



UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Tiago Miguel Salgueiro Galiza

**EFEITO DE PARÂMETROS GEOMÉTRICOS NA
PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR FADIGA**

Dissertação no âmbito do Mestrado em Engenharia Mecânica, ramo de Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto e pelo Professor Doutor Joel Alexandre da Silva Jesus apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica, da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra.

Julho de 2023

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Efeito de Parâmetros Geométricos na Propagação de Fendas por Fadiga

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

Effect of Geometric Parameters on Fatigue Crack Growth

Autor

Tiago Miguel Salgueiro Galiza

Orientadores

Diogo Mariano Simões Neto

Joel Alexandre da Silva Jesus

Júri

Presidente	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogal	Professor Doutor Pedro André Dias Prates Professor Auxiliar da Universidade de Aveiro

Coimbra, Julho, 2023

Aos meus avós e mãe.

“Os que são loucos o suficiente para acreditarem que podem mudar o mundo são os que o fazem.”

Steve Jobs

Agradecimentos

O trabalho que aqui se apresenta só foi possível graças à colaboração e apoio de algumas pessoas, às quais não posso deixar de prestar o meu reconhecimento.

Em primeiro lugar, um sentido agradecimento ao meu orientador Prof. Dr. Diogo Neto pelo interesse demonstrado, por estar disponível desde o início da elaboração desta dissertação e pelo apoio incansável em todas as ocasiões.

Agradeço ao Prof. Dr. Fernando Antunes toda a ajuda prestada desde o início, a completa disponibilidade para prestar auxílio em todas as ocasiões, bem como a amabilidade de todos os telefonemas com o propósito de saber atualizações do trabalho desenvolvido e dar algumas palavras de encorajamento.

Agradeço ao Rui, investigador no Laboratório de Construções Mecânicas do DEM, por toda a ajuda prestada nas várias fases de preparação dos ensaios de propagação de fenda, pois sem o seu auxílio não teria sido possível de todo efetuar os ensaios. Pela compreensão e simpatia demonstradas o meu enorme obrigado.

Um agradecimento muito especial a todos os amigos que a universidade me deu pelo apoio emocional que tem sido absolutamente essencial ao longo da minha jornada universitária, destaco algumas pessoas como Simão Antunes meu eterno companheiro de casa no 1º direito do n. 63, Gabriel Oliveira, Diogo Rosa, Miguel Poço, Francisco Conde de Jesus, Diogo Castanhas, Nuno Cavaleiro, Kevin Oliveira e Telmo Vidas. Não posso deixar de agradecer também a todos os meus amigos de Castelo de Vide e à minha grande amiga Lúcia Anselmo que me acompanha desde os 6 anos de idade em todas as fases da minha vida.

Agradeço à minha família o apoio que me tem prestado ao longo da vida, e em particular nesta jornada, apesar de não ter sido um percurso de fácil gestão emocional.

Resumo

A indústria tem vindo a adotar a utilização de máquinas como forma de produzir com um rendimento cada vez maior, reduzindo custos e aumentando a competitividade num meio cada vez mais exigente. Esta necessidade de apresentar constantes aumentos de produtividade, leva a que as máquinas estejam sujeitas a novos tipos de esforços e modos de falha. O aparecimento de esforços cíclicos evidenciou a necessidade de atualizar os tipos de dimensionamento, para que estes incluam modos de falha como a fadiga. O estudo da propagação de fendas por fadiga é feito, recorrendo tipicamente a curvas do tipo $da/dN-\Delta K$ que permitem prever a vida de fadiga do componente. Como se sabe, o parâmetro K tem características exclusivamente linear elásticas. A sua utilização para analisar fenómenos como a fadiga, poderia, à partida, constituir um paradoxo uma vez que a fadiga representa um fenómeno com características maioritariamente plásticas e irreversíveis, no entanto não é o que se verifica na prática, apesar de ter algumas limitações. Essas limitações levaram ao surgimento de novas abordagens no projeto à fadiga, nomeadamente alguns parâmetros como a acumulação de deformação plástica na ponta da fenda.

Assim sendo, o objetivo principal desta dissertação é o estudo do efeito de parâmetros geométricos na propagação de fendas por fadiga. Assim, para a liga de alumínio 7050-T7451, fez-se variar o tipo de provete (M(T) e C(T)) e o comprimento inicial de fenda (a_0), para além da razão de tensões (R) e da direção de obtenção do provete (S-T e L-T). Utilizando o programa de elementos finitos DD3IMP, foram efetuadas 26 simulações para provetes do tipo C(T), considerando três razões de tensão diferentes, bem como quatro comprimentos iniciais de fenda diferentes para ambas as direções de obtenção do provete. Foram analisadas 26 simulações para provetes do tipo M(T), as quais consideraram igualmente três razões de tensão e quatro comprimentos de fenda nas duas direções. Relativamente à parte experimental, foram efetuados três ensaios experimentais de propagação de fendas por fadiga, todos em provete C(T) para o mesmo material utilizado nas simulações (segundo S-T e L-T) e razão de tensão de 0,05. Além disso, foi realizado um ensaio de propagação com o furo na trajetória de propagação da fenda, sendo este um teste ao método *stop hole*.

De um modo geral, os resultados obtidos foram coerentes com aqueles que já existem publicados na literatura: o aumento de R provoca o aumento do valor de da/dN para ambos os tipos de provete analisados, as curvas $da/dN-\Delta K$ são semelhantes para ambos os tipos de provete, e a direção L-T apresenta valores mais baixos de da/dN , relativamente à direção S-T. Por último, a validação de resultados numéricos, por via da comparação com aqueles obtidos experimentalmente revela que a simulação numérica é um método confiável e credível, o que indica que a deformação plástica cíclica é o principal mecanismo de dano responsável pela propagação de fendas por fadiga.

