



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

João Pedro Fernandes Pais

PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR FADIGA
COMPARAÇÃO ENTRE RESULTADOS NUMÉRICOS E
EXPERIMENTAIS

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

Outubro de 2021

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Propagação de fendas por fadiga: comparação entre resultados numéricos e experimentais

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

Fatigue crack growth: comparison between numerical and experimental results

Autor

João Pedro Fernandes Pais

Orientadores

Diogo Mariano Simões Neto

Micael Frias Borges

Júri

Presidente	Professor Doutor José António Martins Ferreira Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Orientador	Mestre Micael Frias Borges Investigador da Universidade de Coimbra Professor Doutor Luís Filipe Pires Borrego
Vogais	Professor Coordenador do Instituto Politécnico de Coimbra Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Associado da Universidade de Coimbra

Coimbra, outubro, 2021

À minha família.

O passado serve para evidenciar as nossas falhas
e dar-nos indicações para o progresso do futuro.

Henry Ford

Agradecimentos

Gostaria de deixar uma palavra de agradecimento às pessoas que me ajudaram ao longo da realização desta dissertação e ao longo de todo o meu caminho académico:

Aos meus orientadores, Professor Diogo Mariano Simões Neto e Mestre Micael Frias Borges, pela paciência e compreensão com a minha rotina de jogador profissional e pelo apoio constante e conhecimento transmitido ao longo desta dissertação.

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

Aos amigos de infância e que levo para a vida, Bernardo Rodrigues, André Andrade e Ruben Miguel, que me acompanham em qualquer momento vivido neste mundo.

Aos melhores amigos que Coimbra podia ter dado, José Rebola, Leandro Nogueira e Gonçalo Lopes por todos os momentos vividos nesta linda cidade.

Ao Rés do Chão Esquerdo da Rua Carlos Seixas e seus habitantes, Daniel Pinto, Rodrigo Paredes e Leandro Pais, pela amizade criada e todos os momentos experienciados neste apartamento que me permitiram sorrir mesmo nos momentos mais críticos deste trabalho.

Por fim, e não menos importante, aos meus pais e irmão, a quem devo tudo que sou e conquistei até ao momento. É graças a eles e ao constante apoio e encorajamento que estou prestes a atingir este sonho.

Resumo

A maioria dos componentes mecânicos está sujeita a cargas cíclicas em serviço. Esses componentes podem falhar em serviço devido ao fenómeno de fadiga. Sendo assim, o dimensionamento à fadiga é processo fundamental na vida útil destes equipamentos. O estudo deste tipo de falha é feito, classicamente, recorrendo a curvas $\log da/dN - \Delta K$, que permitem prever a vida útil do componente. No entanto, a utilização de um parâmetro linear elástico, ΔK , na caracterização de um fenómeno não linear e irreversível como é a deformação plástica, apesar dos bons resultados já obtidos, apresenta algumas limitações. Essas limitações levam à procura de parâmetros capazes de prever a vida útil destes elementos.

Posto isto, o objetivo principal desta dissertação é a validação do modelo numérico desenvolvido pelo grupo de investigação comparando as previsões com os resultados experimentais obtidos por Luís Borrego [1-3] para dois materiais de base: as ligas de alumínio 6082-T6 e 7050-T6. Utilizando-se o programa de elementos finitos DD3IMP, as simulações foram efetuadas para provetes do tipo MT e a propagação de fenda é controlada pelo valor de deformação plástica acumulada na extremidade da fenda. Assim sendo, foram realizadas 34 simulações numéricas e posterior tratamento de dados para verificar a autenticidade dos resultados. Primeiramente, foram efetuados testes para as duas ligas de alumínio com carregamento em amplitude constante, para três razões de tensão diferentes, R , e quatro valores de comprimento de fenda inicial, a_0 . Posteriormente, apenas para a liga de alumínio 6082-T6 realizaram-se simulações numéricas com carregamento em sobrecarga, para dois valores de razão de tensão, dois valores de ΔK e alguns valores de sobrecarga, OLR . Por fim procedeu-se a análise de fecho de fenda com o cálculo da percentagem de ciclo de carga em que a fenda permaneceu fechada, U^* , na última propagação da fenda para cada simulação de carregamento em amplitude constante.

A comparação com os resultados experimentais permite a validação do modelo numérico de elementos finitos. De uma forma geral, os resultados obtidos através do modelo revelaram-se muito assertivos. As curvas numéricas descrevem de forma excelente o comportamento esperado para os dois tipos de carregamentos e apresentam-se muito

próximas das curvas experimentais. Os efeitos da razão de tensão, R , do ΔK_{BL} e do OLR são retratados pelos resultados numéricos tal e qual como esperado e apresentado pelos resultados experimentais. Em suma, os resultados numéricos obtidos transmitirão reconhecimento e credibilidade às simulações numéricas, muitas vezes questionadas pelos revisores.

Palavras-chave: Propagação de fenda por fadiga, Simulação numérica, Deformação plástica, Amplitude constante, Sobrecarga, Resultados experimentais.

Abstract

Most mechanical components undergo cyclical loading in service. These components can fail in service due to fatigue. Therefore, fatigue dimensioning is a fundamental process in the useful life of these equipments. The study of this type of failure is classically done using curves $da/dN - \Delta K$, which allows predicting the useful life of the component. However, the use of an elastic linear parameter, ΔK , in the characterization of a non-linear and irreversible phenomenon such as plastic strain, despite the good results already obtained, has some limitations. These limitations lead to the search for parameters capable of predicting the useful life of these elements.

That said, the main goal of this dissertation is the validation of the numerical model developed by the research group comparing the results obtained with the experimental ones obtained by Luís Borrego [1-3] for two base materials: the 6082-T6 and 7050-T6 aluminum alloys. Using the finite element program DD3IMP, simulations were carried out for MT type specimens and the crack propagation is controlled by the plastic strain value at the end of the crack. Therefore, 34 numerical simulations were carried out and subsequent data processing to verify the authenticity of the results. First, tests were carried out for the two aluminum alloys with constant amplitude loading, for three different stress ratios, R , and four values of initial crack length, a_0 . Subsequently, numerical simulations were only carried out for the 6082-T6 aluminum alloy with overload loading, for two values of voltage ratio, two values of ΔK and some values of overload, OLR. Finally, a crack closure analysis was performed with the calculation of the percentage of load cycle in which a crack remained closed, U^* , in the last crack propagation for each constant amplitude loading simulation.

Finally, the comparison with the experimental results allows the validation of the finite element numerical model. In general, the results obtained through the model proved to be very assertive. The numerical curves excellently describe the expected behaviour for the two types of loads and are very close to the experimental curves. The effects of stress ratio, R , ΔK_{BL} and OLR are portrayed by the numerical results as expected and presented by the experimental results. In short, the numerical results obtained will convey recognition and credibility to numerical simulations, often questioned by reviewers.

Keywords: Fatigue Crack Propagation, Numerical Simulation, Plastic Strain, Constant Amplitude, Overload, Experimental results.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xi
Simbologia e Siglas	xiii
Simbologia.....	xiii
Siglas	xv
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Motivação	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 (MFLE)	6
2.3. Análise do crescimento da fissura por fadiga com base no ΔK	7
2.4. Propostas de melhoria à teoria MFLE	10
2.5. Modelo constitutivo do material	13
2.5.1. Critério de Von Mises	13
2.5.2. Lei de Encruamento.....	14
2.6. Materiais e resultados experimentais	16
3. MODELO NUMÉRICO	21
3.1. Situação física	21
3.2. Modelo de elementos finitos.....	23
3.2.1. Malha de elementos finitos.....	24
3.2.2. Carregamento.....	26
3.2.3. Propagação de fenda.....	27
4. RESULTADOS NUMÉRICOS.....	29
4.1. Calibração dos parâmetros do material.....	29
4.2. Amplitude Constante	31
4.2.1. Liga de Alumínio 6082-T6	32
4.2.2. Liga de Alumínio 7050-T6	34
4.3. Sobrecarga	37
4.3.1. R=0,05	38
4.3.2. R=0,25	42
5. CONCLUSÕES	45
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	49
ANEXO A - CÁLCULO DO VALOR DE K	53
ANEXO B - COMPARAÇÃO INDIVIDUAL DOS RESULTADOS NUMÉRICOS COM OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS	55

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Curva típica da/dN- ΔK em escala logarítmica. Adaptado de [12].	8
Figura 2.2. Representação esquemática dos principais mecanismos de fecho de fenda. Adaptado de [14].	10
Figura 2.3. Representação esquemática dos diferentes fatores de intensidade de tensão. Adaptado de [22].	12
Figura 2.4. Representação da superfície limite elástica no espaço de tensões dos critérios de Tresca e Von Mises.	14
Figura 2.5. Do lado esquerdo da imagem, evolução da superfície limite elástica em encruamento isotrópico. Do lado direito, curva tensão vs deformação plástica. Adaptado de [29].	15
Figura 2.6. Do lado esquerdo da imagem, evolução da superfície limite elástica em encruamento isotrópico. Do lado direito, curva tensão vs deformação plástica. Adaptado de [37].	16
Figura 2.7. Representação esquemática do provete MT usado nos ensaios experimentais. Adaptado de [14].	17
Figura 3.1. Provete do tipo MT	21
Figura 3.2. a) Representação esquemática do modelo físico. b) Condições de simetria a aplicar para obter estado plano de deformação. c) Condições de simetria a aplicar para obter estado plano de tensão. Adaptado de [14].	25
Figura 3.3. a) Malha de elementos finitos utilizada para o provete MT. b) Detalhe da malha na proximidade da fenda. Adaptado de [14].	26
Figura 3.4. Curva típica de um carregamento com a) amplitude constante b) sobrecarga.	26
Figura 4.1. Processo de calibração do critério de propagação de fenda da liga de alumínio 7050-T6	30
Figura 4.2. Processo de calibração do critério de propagação de fenda da liga de alumínio 6082-T6.	30
Figura 4.3. Resultados experimentais obtidos por Borrego [1] para a liga de alumínio 6082-T6.	32
Figura 4.4. Resultados numéricos obtidos para a liga de alumínio 6082-T6.	32
Figura 4.5. Comparação dos resultados obtidos numericamente com as curvas experimentais para a liga de alumínio 6082-T6.	33
Figura 4.6. Comparação das curvas experimentais [1] e numéricas para o fecho de fenda num gráfico do tipo $U^*-\Delta K$ para a liga de alumínio 6082-T6.	34

Figura 4.7. Curvas experimentais obtidas por Borrego [3] para a liga de alumínio 7050-T6.	35
Figura 4.8. Curvas numéricas obtidas para a liga de alumínio 7050-T6.....	35
Figura 4.9. Comparação dos resultados obtidos numericamente com as curvas experimentais para a liga de alumínio 7050-T6.....	36
Figura 4.10. Comparação das curvas experimentais [3] e numéricas para o fecho de fenda num gráfico do tipo $U^*-\Delta K$ para a liga de alumínio 7050-T6.....	37
Figura 4.11. Resultados numéricos de sobrecarga obtidos para a liga de alumínio 6082-T6, $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$	39
Figura 4.12. Resultados experimentais de sobrecarga para a liga de alumínio 6082-T6, $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$. Adaptado de [2].....	39
Figura 4.13. Comparação das curvas experimentais e numéricas para $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=6$ $\text{MPa m}^{0,5}$	40
Figura 4.14. Comparação das curvas experimentais e numéricas para $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{0,5}$	42
Figura 4.15. Comparação das curvas experimentais [2] e numéricas para $R=0,25$ e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$	43
Figura 4.16. Comparação das curvas experimentais [2] e numéricas para $R=0,25$ e $\Delta K_{BL}=8$ $\text{MPa m}^{0,5}$	44

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Modelos de encruamento isotrópico	15
Tabela 2.2. Modelos de encruamento cinemático	16
Tabela 2.3. Propriedades dos materiais estudados na dissertação de mestrado. Adaptado de [14].	19
Tabela 3.1. Simulações numéricas realizadas para a liga de alumínio 6082-T6.	22
Tabela 3.2. Simulações numéricas realizadas para a liga de alumínio 7050-T6.	22
Tabela 4.1. Valores utilizados para o processo de calibração de cada liga de alumínio.	30

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

A - Conjunto de parâmetros dos modelos de Swift e de Armstrong-Frederich que minimiza $F(A)$

a - Comprimento de fenda

a_0 – Comprimento inicial de fenda

$a_{\text{mín}}$ - comprimento de fenda associado ao valor de velocidade propagação mínimo

Δa_{OL} - incremento de crescimento de fenda afetado pela sobrecarga

C – Parâmetro da lei de Paris-Erdogan

C_X, X_{Sat} - parâmetros do material do modelo Armstrong-Frederich

da/dN – Velocidade de propagação por ciclo de carga

$F(A)$ – Função de mínimos quadrados

$F_{\text{mín}}$ – Força mínima

$F_{\text{máx}}$ – Força máxima

F_{aberto} – Força necessária para abrir a fenda

F, G, H, L, N e M - Parâmetros definidores do estado de anisotropia

$K, n, \varepsilon_0, Y_0, K_1, n_1, C, g, h, Y_{\text{Sat}}, C_Y$ – Parâmetros materiais dos modelos de encruamento isotrópicos

K – Fator de intensidade de tensão

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

$K_{\text{mín}}$ – Fator de intensidade de tensão mínima

K_0 – Limiar de fadiga

K_{IC} – Tenacidade à fratura

K_{aberto} – Parâmetro de intensidade de tensão na frente da fenda abaixo da qual não ocorre propagação de fenda por fadiga

K_{OL} – Fator de intensidade de tensão na sobrecarga

m – Parâmetro da lei de Paris-Erdogan

N – Ciclos de carga

- N_D - Número de ciclos de atraso
- OLR – Taxa de sobrecarga
- q_z - Parâmetro do material do modelo Ziegler
- q_p - Parâmetro do material do modelo Prager
- R – Razão de tensão
- r – Coeficiente de anisotropia
- U^* - Percentagem do ciclo de carga para o qual a fenda permanece fechada
- Y – Constante do material
- ΔK – Gama do fator de intensidade de tensão
- ΔK_{th} – Limiar de propagação de fenda por fadiga
- ΔK_{eff} – Gama efetiva do fator de intensidade tensão
- ΔK_{BL} – Gama do fator de intensidade de tensão no carregamento base
- ΔK_{OL} – Gama do fator de intensidade de tensão na sobrecarga
- $\Delta \varepsilon_{p, yy}$ – Deformação plástica acumulada
- σ – Tensão nominal
- σ' - Componente desviador do tensor das tensões de Cauchy
- σ_I – Tensão principal máxima
- σ_{III} – Tensão principal mínima
- σ_0 – Tensão uniaxial máxima
- $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – Tensões principais
- $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \tau_{yz}, \tau_{xz}, \tau_{xy}$ – Componentes do tensor de Cauchy
- σ^{Fit} – Tensão obtida pelos modelos
- σ_{Exp} – Tensão obtida pelo ensaio experimental
- $\tau_{m\acute{a}x}$ -Tensão de corte máxima
- X' - Tensor desviador das tensões inversas
- α - Parâmetro de anisotropia
- β - Parâmetro de anisotropia
- ε^P – Deformação plástica total
- $\bar{\varepsilon}^P$ - Deformação plástica equivalente

Siglas

OEE – *Overall Equipment Effectiveness*

FCG - *Fatigue Crack Growth*

DIC – *Digital Image Correlation*

CTOD - *Crack Tip Opening Displacement*

ASTM – *American Society for Testing and Materials*

MFLE - *Mecânica de Fratura Linear Elástica*

IPS - *Incremental Plastic Strain*

TPS - *Total Plastic Strain*

DD3IMP - *Three-Dimensional Elasto-Plastic Finite Element Program*

1. INTRODUÇÃO

1.1. Motivação

O ser humano tem uma capacidade fantástica de criar, inovar e desenvolver. Desde a sua criação até aos dias de hoje, viu-se perante obstáculos que muitas vezes questionava se seria possível ultrapassar e que apenas com inteligência, criatividade e metodologia o homem conseguiu dar uma resposta positiva perante os mesmos com diversas soluções. Perante esta constante evolução e desenvolvimento dos componentes surge como consequência uma pressão constante sobre os projetistas para a produção de elementos industriais com a maior qualidade possível (recorrentemente analisada através do indicador OEE que foca a sua análise em 3 pontos-chave do equipamento: disponibilidade, performance e qualidade [4]) e menor custo. A maior disponibilidade requerida remete maioritariamente para a redução das falhas dos componentes e que, como consequência, reduz os custos com os mesmos.

Sendo assim, e sabendo que a maioria dos componentes industriais estão constantemente sujeitos a cargas cíclicas que originam falhas por fadiga nos mesmos, o projeto para evitar a fadiga é de extrema importância na eficácia global desses elementos. A fadiga é definida como o fenómeno de rotura progressiva, permanente e localizada dos materiais sob ação de cargas mecânicas cíclicas que operam à temperatura ambiente e que pode culminar com fissuras ou uma fratura completa [5]. Ainda alvo de constante investigação, visto ser o modo de falha mais comum a nível industrial e com possíveis consequências catastróficas ao nível humano e ambiental, a fadiga é um processo bastante complexo que depende de inúmeros fatores [6] como por exemplo a geometria, carregamento, material e condições ambientais. Apesar de complexo e com muito ainda por descobrir, torna-se obrigatório recorrer ao conhecimento já existente e dimensionar todos os projetos estruturais de elementos de máquinas que sofrem a ação de cargas cíclicas. O dimensionamento desses elementos é habitualmente realizado com recurso a estimadores como o tempo de vida e taxa de crescimento da fenda de fadiga. Porém, a avaliação desses estimadores é realizada a partir de resultados experimentais o que, apesar de serem resultados com grau de confiança elevada, torna o processo bastante dispendioso e demorado. Para

além disso, o processo experimental é extremamente difícil de realizar focado em propriedades dos materiais uma vez que não é possível alterar uma a uma devido à dependência de inúmeros fatores do processo de fadiga. Perante estes inconvenientes, surge naturalmente a modelação numérica na avaliação do fenómeno de fadiga. A capacidade de modelar e prever a taxa de crescimento da fenda por fadiga é um processo crucial para compreender os mecanismos subjacentes ao fenómeno e para desenvolver estudos paramétricos. Revelando-se mais rápidas e económicas, as simulações numéricas já efetuadas no estudo de propagação de fendas de fadiga utilizando parâmetros não lineares, e em particular a deformação plástica na extremidade da fenda, têm-se revelado bastante positivas, sempre coerentes com as tendências obtidas experimentalmente. Porém, falta a comparação direta com os resultados experimentais, para uma validação mais efetiva.

Apesar de qualitativamente corretos, os resultados obtidos através das simulações numéricas são muitas das vezes questionados, sendo, pois, requerida a comparação com os resultados experimentais para validação dos modelos numéricos.

1.2. Objetivos

Tendo em conta a principal motivação desta tese, nomeadamente a precisão e grau de confiança dos resultados numéricos obtidos a partir da modelação numérica, o principal objetivo passa pela validação do modelo numérico. Para isso será efetuada uma comparação de previsões numéricas com resultados experimentais obtidos por Borrego [1-3]. O modelo de propagação da fenda utilizado na simulação numérica é baseado na acumulação de deformação plástica na extremidade da fenda. A simulação numérica do processo de propagação de fendas por fadiga foi realizada com o programa de elementos finitos DD3IMP para provetes MT de duas ligas de alumínio (7050-T6 e 6082-T6), com carregamentos variados (amplitude constante e sobrecarga). Posto isto, destacam-se assim os seguintes objetivos específicos nesta tese:

- Comparar previsões numéricas com resultados experimentais da liga de alumínio 6082-T6 em condições de amplitude de tensão constante e em amplitude variável (sobrecargas); Estudar o efeito da razão de tensões.

