes. Na figura 5.2 é efetuada a comparação entre a curva experimental e numérica $da/dN-\Delta K$ para a razão de tensão, $R=0,8$. Recorde-se que um dos pontos desta curva foi utilizado para calibração do valor crítico da deformação plástica acumulada. Conclui-se para esta razão de tensão que existe uma boa concordância entre os resultados, já que a curva numérica apresenta a mesma tendência que a curva experimental. O modelo numérico é, pois, capaz de prever o efeito de ΔK . Esta boa correlação das previsões numéricas com a curva experimental, confirma o pressuposto que a deformação plástica é o principal mecanismo de propagação de fenda.

A figura 5.3 mostra a evolução da velocidade de propagação da fenda numérica para um comprimento de fenda inicial, $a_0=13,5$ mm. Globalmente, observa-se inicialmente para as primeiras propagações um decréscimo do da/dN , que corresponde a um efeito transiente em que a zona plástica ainda se está a estabilizar e se está a formar a onda plástica residual responsável pelo fecho de fenda, até o da/dN atingir um valor estável. A curva da

estabilização da/dN para $R=0,1$ é a que apresenta os valores de da/dN mais elevados uma vez que a sua gama de força também é superior. Conclui-se que o da/dN aumenta com o aumento da gama de força associada a cada razão de tensão. Os valores apresentados nas figuras 5.1 e 5.2 são valores estáveis de da/dN .

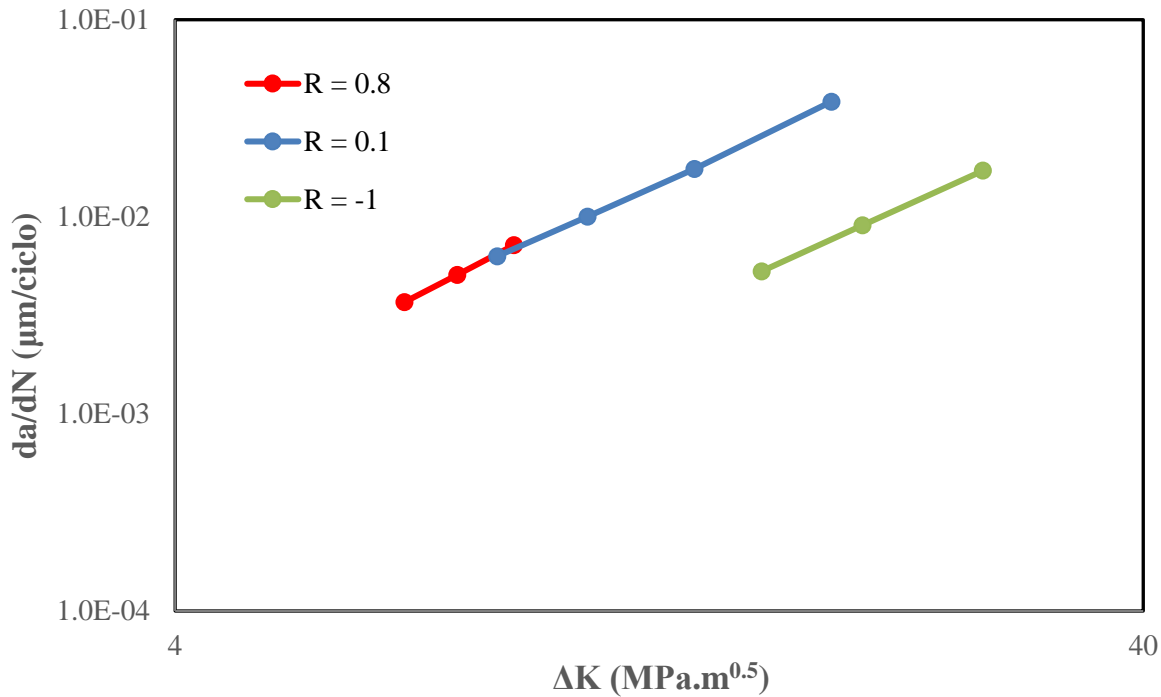


Figura 5.1. Efeito da razão de tensão na velocidade de propagação de fenda numérico em DP para uma malha de $8 \mu\text{m}$.

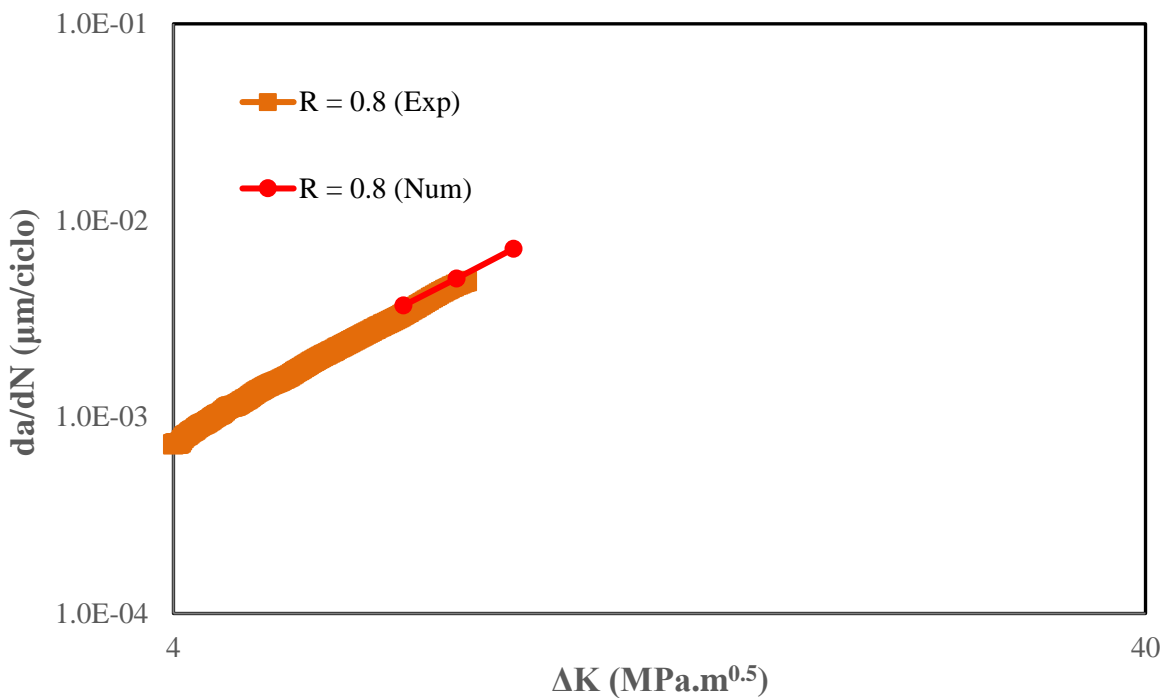


Figura 5.2. Comparação dos resultados numéricos com experimentais para $R=0,8$.