Palavras-chave: Fadiga, Propagação de fendas, Simulação Numérica, Deformação Plástica cíclica, Parâmetros Geométricos.

Abstract

The industry has been adopting the use of machines as a way to produce with increasing efficiency, reducing costs, and enhancing competitiveness in an increasingly demanding environment. This need for constant productivity improvements leads machines to be subjected to new types of loads and failure modes. The emergence of cyclic loads has highlighted the need to update the design methodologies to include failure modes such as fatigue. The study of fatigue crack propagation is typically performed using $da/dN-\Delta K$ curves, which allow predicting the fatigue life of a component. As it is known, the parameter K has exclusively linear elastic characteristics. Its use to analyse phenomena such as fatigue could initially be paradoxical since fatigue represents a predominantly plastic and irreversible phenomenon. However, in practice, this paradox is not observed despite having some limitations. These limitations have led to the emergence of new approaches in fatigue design, including parameters such as plastic strain accumulation at the crack tip.

Therefore, the main objective of this dissertation is to study the effect of geometric parameters on fatigue crack propagation. For the aluminum alloy 7050-T7451, the type of specimen (M(T) and C(T)), initial crack length (a_0), stress ratio (R), and specimen orientation (S-T and L-T) were varied. Using the finite element program DD3IMP, 26 simulations were performed for C(T) specimens, considering three different stress ratios and four different initial crack lengths for both specimen orientations. 26 simulations were also analysed for M(T) specimens, which also considered three stress ratios and four crack lengths in both orientations. Regarding the experimental part, three fatigue crack propagation tests were conducted on C(T) specimens using the same material as in the simulations (both S-T and L-T orientations) and a stress ratio of 0.05. Additionally, a propagation test with a hole on the crack path was performed, which was a stop hole test.

In general, the obtained results were consistent with those already published in the literature: increasing the stress ratio R leads to an increase in da/dN for both types of specimens analysed, the $da/dN-\Delta K$ curves are similar for both types of specimens, and the L-T orientation exhibits lower values of da/dN compared to the S-T orientation. Finally, the validation of numerical results through comparison with experimentally obtained results reveals that numerical simulation is a reliable and credible method, indicating that cyclic

plastic deformation is the primary damage mechanism responsible for fatigue crack propagation.

Keywords: Fatigue, Crack propagation, Numerical Simulation, Cyclic Plastic Deformation, Geometric Parameters.

Índice

Índice de Figuras	viii
Índice de Tabelas	xi
Simbologia e Siglas	xiii
Simbologia.....	xiii
Siglas	xiv
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Motivação	1
1.2. Objetivo	2
1.3. Estrutura da Dissertação	2
2. FALHAS POR FADIGA.....	5
2.1. Filosofias de Projeto à fadiga.....	5
2.2. Etapas do processo de fadiga	8
2.3. Mecânica da Fratura Linear Elástica	10
2.4. Propagação de fendas por fadiga	12
2.5. Fecho de fenda	14
2.6. Parâmetros não lineares (CTOD).....	16
2.7. Anisotropia material	17
2.8. Retardar o crescimento de fendas	18
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	21
3.1. Materiais	21
3.2. Provetes.....	22
3.3. Condições de ensaio.....	23
4. MODELO NUMÉRICO.....	25
4.1. Programa de Elementos Finitos	25
4.2. Condições de Fronteira e Carregamento.....	26
4.3. Malha de Elementos Finitos	28
4.4. Modelo Constitutivo	29
4.5. Modelo de Propagação da Fenda	31
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	33
5.1. Resultados experimentais	33
5.2. Resultados Numéricos	40
6. CONCLUSÕES.....	47
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	49
Anexo A.....	54

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 Geometria de provetes utilizados no estudo de propagação de fendas por fadiga: (a) provete C(T); (b) provete M(T).	11
Figura 2.2 Gráfico típico de $da/dN - \Delta K$ com os valores dos eixos em escala log – log, que mostra os três regimes típicos de propagação. Adaptado de (Carlos A. G. de Moura Branco, 2011).	13
Figura 2.3 Notação ASTM utilizada para descrever a direção de obtenção de provetes provenientes de chapas laminadas ou forjadas. Adaptado de (Borges et al., 2023).	17
Figura 2.4 Geometria do provete C(T) com furo, direção L-T.	20
Figura 3.1 a) Máquina de ensaios INSTRON E10000; b) Imagem de pormenor do provete amarrado na máquina de ensaios; c) Dados técnicos da máquina de ensaios.	23
Figura 4.1 Representação esquemática do modelo físico. Condições de fronteira a aplicar para obter estado plano de tensão. Adaptado de (Antunes, 2021; Fernandes, 2021).	26
Figura 4.2 Curva típica de um carregamento com amplitude constante. Caso concreto dos provetes C(T) com $R = 0,05$	27
Figura 4.3 Malha utilizada na discretização dos elementos finitos do modelo do provete C(T). Representação da metade completa do provete.	28
Figura 4.4 Zona de malha mais refinada, correspondente à zona de propagação de fenda.	29
Figura 4.5 Calibração do valor crítico de $\Delta \epsilon_{plást}$. Para (A) orientação L-T e (B) orientação S-T. Adaptado de (Borges et al., 2023).	32
Figura 5.1 Comparação de gráficos $da/dN - \Delta K$ obtidos nos ensaios de fadiga com provetes do tipo M(T) e C(T), ambos os provetes obtidos segundo a direção S-T.	34
Figura 5.2 (a) Provete C(T) ensaiado com furo; (b) Gráfico que contém duas curvas, ambas relativas ao provete C(T) na direção L-T, uma relativa ao provete com furo e a outra relativa ao provete <i>standard</i>	36
Figura 5.3 Comparação da influência das direções S-T e L-T no comportamento à fadiga entre os dois tipos de provete: (a) Provete C(T); (b) Provete M(T).	37
Figura 5.4 Provete C(T) com fenda, segundo a direção S-T, obtida por microscopia ótica. Adaptado de (Jesus et al., 2022)	38
Figura 5.5 Provete C(T) com fenda, segundo a direção L-T, obtida por microscopia eletrónica. Adaptado de (Jesus et al., 2022).	39
Figura 5.6 Imagem da fenda de um dos ensaios segundo a direção L-T. A fenda propaga de maneira inesperada apresentando uma bifurcação.	40
Figura 5.7 Provetes ensaiados no DEM onde se evidencia o desvio na propagação da fenda no provete segundo a direção L-T.	40