- Comparar previsões numéricas com resultados experimentais da liga de alumínio 7050-T6 em condições de amplitude de tensão constante e em amplitude variável (sobrecargas); Estudar o efeito da razão de tensões.

1.3. Estrutura da dissertação

Esta tese está dividida em cinco capítulos. A numeração e apresentação de cada capítulo são apresentadas de seguida:

- 1º Capítulo, Introdução: introdução à temática em estudo com apresentação da motivação e objetivos do trabalho em questão. Para além disso, ainda é apresentada a estrutura da dissertação;
- 2º Capítulo, Revisão Bibliográfica: Descrição de alguns conceitos intrínsecos ao assunto em questão e necessários à interpretação dos resultados. Inclui ainda a descrição do procedimento experimental utilizado para obter os resultados experimentais utilizados na validação do modelo numérico. É feita a apresentação do modelo constitutivo do material, nomeadamente as noções da teoria da plasticidade e dos modelos usados para descrever o comportamento mecânico do material;
- 3º Capítulo, Modelo numérico: é definido o modelo de elementos finitos utilizado para descrever o provete, são descritos os critérios de propagação baseados na deformação plástica, a malha e as condições de fronteira. O software empregado é apresentado;
- 4º Capítulo, Resultados numéricos: neste capítulo são apresentados os resultados obtidos através das simulações numéricas e respetiva comparação com os resultados experimentais. Os resultados são apresentados utilizando gráficos do tipo $da/dN - \Delta K$ no caso de carregamentos em amplitude constante e $da/dN - (a - a_{OL})$ em sobrecargas. Para além disso, é realizada uma análise detalhada e explicativa dos resultados obtidos em comparação com os resultados experimentais;
- 5º Capítulo, Conclusões: são apresentadas as principais conclusões obtidas neste trabalho e algumas propostas são sugeridas para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Desde a existência da espécie humana até aos dias de hoje, a falha dos elementos mecânicos, que se entende pela incapacidade de suportar uma solicitação que lhe é aplicada, é um processo bastante comum tanto no quotidiano como no contexto industrial. Dependendo do carregamento, das condições ambientais, do material e da forma como se apresentam, as falhas mecânicas, que se caracterizam por o equipamento deixar de cumprir o seu requisito funcional, podem ser classificadas quanto à dependência do tempo de utilização. Dentro dos modos independentes do tempo de utilização, e até pela própria definição, destacam-se as fraturas frágil e dúctil, a deformação plástica excessiva e a flambagem. Contrariamente às enumeradas anteriormente, as falhas dependentes do tempo de utilização pressupõem o desgaste do material por ação do tempo de utilização ou do meio ambiente e nas quais se destacam a corrosão, a fluência, o desgaste e a falha mais comum nos componentes industriais, a fadiga.

2.1. Fadiga

Equipamentos como estruturas dos veículos de transporte, veios, estruturas solicitadas pelo vento e reservatórios sob pressão são peças que trabalham à temperatura ambiente e solicitadas por esforços mecânicos cíclicos, podendo entrar em rotura por fadiga. Segundo a ASTM E1150, “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 podem culminar em fendas ou numa fratura completa após um número suficientemente de variações ou ciclos de carga” [7]. Corria o ano de 1829 através de Wilhelm August Julius Albert quando se iniciaram as primeiras descobertas relativamente à evolução deste tipo de fendas em consequência das roturas frequentes em locomotivas da indústria ferroviária. Desde então e partindo do pressuposto que não existem fendas no componente, sabe-se que a propagação da fenda por fadiga ocorre em 3 fases:

- **Iniciação da fenda:** geralmente ocorre na superfície da peça a partir de defeitos existentes na estrutura cristalina ou devido à deformação plástica

por ação de aplicação repetida e contínua de cargas. Divide-se em duas etapas: a nucleação, que representa a iniciação da fenda e identificada pela formação de linhas de escorregamento à superfície, e pelo crescimento microscópico das fendas, que pode ocorrer por estriação dúctil ou frágil, coalescência de microcavidades ou microclivagem. Caracteriza-se por um crescimento lento da fenda devido à presença de barreiras microestruturais.

- **Propagação da fenda:** nesta fase ocorre um aumento progressivo da velocidade de propagação da fenda, normalmente na direção perpendicular à aplicação da carga.
- **Fratura do material:** nesta etapa, a fenda propaga de modo instável a uma velocidade elevada até atingir um comprimento crítico no qual o material é incapaz de suportar as tensões ou deformações e conseqüentemente fratura.

Tendo em conta o desenvolvimento de uma fenda por fadiga, inúmeros estudos têm vindo a ser feitos, tendo como principal objetivo o entendimento dos efeitos dos parâmetros do carregamento, nomeadamente por Paris e Erdogan [8], Erdogan e Ratwani [9], Hartman e Schijve [10]. Porém, perante a complexidade do processo e conseqüente dificuldade em focar o estudo em carregamento de amplitude variável, a maioria dos estudos está focada em carregamentos de amplitude constante. A exposição dos resultados da taxa de propagação da fenda por fadiga normalmente é realizada através de curvas $da/dN-\Delta K$, as quais são usadas para determinar a vida útil do componente nessas condições.

2.2. Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)

Em 1958, por Irwin [11], surge a teoria da Mecânica de Fratura Linear Elástica (MFLE). Apesar de ter sido desenvolvida numa fase inicial com o objetivo de descrever o comportamento da fratura frágil, a MFLE foi adaptada para problemas de propagação de fendas por fadiga.

A distribuição das tensões na extremidade da fenda por fadiga é assim geralmente realizada tendo como pressuposto básico que as condições do material são predominantemente elásticas lineares durante o processo de fadiga, apesar de ser

conhecimento geral que a propagação de fendas por fadiga está associada a mecanismos não lineares e irreversíveis. Aplicável a materiais em que a região com comportamento não linear seja pequena relativamente ao comprimento de fenda, a teoria desenvolvida por Irwin demonstrou que a magnitude da tensão na extremidade da fenda poderá ser quantificada através do fator de intensidade de tensão, K , sendo o principal responsável pelo campo elástico e pelas deformações na região da ponta de fenda. O cálculo do valor do fator de intensidade de tensão é dado por:

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

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 o a é o comprimento de fenda.

2.3. Análise do crescimento da fissura por fadiga com base no ΔK

Na análise da propagação da fenda, como dito anteriormente, é comum recorrer a curvas da da/dN - ΔK , identificável na Figura 2.1, para determinar a vida útil do componente. Nestes gráficos, o da/dN representa a velocidade de propagação por ciclo de carga e o ΔK a gama do fator de intensidade tensão que pode ser calculado pela seguinte equação:

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

onde $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ representam, respetivamente, o fator de intensidade de tensão máximo e mínimo. Nestes gráficos, que representam uma função que descreve o aumento da velocidade de propagação da fenda com a gama de fator de intensidade de tensão, é possível identificar três regimes:

- **Regime I** - caracterizado pelo aumento acentuado da velocidade de propagação da fenda com o aumento do valor de ΔK . Verifica-se uma grande influência da razão de tensão, R , aumentando a velocidade de propagação com o valor da tensão média sob grande influência da microestrutura e do meio ambiente. De salientar neste regime o limiar de propagação de fenda, ΔK_{th} , que representa o limite de ΔK abaixo do qual não ocorre propagação da fenda e tem um papel fundamental para a segurança do projeto relativamente à tolerância ao dano por fadiga. Este

valor decresce com o aumento da tensão média. Este parâmetro é afetado pela geometria e tamanho da fenda, tamanho da peça, propriedades dos materiais, parâmetros de carga e o ambiente;

- **Regime II** - também conhecido como Regime de Paris, no qual a curva evolui linearmente numa escala logarítmica e regido pela equação de Paris-Erdogan [4]:

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

onde C e m são parâmetros da equação dependentes do material, condições ambientais e razão de tensão, R;

- **Regime III** - neste período verifica-se um aumento súbito do valor da velocidade de propagação com o aumento do ΔK até atingir a resistência à fratura do material, K_{IC} .

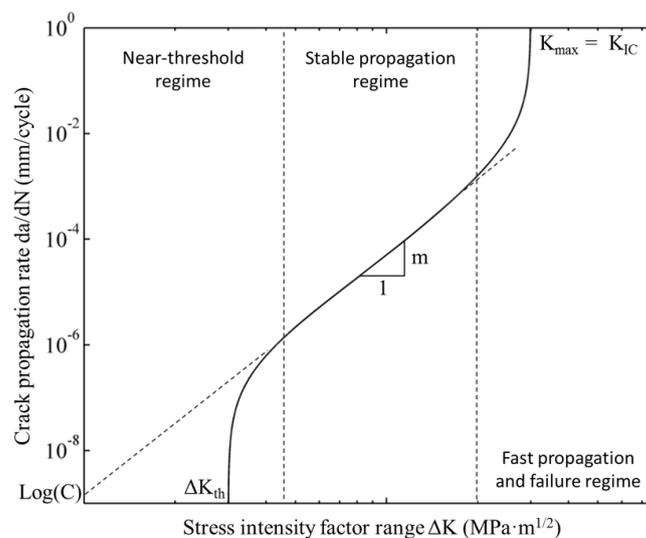


Figura 2.1. Curva típica $da/dN-\Delta K$ em escala logarítmica. Adaptado de [12].

Estas curvas, úteis no projeto contra a fadiga, obtém-se experimentalmente ou muito recentemente por simulação numérica, na qual a sua validação é o objetivo de estudo desta dissertação de mestrado, evidenciando a sua fiabilidade e vantagens face ao método experimental. Experimentalmente, o valor de da/dN é obtido através de medições a-N, onde a representa o comprimento de fenda que pode ser obtido por medição através de um microscópio ótico e N define os ciclos de carga. Já o valor de ΔK é calculado utilizando

expressões fornecidas pelas normas presentes no anexo A, que dependem da geometria da peça (provete CT ou MT), carga e comprimento da fenda.

Apesar de inicialmente surpreendente o processo de fadiga ser explicado por um parâmetro elástico, a abordagem da/dN- ΔK teve uma aceitação maioritária na comunidade científica. Para além de Rice [13] ter demonstrado que a plasticidade cíclica em pequena escala na ponta da fenda é controlada pelo valor de ΔK , inúmeras vantagens podem ser enunciadas para a sua utilização extensiva [14]:

- Existência de normas internacionais que definem todo o procedimento de teste e a geometria das amostras;
- Simplicidade do equipamento e processo experimental, sem necessidade de uma análise numérica paralela;
- Maioria da literatura existente usa curvas da/dN- ΔK ;
- O modelo da/dN- ΔK inclui os efeitos de todos os mecanismos de dano da extremidade da fenda.

Contudo, uma vez que o ΔK é um parâmetro elástico, contrariamente ao processo de fadiga que está associado a mecanismos não lineares e irreversíveis que ocorrem na extremidade da fenda, são apontadas algumas limitações tais como:

1. Após análise de curvas obtidas experimentalmente, realça-se a influência significativa da razão de tensão, R , sobre a velocidade de propagação, indicando que a mesma não depende apenas de ΔK . Por razão de tensão entende-se como o quociente entre a força mínima e força máxima:

$$R = \frac{F_{mín}}{F_{máx}} \quad (2.4)$$

2. Incapacidade de prever a influência do histórico do carregamento;
3. Comportamento estranho para fendas curtas;
4. Validade limitada da teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica, que não é fácil de definir;
5. Problemas dimensionais nas curvas em questão;

2.4. Propostas de melhoria à teoria MFLE

Perante as lacunas resultantes da aplicação da teoria MFLE à propagação de fendas fadiga, vários modelos complementares têm sido propostos tal como o conceito de fecho de fenda, o fecho de fenda parcial, e modelos baseados em ΔK e $K_{\text{máx}}$ que consideram que as tensões residuais à frente da extremidade da fenda têm um papel importante no crescimento da fissura por fadiga, entre outros.

Após uma primeira abordagem por parte de Christensen em 1963 relativamente à interação da superfície da fenda, Elber [15] aborda esse conceito em termos de mecânica de fratura. Ao demonstrar que em carga de tração uma fenda por fadiga pode estar fechada, introduz pela primeira vez o conceito de fecho de fenda. O fecho de fenda entende-se como o contacto entre as superfícies opostas da fenda para uma gama de carregamento. Abaixo desse contato é suposto não existir propagação da fenda. Identificados por Ritchie et al [16] e Suresh e Ritchie [17-18], os principais mecanismos responsáveis por este conceito são os seguintes: (i) Induzido por plasticidade (PICC); (ii) Induzido por oxidação (OICC) e (iii) Induzido por rugosidade (RICC). A Figura 2.2 representa estes mecanismos esquematicamente.

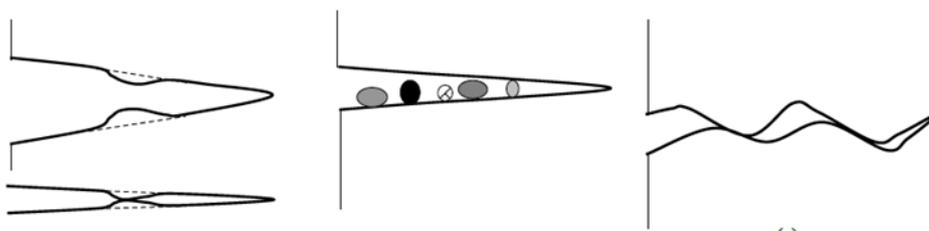


Figura 2.2. Representação esquemática dos principais mecanismos de fecho de fenda.
Adaptado de [14].

O fecho de fenda induzido por plasticidade [16], considerado o mecanismo de fecho mais relevante (principalmente no regime II), baseia-se na formação de uma zona plástica na extremidade da fenda, constituída por material deformado de forma irreversível devido à concentração de tensões. Essa deformação torna-se residual com a propagação 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. Outros mecanismos como o fecho de fenda

induzido por fluido viscoso desenvolvido por Tzou [19], induzido por transformação através de Takeshio [20] e pó de grafite de Pineau [21], também foram identificados ao longo dos tempos.

Contudo, ainda não existe uma metodologia universalmente aceite para a medição do seu valor. Existe uma variedade de procedimentos para avaliação do fecho de fenda, tanto experimentais como numéricos, dentro dos quais se destaca o usado por Borrego em 2001 [1]. O investigador recorreu ao método global com recurso a um pino colocado no centro de uma amostra MT. Acompanhado deste processo, utilizou a técnica conhecida como maximização do coeficiente de correlação com o intuito de determinar o F_{aberto} e consequentemente calcular a percentagem do ciclo de carga para o qual a fenda permanece totalmente fechada, U^* :

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

Posto isto, é então proposto o uso de uma gama de fator de intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff} , como força motora para a propagação da fenda por fadiga, a qual inclui o fecho de fenda. O cálculo desse valor é dado pela equação seguinte:

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

na qual, o K_{aberto} é valor do fator de intensidade de tensão abaixo do qual a fenda permanece fechada, facilmente identificável na Figura 2.3. Pressupõe-se que a parte do ciclo de carga em que a fenda permanece fechada não contribua para o crescimento da fenda por fadiga. De salientar que ao se recorrer às curvas de propagação da fenda por fadiga tendo em conta o fecho de fenda, na fórmula para o Regime II de propagação (regime Paris-Erdogan), o valor de ΔK deve ser substituído pelo ΔK_{eff} como identificado na equação seguinte:

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

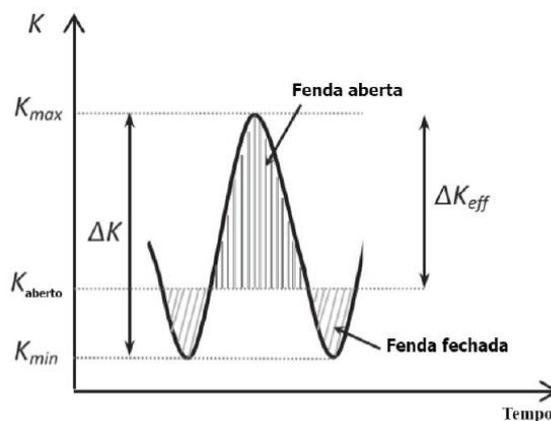


Figura 2.3. Representação esquemática dos diferentes fatores de intensidade de tensão. Adaptado de [22].

Sendo assim, a inclusão do fenómeno de fecho de fenda no estudo da fenda por fadiga permitiu explicar o efeito da razão de tensão, R , e uma melhor compreensão do efeito de variáveis como o histórico de carregamento e microestrutura. Porém, esta teoria, tal como a de MFLE, levantou várias questões e dúvidas, não sendo consensual na comunidade científica.

Novas abordagens foram propostas a fim de mitigar os problemas associados à utilização de ΔK_{eff} como o fecho de fenda parcial, a Tensão T-Stress, ou o modelo CJP. O modelo de fecho de fenda parcial [23], assume que a porção do carregamento abaixo do K_{aberto} também contribui para a propagação da fissura. Já o conceito T-Stress permite explicar o efeito da geometria da amostra no fecho de fenda, verificando-se uma alteração substancial da forma e do tamanho da zona plástica na extremidade da fenda em função das tensões T [24]. O modelo CJP utiliza quatro parâmetros diferentes para descrever o campo de tensão na ponta da fenda [25]. Todas as propostas mencionadas para a análise da propagação da fenda por fadiga são baseadas no ΔK . Porém, perante todas as limitações associadas a este parâmetro no estudo da fadiga, novos modelos têm sido desenvolvidos baseados em parâmetros não lineares tais como a energia dissipada, o deslocamento da abertura da ponta da fenda (CTOD) e a deformação plástica acumulada ($\Delta \epsilon_{p,yy}$).

A equipa de investigação tem vindo a estudar a propagação de fendas por fadiga utilizando parâmetros não lineares, e em particular a deformação plástica na extremidade da fenda. Assim, o foco da dissertação passa pela validação do modelo numérico através da

comparação dos resultados experimentais obtidos por Borrego [1] e Borrego [2] para as ligas de alumínio 6082-T6 e 7050-T6.

2.5. Modelo constitutivo do material

Um dos aspetos fundamentais na simulação numérica da propagação da fenda com base na deformação plástica acumulada é a correta definição do comportamento elasto-plástico do material. Vários modelos têm sido desenvolvidos para descrever o comportamento elasto-plástico dos materiais metálicos. Esses modelos são constituídos por três componentes:

- **Critério de cedência plástica:** descreve a superfície limite de elasticidade num espaço de tensão multidimensional;
- **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 o incremento de deformação plástica.

2.5.1. Critério de Von Mises

A tensão de cedência plástica, também conhecida como tensão de limite elástico e que representa o início da deformação plástica, é avaliada como maioria das propriedades dos materiais através de ensaios de tração uniaxial. Contudo, geralmente os estados de tensão nos equipamentos são biaxiais e triaxiais. Posto isto, é comum recorrer-se a modelos que representem a superfície limite de elasticidade em função das tensões multiaxiais. Este tipo de critérios permite identificar as situações limite entre o elástico e plástico do material para qualquer solicitação. Podem ser divididos em dois grandes grupos: critérios de cedência isotrópicos e anisotrópicos. Os critérios de cedência isotrópicos descrevem a superfície de limite de elasticidade para materiais isotrópicos (as propriedades físicas são as mesmas independentemente da direção) dos quais se destacam o critério de Tresca [26] e de Von Mises [27].