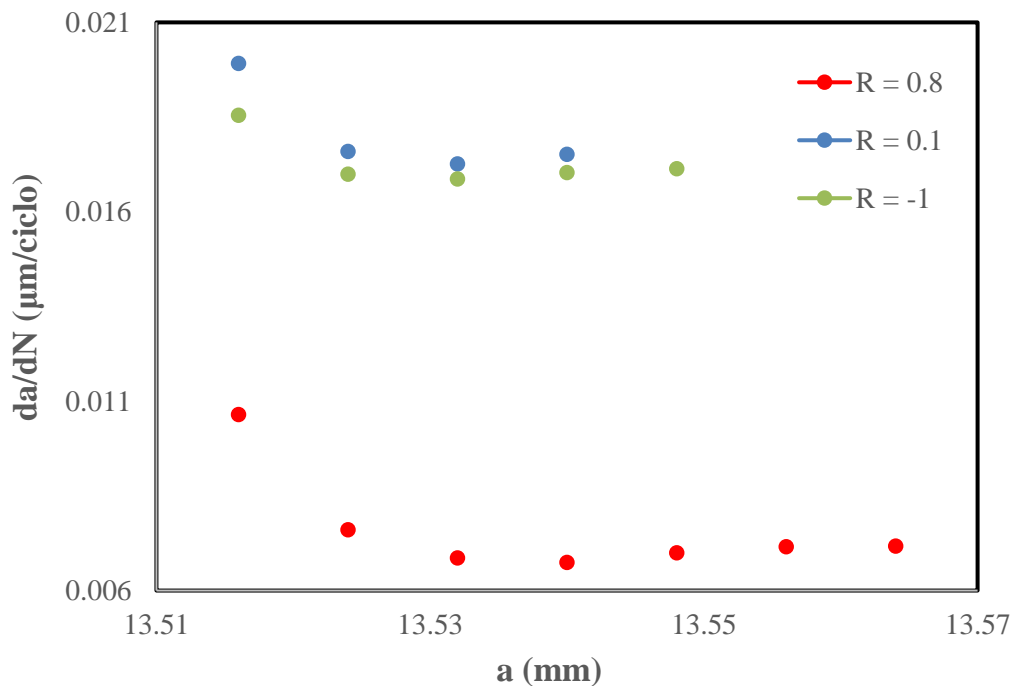


Figura 5.3. Curva da/dN versus comprimento de fenda para $a_0=13,5$ mm em DP para uma malha de $8 \mu\text{m}$.

5.2. CTOD-Força

Esta secção incide sobre os resultados obtidos do CTOD em função da carga aplicada para as razões de tensão em análise neste estudo. Para cada razão de tensão, são apresentadas as curvas CTOD para os respetivos comprimentos de fenda considerados, demonstrando graficamente o efeito do comprimento de fenda nos resultados. O CTOD é medido no nó imediatamente atrás da extremidade da fenda e os resultados foram obtidos para o último ciclo de propagação.

Os gráficos apresentados dizem respeito aos resultados para estado plano de deformação com uma malha de $8 \mu\text{m}$. Para a razão de tensão, $R = -1$ (figura 5.4), verifica-se o fenómeno de fecho de fenda para cargas negativas. No entanto, é visível que o valor de CTOD não é necessariamente nulo, o que significa que o fecho de fenda não ocorre na extremidade da fenda, mas sim antes desse nó. Este fenómeno é denominado fecho de fenda parcial. Tal fenómeno já não se sucede para as restantes razões de tensão, já que a fenda está aberta para a carga mínima, contrariamente ao caso da razão de tensão negativa. Em todos os casos, a fenda apresenta, inicialmente, um comportamento linear elástico, isto é, o valor de CTOD aumenta linearmente com o aumento da carga aplicada. De seguida, verifica-se um aumento progressivo do CTOD plástico até atingir o seu valor máximo, correspondente

à carga máxima. Com a diminuição da carga, após atingida a carga máxima, existe uma nova relação linear, seguida de uma deformação plástica inversa até atingir a carga mínima.

O efeito do comprimento de fenda indica o aumento do CTOD com o comprimento de fenda, onde é possível verificar que a maior deformação plástica está sempre associada ao maior comprimento de fenda. Verifica-se também que para $R=0,8$ (figura 5.6), a amplitude de deformação plástica é mais reduzida, ou seja, existe menos deformação plástica na fenda por ciclo, o que conduz a uma velocidade de propagação mais baixa, tal como demonstrado na figura 5.3.

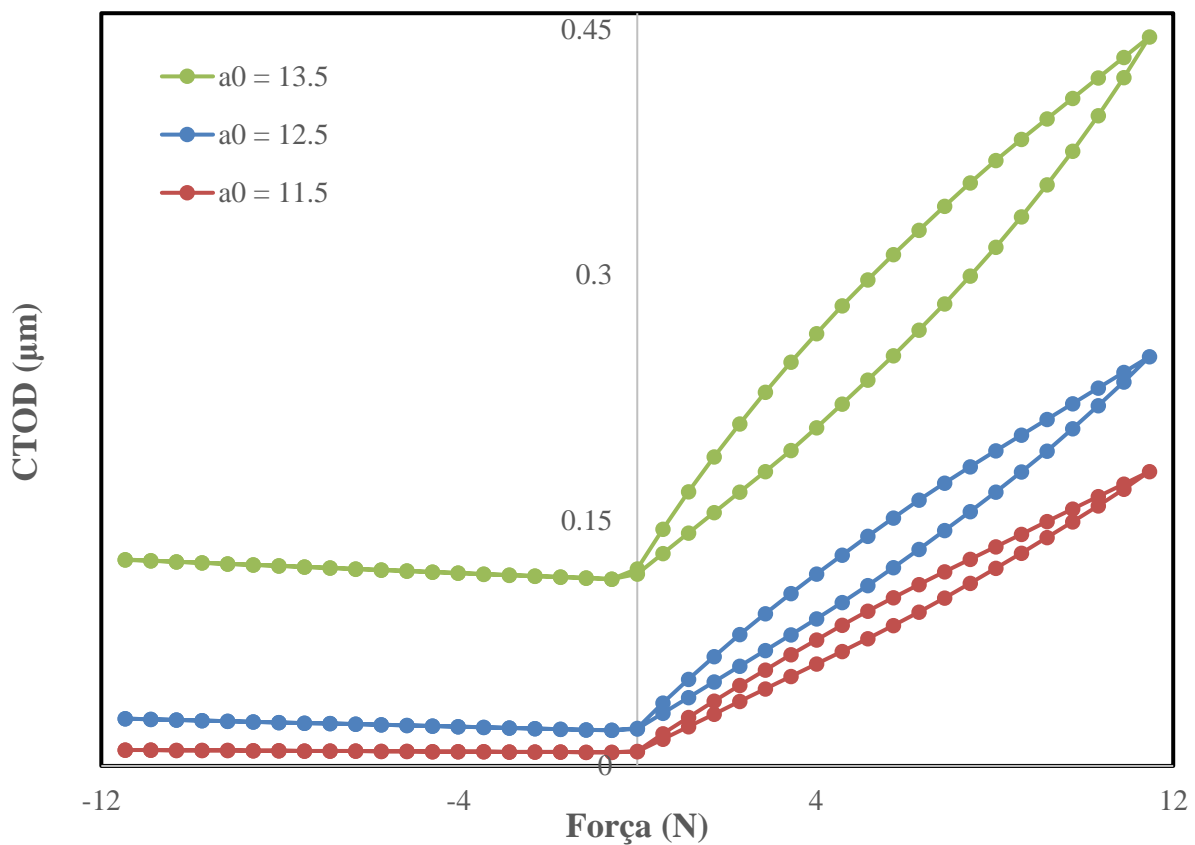


Figura 5.4. CTOD vs Força para $R=-1$ em DP para uma malha de $8 \mu\text{m}$.