Figura 5.8 Previsão numérica do efeito das razões de tensão nos valores de $da/dN-\Delta K$ para a direção S-T: (a) provete M(T); (b) provete C(T).....	41
Figura 5.9 Previsão numérica do efeito das razões de tensão nos valores de $da/dN-\Delta K$ para a direção L-T: (a) provete M(T); (b) provete C(T).	42
Figura 5.10 Gráfico que contém o efeito das diferentes razões de tensão estudadas nos valores de CTOD para a direção L-T: (a) provete M(T); (b) provete C(T). As 4 curvas de cada cor representam os 4 comprimentos de fenda.....	43
Figura 5.11 Gráfico que contém o efeito das diferentes razões de tensão estudadas nos valores de CTOD para a direção S-T: (a) provete M(T); (b) provete C(T).....	44
Figura 5.12 Comparação dos dados obtidos por simulação numérica e do ensaio experimental, relativos ao ensaio do provete C(T) com furo.	45
Figura A.6.1 Compilação de dados relativos à influência da direção de obtenção dos provetes nas curvas de propagação.	54

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1 Propriedades mecânicas da liga AA 7050-T7451.	21
Tabela 3.2 Propriedades químicas da liga AA 7050-T7451, valores em percentagem de peso.....	21
Tabela 3.3 Parâmetros de entrada dos ensaios experimentais em provete C(T).	24
Tabela 4.1 Valores de carga máxima e mínima para cada razão de tensões em cada tipo de provete.	27
Tabela 4.2 Valores de carga máxima e mínima para o provete C(T) com <i>stop hole</i>	27
Tabela 4.3 Simulações efetuadas nos provetes M(T) e C(T) com os respetivos parâmetros.	29
Tabela 4.4 Parâmetros do modelo constitutivo de encruamento cinemático para a liga AA7050-T7451. Adaptado de (Jesus et al., 2022).	31

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a - Comprimento de fenda

a_0 - Comprimento inicial de fenda

C, m - Constantes da lei de Paris

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

da/dN - Velocidade de propagação de fenda

E - Módulo de Elasticidade

F_{ab} - Força de abertura da fenda

$F_{mín}$ - Força mínima num ciclo de carregamento

$K, n, \epsilon_0, Y_0, K_1, n_1, C, g, h, Y_{Sat}, C_Y$ - Parâmetros materiais dos modelos de encruamento isotrópicos

K - Fator de intensidade de tensão

K_{1c} - Tenacidade à fratura

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

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

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

ΔK - Gama do fator de intensidade de tensão

ΔK_0 - Valor de ΔK com o qual se inicia o ensaio experimental

ΔK_{eff} - Gama efetiva do fator de intensidade de tensão

ΔK_{lf} - Limiar de propagação de fendas por fadiga

$P_{máx}$ - Força máxima num ciclo de carregamento

PICC - Fecho de fenda induzido por plasticidade

R - Razão de Tensões

RICC - Fecho de fenda induzido por rugosidade

R_a - Valor da razão de tensões a partir do qual a fenda está aberta

U - Percentagem do ciclo de carga para o qual a fenda permanece fechada

Y - Fator geométrico

ε^P_c – Valor crítico de deformação plástica acumulada

Siglas e Acrónimos

ASTM – *American Society for Testing and Materials*

AA- *Aluminium Association*

C(T) - Provete do tipo *Compact-Tension*

CTOD - *Crack Tip Opening Displacement* (Deslocamento de abertura da extremidade de fenda)

DD3IMP - *Deep Drawing 3D IMPLICIT finite element solver*

DEM – Departamento de Engenharia Mecânica

FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

MFLE - Mecânica da Fratura Linear Elástica

MFEP - Mecânica da Fratura Elasto-plástica

M(T) - Provete do tipo *middle-crack tension*

1. INTRODUÇÃO

1.1. Motivação

A propagação de fendas por fadiga é um fenômeno complexo e amplamente estudado na área da engenharia mecânica. A compreensão dos mecanismos que governam esse processo é essencial para garantir a segurança e a confiabilidade de estruturas e componentes sujeitos a ciclos repetitivos de carga. De entre os diversos fatores que afetam a propagação de fendas, os parâmetros relacionados com a geometria dos componentes desempenham um papel relevante.

Ao longo das últimas décadas, têm sido desenvolvidos uma série de estudos que procuram investigar a influência dos parâmetros geométricos na propagação de fendas por fadiga. Esses parâmetros referem-se a características específicas da geometria da fenda e do componente que a contém, tais como comprimento, forma, profundidade e orientação, que podem variar de acordo com a aplicação e o tipo de material em questão (Antunes et al., 2016; Borges et al., 2020, 2023; Borrego et al., 2015; Jesus et al., 2022; Schubbe, 2009).

A compreensão da relação entre os parâmetros geométricos e a propagação de fendas por fadiga é de extrema importância para o desenvolvimento de estratégias de projeto e avaliação de vida útil de componentes sujeitos a ciclos de carga. A otimização desses parâmetros pode resultar em melhorias significativas na resistência à fadiga de materiais e estruturas, prolongando a sua vida útil e reduzindo a ocorrência de falhas prematuras.