Von Mises, propõe a substituição do prisma hexagonal regular (critério de Tresca) por o cilindro representado na figura 2.4. Apresentando um menor conservadorismo que o critério de Tresca, o critério de Von Mises defende que a deformação plástica se inicia

quando ultrapassado um valor crítico da energia de distorção. A fronteira separadora do domínio elástico do domínio plástico é dada por:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 = 2\sigma_0^2 \quad (2.8)$$

em que σ_1 , σ_2 e σ_3 representam as tensões principais e σ_0 a tensão limite elástica.

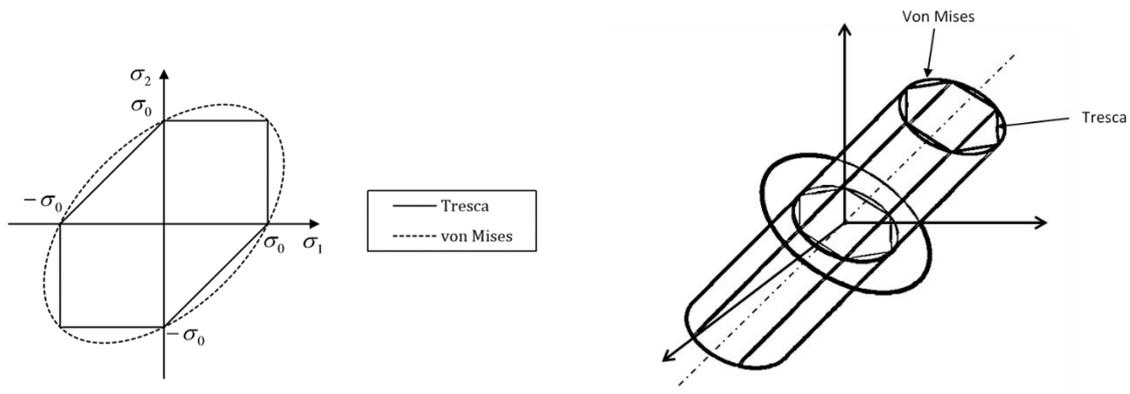


Figura 2.4. Representação da superfície limite elástica no espaço de tensões dos critérios de Tresca e Von Mises.

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. Posto isto, quando a tensão de cedência é ultrapassada, as leis de encruamento descrevem a evolução da superfície de elasticidade. Para tal, existem dois tipos de leis de encruamento: encruamento isotrópico e cinemático.

2.5.2.1. Encruamento isotrópico

O encruamento isotrópico assume que a superfície limite de elasticidade apenas aumenta de tamanho durante a deformação plástica sem alteração da sua forma inicial como esquematizado na figura 2.5. Perante isto, assume-se que a superfície limite de elasticidade é definida pelo estado plástico final de tensão, independentemente da trajetória de deformação [28]. De acordo com esta lei, o efeito Bauschinger (redução da tensão de cedência à compressão depois de um carregamento de tração, ou vice-versa [29]) está ausente. Alguns modelos de encruamento isotrópico mais importantes são apresentados na tabela 2.1 [30-33], incluindo o modelo de Voce que tem em conta a saturação da tensão, fenómeno comum em materiais como o alumínio (material de estudo desta dissertação).

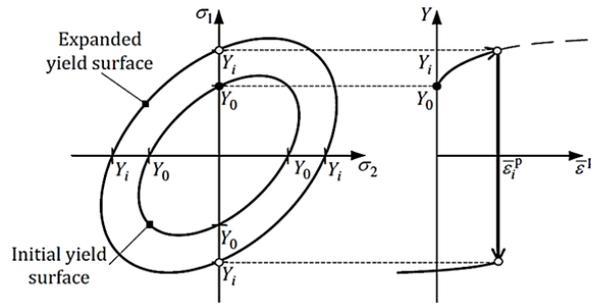


Figura 2.5. Do lado esquerdo da imagem, evolução da superfície limite elástica em encruamento isotrópico. Do lado direito, curva tensão vs deformação plástica. Adaptado de [29].

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	$Y = Y_0 + (Y_{Sat} - Y_0) \times \left[1 - \exp\left(-C_Y \times (\bar{\epsilon}^p)^a\right) \right]$
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 propõe uma translação da superfície limite de elasticidade sem alteração da forma e do tamanho como esquematizado na figura 2.6. Este modelo é adequado para descrever as mudanças na trajetória de deformação. Tem em conta o efeito de Bauschinger, que assume uma função relevante na demonstração do papel do histórico de deformação para o comportamento plástico. Dentro dos modelos apresentados para este tipo de encruamento, destacam-se na tabela 2.2 os mais relevantes. De salientar, a presença de modelos lineares como o de Prager [34] e Ziegler [35] e um modelo não-linear, como de Armstrong-Frederich [36] nos modelos apresentados.

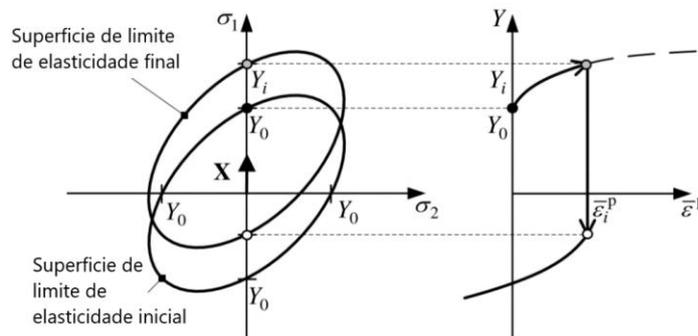


Figura 2.6. Do lado esquerdo da imagem, evolução da superfície limite elástica em encruamento isotrópico. Do lado direito, curva tensão vs deformação plástica. Adaptado de [37].

Tabela 2.2. Modelos de encruamento cinemático

Modelo	Equação	Parâmetros
Prager	$dX' = q_p \times d\bar{\epsilon}^p$	q_p é um parâmetro do material
Ziegler	$dX' = q_z \times d\bar{\epsilon}^p \times (\sigma' - X')$	q_z é um parâmetro do material
Armstrong-Frederich	$dX' = C_x \times \left[\frac{X_{Sat}}{\bar{\sigma}} \times (\bar{\sigma} - X') - X' \right] \times d\bar{\epsilon}^p$	C_x e X_{Sat} são parâmetros do material

2.6. Materiais e resultados experimentais

Embora tenha surgido a concorrência de materiais compósitos, os materiais metálicos continuam a ser os mais usados em elementos estruturais devido às suas excelentes propriedades como facilidade de fabrico, resistência à corrosão, soldabilidade, boas propriedades específicas e bom comportamento à fadiga. Porém, estes tipos de materiais, em condições de serviço, geralmente, estão sujeitos a cargas cíclicas, que se apresentam maioritariamente de forma variável ou aleatória em vez de amplitude constante, e consequentemente, tal como qualquer outro material, pode entrar em rotura por fadiga. Uma previsão de vida à fadiga precisa requer de uma avaliação adequada dos efeitos de carga [1].

Posto isto, e perante a reduzida literatura existente para duas das ligas de alumínio mais usadas, 6082-T6 e 7050-T6, Borrego realizou ensaios experimentais com o intuito de aumentar o conhecimento existente para o projeto à fadiga destes materiais tão usados no quotidiano. Esse estudo será utilizado neste trabalho para fazer a comparação dentre resultados numéricos e experimentais. Os objetivos principais do estudo realizado por Borrego [1-3] foram:

- **Para as duas ligas de alumínio, 6082-T6 e 7050-T6 [1-3]:**
 - Análise da influência da tensão média no FCG explicada pelo fecho de fenda;
 - Analisar o comportamento transitório no FCG devido a sobrecargas, para várias razões de tensão, R , e diferentes gamas de fator de intensidade de tensão, ΔK_{BL} . Relacionar os resultados com o fenómeno de fecho de fenda;

Os estudos reportam a investigações experimentais de propagação de fenda por fadiga para duas ligas de alumínio, nomeadamente a liga de alumínio AlMgSi1 com tratamento térmico T6, série 6082-T6; a liga de alumínio AlZnMgCu com tratamento térmico T6, série 7050-T6. Foram utilizados provetes do tipo MT com uma espessura de 3 mm, obtidos a partir de uma placa laminada, estando a sua geometria representada na figura 2.7. A preparação do entalhe foi realizada por eletroerosão e as faces da amostra polidas.

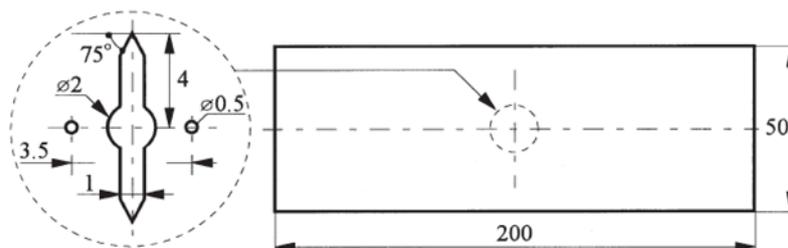


Figura 2.7. Representação esquemática do provete MT usado nos ensaios experimentais. Adaptado de [14].

Todos os testes foram executados de acordo com a norma ASTM E647.

- **Condições de teste:**
 - Realizados numa máquina servo-hidráulica de circuito fechado;
 - Capacidade de carga: 100 kN;

- Com interface para controlo da máquina de teste e aquisição dos dados;
- Condições de serviço:
 - Ar;
 - Temperatura ambiente;
 - Frequência de carga: 20 Hz;
- Carregamento:
 - Amplitude constante: realizados com controlo de carga para 4 razões de tensão diferentes: $R=-0,25$, $R=0,05$, $R=0,4$, $R=0,5$;
 - Sobrecarga: as sobrecargas foram aplicadas sob controlo de carga durante um ciclo, programando o aumento da carga para o valor de sobrecarga estabelecido; Após a sobrecarga o crescimento da fenda é analisado;
 - Avaliadas para dois valores de razão de tensão: $R=0,05$, $R=0,25$;
 - E para valores de ΔK_{BL} de 6 e 8 MPa $m^{0,5}$;
 - As razões de sobrecarga foram mantidos constantes, com os valores de 1,5, 1,75 e 2 e são definidos pela seguinte fórmula:
$$OLR = \frac{K_{OL} - K_{mín}}{K_{máx} - K_{mín}} \quad (2.9)$$
onde $K_{máx}$, $K_{mín}$, K_{OL} representam os fatores de intensidade de tensão na carga máxima, mínima e na sobrecarga, respetivamente;
- O fecho de fenda foi monitorizado usando um extensómetro e como já mencionado anteriormente utilizou a técnica conhecida como maximização do coeficiente de correlação [38] com o intuito de determinar o F_{aberto} e conseqüentemente calcular a percentagem do ciclo de carga para o qual a fenda permanece totalmente fechada, U^* , obtida pela equação 2.5;

- Comprimento de fenda medido com um microscópio com resolução de 10 μm .

Em relação ao modelo constitutivo é necessário conhecer alguns parâmetros dos materiais. Devido ao facto de nem todos estarem disponíveis na literatura foi necessário em estudos anteriores proceder à identificação das propriedades dos materiais.

Sendo assim, assumindo o modelo de material seguinte:

1. Comportamento elástico isotrópico definido pela Lei de Hooke, com parâmetro elástico o módulo de Young, E , e o coeficiente de Poisson, ν ;
2. Comportamento plástico descrito pelo critério de plasticidade de Von Mises;
3. Lei de encruamento de Voce e Armstrong-Frederich presentes nas Tabela 2.1 e Tabela 2.2, respetivamente;

Os parâmetros dos materiais obtidos encontram-se listados na tabela 2.3.

Tabela 2.3. Propriedades dos materiais estudados na dissertação de mestrado. Adaptado de [14].

Material	Lei de Hooke		Endurecimento isotrópico (Voce)			Endurecimento cinemático (Armstrong-Frederich)	
	E [GPa]	N [-]	E_0 [MPa]	Y_{Sab} [MPa]	C_Y [-]	C_X [-]	X_{Sat} [MPa]
6082-T6 (Antunes, 2016)	70	0,29	238,15	487,52	0,01	244,44	83,18
7050-T6 (Antunes, 2017)	71,7	0,33	420,50	420,50	0	88,1	585,2

3. MODELO NUMÉRICO

3.1. Situação física

Para o presente estudo, foram realizados testes numéricos para duas ligas de Alumínio, 6082-T6 e 7050-T6. Realizaram-se um total de 34 simulações numéricas com uma geometria de provete do tipo MT com 50 mm de largura e 200 mm de comprimento para as duas ligas de alumínio e que se encontra esquematizado na Figura 3.1.

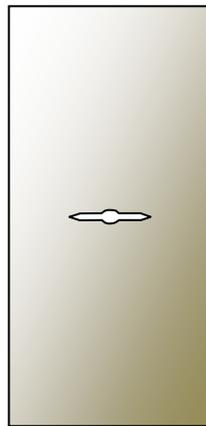


Figura 3.1. Provete do tipo MT

Para a liga de alumínio 6082-T6 foram obtidos resultados com carregamento de amplitude constante e amplitude variável (sobrecarga). Já para o 7050-T6 apenas foram apenas realizados testes de amplitude constante. Na Tabela 3.1 e Tabela 3.2 encontram-se discriminadas os diferentes tipos de simulações executadas para as ligas de alumínio 6082-T6 e 7050-T6, respetivamente.

Tabela 3.1. Simulações numéricas realizadas para a liga de alumínio 6082-T6.

Material	Tipo de carregamento	Razão de tensão	a_0 [mm]	OLR
6082-T6	Amplitude Constante	-0,25	5,5	-----
			10,5	
			15,5	
			20,5	
		0,4	5,5	-----
			10,5	
			15,5	
			20,5	
		0,05	5,5	-----
			10,5	
			15,5	
			20,5	
	Sobrecarga	0,05	9,85	1,5
				1,75
				2
			14,84	1,5
1,75				
2				
0,25		7,35	1,5	
			1,75	
	12,35	1,5		
		1,75		

Tabela 3.2. Simulações numéricas realizadas para a liga de alumínio 7050-T6.

Material	Carregamento	Razão de tensão	a_0 [mm]	OLR
7050-T6	Amplitude Constante	-0,25	10,5	-----
			15,5	
			20,5	
			21	
		0,4	10,5	-----
			15,5	
			20,5	
			21	
		0,05	10,5	-----
			15,5	
			20,5	
			21	

3.2. Modelo de elementos finitos

A modelação numérica do fecho de fenda induzida pela plasticidade (PICC) tem-se revelado interessante para o estudo do processo de propagação de fendas por fadiga, particularmente para desenvolver estudos paramétricos sobre a influência dos parâmetros dos materiais, geométricos e do carregamento. Aliado a isto o facto de ser mais económico e rápido que o processo experimental e também até à data apresentar resultados bastante credíveis, torna-se de forma natural uma solução viável para o estudo da fadiga. A análise numérica utilizada recorre ao método dos elementos finitos e tem como base quatro etapas fundamentais:

1. Definição da malha de elementos finitos do corpo deformável;
2. Aplicação da carga cíclica;
3. Simulação da propagação da fenda por libertação de nós;
4. Medição do nível de fecho de fendas;

Os resultados numéricos apresentados foram obtidos com o programa de elementos finitos, o DD3IMP (Three-Dimensional Elasto-Plastic Finite Element Program), inicialmente desenvolvido para simular processos de estampagem de chapas metálicas [39]. O contacto dos extremos da fenda é modelado considerando um corpo rígido alinhado com o plano de simetria da fenda.

Posto isto, para a execução das simulações é necessária a introdução de parâmetros numéricos e físicos através dos ficheiros de entrada. Os diferentes parâmetros a inserir devem ser inseridos em ficheiros específicos:

- DD3_mesh.dat → define a discretização da malha dos elementos finitos, as coordenadas de cada nó e na presença de vários materiais o número do material;
- DD3_mater1.dat → neste ficheiro deve-se introduzir as propriedades do material usado na simulação tais como as propriedades elásticas, lei de encruamento;
- DD3_phase.dat → este ficheiro contém as condições de carregamento. Devido ao facto de o carregamento ser definido por incrementos de força é necessário ter mais do que um ficheiro deste tipo;

- DD3_bcon.dat → impõe as condições de fronteira do corpo deformável;
- DD3_input.dat → contém todos os parâmetros numéricos tais como o critério de convergência, número máximo de iterações e tolerâncias;
- DD3_tool.dat → define as superfícies paramétricas;
- DD3oCYCLIC.dat → definição do critério de propagação, bem como o valor crítico da deformação plástica

Ao longo da simulação serão gerados ficheiros de saída, ou seja, ficheiros que contém os resultados da simulação. Os ficheiros de saída gerados são os seguintes:

- 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 de distância da extremidade da fenda;
- R_NODESreleased.DD3 → expõe uma lista de todas as propagações que ocorreram ao longo de toda a simulação. Em cada propagação é apresentado o ciclo em que se deu a propagação bem como a deformação plástica em ambos os nós da extremidade da fenda;
- R_TIP.DD3 → apresenta a informação de tensões e deformações no nó da extremidade da fenda em todos os incrementos da simulação;
- ToolBCIDx.res e ToolBCIDy.res → apresenta deslocamentos e forças nas zonas de furo;
- Tool_Sym.res → apresenta a força de contacto que é sentida nos flancos de fenda;

3.2.1. Malha de elementos finitos

Tendo em conta a geometria do provete MT e os seus eixos de simetria, apenas 1/8 do provete é estudado, estabelecendo-se as condições de fronteira adequadas. Na Figura 3.2 é apresentada uma representação esquemática do modelo físico, incluindo condições de fronteira a aplicar de forma a obter estado plano de tensão e estado plano de deformação. De salientar o facto de todos os resultados numéricos obtidos nesta dissertação terem sido obtidos para um estado plano de tensão do provete, estabelecendo-se assim uma condição de simetria segundo a espessura (Figura 3.2 c) e considerada uma espessura de 0,1 mm no

modelo numérico. De salientar que os ensaios experimentais foram feitos em provetes com uma espessura de 3 mm, que é suposta proporcionar um estado plano de tensão.

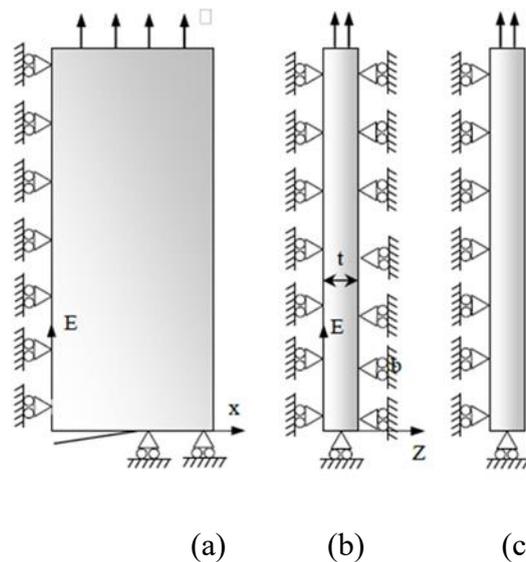


Figura 3.2. a) Representação esquemática do modelo físico. b) Condições de simetria a aplicar para obter estado plano de deformação. c) Condições de simetria a aplicar para obter estado plano de tensão. Adaptado de [14].