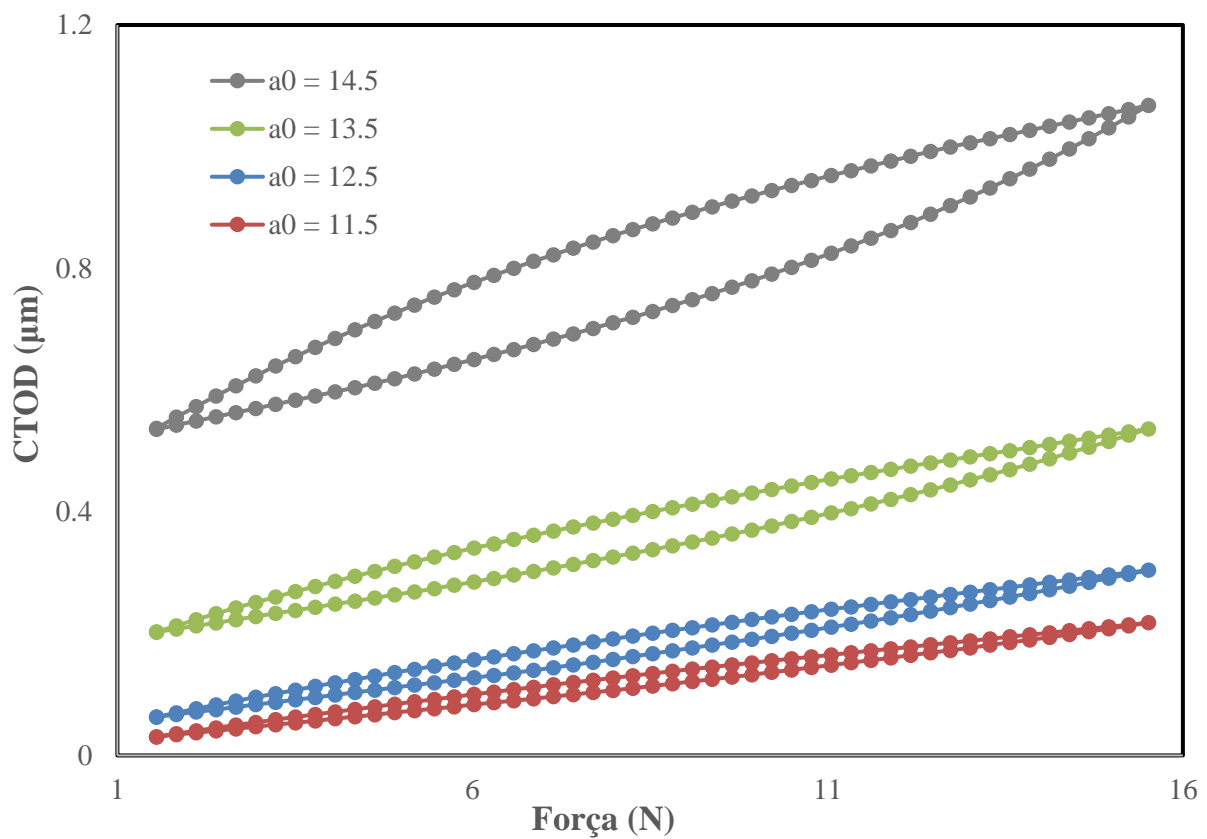


Figura 5.5. CTOD vs Força para $R=0,1$ em DP para uma malha de $8 \mu\text{m}$.

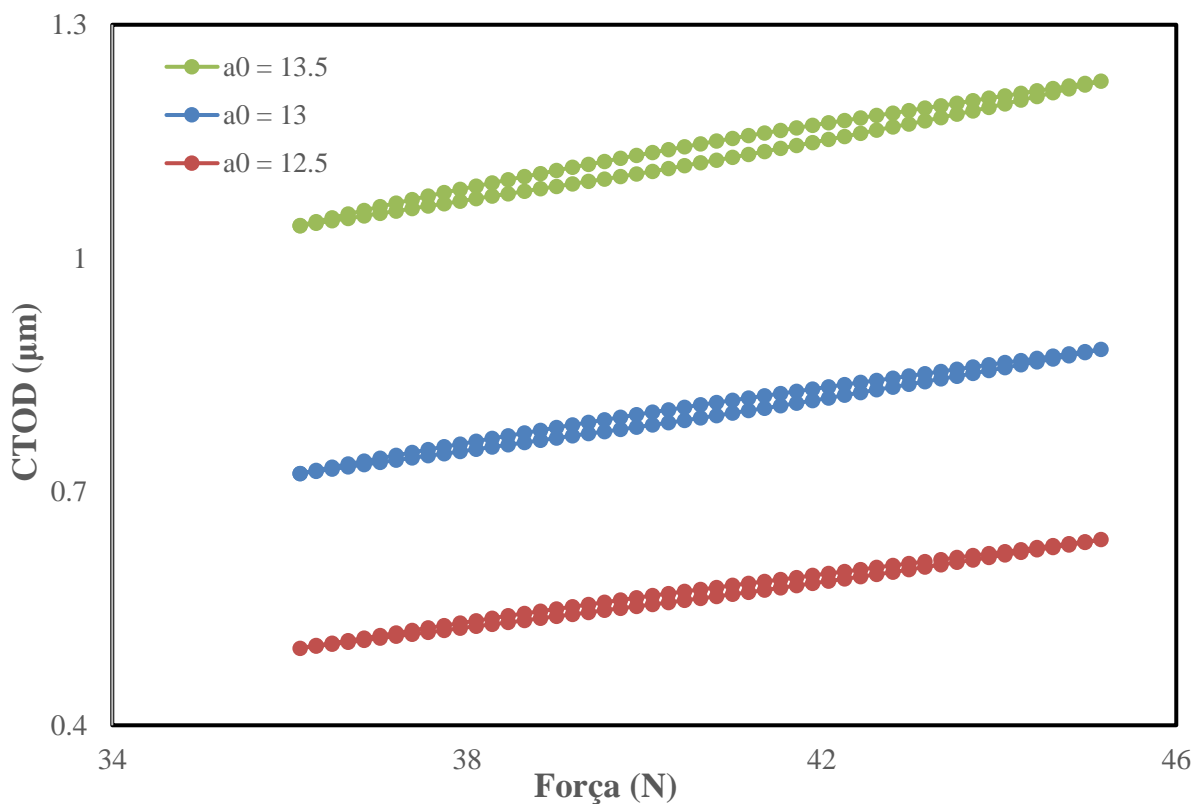


Figura 5.6. CTOD vs Força para $R=0,8$ em DP para uma malha de $8 \mu\text{m}$.

5.3. Efeito da variação dos parâmetros numéricos

Um dos focos da dissertação consiste também na variação dos parâmetros numéricos para verificar o seu efeito na análise e discussão dos resultados. De seguida serão apresentados graficamente os resultados numéricos obtidos para um tamanho de malha de 4 μm e posteriormente para estado plano de tensão.

5.3.1. Tamanho da malha para 4 μm

As figuras apresentadas de seguida dizem respeito à comparação das curvas CTOD-Força em estado plano de deformação para as malhas de 8 μm e 4 μm . De salientar que para as curvas com a malha de 4 μm , o CTOD foi medido dois nós atrás da extremidade da fenda, de modo que o CTOD seja medido na mesma posição para as duas malhas em análise, facilitando assim, a interpretação dos resultados. A comparação foi realizada para um comprimento de fenda inicial, $a_0=13,5$ mm.

Verifica-se que o valor do CTOD com a malha de 4 μm é sempre superior ao obtido com a malha de 8 μm . Essa diferença é mais elevada com o aumento do valor da razão de tensão, tal como sugerem os gráficos, devido ao efeito de arredondamento da extremidade da fenda (*blunting Effect*), que é superior para a malha mais refinada.