Ao avançarmos na compreensão dos efeitos dos parâmetros geométricos na propagação de fendas por fadiga, poderemos fornecer diretrizes e recomendações mais precisas para projetistas e engenheiros, contribuindo para melhorar a fiabilidade e segurança das estruturas sujeitas a esse tipo de carregamento cíclico. Além disso, estes estudos podem abrir caminho para o desenvolvimento de novos materiais e técnicas de fabrico que levem em consideração esses parâmetros geométricos, visando a obtenção de componentes ainda mais resistentes à fadiga.

1.2. Objetivo

Neste trabalho, o objetivo é investigar de forma sistemática e abrangente a influência dos parâmetros geométricos na propagação de fendas por fadiga. Serão realizados ensaios utilizando provetes abrangidos pela norma ASTM E647-00 com diferentes orientações de fendas, em combinação com análises numéricas. O principal objetivo deste estudo é determinar a influência que vários parâmetros geométricos têm na propagação de fendas por fadiga. Mais concretamente a influência do tipo de provete, comprimento inicial de fenda, direção de obtenção do provete e razão de tensões, nos parâmetros utilizados para caracterizar a propagação de fendas, isto é, no valor da velocidade de propagação de fenda da/dN e também no CTOD. Pretende-se ainda comparar os valores destes parâmetros obtidos por via numérica e experimental com o objetivo de validar os valores obtidos por simulação numérica. Em ambos os casos, numérico e experimental, são utilizados provetes C(T) fabricados a partir da liga de alumínio 7050-T7451. Foi utilizado o *software* de elementos finitos DD3IMP em todas as simulações.

1.3. Estrutura da Dissertação

Esta dissertação está dividida em 6 capítulos; a numeração e apresentação de cada capítulo são apresentadas de seguida:

- Capítulo 1, Introdução: introdução à temática em estudo com apresentação da motivação, objetivos do trabalho em questão e a estrutura da dissertação;

- Capítulo 2, Falhas por fadiga: Descrição dos conceitos e definições básicas sobre fadiga e propagação de fendas por fadiga, relevantes para a compreensão dos capítulos seguintes.

- Capítulo 3, Procedimento experimental: são apresentados os materiais que vão ser estudados, bem como os provetes e o procedimento experimental dos ensaios de propagação de fendas por fadiga.

- Capítulo 4, Modelo numérico: descrição do procedimento numérico utilizado, nomeadamente a informação relativa à malha, condições de fronteira, carregamento e ao programa de elementos finitos utilizado.

- Capítulo 5, Resultados e discussão: são apresentados e analisados os resultados experimentais e numéricos, nomeadamente evoluções de da/dN e gráficos de CTOD. São

comparadas duas geometrias de provete (CT e MT), bem como duas direções de propagação da fenda (S-T e L-T) no mesmo material (AA 7050-T7451).

- Capítulo 6, Conclusões: são apresentadas as principais conclusões obtidas neste trabalho.

2. FALHAS POR FADIGA

Desde inícios do séc. XIX que a humanidade tem vindo a experienciar uma forte evolução em termos tecnológicos. Este início teve um catalisador muito importante que foi a Revolução Industrial. A partir desta altura, a indústria tem vindo a procurar formas de aumentar a produtividade e é neste âmbito que entra a utilização de máquinas como solução para a crescente necessidade de mão de obra e aumento de produtividade. Com a crescente automatização das fábricas, as máquinas necessitam de ser cada vez mais eficientes e os esforços a que estão sujeitas são também mais exigentes. O surgimento dos esforços cíclicos nas máquinas fez com que o modo de falha dos componentes também mudasse, ganhando relevância a falha por fadiga. Os estudos iniciais sobre fadiga surgiram pela mão do engenheiro alemão Wohler (A. Wohler, 1967), (Ferreira & Borrego, 2021) como resposta às constantes roturas que ocorriam nos eixos das locomotivas.

A maioria das falhas observadas em componentes mecânicos ocorre devido a fadiga, que é um fenómeno decorrente da aplicação de esforços dinâmicos nos componentes. Esse processo de formação de fendas geralmente inicia-se em áreas com elevada concentração de tensões no componente o que, quando combinado com esforços cíclicos, cria condições propícias para o surgimento de fendas. As estatísticas indicam que, em média, a fadiga é responsável por 80% a 90% das falhas que ocorrem em componentes mecânicos e estruturas submetidas a cargas cíclicas (Carlos A. G. de Moura Branco, 2011). Um dos fatores mais preocupantes relativo ao fenómeno de fadiga é o facto de que a rotura do componente se dá para tensões nominais ou médias muito inferiores à resistência à tração do material.

2.1. Filosofias de Projeto à fadiga

Existem várias filosofias de projeto à fadiga, cada uma delas com as suas características. Seguem descritas de seguida algumas dessas filosofias, nomeadamente: **vida infinita**; **vida segura**; **tolerância de dano** e **falha segura**.

Vida Infinita: Esta abordagem é utilizada na engenharia para garantir que os componentes resistam à fadiga quando estão sujeitos em serviço a cargas cíclicas. O critério

utilizado consiste em considerar um valor de tensão limite de resistência superior ao valor de tensão máxima a que o componente vai estar sujeito.

Este pressuposto leva a que o componente seja projetado para resistir a uma carga específica durante um número infinito de ciclos, geralmente com carga uniforme e em ambientes não corrosivos. Isto é conseguido através da seleção de materiais e geometrias que garantam uma alta resistência à fadiga. Como se pode constatar, esta é a abordagem mais conservadora que existe relativamente a projeto de componentes à fadiga.