A discretização do provete, representada na Figura 3.3, no processo de modelação deve ser realizada de forma criteriosa uma vez que tem elevada importância na precisão dos resultados obtidos nas simulações. A malha de elementos finitos neste tipo de questões é dividida em duas regiões principais. A zona próxima da extremidade da fenda caracteriza-se por uma malha extremamente refinada contendo elementos finitos quadrados com $8 \times 8 \mu\text{m}^2$, permitindo a avaliação com precisão dos gradientes de tensão e deformação. Por outro lado, na zona que abrange o resto do corpo do provete é utilizada uma malha mais grosseira com o objetivo de reduzir o custo computacional. O modelo de elementos finitos utilizado tem assim um total 6639 elementos sólidos lineares isoparamétricos e 13586 nós com apenas uma camada de elementos ao longo da espessura.

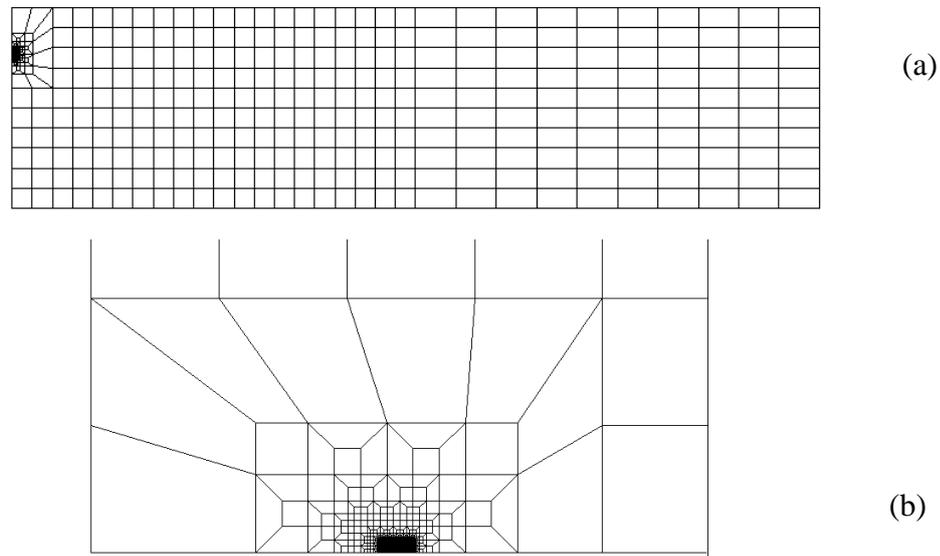


Figura 3.3. a) Malha de elementos finitos utilizada para o provete MT. b) Detalhe da malha na proximidade da fenda. Adaptado de [14].

3.2.2. Carregamento

Como é possível visualizar nas Tabelas 3.1 e 3.2, as simulações numéricas efetuadas tiveram a aplicação de uma carga cíclica de amplitude constante e de amplitude variável, sobrecarga. Apesar de dois espectros de carga utilizados, a forma do carregamento permaneceu sempre do mesmo tipo (forma triangular com um período de 2 segundos, carga e descarga). Na Figura 3.4 é apresentada uma representação esquemática dos tipos de ciclos de carga aplicados, amplitude constante (3.4 a) e sobrecarga (3.4 b).

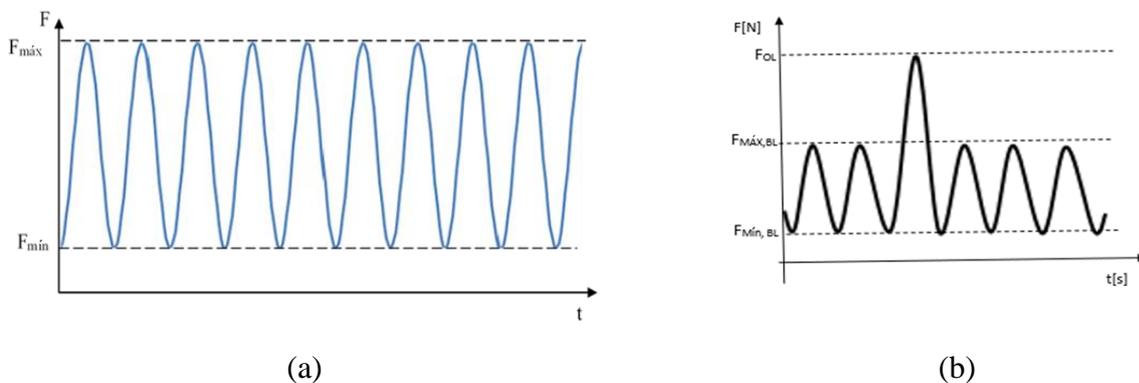


Figura 3.4. Curva típica de um carregamento com a) amplitude constante b) sobrecarga

3.2.3. Propagação de fenda

A propagação da fenda por fadiga foi simulada por libertação sucessiva de ambos os nós da extremidade de fenda tendo em conta o critério de propagação de fenda a utilizar e sempre no instante de carga mínima. A decisão do instante é um processo irrelevante, revelando-se os resultados semelhantes para qualquer escolha feita uma vez que o processo ocorre entre o instante de carga mínima e máximo.

Assumindo que o crescimento de fenda por fadiga é impulsionado pela deformação plástica acumulada, o critério de propagação tem por base o seu valor. De salientar que devido à extremidade da fenda se localizar num nó e a avaliação da deformação plástica acumulada ser feita nos pontos de Gauss, o cálculo do seu valor para a extremidade da fenda é feito através da média dos pontos de Gauss mais próximos do nó. Os nós da extremidade da fenda são libertados quando a deformação plástica total atinge um valor crítico, ϵ_p . Este critério tem em conta a deformação plástica acumulada durante todo o carregamento.

Por fim, o facto de a velocidade de propagação da fenda por fadiga expectável apresentar valores muito baixos inviabiliza a simulação completa de uma propagação de uma fenda por fadiga uma vez que necessitaria de milhares de ciclos de carga. De modo a contornar este obstáculo, simula-se algumas propagações de fenda com alguns milhares de ciclos para diferentes comprimentos de fenda como identificado na Tabela 3.1 e Tabela 3.2.

4. RESULTADOS NUMÉRICOS

Neste capítulo são apresentados os resultados numéricos necessários à validação do modelo numérico utilizado e descrito anteriormente. Primeiramente, e antes da obtenção dos resultados das simulações, foi necessária a calibração do modelo de propagação. Sendo assim, será apresentada a calibração dos parâmetros do critério de propagação da fenda para cada material e posteriormente os resultados com respetiva análise das simulações descritas nas Tabelas 3.1 e 3.2.

4.1. Calibração dos parâmetros do material

O critério de propagação de fenda requer a calibração do valor do parâmetro, ou seja, o valor crítico da deformação plástica na ponta da fenda. De salientar que o valor é influenciado pelas condições de fronteira e material em estudo o que obriga a uma avaliação do seu valor para os diferentes materiais (6082-T6 e 7050-T6) e respetivas condições de fronteira (neste caso apenas se usou estado plano de tensão).

Posto isto, a determinação do valor crítico da deformação plástica, para cada caso avaliado é realizada fazendo a comparação entre a velocidade de propagação de fenda experimental e numérica para os mesmos valores de a_0 e R . Geralmente, utiliza-se os valores mais elevados de comprimento de fenda para o processo de calibração, uma vez que isso permite reduzir a interferência da oxidação. De salientar que nesta abordagem utiliza-se apenas um valor experimental de da/dN para o processo de calibração.

Deste modo, obtiveram-se os resultados experimentais da velocidade de propagação de fenda para as duas ligas de alumínio. Realizou-se um conjunto de simulações para $a_0 = 15,5$ mm com diferentes valores de deformação plástica acumulada crítica, $\Delta\epsilon_{pc}$. A velocidade de propagação foi calculada e comparada com os resultados experimentais para o mesmo comprimento de fenda. Por fim, realizou-se uma interpolação linear e obteve-se o valor da deformação plástica crítica para cada uma das ligas de alumínio. Os valores obtidos foram $\Delta\epsilon_{pc} = 261\%$ para o 6082-T6 e $\Delta\epsilon_{pc} = 104\%$ para o 7050-T6). O processo e o valor da deformação plástica crítica apresenta-se na Figura 4.1 e Figura 4.2 para as ligas de alumínio

6082-T6 e 7050-T6, respetivamente. Na Tabela 4.1 são expostos os valores utilizados para a interpolação.

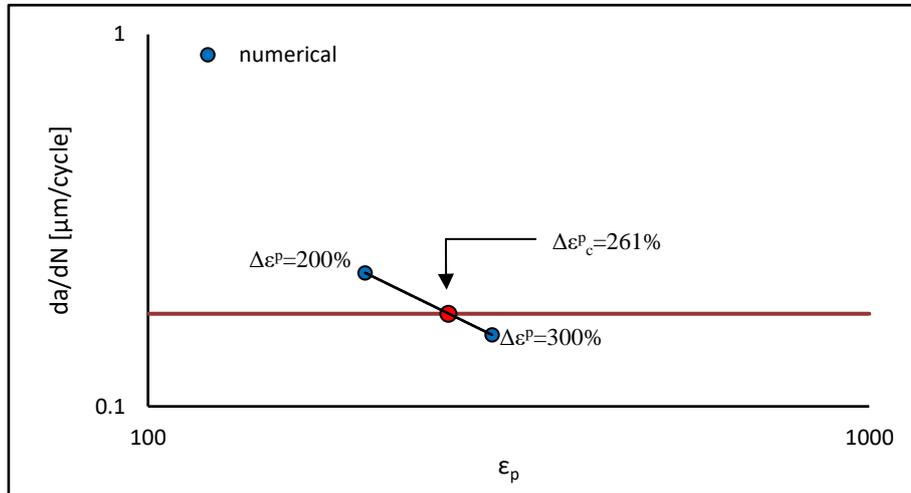


Figura 4.2. Processo de calibração do critério de propagação de fenda da liga de alumínio 6082-T6.

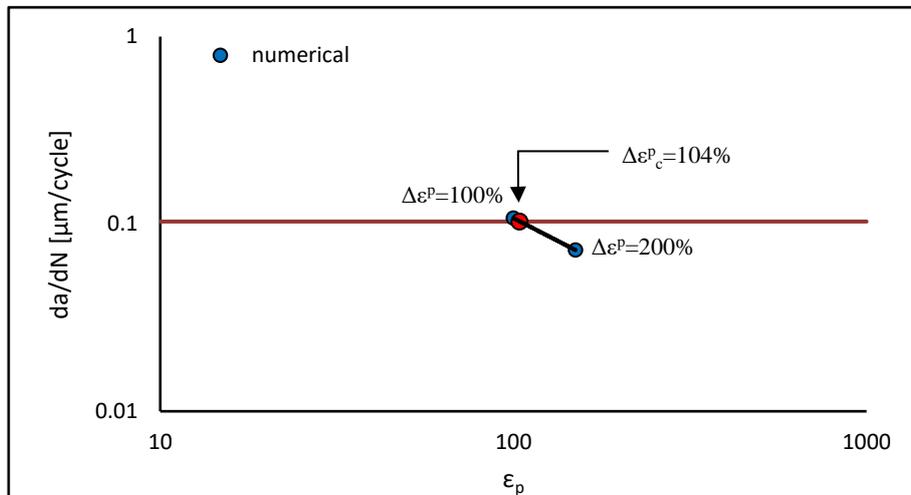


Figura 4.1. Processo de calibração do critério de propagação de fenda da liga de alumínio 7050-T6

Tabela 4.1. Valores utilizados para o processo de calibração de cada liga de alumínio.

Material	ϵ^p [%]	da/dN_{NUM} [mm/ciclo]	da/dN_{EXP} [mm/ciclo][1-3]
6082-T6	200	0,000229	-----
	ϵ_c^p	-----	0,000177418
	300	0,000155652	-----
7050-T6	100	0,000107454079	-----
	ϵ_c^p	-----	0,000103
	200	0,000072523496	-----

4.2. Amplitude Constante

Como identificado na tabela 4.1 e 4.2, foram realizadas simulações numéricas para as duas ligas de alumínio e para três razões de tensão diferentes. A comparação entre curvas experimentais e numéricas da $dN-\Delta K$ para a liga de alumínio 6082-T6 é efetuada para as razões de tensão -0,25, 0,05 e 0,4. Já para a liga de alumínio 7050-T6 realiza-se comparação para razões de tensão 0,05, 0,3 e 0,5. Para além disso, será efetuada a análise de fecho de fenda para as duas ligas de alumínio estudadas na dissertação de mestrado. Nos resultados experimentais, o fecho de fenda foi estudado através da sua representação em gráficos do tipo $U-\Delta K$. O valor de U é dado pela equação seguinte:

$$U = \frac{F_{m\acute{a}x} - F_{aberto}}{F_{m\acute{a}x} - F_{m\acute{i}n}} \quad (4.10)$$

onde $F_{m\acute{a}x}$, $F_{m\acute{i}n}$ e F_{aberto} representam a força máxima, mínima e de abertura de fenda, respetivamente. Posto isto, os resultados experimentais apresentados sobre a influência da razão de tensão e do ΔK no fecho de fenda confirmaram o esperado: o valor de U tende para a unidade com o aumento de R e por norma aumenta com o aumento de ΔK . Por outro lado, ao longo da dissertação, o estudo do fecho de fenda foi executado através de gráficos do tipo $U^*-\Delta K$, na qual o valor de U^* é definido pela equação 2.5. Observando as definições de U e U^* , é possível constatar que têm comportamentos contrários. Sendo assim, o valor de U^* tende a diminuir com o aumento de R , aproximando-se de zero, e por norma diminui com o aumento de ΔK .

Em suma, primeiramente, teve de se realizar a conversão de U em U^* através da equação 2.11, para que fosse possível a comparação das curvas de fecho de fenda experimentais com as similares obtidas numericamente.

$$U = U^* - 1 \quad (4.11)$$

onde U e U^* representam as duas maneiras de representação usadas ao longo da dissertação da percentagem de ciclo de carga que a fenda permanece fechadas. Após isto, fica-se em condições de comparar as curvas numéricas e experimentais e verificar a validade dos resultados numéricos.

4.2.1. Liga de Alumínio 6082-T6

Nesta secção, serão apresentadas as curvas obtidas numericamente, as experimentais obtidas por Borrego [1] e a comparação entre as mesmas para a liga de alumínio 6082-T6 sob condições de carregamento em amplitude constante. Na Figura 4.3 são apresentadas as curvas obtidas experimentalmente para a velocidade de propagação de fenda por fadiga em função de ΔK . As curvas assemelham-se a uma reta em escalas logarítmicas e nas quais se verifica o efeito da razão de tensão. O aumento da razão de tensão conduz a um aumento da velocidade de propagação. Na Figura 4.4 observam-se as curvas obtidas através do modelo numérico para as três razões de tensão estudadas que servirão de base à comparação efetuada a seguir.

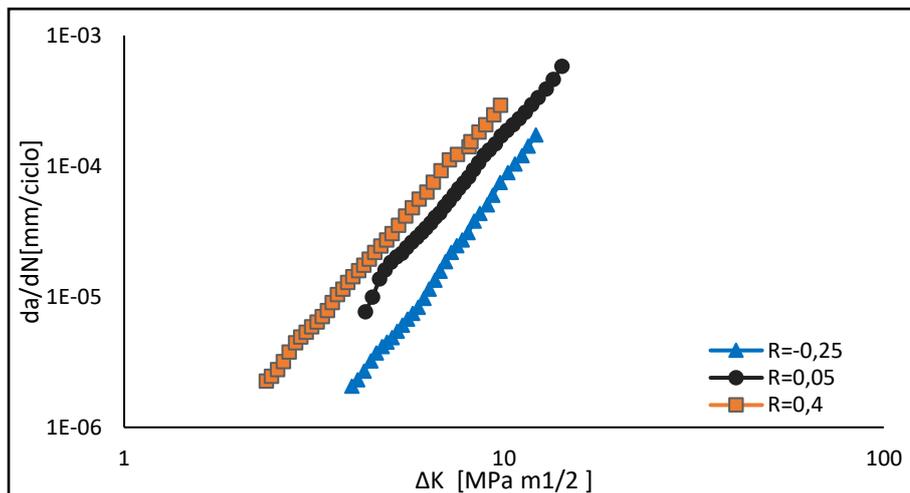


Figura 4.3. Resultados experimentais obtidos por Borrego [1] para a liga de alumínio 6082-T6.

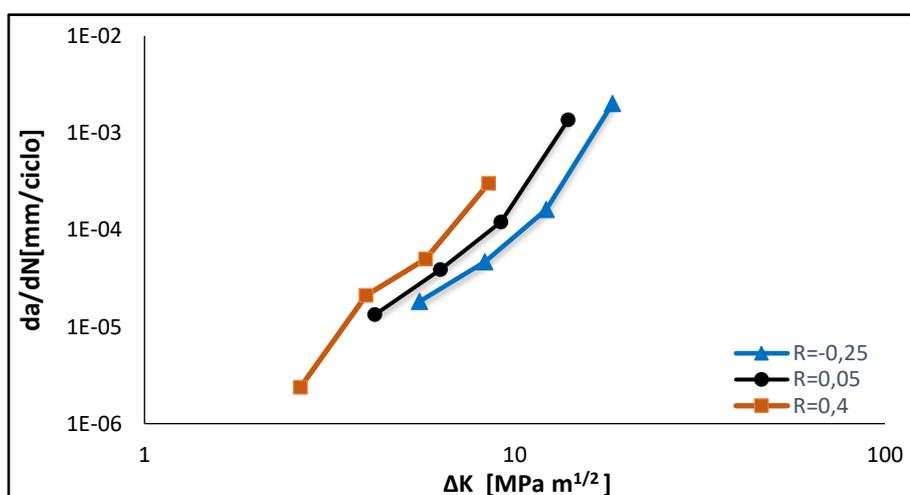


Figura 4.4. Resultados numéricos obtidos para a liga de alumínio 6082-T6.

Na Figura 4.5 é apresentado a comparação entre curvas experimentais e numéricas da $da/dN-\Delta K$ da liga de alumínio 6082-T6 para as razões de tensão -0,25, 0,05 e 0,4 com o intuito de validação do modelo numérico. De salientar que para curva de razão de tensão $R=-0,25$ apenas foi considerado a parte positiva do ciclo tendo-se multiplicado os resultados de ΔK obtidos por 1,25. Para esta liga de alumínio, existe uma boa correlação entre as curvas experimentais e curvas numéricas obtidas. Tal como nas curvas experimentais, as curvas numéricas representam com clareza o efeito da razão de tensão e apresentam declives semelhantes aos das curvas experimentais. É perceptível que com o aumento da razão de tensão, a curva numérica se aproxime ainda mais da curva experimental. Porém, apesar de na generalidade apresentarem um bom acordo com as curvas experimentais, é de salientar na curva numérica com a razão de tensão de -0,25 o ponto com comprimento de fenda inicial 5,5 mm se afasta ligeiramente da curva típica. O mesmo se sucede para a curva com razão de tensão 0,05 no ponto com comprimento de fenda inicial 20,5 mm. Este facto pode ser justificável pelo facto de a estabilidade típica da curva para esses comprimentos de fenda ainda não ter sido atingida na simulação numérica com o número de ciclos definido na simulação. Posto isto, um aumento do número de ciclos essencialmente neste dois casos possibilitará uma melhoria nas curvas numéricas uma vez que o valor de da/dN tenderá a diminuir e consequentemente aproximação da curva experimental. De uma forma geral, a correlação entre os resultados experimentais e as curvas numéricas indica que a deformação plástica é o principal mecanismo de propagação de fenda.