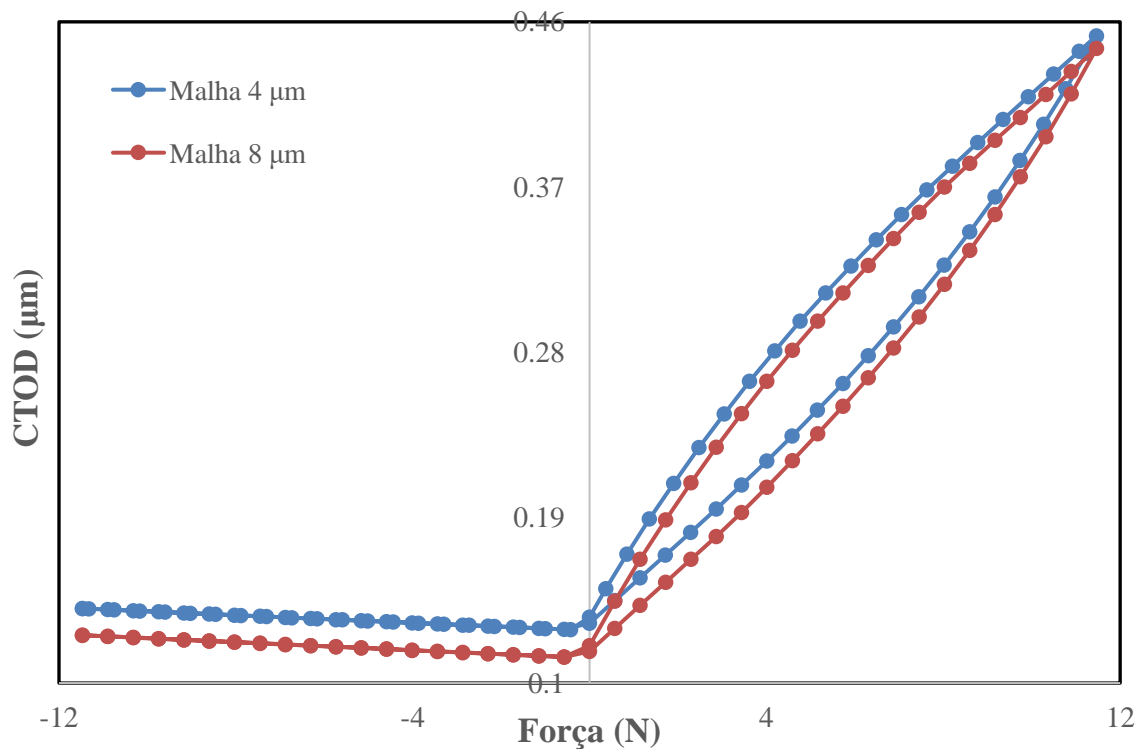


Figura 5.7. CTOD vs Força com a respetiva comparação entre as malhas para $R=-1$ em DP.

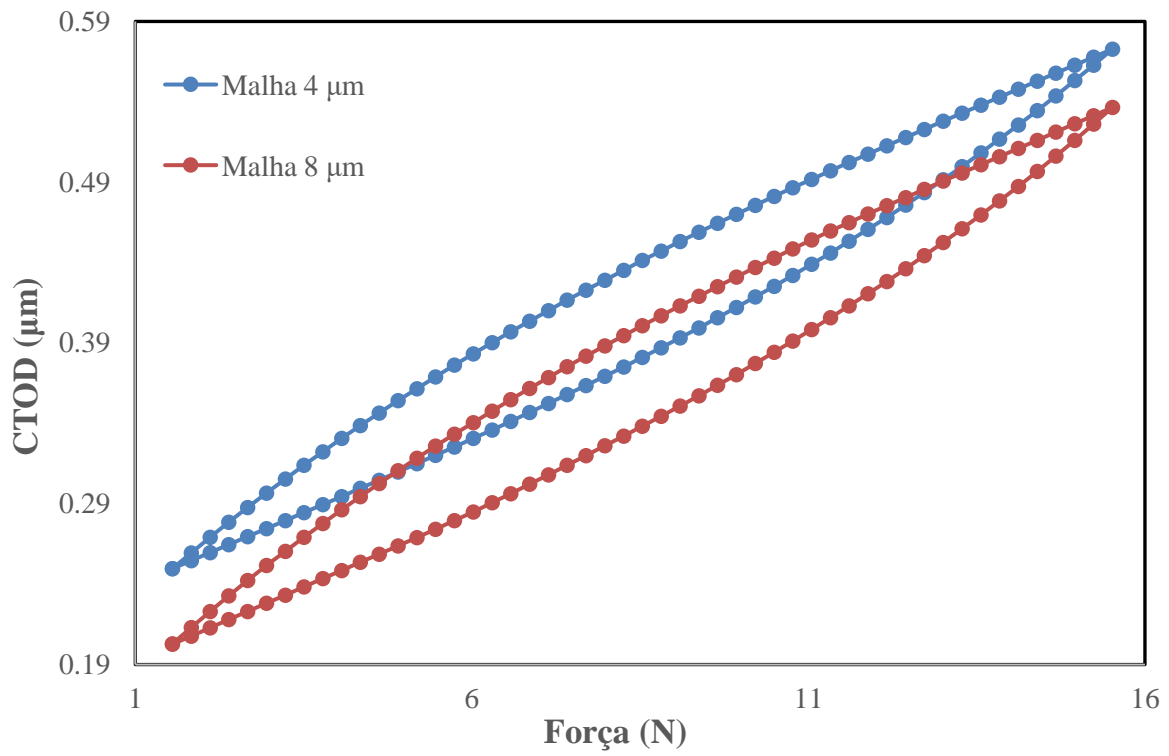


Figura 5.8. CTOD vs Força com a respetiva comparação entre as malhas para $R=0,1$ em DP.

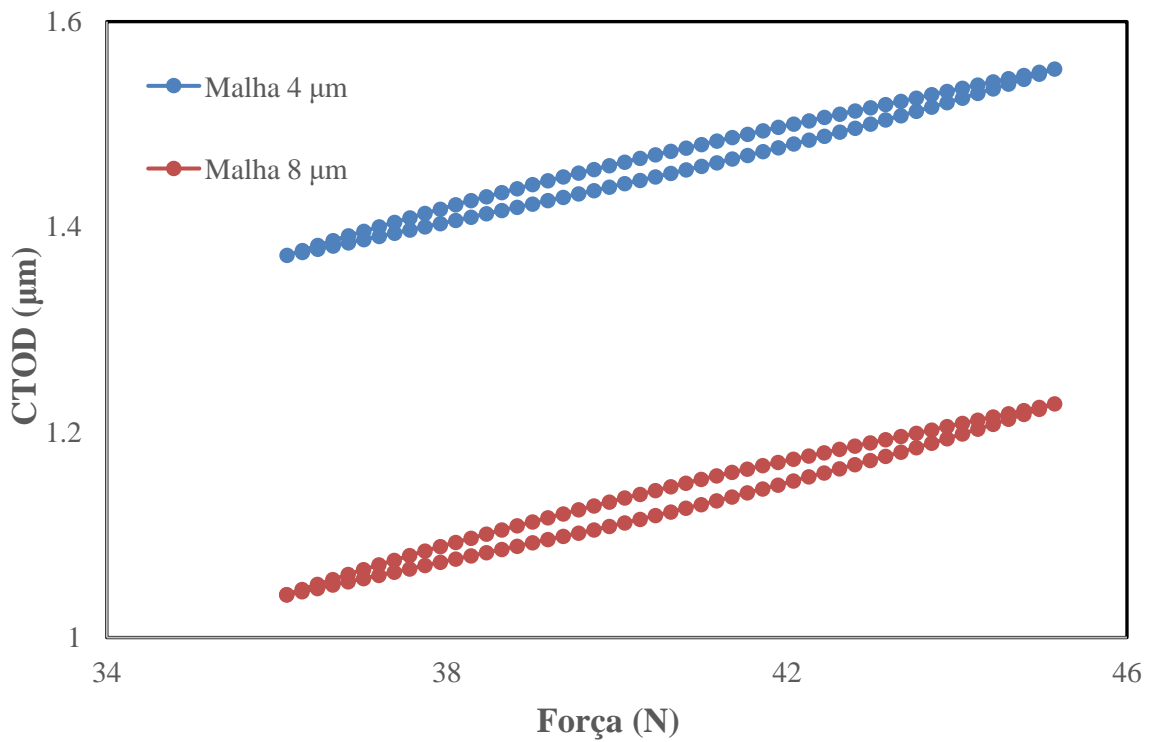


Figura 5.9. CTOD vs Força com a respetiva comparação entre as malhas para $R=0,8$ em DP.

Na figura 5.10 encontra-se representada a velocidade de propagação de fenda numérica para as duas malhas analisadas neste estudo, ambas correspondentes a estado plano de deformação. Os resultados obtidos para a malha de 4 μm foram realizados para os comprimentos de fenda inicial, a_0 , de 12,5 mm e 13,5 mm. Para a malha mais refinada, verifica-se o efeito da razão de tensões nos resultados. O aumento de R, traduz-se no aumento da velocidade de propagação.