As suas limitações são inúmeras, passando pela não consideração de fatores como as condições ambientais, ciclos de carga não uniformes (situação mais comum), acabamento superficial da peça, ou até mesmo defeitos microestruturais associados ao material em questão.

Desta filosofia resultam componentes pesados e pouco eficientes, tais como molas de válvulas de motores ou elementos rotativos de máquinas, o que aumenta bastante o custo do equipamento, o que pode representar um entrave sério à sua implementação.

Por outro lado, esta filosofia tem como vantagem o facto de ser necessário apenas um valor de tensão limite de resistência, em vez de se conhecer a curva S-N completa. Contudo, devido à dispersão de resultados nos ensaios à fadiga, é importante aplicar um coeficiente de segurança adequado.

Vida segura: Como resposta aos inúmeros problemas do método descrito anteriormente, nomeadamente problemas de peso, custo e eficiência, a filosofia de vida segura vem apresentar uma nova abordagem ao problema de projeto de componentes à fadiga. A inovação deste método passa essencialmente pela definição de uma vida útil durante a qual o componente vai ser solicitado, em alternativa à vida infinita considerada no método anterior.

Esta abordagem é adequada para componentes que são submetidos a um número limitado de ciclos e que precisam de ser substituídos com mais frequência. Uma outra grande vantagem é o aumento de eficiência, pois já se sabe de antemão quando é que o componente será substituído no futuro e quantos ciclos de carga terá de suportar, o que permite alterar coeficientes de segurança no sentido de diminuir o conservadorismo e conseqüentemente o custo do componente.

Assim sendo, será necessário conhecer a curva S-N completa do material para determinar o valor de tensão limite de fadiga para um número predefinido de ciclos, mas também usar fatores de segurança, tanto em relação à tensão admissível como em relação à vida esperada.

As curvas S-N podem ser obtidas de diferentes maneiras, como protótipos em escala real ou modelos baseados em detalhes geométricos críticos. Uma abordagem numérica passa pela utilização da *Lei de Paris* para o regime II de propagação ou da equação de *Forman* para os regimes II e III. (Carlos A. G. de Moura Branco, 2011; Forman et al., 1967)

Tolerância de dano: Nesta terceira abordagem para projeto de componentes à fadiga, introduz-se um novo conceito que será permitir a existência de fendas, fazendo o controlo do seu crescimento com inspeções mais minuciosas e frequentes, com base no conhecimento do comportamento à fadiga do material em questão. As duas teorias referidas até agora, não têm em conta que qualquer componente pode ter defeitos e que estes se podem multiplicar com o uso.

De modo a prevenir uma quebra repentina, é possível analisar e prever o crescimento da fenda, estabelecendo um tamanho crítico que defina um limite a partir do qual a rotura súbita é provável. Tendo em conta esse fator, é muito importante escolher um material com elevada resistência à fratura, de modo a que se minimize o mais possível a possibilidade de rotura repentina do componente.

Na prática, a manutenção é feita periodicamente com o propósito de detetar fendas com tamanhos próximos ao tamanho crítico. Com base nesta informação, podem ser programadas inspeções, com maior ou menor frequência, e reinspeções ajustadas de acordo com os danos encontrados.

Um dos exemplos mais relevantes deste tipo de abordagem é a indústria aeronáutica, em que a segurança é um fator crítico e onde a frequência de reinspeção é reduzida comparativamente com outras indústrias, apesar de ser um exemplo em termos de exigência e minúcia relativamente às inspeções que efetua.

Falha segura: Este método é o menos conservador dos que foram descritos anteriormente, tem como premissa mais importante a redundância. Durante a vida útil do

componente, é permitido o crescimento da fenda por fadiga, de modo que esta possa ser detetada e reparada posteriormente antes de atingir o tamanho considerado crítico.

Os componentes são projetados com a premissa anteriormente descrita em mente, ou seja, caso exista uma rotura, essa carga será distribuída pelos restantes componentes, redistribuindo-se a carga e evitando que mais roturas ocorram. Evita-se assim a ocorrência de danos aos restantes componentes, reduzindo o prejuízo e também o risco de colapso da estrutura.

Para que este método funcione, é necessário conhecer bem as propriedades mecânicas do material, nomeadamente a sua resistência à fratura e as propriedades de propagação de fendas no material. Este método é muito utilizado na indústria aeronáutica em componentes estruturais da fuselagem e das asas das aeronaves, pois restringem a propagação de fendas, diminuindo a probabilidade da mesma atingir um tamanho crítico entre inspeções agendadas periodicamente (Ellyin, 1996).

2.2. Etapas do processo de fadiga

O processo de fadiga envolve várias fases, as quais podem ser divididas em iniciação, propagação e rotura final. A fase de iniciação ainda pode ser dividida em duas partes complementares, sendo estas a nucleação e o crescimento microscópico.

- **Nucleação da fenda**: Esta é a primeira etapa, a qual ocorre num ponto específico do material, normalmente em zonas de concentração de tensões, tais como, descontinuidades geométricas e defeitos do material. Nesta fase, é iniciada uma pequena fissura geralmente impercetível a olho nu. Segundo (Branco, 2011), numa peça livre de defeitos internos, a formação de uma fenda de fadiga inicia-se sempre na sua superfície, em particular na região onde a tensão é máxima. Portanto, a origem de uma fenda de fadiga deve ser procurada principalmente na superfície da peça.

A dureza e o acabamento superficial têm uma importância crucial na etapa de nucleação da fenda. Quanto maior for o valor da dureza mais difícil se torna este processo de nucleação, requerendo um maior valor de tensão para que se abra uma fenda na superfície do material. Este parâmetro, em conjunto com tratamentos de acabamento superficial, tais como a granalhagem (Carvalho & Voorwald, 2009) que vão induzir tensões residuais de

compressão na superfície do material, são dois fortes aliados para impedir o surgimento de fendas por fadiga.