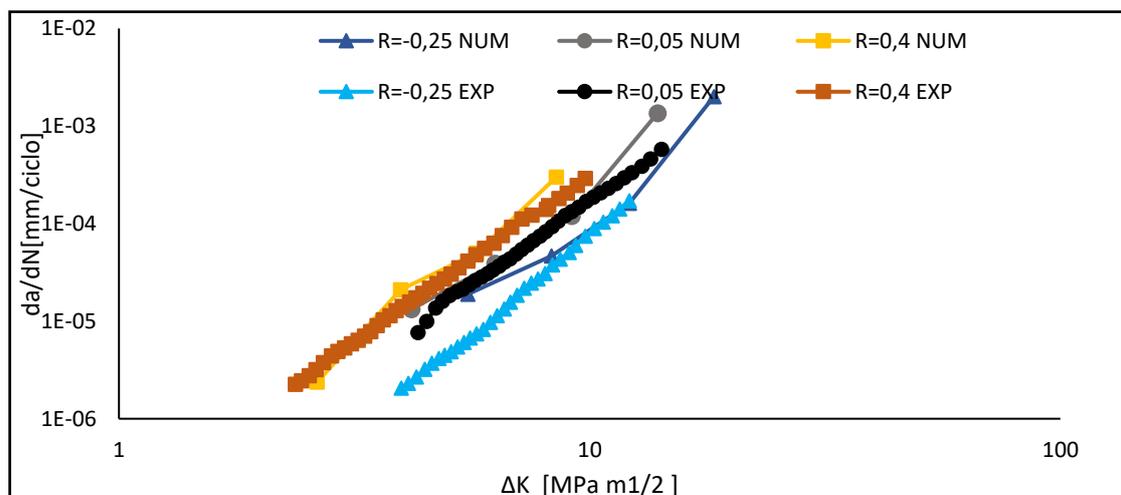


Figura 4.5. Comparação dos resultados obtidos numericamente com as curvas experimentais para a liga de alumínio 6082-T6.

Na Figura 4.6 estão expostos os resultados numéricos e experimentais para o fecho de fenda para a liga de alumínio 6082-T6. Os valores de U^* diminuem com o aumento do valor de ΔK e com o valor da razão de tensão, aproximando-se de zero como é o caso da razão de tensão 0,4. Para a razão de tensão de -0,25, a curva numérica apresenta uma tendência muito similar à curva obtida experimentalmente, apresentando as duas curvas valores muito próximos para os mesmos valores de ΔK . Já para a razão de tensão de 0,05, as curvas apresentam valores muito próximos e uma linearidade muito semelhante para os valores de ΔK que permitem comparação. Por fim, para a razão de tensão de 0,4, apesar de os valores de ΔK que cada uma exibe, as curvas apresentam a mesmo comportamento tendendo para 0. Os valores numéricos estão acima dos experimentais, o que seria expectável. De facto, os resultados experimentais incluem o efeito da zona interior do provete, que tem tendência a diminuir o fecho de fenda.

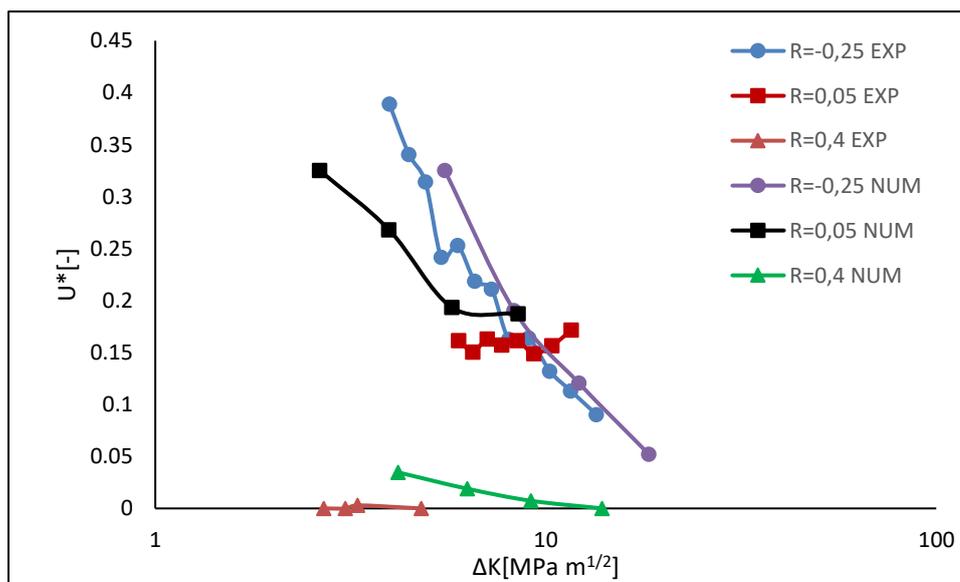


Figura 4.6. Comparação das curvas experimentais [1] e numéricas para o fecho de fenda num gráfico do tipo U^* - ΔK para a liga de alumínio 6082-T6.

4.2.2. Liga de Alumínio 7050-T6

A análise da propagação de fendas por fadiga em amplitude constante para a liga de alumínio 7050-T6 é agora apresentada comparando a medição experimental com as previsões numéricas. As curvas experimentais para a liga de alumínio 7050-T6, apresentadas na Figura 4.7, evidenciam um comportamento muito semelhante ao da liga de alumínio 6082-T6. Este comportamento em S tem a ver com o efeito ambiental expectável para

valores relativamente baixos de ΔK . Tal comportamento, tal como esperado, caracteriza-se pelo aumento da velocidade de propagação com o aumento do valor de ΔK no qual se expõe de forma perceptível o efeito da razão de tensão. Porém, o comportamento experimental apresentado para esta liga não evolui de forma tão linear quanto o apresentado pela liga de alumínio 6082-T6. Por outro lado, na Figura 4.8 está exposto o comportamento da liga de alumínio 7050-T6 obtido através de modelação numérica.

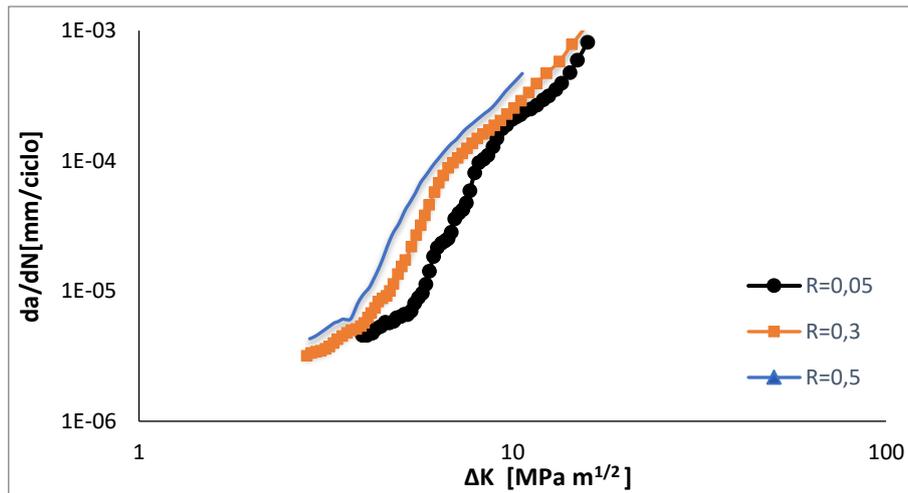


Figura 4.7. Curvas experimentais obtidas por Borrego [3] para a liga de alumínio 7050-T6.

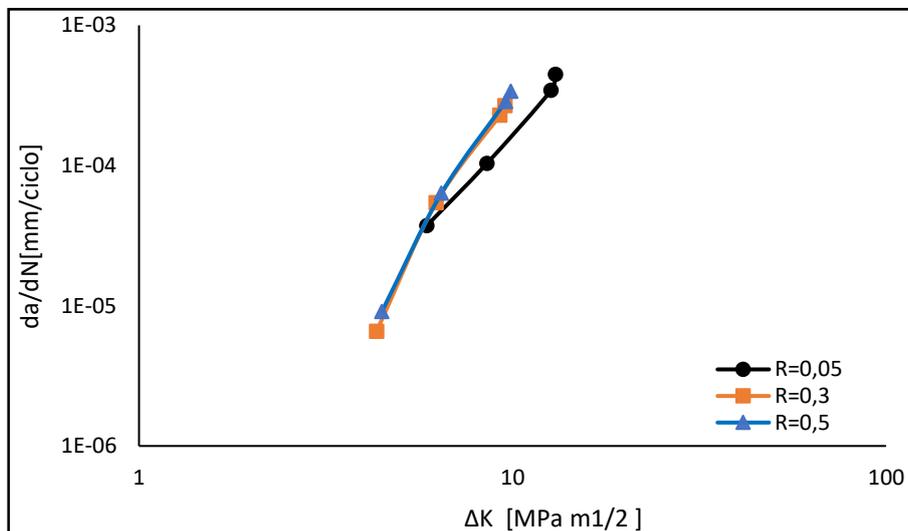


Figura 4.8. Curvas numéricas obtidas para a liga de alumínio 7050-T6.

Na Figura 4.9 é possível observar a comparação entre curvas experimentais e numéricas $da/dN-\Delta K$ da liga de alumínio 7050-T6 para as razões de tensão 0,05, 0,3 e 0,5. De forma geral, os resultados obtidos numericamente consideram-se no geral bastante

coerentes com a realidade. Analisando os resultados individualmente de cada simulação presentes no Anexo B, as curvas numéricas apresentam boa concordância com os resultados experimentais para as três razões de tensão, descrevendo a evolução da velocidade de propagação por ciclo de carga em função do ΔK de forma muito semelhante e aproximando-se da realidade. Porém, ao analisar a Figura 4.9 verifica-se que as curvas para as razões de tensão de 0,3 e 0,5 são coincidentes, evidenciando assim um efeito muito limitado da razão de tensão. Este fenómeno pode ser atribuído ao facto de o fecho de fenda ser relativamente reduzido para este material, verificando-se na Figura 4.10 que o fecho de fenda para razões de tensão superiores a 0,3 é sempre zero. Assim sendo, o efeito da razão de tensões é visível apenas para valores baixos de R, explicando o facto de para os valores de R mais elevados as curvas numéricas serem coincidentes. Por outro lado, o efeito da razão de tensões é mais evidente para valores elevados de ΔK . Isto pode estar relacionado com o facto de o fecho de fenda ser mais baixo para valores elevados de ΔK tal como é possível observar na Figura 4.10. Não existindo fecho de fenda (ou ser muito baixo), não existe efeito do R. Por fim, verifica-se também para a curva R=0,05 uma não correlação do primeiro ponto com a curva experimental. Esta discrepância pode ser justificada pela mesma razão associada aos pontos anteriores da liga de alumínio 6082-T6.

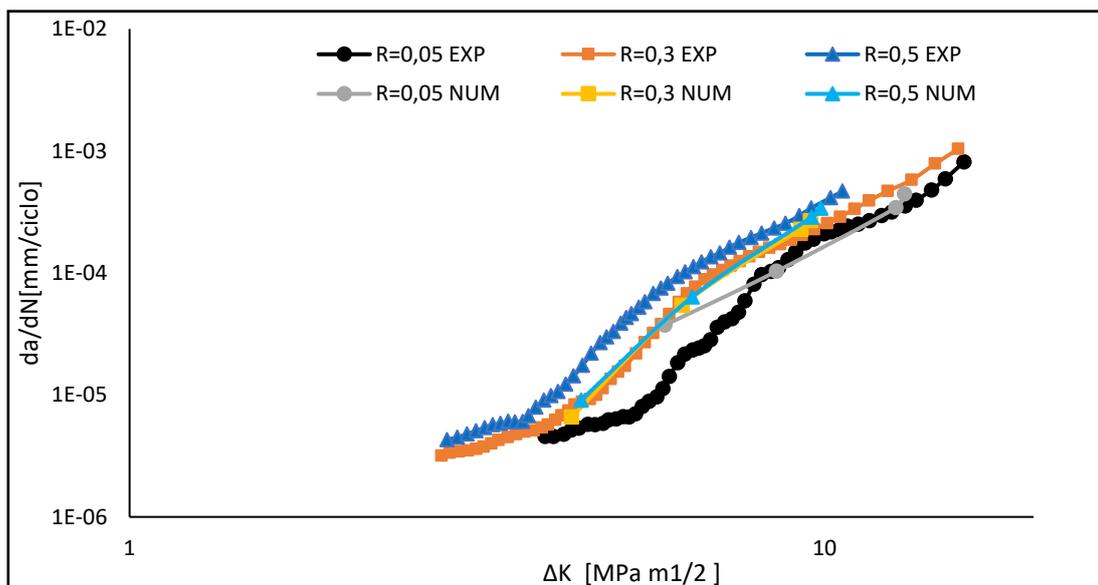


Figura 4.9. Comparação dos resultados obtidos numericamente com as curvas experimentais para a liga de alumínio 7050-T6.

A Figura 4.10 apresenta as curvas de fecho de fenda, U^* , em função de ΔK obtidas experimentalmente e através do modelo numérico para a liga de alumínio 7050-T6. Seguindo a tendência teórica e a dos resultados experimentais, as curvas obtidas por simulação aproximam-se muito das curvas tipo, diminuindo o valor de U^* com o aumento do valor de ΔK e de R . Para além disso, o fecho de fenda é relativamente reduzido para este material, apresentando valores próximos de zero desde a razão de tensão de 0,3. O fecho de fenda obtido para as razões de tensão de 0,05 e 0,5 é bastante próximo do obtido experimentalmente. Por fim, é pertinente salientar a curva $R=0,3$ que apresenta um aumento ligeiro de U^* com o aumento de ΔK contrariamente ao esperado.

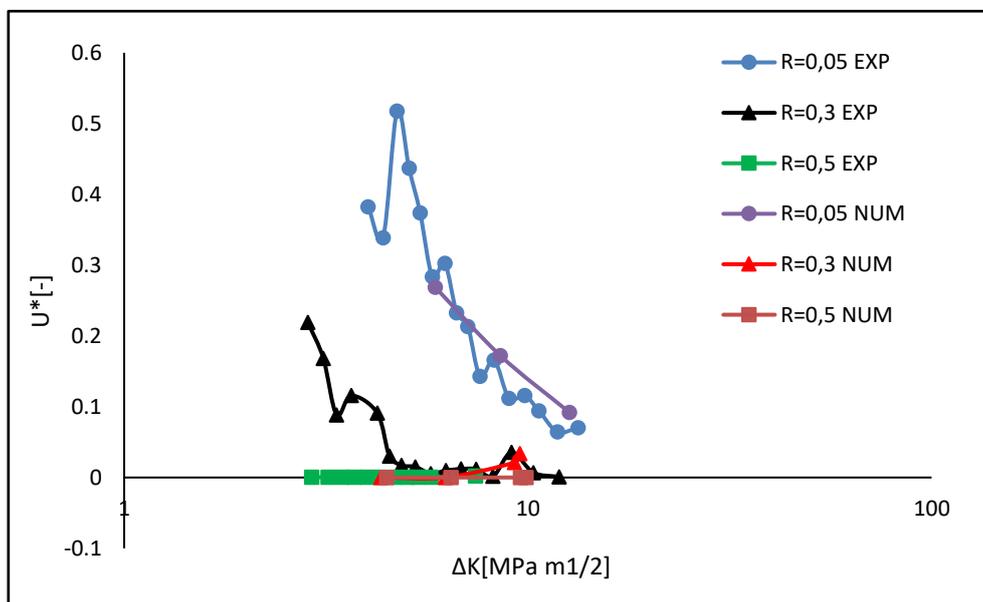


Figura 4.10. Comparação das curvas experimentais [3] e numéricas para o fecho de fenda num gráfico do tipo U^* - ΔK para a liga de alumínio 7050-T6.

4.3. Sobrecarga

As simulações com carregamento do tipo sobrecarga foram realizadas apenas para a liga de alumínio 6082-T6. Para essa liga, a comparação entre curvas experimentais e numéricas da $dN-\Delta K$ de sobrecarga é efetuada para as razões de tensão 0,05 e 0,25. Para cada razão de tensão, avaliou-se a propagação de fenda por fadiga para dois valores de ΔK_{BL} , 6 e 8 $\text{MPa m}^{0,5}$ e alguns valores de razão de sobrecarga, OLR, 1,5, 1,75 e 2.

4.3.1. R=0,05

4.3.1.1. $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$

A Figura 4.11 ilustra a evolução da velocidade de propagação de fenda em função do comprimento de fenda desde a sobrecarga quando um provete MT está sujeito a um pico de tensão, sobrecarga, com $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$ constante. De uma forma genérica, considera-se que a aplicação de sobrecargas reduz a velocidade de propagação de fenda. As sobrecargas podem produzir uma breve aceleração inicial, antes de ocorrer o atraso na propagação, observada maioritariamente para valores elevados de OLR, dependente do material usado [40]. Posteriormente ao aumento acentuado da velocidade de propagação de fenda, ocorre uma desaceleração da taxa de crescimento até a um valor mínimo de velocidade de propagação de fenda. O atraso na propagação depende do tamanho inicial da fenda, a_0 , do valor de OLR, e da razão de tensão, R e pode ser explicado pelo tamanho da zona plástica na extremidade de fenda. Quando uma única sobrecarga é aplicada, a extensão da zona plástica resultante aumenta muito. Assim sendo, ao retomar a tensão inicial após a sobrecarga, a fenda tem que propagar através desta zona plástica mais extensa. Desta forma, o crescimento da fenda através desta zona plástica é atrasado. Quando a fenda propaga fora da zona plástica induzida pela sobrecarga, retoma uma taxa de crescimento normal, terminando assim com um aumento gradual até ao nível de velocidade de base associado ao carregamento constante, como observado nas curvas experimentais. O aumento de OLR aumenta o incremento de fenda correspondente a da/dN mínimo e a distância afetada pela sobrecarga. Na Figura 4.12 são apresentadas as curvas numéricas que servirão de base à comparação.

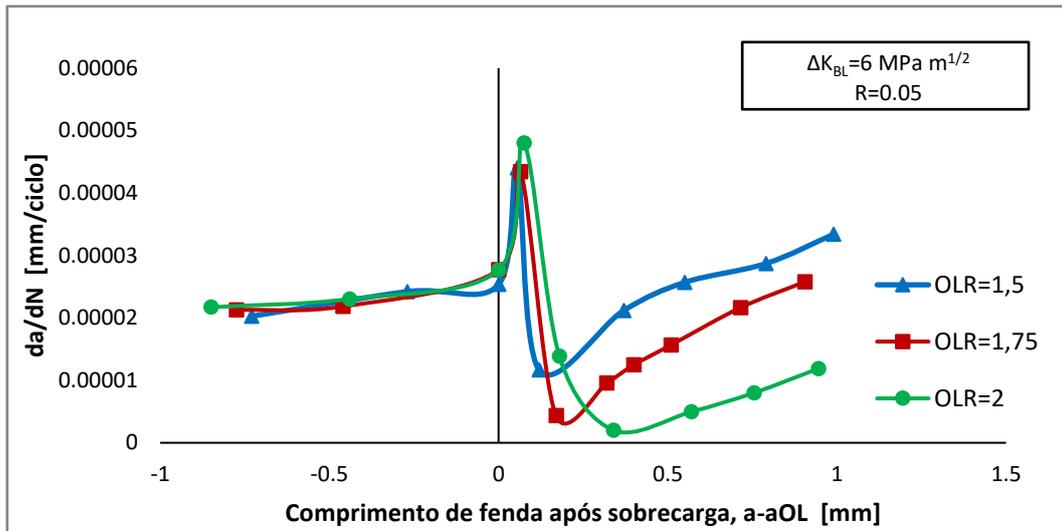


Figura 4.12. Resultados experimentais de sobrecarga para a liga de alumínio 6082-T6, R=0,05 e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$. Adaptado de [2].