Conclui-se que a velocidade de propagação da fenda é superior para um tamanho de malha de 8 μm . No entanto, essa diferença é menos significativa para a razão de tensão 0,8, analisando o ponto com comprimento de fenda inicial 13,5 mm. As diferenças observadas na velocidade de propagação da fenda entre as duas malhas, resultam também do processo de calibração da deformação plástica crítica que é diferente para as duas malhas. A calibração do valor crítico da deformação plástica para a malha de 8 μm foi 800 %, enquanto que para a malha de 4 μm corresponde a 1100 %. Quanto menor a deformação plástica crítica, maior a velocidade de propagação da fenda. Assim, se os resultados obtidos para as duas malhas fossem calibrados para o mesmo valor de deformação plástica crítica, a velocidade de propagação da fenda em ambos os casos estariam em conformidade.

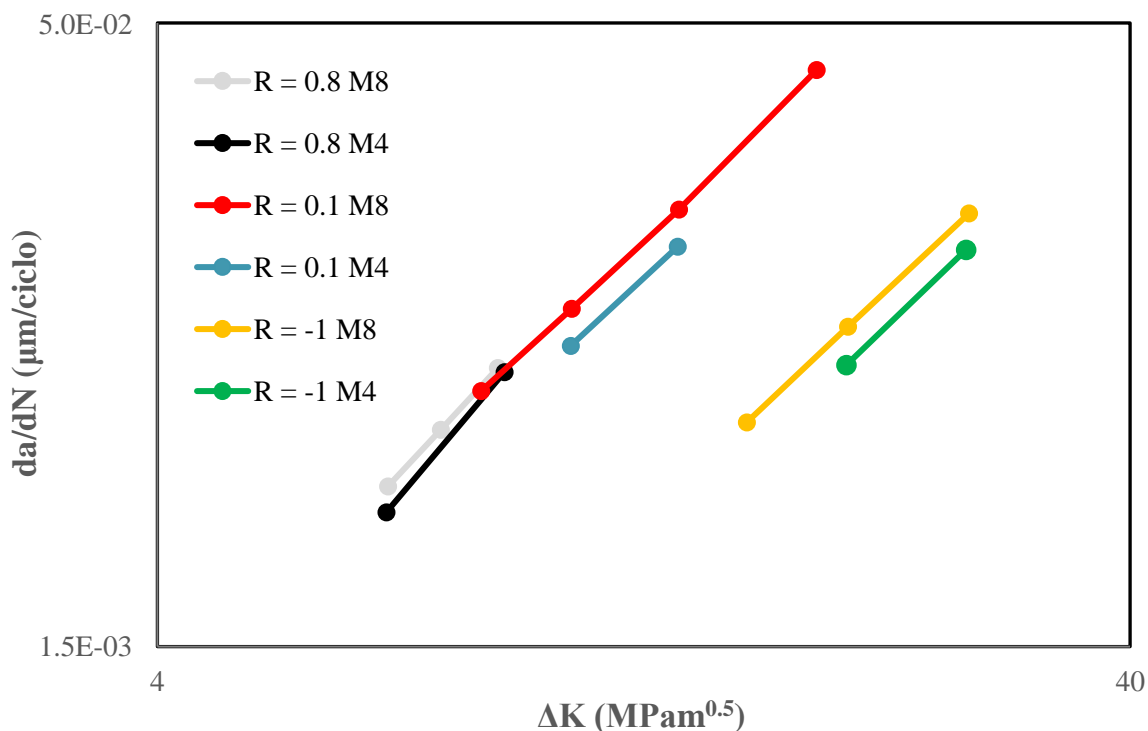


Figura 5.10. Efeito do tamanho da malha na velocidade de propagação de fenda numérico em DP.

Na figura 5.11 faz-se a comparação numérica da malha de 4 μm com a curva experimental para $R=0,8$. A malha mais refinada também reproduz com precisão os resultados da velocidade de propagação quando confrontada com a curva experimental, tal como se sucedeu para a malha de 8 μm (figura 5.2).

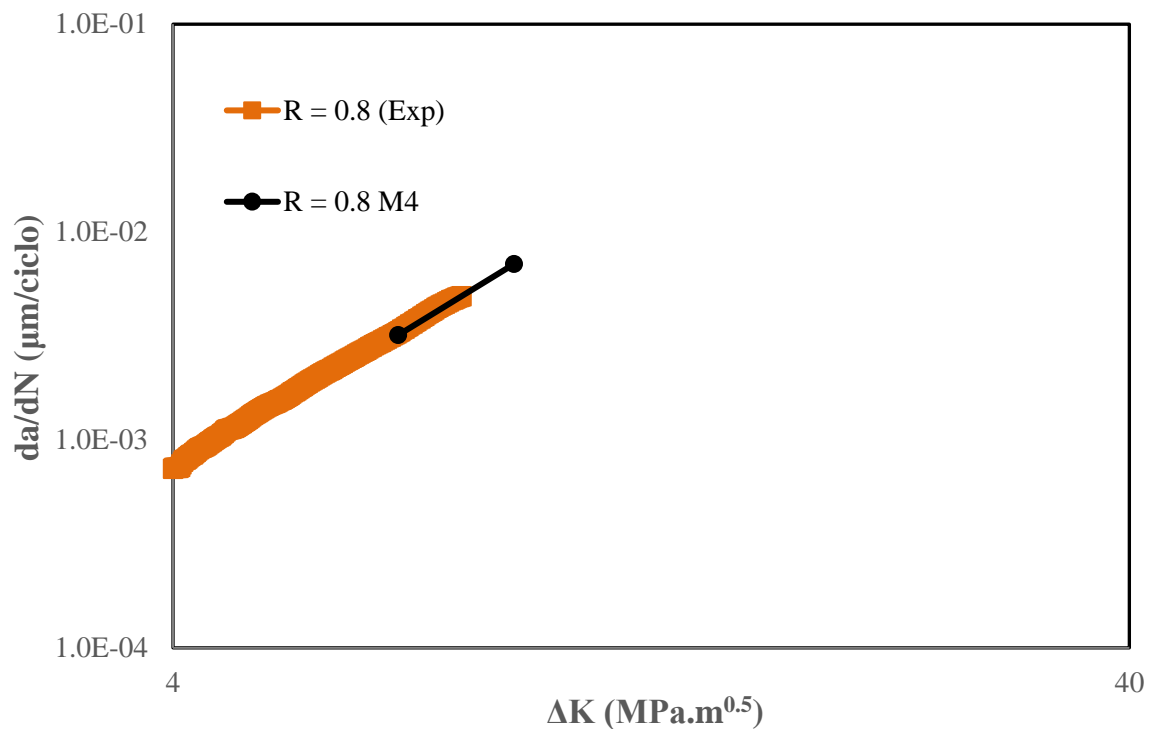


Figura 5.11. Efeito do tamanho da malha na comparação entre as previsões numéricas e resultados experimentais para $R=0,8$.

5.3.2. Estado plano de tensão

Os resultados obtidos em estado plano de tensão foram realizados para os comprimentos de fenda inicial, a_0 , de 12,5 mm e 13,5 mm, considerando uma malha de 8 μm . A figura 5.12 ilustra os resultados obtidos da curva CTOD-Força para estado plano de tensão, assim como a respetiva comparação entre TP e DP para $R=0,1$.

Verifica-se que para estado plano de tensão já ocorre fecho de fenda. A deformação plana é um estado com maior triaxialidade de tensões que reduz a deformação plástica e consequentemente o fecho de fenda. Por outro lado, a tensão plana tem mais deformação plástica e, portanto, mais fecho de fenda. Também se pode afirmar que o fecho de fenda em estado plano de tensão é mais pronunciado para o comprimento de fenda inicial, a_0 , de 12,5 mm, pois o arredondamento da extremidade da fenda é menos relevante. O fenómeno do

arredondamento da extremidade da fenda, resulta no afastamento das faces da fenda que reduz o fecho de fenda, o que é capaz de explicar estes resultados.