- **Crescimento microscópico**: Após a nucleação, a fenda começa a crescer microscopicamente. Esta etapa é caracterizada pelo crescimento gradual da fissura ao longo do tempo, resultado direto das solicitações dinâmicas a que o componente está sujeito. A fenda cresce internamente sem ser visível ainda a olho nu, sendo que a sua propagação é influenciada por vários fatores, como a tensão aplicada, a geometria da peça ou as propriedades do material, entre outros. A fase de iniciação caracteriza-se pelo crescimento lento da fenda devido à presença de barreiras microestruturais (Fernandes, 2021).

- **Propagação da Fenda**: estágio crítico no processo de fadiga em que a fenda já é visível a olho nu. Durante essa etapa, a fenda avança gradualmente, impulsionada pelas solicitações dinâmicas aplicadas. A propagação da fenda ocorre por meio de um mecanismo de fratura progressiva, causados pela aplicação repetida de ciclos de tensão, causando a abertura e o fecho cíclico da fenda. Durante a fase de abertura, quando a tensão na ponta da fenda está a aumentar, ocorrem processos de deformação plástica e microrrotura no material adjacente à fenda. Isso resulta num alívio parcial das tensões e reduz a concentração de tensões na ponta da fenda. Na fase de fecho de fenda, quando a tensão na ponta da fenda está a diminuir, as microrroturas tendem a fechar-se, mas a deformação plástica é irreversível. Entretanto, podem ocorrer pequenas zonas deformadas plasticamente que vão retardar a propagação da fenda devido à presença de defeitos ou inclusões no material. Essas zonas são observadas como pequenos avanços da fenda, seguidos por uma estabilização temporária. A cada ciclo de carga, ocorre um pequeno incremento no comprimento da fenda, que depende da magnitude das tensões aplicadas, da resistência do material e de fatores ambientais, como a presença de corrosão ou ambientes agressivos. À medida que a fenda se propaga, a zona de concentração de tensões na ponta da fenda vai se deslocando, criando uma aparência característica na superfície do material. Essas marcas indicam a direção de propagação da fenda ao longo do tempo.

É importante salientar que a velocidade de propagação da fenda pode variar dependendo de vários fatores, incluindo a tensão aplicada, a microestrutura do material ou a influência de ambientes corrosivos. A propagação da fenda é essencialmente o período em que ocorre o avanço visível da fenda pela peça, levando eventualmente à sua rotura final se as condições de tensão e outros fatores forem favoráveis.

- **Rotura final:** Devido à contínua aplicação de carga cíclica, o comprimento da fenda atinge uma dimensão crítica, o que torna a secção transversal à aplicação da carga incapaz de suportar originando assim, rotura instável.

2.3. Mecânica da Fratura Linear Elástica

A teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) é uma abordagem utilizada para analisar a propagação de fendas por fadiga. Essa teoria baseia-se em duas premissas principais: a linearidade elástica do material e a propagação lenta da fenda. Isto apesar de ser do conhecimento geral que a propagação de fendas por fadiga está associada a mecanismos não lineares e irreversíveis na zona da extremidade da fenda (Fernandes, 2021).

A MFLE utiliza o conceito de fator de intensidade de tensão (K) para quantificar a magnitude do campo de tensões na ponta da fenda. Uma vez que este é o parâmetro que desempenha um papel crucial na determinação do campo de tensões e deformações próximo à fenda sob condições de solicitações monótonas, é razoável supor que esse mesmo parâmetro possa influenciar a propagação da fenda sob solicitações dinâmicas (Carlos A. G. de Moura Branco, 2011). O fator de intensidade de tensão é influenciado pela geometria da peça/fenda, pelo tamanho da fenda e pelo carregamento aplicado, sendo dado por:

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

em que σ é a tensão nominal aplicada, Y é um fator geométrico adimensional que vai depender da geometria do provete, bem como da configuração da fenda e a é o valor do comprimento da fenda.

Existem várias configurações de provetes que são utilizados no estudo de propagação de fendas por fadiga, onde se destaca o provete C(T) e o provete M(T), os quais estão representados na Figura 2.1. O provete C(T) apresenta um único entalhe, sendo carregado em tensão. Este provete tem a vantagem sobre outros tipos de provete de requerer uma menor quantidade de material para avaliar o comportamento de crescimento de fenda. A sua utilização não é recomendada para materiais de natureza anisotrópica (International, 2001). O provete M(T) apresenta uma fenda central, sendo que pode suportar carregamentos do tipo tensão-tensão ou tensão-compressão. Este tem, pois, a vantagem sobre outros tipos de provete de conseguir suportar cargas de fadiga sob razões de tensão negativas e positivas.