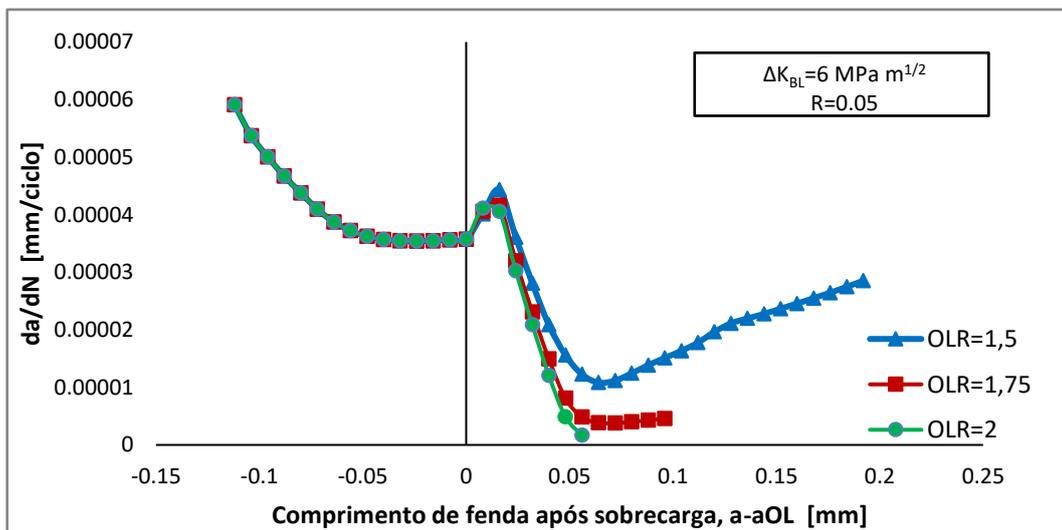


Figura 4.11. Resultados numéricos de sobrecarga obtidos para a liga de alumínio 6082-T6, R=0,05 e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$.

Na Figura 4.13 é apresentada a comparação entre os resultados experimentais e numéricos para verificar a validade do modelo numérico utilizado. De uma forma geral, os resultados obtidos mostram-se bastante coerentes com as curvas experimentais, uma evolução de acordo com o previsto em carregamentos do tipo de sobrecarga. De salientar, que até à sobrecarga as curvas numéricas, como esperado, são iguais uma vez que o carregamento inicial foi o mesmo para as três simulações. Para além disso, é de esperar que os testes com maiores valores de OLR conduzam a maior retardamento do crescimento da fenda, ou seja, conduza a maiores valores de velocidade de propagação na sobrecarga e valores baixos na velocidade mínima. É pertinente salientar o comportamento expectável a

seguir à sobrecarga, ou seja, maiores valores de OLR conduzem a maiores valores máximos de velocidade de propagação (embora as diferenças sejam pequenas), das curvas numéricas. Isto deve-se ao facto de depois dessa propagação existir uma tendência para a velocidade reduzir devido à deformação plástica induzida durante a sobrecarga, tendência essa que é tanto maior quanto maior o OLR. Sendo assim, a curva com OLR=2 inverte mais rapidamente devido à maior tendência para a velocidade reduzir.

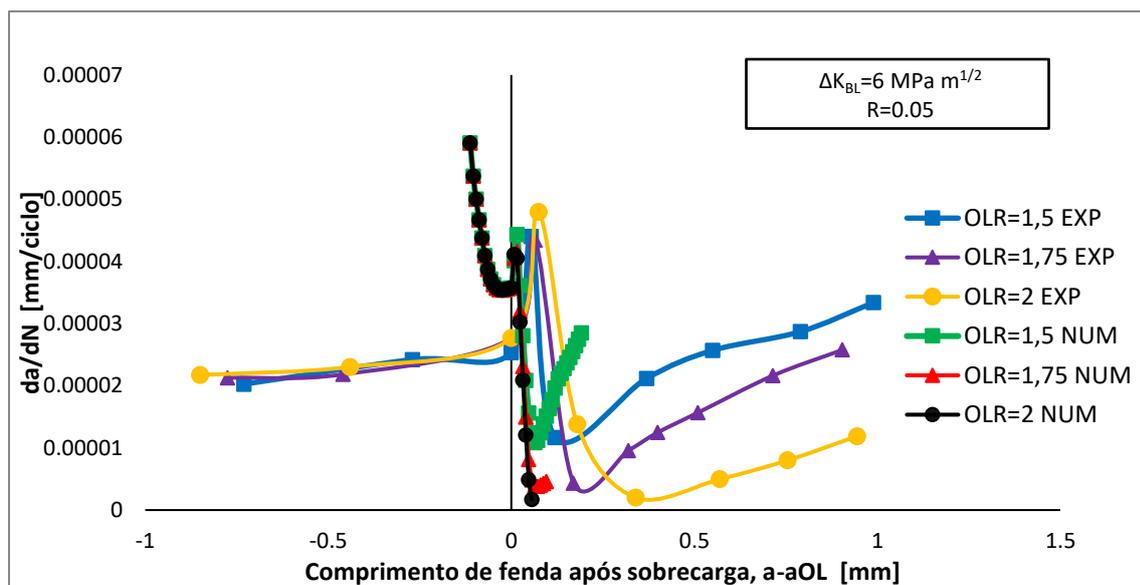


Figura 4.13. Comparação das curvas experimentais e numéricas para $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$.

4.3.1.2. $\Delta K_{BL} = 8 \text{ MPa m}^{0,5}$

A Figura 4.14 apresenta a evolução da velocidade de propagação de fenda em função do comprimento de fenda numa situação de sobrecarga num provete MT, com $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{0,5}$. Nas curvas apresentadas destaca-se o comportamento típico quando sujeito a uma sobrecarga como descrito anteriormente, sendo que para este valor de ΔK_{BL} apenas se tem disponível duas curvas, para OLR=1,5 e 2. Para além disso, é pertinente destacar a influência carregamento base, ΔK_{BL} . A retardação do crescimento de fenda aumenta significativamente com o aumento do ΔK_{BL} por comparação com a figura 4.11. Esse aumento é acompanhado pelo aumento dos parâmetros $a_{\text{mín}}$, comprimento de fenda associado à velocidade de propagação mínima, Δa_{OL} , a diferença entre os comprimentos de fenda do ponto de aplicação de sobrecarga e o ponto onde o crescimento de fenda recupera o seu valor inicial, e N_D , número de ciclos de atraso. Por fim, a velocidade máxima e

mínima atingidas durante a propagação de fenda aumentam e diminuem, respetivamente, com o aumento de ΔK_{BL} . Quanto às curvas numéricas obtidas para comparação são apresentadas na Figura 4.15.

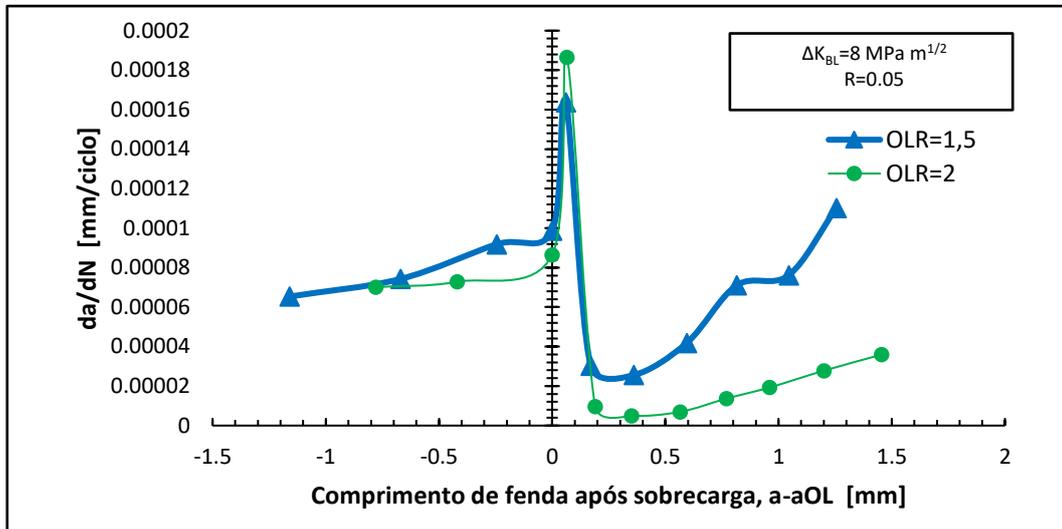


Figura 4.14. Resultados experimentais de sobrecarga para a liga de alumínio 6082-T6, $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{0,5}$. Adaptado de [2].

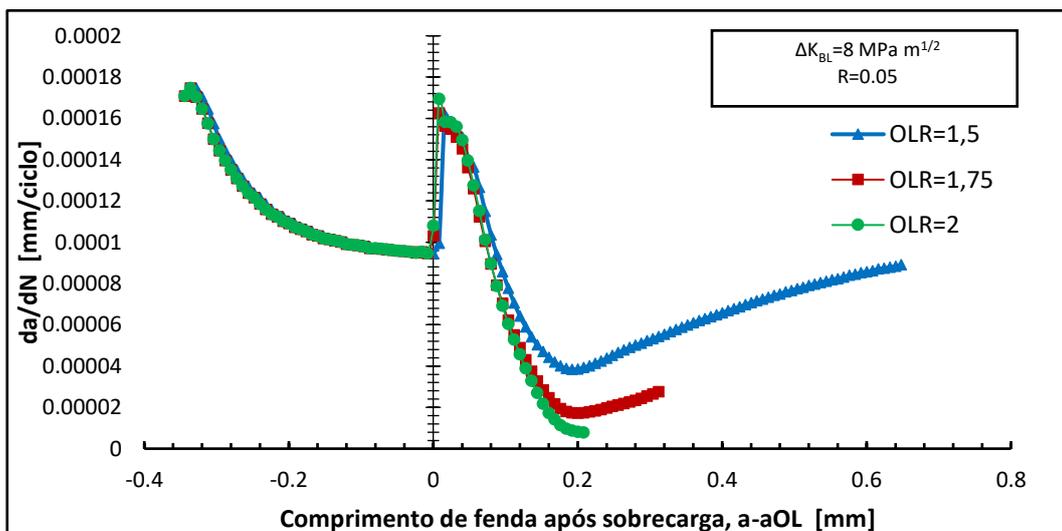


Figura 4.15. Resultados numéricos de sobrecarga obtidos para a liga de alumínio 6082-T6, $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{0,5}$.

Começando a comparação pelas curvas inerentes a cada simulação presentes no Anexo B para os valores de OLR 1,5 e 2, conclui-se que as simulações numéricas para este valor de ΔK_{BL} apresentam resultados muito próximos das medições experimentais. As curvas apresentam um comportamento bastante idêntico, com valores máximos e mínimos de velocidade de propagação de fenda muito próximos dos experimentais. Além disso, a simulação numérica com OLR=1,75, apesar de não ter de base uma curva experimental para

comparação, parece ser bastante válida uma vez que apresenta o comportamento expectável e como esperado localiza-se entre as outras duas curvas, OLR=1,5 e OLR=2, como identificado na Figura 4.15. Na Figura 4.16, observa-se o panorama geral entre as curvas experimentais e numéricas para este valor de ΔK_{BL} , evidenciando um comportamento expectável para as simulações numéricas e boa concordância com as curvas experimentais.

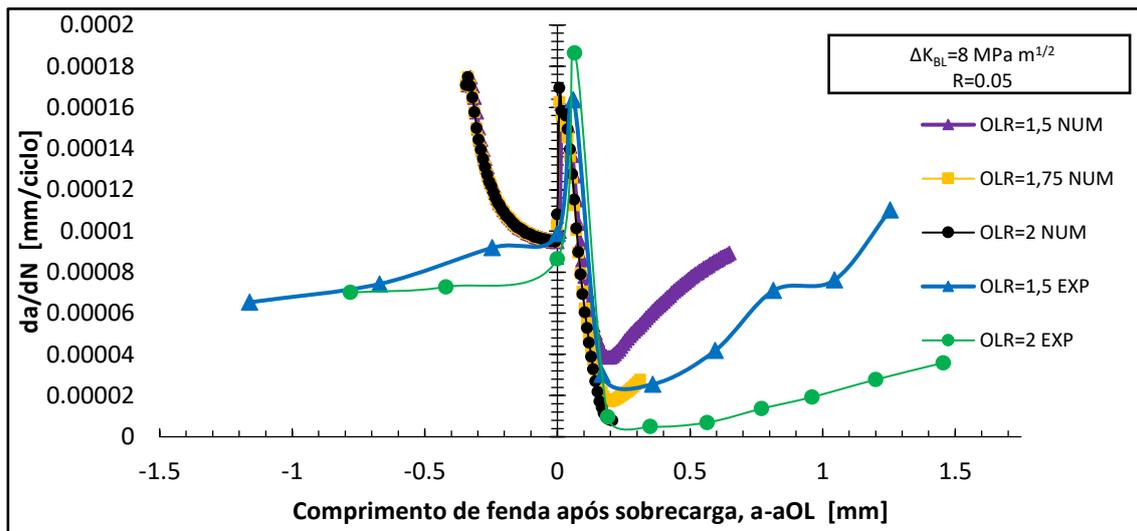


Figura 4.14. Comparação das curvas experimentais e numéricas para R=0,05 e $\Delta K_{BL}=8\text{MPa m}^{0,5}$.

4.3.2. R=0,25

Para a razão de tensão de 0,25 foram realizadas simulações numéricas para os dois valores de ΔK_{BL} enunciados anteriormente, 6 e 8 $\text{MPa m}^{0,5}$, e para dois valores de OLR, 1,5 e 1,75.

4.3.2.1. $\Delta K_{BL}= 6 \text{MPa m}^{0,5}$

Com apenas uma curva experimental para comparação com os resultados numéricos, sabe-se que o efeito da sobrecarga é mais reduzido quando se aumenta a razão de tensão de 0,05 para 0,25. Porém, esses efeitos reduzidos traduzem-se num decréscimo do valor de N_D e Δa_{OL} com o aumento da razão de tensão. Para além disso, de forma geral, para todas as condições analisadas, a magnitude e a extensão do retardamento de propagação de fenda diminui com o aumento de R. Sendo assim, serão gerados maiores valores de da/dN máximo como é possível observar pela comparação da Figura 4.11 e da Figura 4.17. Para OLR=1,5 a velocidade de propagação máxima depois da sobrecarga passa de $4,40 \times 10^{-5}$

mm/ciclo para $8,79 \times 10^{-5}$ mm/ciclo quando a razão de tensão passa de 0,05 para 0,25. Sendo assim, analisando a Figura 4.17, verifica-se um comportamento adequado das curvas numéricas, evidenciando o efeito da razão de tensão entre as curvas com OLR=1,5 e OLR=1,75 e o comportamento esperado perante as condições de carregamento. Porém, a curva OLR=1,5, quando comparada com a curva experimental, denota uma diferença expressiva no valor máximo do da/dN. Ainda que não seja demasiado crítica, esta anomalia pode estar associada e explicada pelo efeito de fecho de fendas, mas que não revoga a teoria de que um dos mecanismos na transição pós sobrecarga do crescimento de fenda é a deformação plástica induzida.

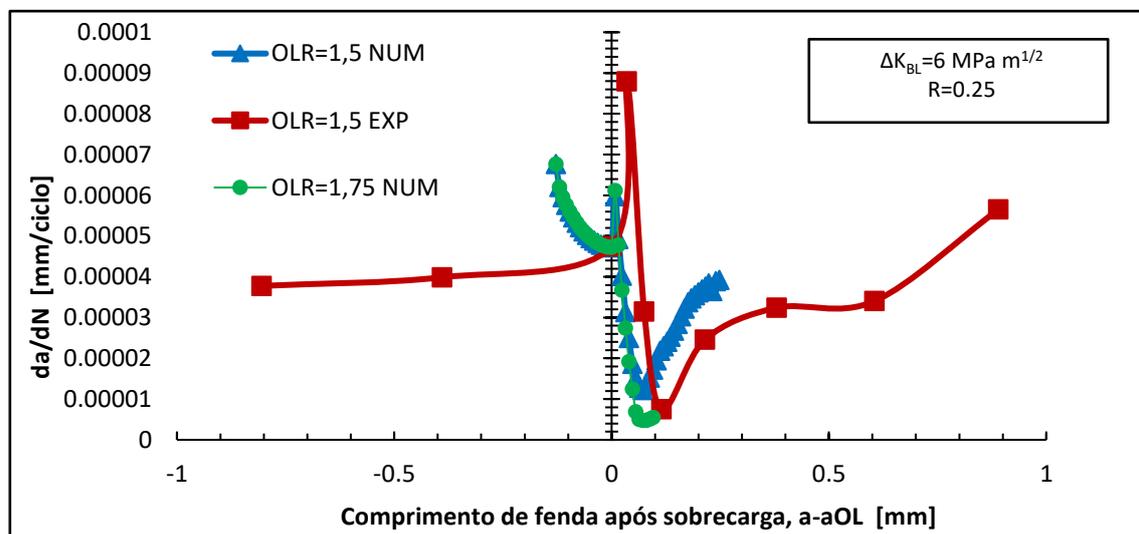


Figura 4.15. Comparação das curvas experimentais [2] e numéricas para $R=0,25$ e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$.

4.3.2.2. $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{0,5}$

Na Figura 4.18, são apresentados os resultados obtidos para o valor de $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{0,5}$ e razão de tensão $R=0,25$ e respetiva comparação com os experimentais obtidos experimentalmente. Como já mencionado anteriormente, o aumento de ΔK_{BL} tem como consequência o aumento do retardamento do crescimento de fenda. Comparando as Figuras 4.17 e a Figura 4.18, verifica-se que os resultados obtidos corroboram a teoria de que os valores máximo e mínimo do da/dN aumentam e diminuem, respetivamente. Por outro lado, os resultados obtidos para o OLR 1,5 e 1,75 apresentam curvas típicas de sobrecarga, verificando a influência do OLR. Por fim, tal e qual como no $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$, o valor máximo apresentado pela curva numérica para um OLR de 1,5 apresenta uma discrepância

relativamente à curva experimental, podendo se assumir a mesma justificação para esta irregularidade, ou seja, ser explicada pelo efeito de fecho de fenda através de uma análise do mesmo. É, porém, necessário saber exatamente como foi calculado o valor máximo de da/dN na abordagem experimental. Em resumo, os resultados obtidos para este valor de ΔK_{BL} acabam por ser concordantes com a realidade.