As curvas de CTOD obtidas para estado plano de deformação estão acima das obtidas nas condições de tensão plana. O fecho de fenda pode explicar essas tendências, pois este fenómeno reduz a gama efetiva de carga, produzindo uma redução de deformação elástica e plástica na extremidade da fenda.

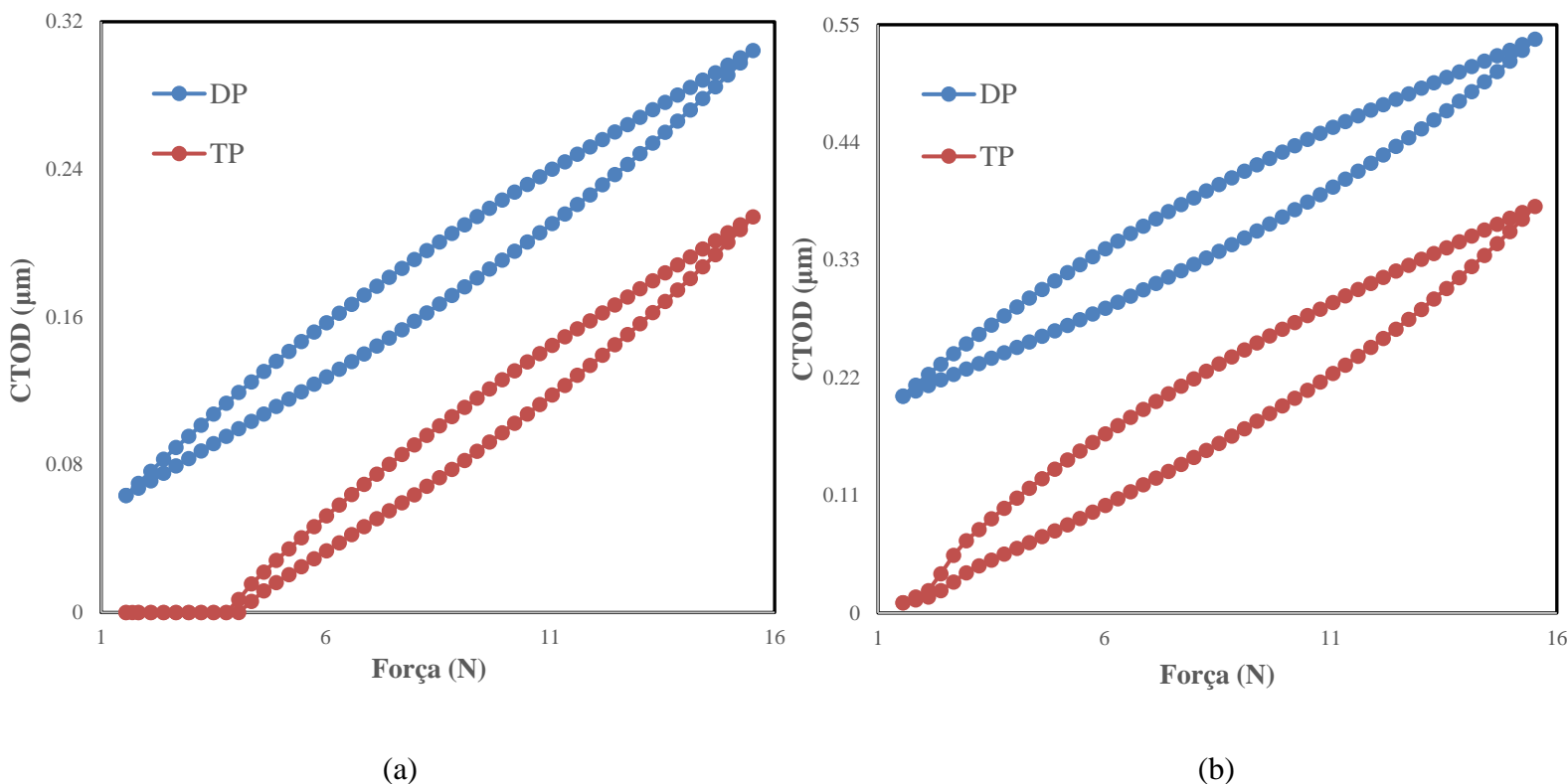


Figura 5.12. Comparação entre TP e DP das curvas CTOD-Força obtidas para $R=0,1$: a) $a_0=12,5$ mm; b) $a_0=13,5$ mm.

A figura 5.13 representa a evolução do fecho de fenda durante a propagação para $R=0,1$, comparando a evolução em TP e DP. Tal como foi verificado nas curvas CTOD (figura 5.12), para estado plano de deformação não existe fecho de fenda, pelo que a fenda permanece sempre aberta com uma percentagem de fecho nula. Para estado plano de tensão, ocorre fecho de fenda, em que os valores de U^* diminuem com o aumento do ΔK . Os resultados da figura 5.13 estão de acordo com as curvas CTOD (figura 5.12), pois verifica-se que o fecho de fenda é mais relevante para $a_0=12,5$ mm. Ocorre uma redução da percentagem do fecho de fenda de 16 % ($a_0=12,5$ mm) para 2 % ($a_0=13,5$ mm), como era

expectável. Como já foi mencionado, o fenómeno do arredondamento da extremidade da fenda explica esses resultados.

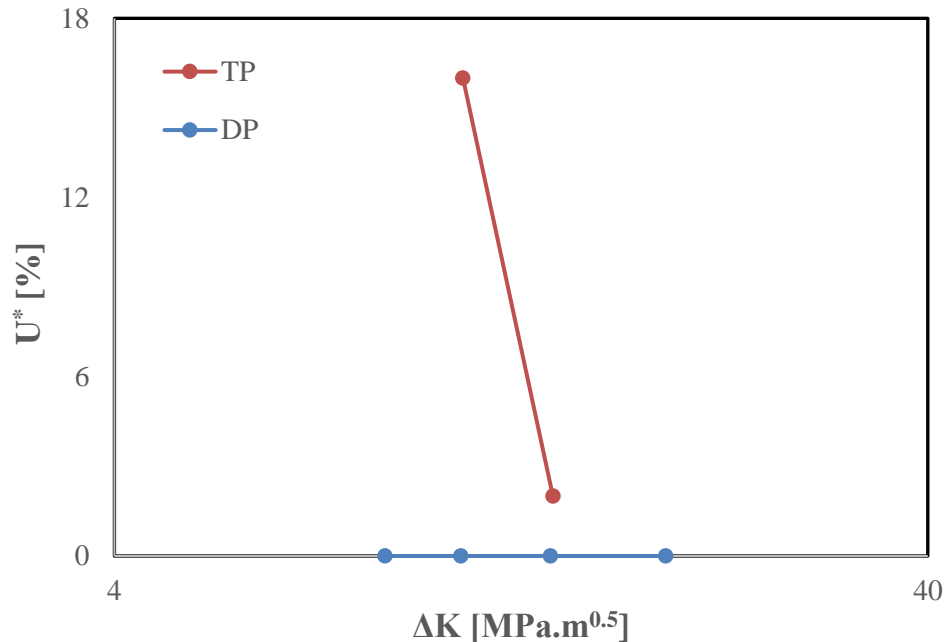


Figura 5.13. U^* vs ΔK em estado plano de tensão e estado plano de deformação para $R=0,1$.

A figura 5.14 corresponde á velocidade de propagação da fenda, incluindo a comparação dos resultados entre TP e DP para $R=0,1$. Conclui-se que os declives das retas são diferentes, devido ao fecho de fenda que ocorre em estado plano de tensão. O fecho de fenda que ocorre sobretudo para $a_0=12,5$ mm, resulta numa diminuição da velocidade de propagação. Assim sendo, os resultados obtidos estão coerentes com esse pressuposto, pois verifica-se que a velocidade de propagação para $a_0=12,5$ mm em estado plano de tensão é inferior do que para estado plano de deformação. Para $a_0=13,5$ mm, não se observa essa tendência, já que para este comprimento de fenda o fecho é menos significativo.