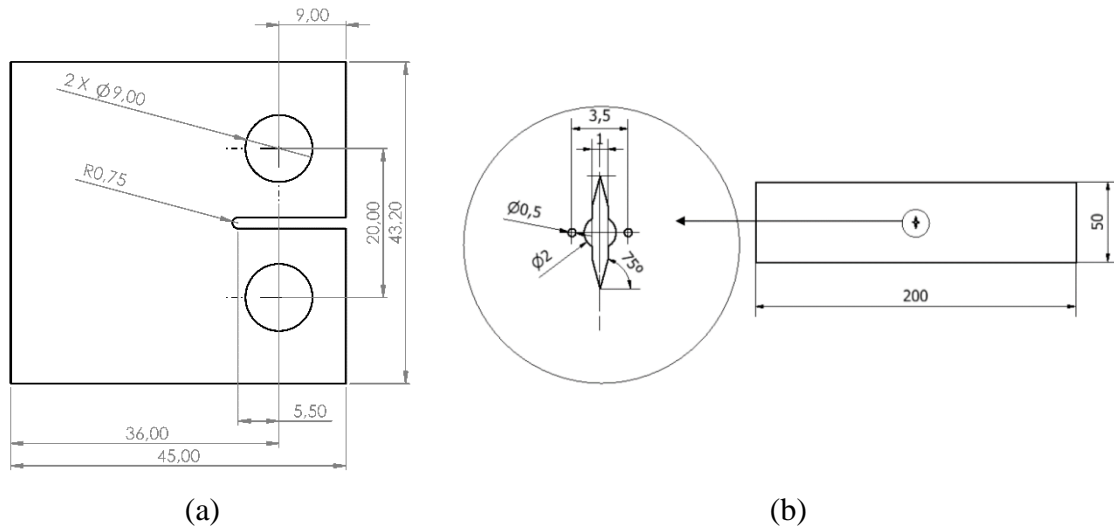


Figura 2.1 Geometria de provetes utilizados no estudo de propagação de fendas por fadiga: (a) provete C(T); (b) provete M(T).

A geometria do provete tem influência no fator geométrico e consequentemente no fator de intensidade de tensão. A expressão matemática utilizada para o cálculo do K no caso do provete C(T), retirada da norma *ASTM E647-00*, (International, 2001), é dada por:

$$K_{C(T)} = \frac{P}{t\sqrt{W}} \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{1.5}} \left[0,886 + 4,64 \frac{a}{W} - 13,32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,6 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \quad (2.2)$$

em que t corresponde à espessura do provete, a corresponde ao comprimento de fenda, W corresponde à largura do provete, isto é, à sua dimensão característica, e P corresponde à carga aplicada. Por outro lado, o cálculo do K no caso do provete M(T) é dado por (Antunes et al., 2016):

$$Y = \frac{K}{\sigma\sqrt{\pi a}} = 1,187086 \left(\frac{2a}{W}\right)^3 - 6,801598 * 10^{-2} \left(\frac{2a}{W}\right)^2 + 1,13481 * 10^{-1} \left(\frac{2a}{W}\right) + 1,009325; e K = \left(1 - 0,025 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 0,06 \left(\frac{a}{W}\right)^4\right) \frac{P}{tW} \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{W}\right)} * \sqrt{\pi a} \quad (2.3)$$

em que σ corresponde à tensão, a corresponde ao comprimento de fenda, Y corresponde ao parâmetro geométrico, t corresponde à espessura do provete, W corresponde à largura do provete, isto é, à sua dimensão característica e P corresponde à carga aplicada.

2.4. Propagação de fendas por fadiga

A análise do crescimento de fendas por fadiga com base no ΔK , conhecido como gama do fator de intensidade de tensão, é uma abordagem frequentemente usada para prever a taxa de crescimento da fenda ao longo do tempo. O ΔK é definido como a diferença entre o fator de intensidade de tensão avaliado para a carga máxima ($K_{\text{máx}}$) e o fator de intensidade de tensão avaliada para a carga mínima (K_{min}) durante um ciclo de carga. Essa abordagem é baseada na relação entre o ΔK e a velocidade de propagação da fenda da/dN . Num gráfico típico de $da/dN - \Delta K$ é possível distinguir três regiões diferentes da curva (ver Figura 2.2), regiões essas que representam 3 regimes de propagação diferentes. Esses regimes são:

Regime I - A taxa de crescimento da fenda é baixa em baixos valores de ΔK . À medida, que o valor de ΔK aumenta, a velocidade de propagação vai aumentando também de forma bastante acentuada até chegar ao limiar da zona II. Neste regime as propriedades microestruturais podem desempenhar uma função muito importante. Uma pequena variação de ΔK determina um aumento radical da velocidade de propagação. Esta região é limitada inferiormente por um valor de ΔK_{If} que é designado por limiar de propagação de fenda por fadiga. Abaixo deste valor, não existe iniciação de fenda nem se dá início à propagação (Ferreira & Borrego, 2021).

Regime II – Neste regime, a velocidade de propagação exibe uma relação linear com o valor de ΔK , considerando uma escala log-log. É aplicável a Lei de Paris para descrever o valor da velocidade de propagação, o qual depende quase em exclusivo de ΔK . Fatores externos como a espessura e a microestrutura têm pouca influência no comportamento. Neste regime a velocidade de propagação é estável, razão pela qual a maioria dos estudos de ensaios de fadiga se foca principalmente nesta região. Segundo (Carlos A. G. de Moura Branco, 2011; Crooker et al., 1976), existem vários mecanismos ativos neste regime de propagação, sendo os três modos mais vulgares a estriação dúctil ou frágil, a coalescência de microcavidades e a microclivagem. Os materiais dúcteis apresentam fundamentalmente estriação e coalescência de microcavidades, enquanto os materiais de alta resistência, ou frágeis, apresentam com frequência microclivagem.

Regime III – Neste regime verifica-se uma propagação bastante rápida, sendo a velocidade de propagação muito sensível a pequenas variações do valor de ΔK . Quando o fator de intensidade de tensão máximo do ciclo de carga, $K_{\text{máx}}$, se aproxima do valor crítico

do material (tenacidade à fratura K_{Ic}), a velocidade aumenta de forma muito acentuada até se dar a rotura total. Há uma grande influência da microestrutura, tensão média e espessura, e baixa influência do meio ambiente, contrariamente ao regime I.