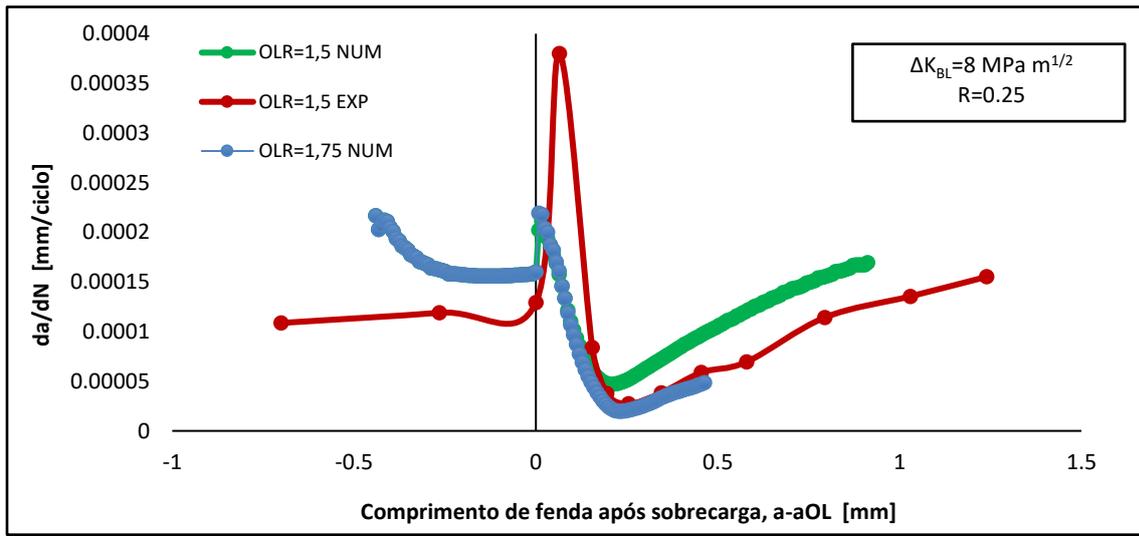


Figura 4.16. Comparação das curvas experimentais [2] e numéricas para $R=0,25$ e $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{0,5}$.

5. CONCLUSÕES

A modelação da propagação de fendas por fadiga em provetes MT foi analisada numericamente. O principal objetivo deste trabalho passou pela comparação entre resultados numéricos e experimentais, sendo estes últimos obtidos da literatura para as duas ligas de alumínio, 6082-T6 e 7050-T6. São aplicados diferentes tipos de carregamento, nomeadamente com amplitude constante e sobrecargas.

A partir das comparações realizadas entre os resultados numéricos e resultados experimentais da liga de alumínio 6082-, retiram-se as seguintes conclusões:

- Amplitude constante
 1. De uma forma geral, as previsões numéricas para a velocidade de propagação em função da gama do fator de intensidade de tensões estão de acordo com as medições experimentais, sustentando o modelo base que afirma que a deformação plástica é o principal mecanismo de propagação de fenda;
 2. O efeito da razão de tensão na propagação de fendas por fadiga é observado numericamente, tal e qual como nos ensaios experimentais. A velocidade de propagação de fenda aumenta com o aumento de R;
 3. O fecho de fenda mostra-se capaz de explicar a influência do efeito de R, apresentando tendências muito próximas das medidas nos ensaios experimentais disponíveis na literatura.
- Sobrecarga
 1. A evolução da velocidade de propagação segue a tendência usualmente observada nos resultados experimentais de uma propagação de fenda por fadiga sujeita a uma sobrecarga. A velocidade de propagação aumenta imediatamente a seguir à sobrecarga e depois reduz abruptamente até atingir um mínimo, seguido do qual se inicia uma trajetória crescente da velocidade de propagação. Apesar de apresentar algumas diferenças

relativamente às experimentais, as curvas numéricas são muito semelhantes relativamente às experimentais.

2. A influência da razão de tensão, do nível de ΔK e da magnitude da sobrecarga na propagação da fenda por fadiga é evidente nos resultados numéricos, estado de acordo com as tendências observadas experimentalmente.
3. A maior diferença entre resultados numéricos e experimentais está nos valores máximos na velocidade de propagação, podendo estar associados a outros mecanismos de dano de fenda quando sujeitos ao pico de sobrecarga.
4. Outra diferença verificada é o nível de retardamento. Em todos os casos de sobrecarga, o retardamento previsto numericamente é inferior ao valor medido experimentalmente.

Para o caso da liga de alumínio 7050-T6, a análise da propagação de fendas por fadiga sob carregamentos de amplitude constante e para várias razões de tensão, permite retirar as seguintes conclusões:

1. Individualmente, as curvas numéricas aproximam-se muito das curvas experimentais e com as tendências teóricas esperadas. O efeito de ΔK é muito bem representado nos resultados para esta liga de alumínio, tal e qual como para a liga de alumínio 6082-T6.
2. O efeito da razão de tensão é reduzido para esta liga de alumínio. Isto está relacionado com o facto de o fecho de fenda ser muito reduzido (ou ser muito próximo de 0) para esta liga de alumínio.
3. O valor do fecho de fenda previsto numericamente para cada valor de ΔK está de acordo com os resultados experimentais e permite explicar o reduzido efeito da razão de tensão nos resultados numéricos.

Futuramente, perante os resultados obtidos, o estudo do fecho de fenda para as sobrecargas a fim de explicar as tendências obtidas. Torna-se pertinente o estudo de outros mecanismos de dano. Ainda que esta dissertação demonstre que a deformação plástica seja o principal mecanismo de dano, as diferenças verificadas entre os resultados experimentais e numéricos parecem evidenciar a existência de outros mecanismos relevantes que deverão ser motivo de estudo. Em particular, pode salientar-se o crescimento e coalescência de

microvazios, que é normalmente associado a cargas elevadas. Além disso, a velocidades de propagação relativamente baixas é importante considerar o dano ambiental.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] L.P. Borrego, J.M. Ferreira, J.M. Costa, 'Fatigue crack growth and crack closure in AlMgSi alloy', Department of Mechanical Engineering, ISEC, 2001
- [2] L.P. Borrego, J.M. Ferreira, J.M. Pinho da Cruz, J.M. Costa, 'Evaluation of overload effects on fatigue crack growth and closure', Department of Mechanical Engineering, ISEC, 2003
- [3] R. Branco, J.D. Costa, L.P. Borrego, S.C. WucX.Y. Long, F.C. Zhang, Effect of strain ratio on cyclic deformation behaviour of 7050-T6 aluminium alloy', International Journal of Fatigue, 2019
- [4] Galvão, I; Magalhães, J; Silva, C. Departamento de Engenharia Mecânica da FCTUC, Coimbra, Portugal. Gestão da Qualidade: Diapositivos de apoio à disciplina, 2021.
- [5] C. Moura Branco, J. Martins Ferreira, J. Domingos da Costa, and A. Silva Ribeiro, Projecto de Órgão de Máquinas.
- [6] Q. Xin, Diesel engine system design. Woodhead Publishing, 2011.
- [7] ASTM E647-11, 'Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates', ASTM Int. West Conshohocken, PA, 2011.
- [8] P. Paris and F. Erdogan, 'A Critical Analysis of Crack Propagation Laws', J. Basic Eng., vol. 85, no. 4, p. 528, 1963.
- [9] F. Erdogan and M. Ratwani, 'Fatigue and fracture of cylindrical shells containing a circumferential crack', Int. J. Fract. Mech., vol. 6, no. 4, pp. 379–392, 1970.
- [10] Hartman A and Schijve J, 'The effects of environment and load frequency on the crack propagation law for macro fatigue crack growth in aluminium alloys', Eng. Fract. Mech., vol. 1, no. 4, pp. 615–631, 1970.
- [11] G. R. Irwin, 'Elasticity and Plasticity', in Elasticity and Plasticity, vol. 3, no. 6, Springer, Berlin, Heidelberg, 1958, pp. 551–590.
- [12] Alexandre Trudel, "Recent trends in the design of hydropower components subjected to cycling and fatigue; towards improved technical design specifications", 2017

- [13] J. Rice, Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue, Fatigue crack propagation, 1967
- [14] F.V. Antunes, “Fatigue crack growth in metallic materials”, Provas de agregação, 2021
- [15] W. Elber, ‘Fatigue crack closure under cyclic tension’, Eng. Fract. Mech., vol. 2, no. 1, pp. 37–45, 1970.
- [16] R. O. Ritchie, S. Suresh, and C. M. Moss, ‘Near-Threshold Fatigue Crack Growth in 2 1/4 Cr-1Mo Pressure Vessel Steel in Air and Hydrogen’, J. Eng. Mater. Technol., vol. 102, no. 3, p. 293, 1980.
- [17] 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.
- [18] S. Suresh and R. O. Ritchie, ‘A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness’, Metall. Trans. A vol. 13, no. 9, pp. 1627–1631, 1982.
- [19] J.L. Tzou, C.H. Hsueh, A.G. Evans, R.O. Ritchie, ‘Fatigue crack propagation in oil environments—II. A model for crack closure induced by viscous fluids’, 1985 - Elsevier
- [20] M. Takeshi, O. Takuji, K. Mitsuo, ‘Fatigue fracture behavior of oxide ceramics in water’, 1994 - Elsevier
- [21] P. Clement, J.P. Angeli, A. Pineau, ‘Short crack behaviour in nodular cast iron’, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 1984
- [22] L. Correia, ‘Previsão da Vida de Propagação à Fadiga’, PhD Thesis, Department of Mechanical Engineering, University of Coimbra, 2018.
- [23] 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.

-
- [24] 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, 2011, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2010.08.002
- [25] 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.
- [26] H. Tresca, “Memoir on the flow of solid bodies under strong pressure,” *Comptesrendus l’académie des Sci. Paris, Fr.*, vol. 59, p. 754, 1864.
- [27] 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.
- [28] R. Hill, *The Mathematical Theory of Plasticity*. Oxford, UK, 1950.
- [29] M. F. Borges, “Efeito das Propriedades Elasto-Plásticas na Propagação de Fendas por Fadiga,” 2019.
- [30] J. H. Hollomon, “Tensile deformation,” *Aime Trans*, vol. 12, no. 4, pp. 1–22, 1945.
- [31] H. Swift, “Plastic instability under plane stress,” *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 1, no. 1, pp. 1–18, 1952.
- [32] P. Ludwik, *Elemente der technologischen Mechanik*. J. Springer, 1909.
- [33] E. Voce, “The relationship between stress and strain for homogeneous deformation,” *J. Inst. Met.*, vol. 74, pp. 537–562, 1948
- [34] W. Prager, “Recent developments in the mathematical theory of plasticity,” *J. Appl. Phys.*, vol. 20, no. 3, pp. 235–241, 1949.
- [35] H. Ziegler, “A modification of prager’s hardening rule*,” pp. 55–65, 1958.
- [36] 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.
- [37] P. Prates, ‘Inverse Methodologies for Identifying Constitutive Parameters of Metal Sheets’, PhD Thesis, Department of Mechanical Engineering, University of Coimbra, 2014.
- [38] J.E. Allison, ‘The measurement of crack closure during fatigue crack growth’, *Fracture Mechanics: Eighteenth Symposium*, 1988
- [39] 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, doi: 10.1007/s11831-008-9018-x.

- [40] S. M. G. Perdigão, “Extensão da vida à fadiga utilizando sobrecargas”, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, ISEC, 2015

ANEXO A - CÁLCULO DO VALOR DE K

- **Provete CT**

O fator de intensidade de tensão é dado por (ASTM-E647):

$$K = \frac{F}{t\sqrt{W}} \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{1.5}} \left[0.886 + 4.64 \frac{a}{W} - 13.32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right]$$

Onde F representa a força do carregamento, a o comprimento de fenda, t a espessura do provete e W a largura do provete.

- **Provete MT**

- Tada *et al.* (2000):

$$K = (1 - 0.025(a/W)^2 + 0.06(a/W)^4) \frac{P}{B.W} \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{W}\right) \sqrt{\pi a}}$$

- Antunes *et al.* (2016):

$$Y = \frac{K}{\sigma\sqrt{\pi a}} = 1.187086\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 0.068016\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 0.113481\left(\frac{a}{W}\right) + 1.009325$$

Onde representa Y é um fator geométrico, σ a tensão nominal, a o comprimento de fenda e W a largura do provete. Esta solução é válida para $0,04 \leq a/W \leq 0,6$.

- **Provete SEN**

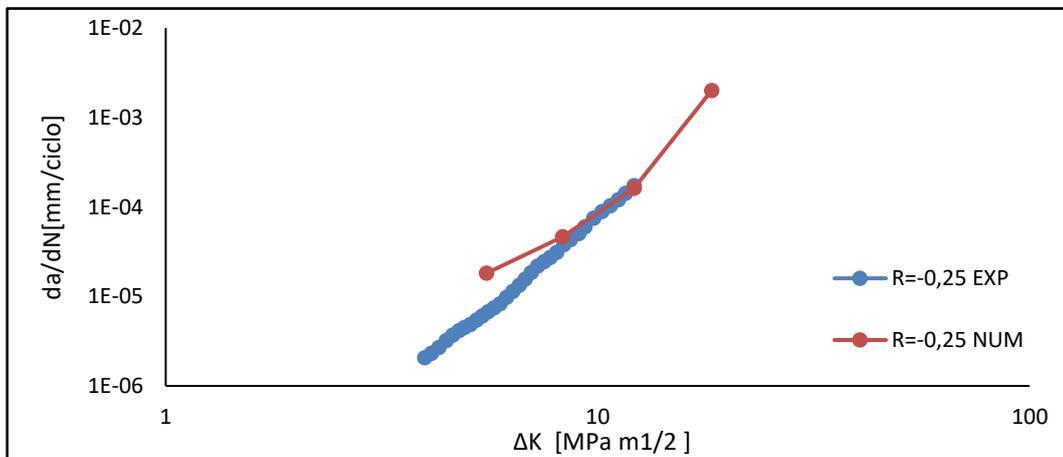
$$Y = \frac{K}{\sigma\sqrt{\pi a}} = 1.122 - 0.51\left(\frac{a}{W}\right) - 7.73\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 32.32\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 45.47\left(\frac{a}{W}\right)^4 + 23.92\left(\frac{a}{W}\right)^5$$

ANEXO B - COMPARAÇÃO INDIVIDUAL DOS RESULTADOS NUMÉRICOS COM OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

- AMPLITUDE CONSTANTE

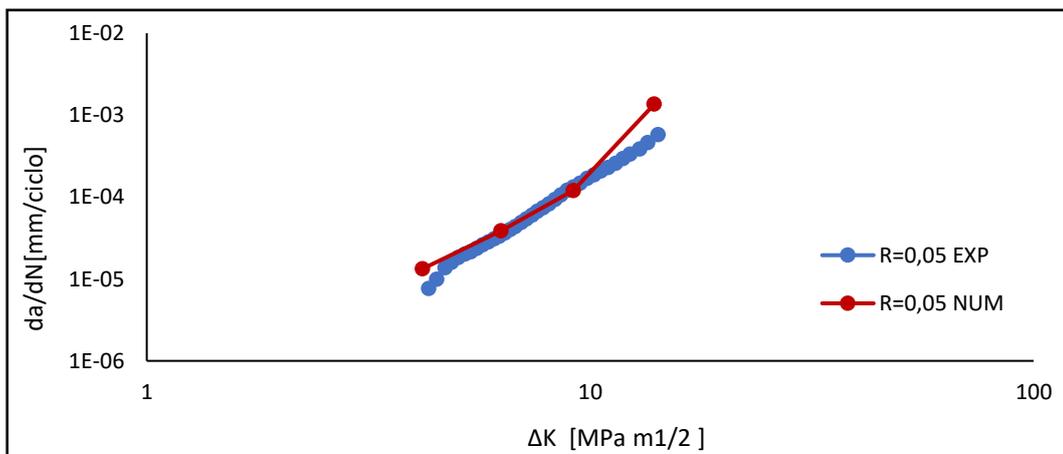
- 6082-T6

- R=-0,25



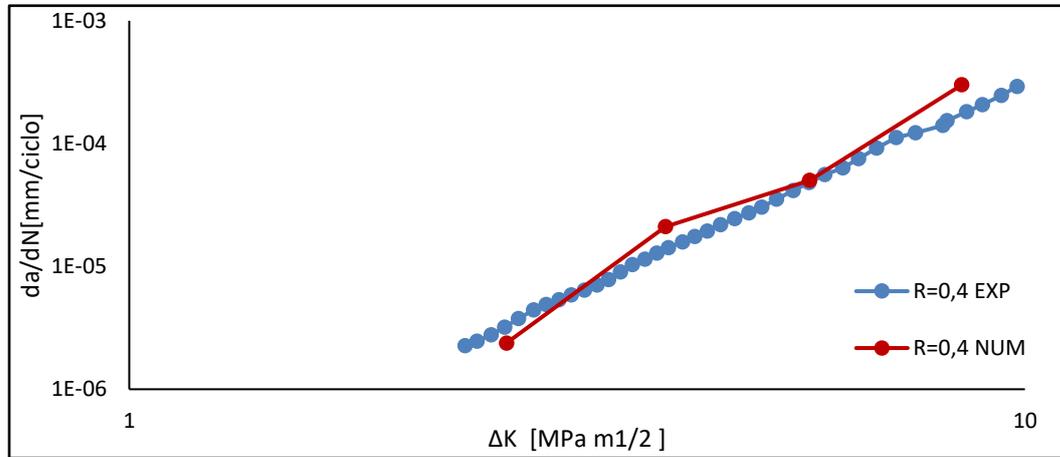
B. 1. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para R=-0,25.

- R=0,05



B. 2. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para R=0,05.

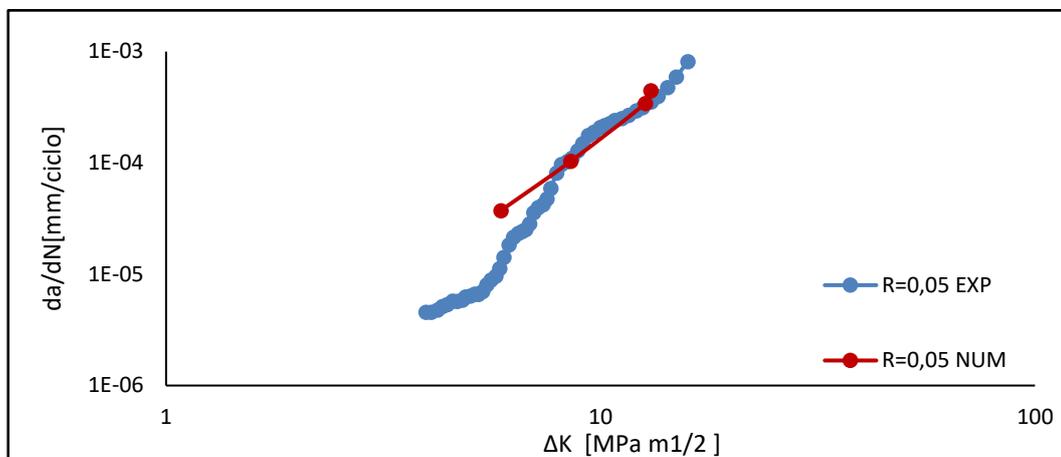
1. R=0,4



B. 3 Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para R=0,4.

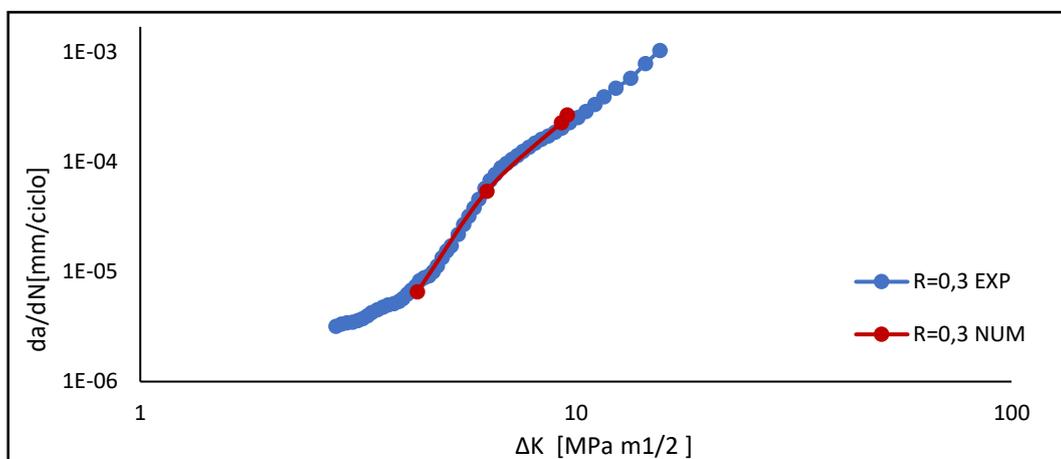
○ 7050-T6

▪ R=0,05



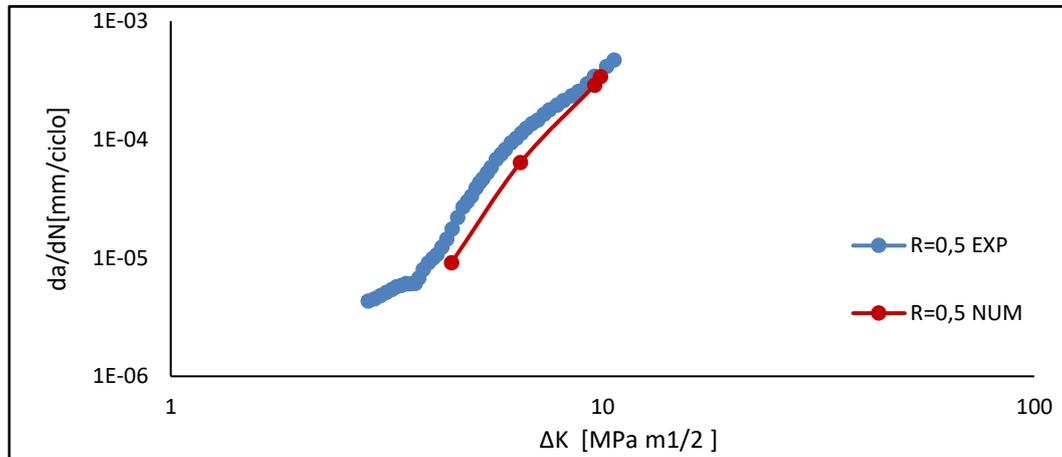
B. 4. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 7050-T6 para $R=0,05$.