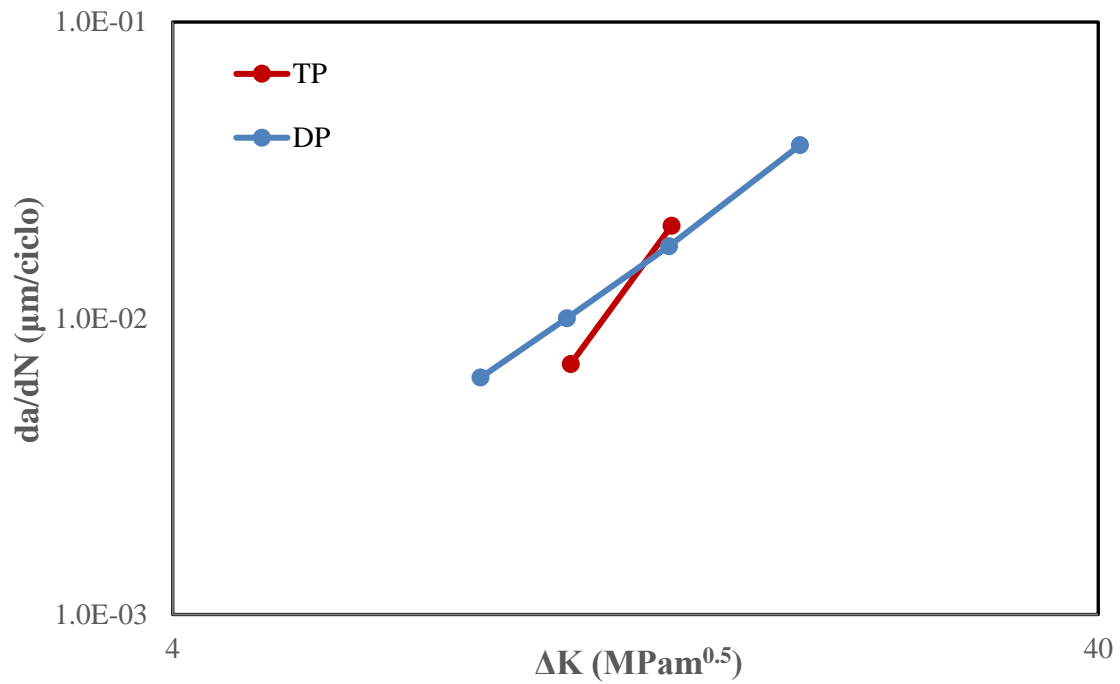


Figura 5.14. Velocidade de propagação em estado plano de tensão e estado plano de deformação para $R=0,1$.

6. CONCLUSÕES

A propagação de fendas por fadiga foi estudada numericamente, modelando o ensaio de flexão em 8 pontos com um carregamento de amplitude constante e diferentes razões de tensão. Os resultados experimentais disponibilizados constituíram o suporte principal para realizar o estudo numérico, e consequentemente validar o modelo numérico adotado. Foram efetuadas simulações numéricas para diversas condições, com o intuito de concluir o efeito verificado nos resultados. As principais conclusões que se podem retirar desta dissertação são:

- O efeito da razão de tensões na velocidade de propagação é pouco evidente quando se considera um estado plano de deformação no modelo numérico. A velocidade de propagação prevista numericamente para $R=0,1$ e $R=0,8$ é semelhante. Por outro lado, em condições de estado plano de tensão, o efeito da razão de tensões é mais evidente. Verifica-se que a velocidade de propagação aumenta com o aumento de R .
- A comparação entre as previsões numéricas e os resultados experimentais, para uma razão de tensão, $R=0,8$, evidenciam uma boa concordância. Além disso, o efeito da gama do fator de intensidade de tensão na velocidade de propagação é bem previsto numericamente. Assim, confirma-se que a deformação plástica crítica na extremidade da fenda é o principal mecanismo de propagação.
- Para a malha mais refinada, o CTOD é superior, sendo essa diferença mais acentuada para R maiores, devido ao efeito de arredondamento da extremidade da fenda.
- O efeito da dimensão da malha de elementos finitos sobre as previsões numéricas foi quantificado, nomeadamente na velocidade de propagação da fenda. A velocidade de propagação da fenda é superior para um tamanho de malha de $8 \mu\text{m}$, devido ao processo de calibração do valor crítico da deformação plástica ser diferente para as duas malhas.
- O efeito dos estados de plano nos resultados foi realizado para $R=0,1$. Verifica-se a ocorrência de fecho de fenda para estado plano de tensão, apesar de o fecho variar em função do comprimento de fenda em análise.

Para complementar o estudo desta dissertação, sugerem-se algumas propostas para trabalhos futuros:

- Fazer estudos similares para outros materiais. Isto é, modelar a propagação de fendas por fadiga, estudando a robustez das previsões numéricas, e fazer a comparação com resultados experimentais somente na parte final.
- Estudar o efeito da inclusão de dano por iniciação, crescimento e coalescência de vazios no modelo atual, que se baseia na deformação plástica cíclica na extremidade da fenda.
- Estudar da/dN utilizando modelos 3D, que permitam considerar de um modo natural o efeito das regiões superficial e interior.