▪ R=0,3



B. 5. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,3$.

▪ **R=0,5**



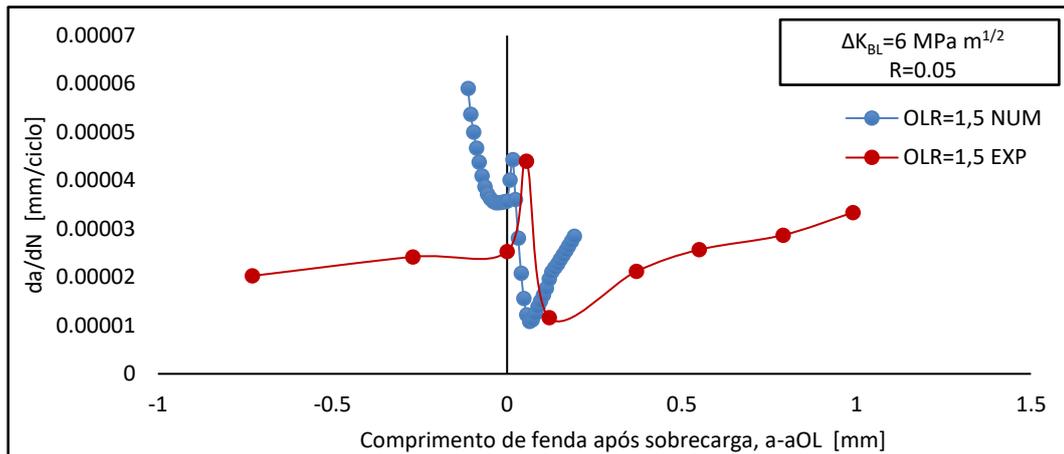
B. 6. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para R=0,5.

- SOBRECARGA

- 6082-T6

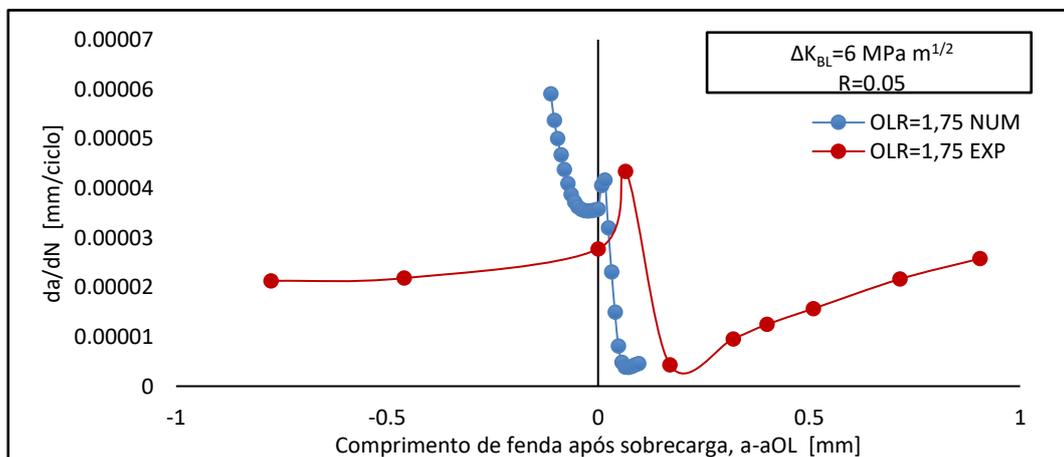
- $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$

[1]. OLR = 1,5



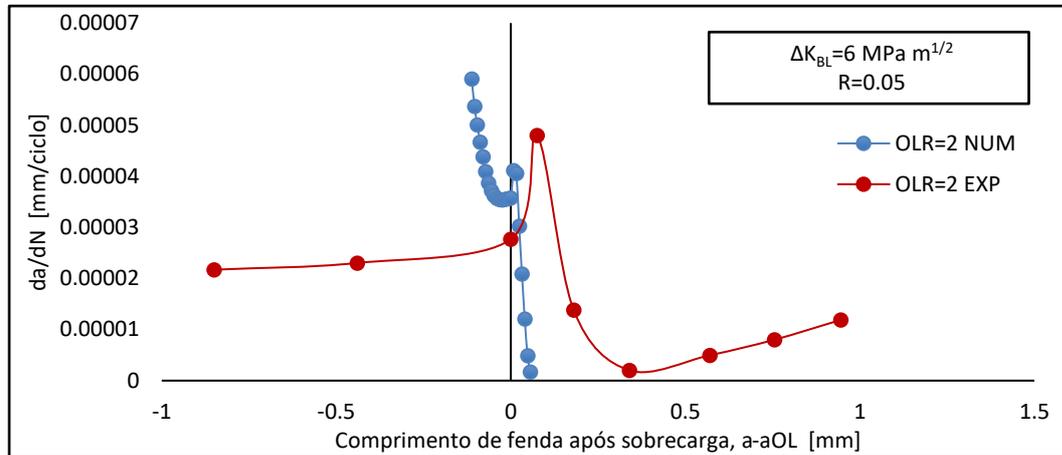
B. 7. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,5$, $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{1/2}$ e OLR=1,5.

[2]. OLR = 1,75



B. 8. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,5$, $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{1/2}$ e OLR=1,75.

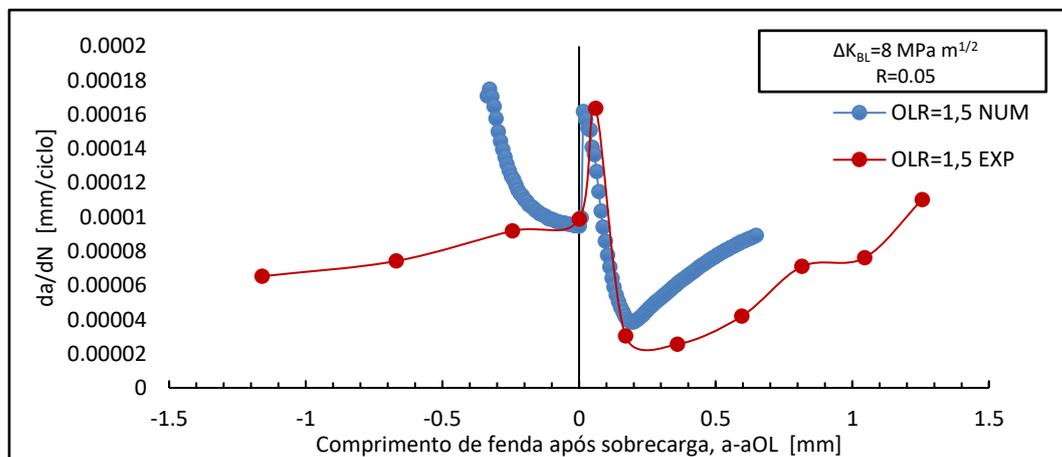
[3]. OLR = 2



B. 9. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,5$, $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{1/2}$ e $OLR=2$.

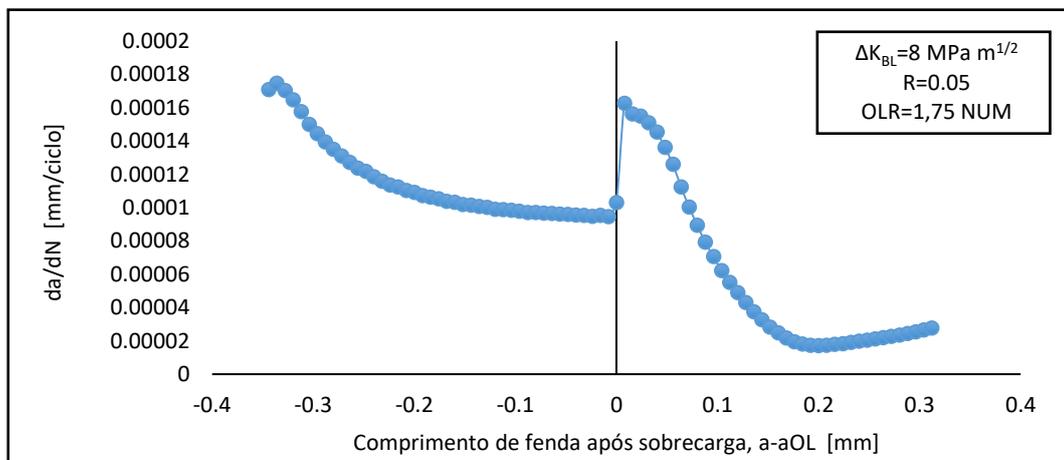
▪ $R=0,05$ e $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{0,5}$

[1]. OLR = 1,5



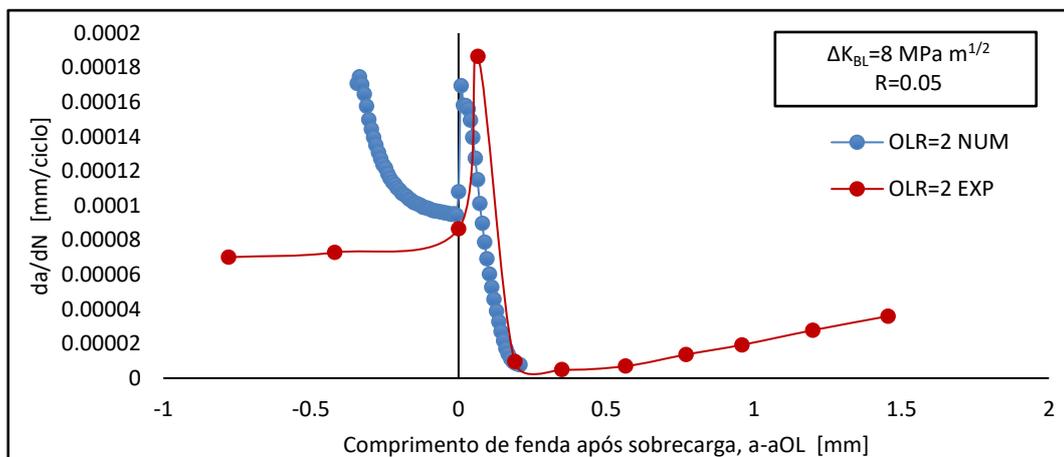
B. 10. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,5$, $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{1/2}$ e $OLR=1,5$.

[2]. OLR = 1,75



B. 11. Resultados numéricos obtidos para a liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,5$, $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{1/2}$ e $OLR=1,75$.

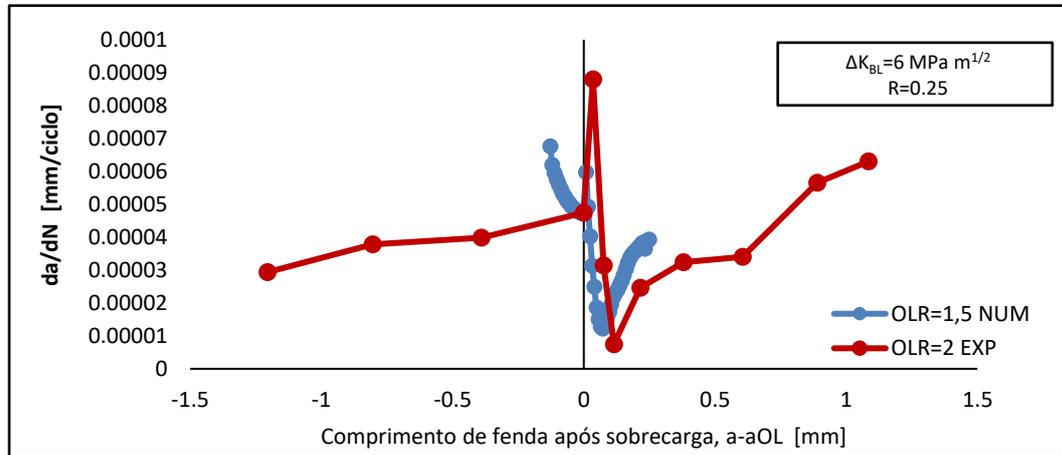
[3]. OLR = 2



B. 12 Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,5$, $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{1/2}$ e $OLR=2$.

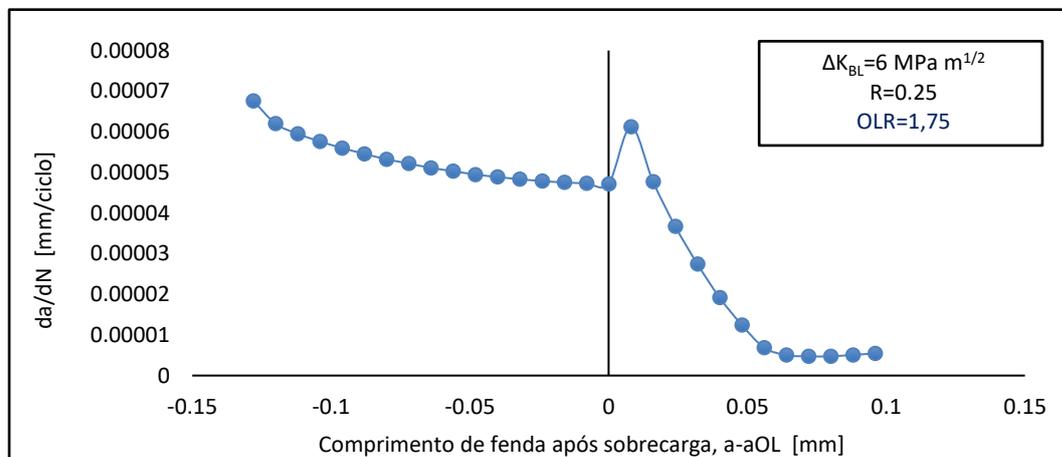
▪ $R=0,25$ e $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{0,5}$

[1]. OLR = 1,5



B. 13. Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,25$, $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{1/2}$ e OLR=1,5.

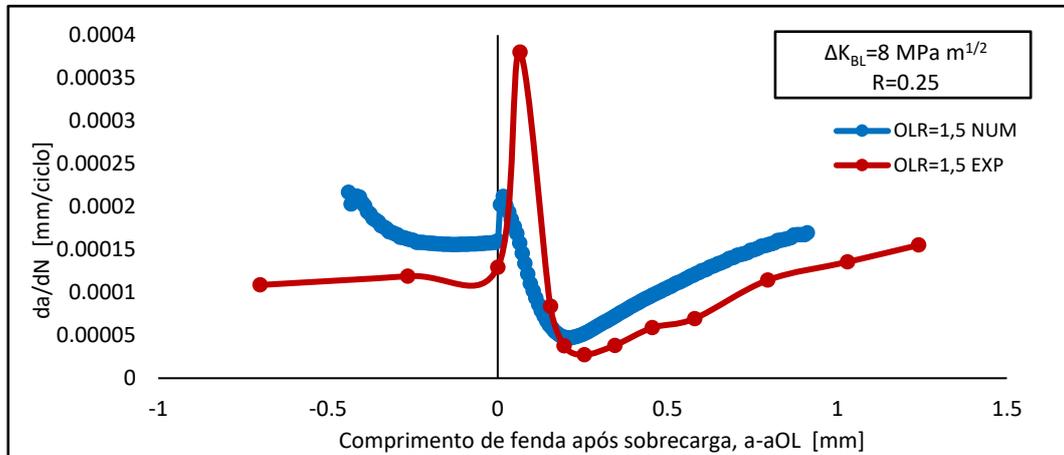
[2]. OLR = 1,75



B. 14. Resultados numéricos da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,25$, $\Delta K_{BL}=6 \text{ MPa m}^{1/2}$ e OLR=1,75.

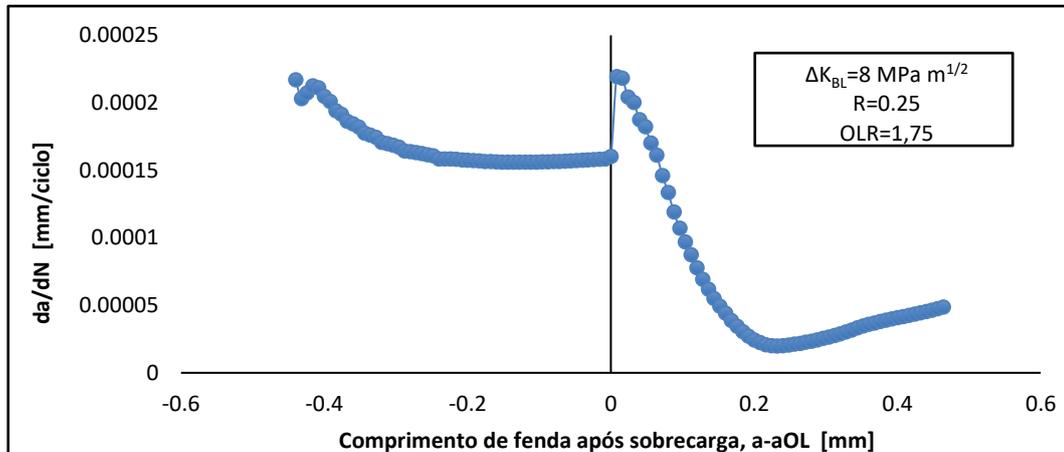
▪ $R=0,25$ e $\Delta K_{BL}= 8 \text{ MPa m}^{0,5}$

[1]. OLR = 1,5



B. 15 Comparação entre os resultados numéricos e experimentais da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,25$, $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{1/2}$ e $OLR=1,5$.

[2]. OLR = 2



B. 16. Resultados numéricos da liga de alumínio 6082-T6 para $R=0,25$, $\Delta K_{BL}=8 \text{ MPa m}^{1/2}$ e $OLR=1,75$.