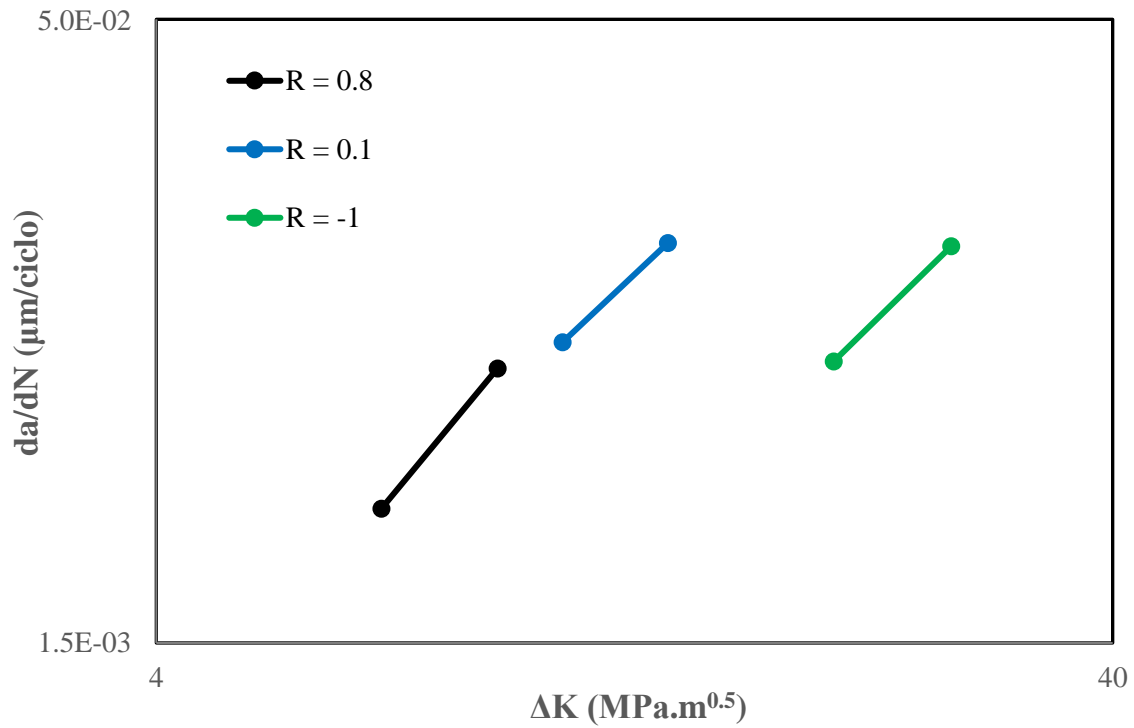
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] C. Moura Branco, J. Martins Ferreira, J. Domingos da Costa, and A. Silva Ribeiro, *Projecto de Órgão de Máquinas*.
- [2] Q. Xin, *Diesel engine system design*. Woodhead Publishing Limited, 2011.
- [3] M. F. Borges, D. M. Neto, and F. V. Antunes, “Revisiting Classical Issues of Fatigue Crack Growth Using a Non-Linear Approach,” *Materials (Basel)*, vol. 13, no. 23, pp. 1–14, 2020.
- [4] ASTM, “ASTM Annual Book, American Society for testing and Materials, West Conshohoken, PA,” 2004.
- [5] G. R. Irwin, “Elasticity and Plasticity,” Springer, Berlin, Heidelb., vol. 3, no. 6, pp. 551–590, 1958.
- [6] P. Paris and F. Erdogan, ‘A Critical Analysis of Crack Propagation Laws’, *J. Basic Eng.*, vol. 85, no. 4, p. 528, 1963.
- [7] J. R. Rice, “Mechanics of Crack Tip Deformation and Extension by Fatigue,” *Fatigue Crack Propag.*, no. January 1967, p. 247, 1967.
- [8] F. V. Antunes, S. Serrano, R. Branco, and P. Prates, “Fatigue crack growth in the 2050-T8 aluminium alloy,” *Int. J. Fatigue*, vol. 115, pp. 79–88, Oct. 2018, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2018.03.020.
- [9] W. Elber, ‘Fatigue crack closure under cyclic tension’, *Eng. Fract. Mech.*, vol. 2, no. 1, pp. 37–45, 1970.
- [10] R. O. Ritchie, S. Suresh, and C. M. Moss, “Near-threshold fatigue crack growth in 2 ¼ Cr-1Mo pressure vessel steel in air and hydrogen,” *J. Eng. Mater. Technol. Trans. ASME*, vol. 102, no. 3, pp. 293–299, 1980.
- [11] S. Suresh and R. O. Ritchie, “On the influence of fatigue underloads on cyclic crack growth at low stress intensities,” *Mater. Sci. Eng.*, vol. 51, no. 1, pp. 61–69, 1981.
- [12] S. Suresh and R. O. Ritchie, “A Geometric Model for Fatigue Crack Closure Induced by Fracture Surface Roughness,” pp. 1627–1631, 1982.
- [13] F. V. Antunes, “Fatigue Crack Growth In Metallic Materials,” Universidade de Coimbra, 2021.
- [14] L. P. Borrego, J. M. Ferreira, and J. M. Costa, “Fatigue crack growth and crack closure in an AlMgSi alloy,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 24, no. 4, pp. 255–265, Apr. 2001, doi: 10.1046/J.1460-2695.2001.00383.X.
- [15] J. D. M. Costa and J. A. M. Ferreira, “Effect of stress ratio and specimen thickness on fatigue crack growth of CK45 steel,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 30, no. 1, pp. 65–73, Sep. 1998, doi: 10.1016/S0167-8442(98)00044-5.

- [16] L.P. Borrego, J.M. Ferreira, J.M. Costa, `Fatigue crack growth and crack closure in AlMgSi alloy`, Department of Mechanical Engineering, ISEC, 2001.
- [17] M. Lugo and S. R. Daniewicz, “The influence of T-stress on plasticity induced crack closure under plane strain conditions,” *Int. J. Fatigue*, vol. 33, no. 2, pp. 176–185, Feb. 2011, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2010.08.002..
- [18] C. J. Christopher, M. N. James, E. A. Patterson, and K. F. Tee, “Towards a new model of crack tip stress fields,” *Int. J. Fract.*, vol. 148, no. 4, p. 361, 2008, doi: 10.1007/s10704-008-9209-3.
- [19] K. Daniel, “Enhanced model of partial crack closure for correlation of R-ratio effects in aluminum alloys,” *Int. J. Fatigue*, vol. 23, no. 2, pp. 95–102, 2001.
- [20] S. K. Paul and S. Tarafder, “Cyclic plastic deformation response at fatigue crack Soumia Hajli 65 tips,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 101, pp. 81–90, Jan. 2013, doi: 10.1016/J.IJPVP.2012.10.007.
- [21] T. Sousa, “Propagação de fendas por fadiga: Influência do contacto nos parâmetros de extremidade de fenda,” Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade de Coimbra, 2014.
- [22] A. A. Wells, “Unstable Crack Propagation in metals, Cleavage and Fast Fracture,” *Crack Propag. Symp. Cranf.*, vol. 1, no. 84, pp. 210–230, 1961.
- [23] M. F. Borges, D. M. Neto, and F. V. Antunes, “Numerical simulation of fatigue crack growth based on accumulated plastic strain,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 108, Aug. 2020, doi: 10.1016/J.TAFMEC.2020.102676.
- [24] D. M. Neto, M. F. Borges, F. V. Antunes, and J. Jesus, “Mechanisms of fatigue crack growth in Ti-6Al-4V alloy subjected to single overloads,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 114, p. 103024, 2021, doi: 10.1016/J.TAFMEC.2021.103024.
- [25] D.M. Neto^{a*}, N. Cavaleiro^a, E.R. Sérgio^a, J. Jesus^b, A. Camacho-Reyes^c, F.V. Antunes^a, “Effect of crack flank holes on fatigue crack growth”.
- [26] DM Neto, ER Sérgio, MF Borges, LP Borrego, FV Antunes, “Effect of load blocks on fatigue crack growth”. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.107001>
- [27] D.M.Neto, M.F.Borges, F.V.Antunes and R.Sunder, “Numerical analysis of fatigue crack growth under SuperBlock2020 load sequence”. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2021.108178>
- [28] DM Neto, J Pedro, MF Borges, LFP Borrego, ER Sérgio, FV Antunes, “Numerical prediction of fatigue crack growth based on cumulative plastic strain versus experimental results for AA6082-T6”. *Int J Fract* 240, 167-181 (2023). <https://doi.org/10.1007/s10704-022-00680-w>
- [29] H. Tresca, “Memoir on the flow of solid bodies under strong pressure,” *Comptesrendus l’académie des Sci. Paris, Fr.*, vol. 59, p. 754, 1864.
- [30] R. v Mises, “Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand,” *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Math. Klasse*, vol. 1913, pp. 582–592, 1913.

- [31] M. F. Borges, “Efeito das Propriedades Elasto-Plásticas na Propagação de Fendas por Fadiga,” 2019.
- [32] J. H. Hollomon, “Tensile deformation,” *Aime Trans*, vol. 12, no. 4, pp. 1–22, 1945.
- [33] H. Swift, “Plastic instability under plane stress,” *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 1, no. 1, pp. 1–18, 1952.
- [34] P. Ludwik, *Elemente der technologischen Mechanik*. J. Springer, 1909.
- [35] E. Voce, “The relationship between stress and strain for homogeneous deformation,” *J. Inst. Met.*, vol. 74, pp. 537–562, 1948.
- [36] W. Prager, “Recent developments in the mathematical theory of plasticity,” *J. Appl. Phys.*, vol. 20, no. 3, pp. 235–241, 1949.
- [37] H. Ziegler, “A modification of prager’s hardening rule*,” pp. 55–65, 1958.
- [38] P. J. Armstrong and C. O. Frederick, *A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect*, vol. 731. Central Electricity Generating Board [and] Berkeley Nuclear Laboratories ..., 1966.
- [39] *Metallic materials- Fatigue testing- Fatigue crack growth method Third edition 2018-07*.
- [40] M. C. Oliveira, J. L. Alves, and L. F. Menezes, “Algorithms and strategies for treatment of large deformation frictional contact in the numerical simulation of deep drawing process,” *Arch. Comput. Methods Eng.*, vol. 15, no. 2, pp. 113–162, 2008.

ANEXO A – EFEITO DA RAZÃO DE TENSÕES NA VELOCIDADE DE PROPAGAÇÃO PARA A MALHA MAIS REFINADA



A.1. Efeito da razão de tensões na velocidade de propagação para a malha de $4\mu\text{m}$.