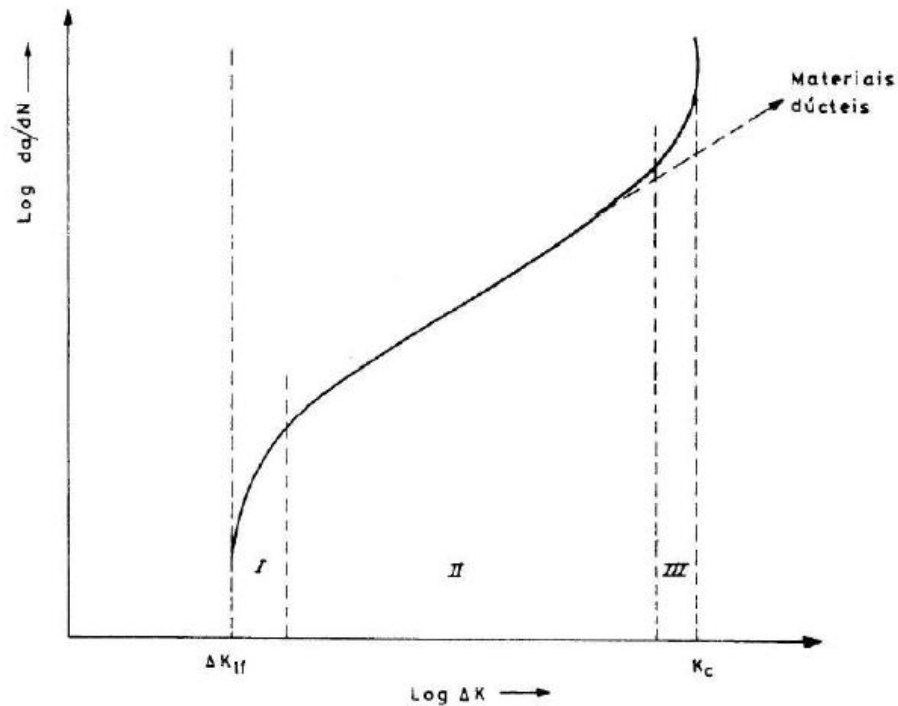


Figura 2.2 Gráfico típico de $da/dN - \Delta K$ com os valores dos eixos em escala log-log, que mostra os três regimes típicos de propagação. Adaptado de (Carlos A. G. de Moura Branco, 2011).

Existem várias vantagens associadas à utilização de ΔK na explicação de fenómenos de fadiga, tais como a existência de normas que definem o procedimento de teste, a simplicidade associada ao equipamento e ao processo experimental e o facto de a maioria da literatura existente usar curvas $da/dN - \Delta K$ (Fernandes, 2021). No entanto, devido ao contraste entre a natureza elástica de ΔK e as características plásticas e irreversíveis associadas ao processo de fadiga, este parâmetro tem algumas limitações associadas à sua utilização (Fernandes, 2021). Assim, não é possível prever a influência da razão de tensões na velocidade de propagação, nem a influência do histórico de carregamento ou a validade limitada da aplicação da MFLE.

A relação entre o ΔK e a taxa de crescimento da fenda é descrita pela Lei de Paris que é aplicável apenas no regime II de propagação. Esta lei estabelece que a taxa de crescimento da fenda por cada ciclo de carga (da/dN) em função do ΔK :

$$\frac{da}{dN} = C * (\Delta K)^m \quad (2.4)$$

onde:

- da/dN é a taxa de crescimento da fenda por ciclo de carregamento;
- C e m são constantes experimentais que dependem das características do material;
- ΔK é a gama do fator de intensidade de tensão durante um ciclo.

A Lei de Paris pode ser usada para prever a vida em fadiga, ou seja, o número de ciclos necessários para a fenda atingir um comprimento crítico pré-determinado. Isso é feito através da integração da taxa de crescimento da fenda ao longo do tempo. É importante salientar que a Lei de Paris é baseada em dados experimentais e é válida apenas para uma faixa específica de ΔK . Fora dessa faixa, existem outros mecanismos de propagação de fendas que se podem tornar dominantes, exigindo outros modelos de previsão.

2.5. Fecho de fenda

Existem vários modelos para explicar o efeito dos parâmetros de fadiga sobre a velocidade de propagação, nomeadamente a tensão média e a espessura. Um dos principais conceitos utilizados é o fenómeno de fecho de fenda. As causas principais do fecho de fenda são a plasticidade na região da ponta da fenda, a rugosidade das superfícies de fratura e a oxidação. Assim sendo, descrevem-se de seguida alguns conceitos que visam contextualizar os efeitos observados. Um dos modelos mais utilizado é o proposto por (Elber, 1971). Este autor foi pioneiro na elaboração do conceito de fecho de fenda, bem como a explicar a sua relação com o avanço de fendas por fadiga. Este modelo baseia-se no conceito de fecho dos flancos da fenda por ação da deformação plástica. No domínio de aplicação da MFLE uma fenda deverá estar aberta quando se aplica uma carga qualquer e estará fechada quando essa carga for retirada. No entanto, foi demonstrado que, mesmo ao aplicar uma carga de tração a um componente que contenha uma fenda, esta fenda poderá estar fechada, ainda que esta carga seja positiva não nula. De facto, a extremidade da fenda é rodeada de uma zona plástica. Quando a fenda avança através desta região, o material deformado forma uma cunha plástica, a qual tende a fechar a fenda durante o descarregamento para cargas mais elevadas

que aquelas seriam de esperar em condições lineares. Desta forma surgiu então um novo parâmetro aplicado aos ensaios de propagação de fendas por fadiga, que é definido por:

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

em que $K_{abertura}$ é o valor do fator de intensidade de tensão abaixo do qual a fenda permanece fechada.

Após a aplicação de uma sobrecarga, surge uma redução da velocidade de propagação que é causada pelos níveis crescentes de deformação plástica na ponta da fenda, à medida que esta avança. Consequentemente, este novo parâmetro ΔK_{eff} sofre uma redução gradual, (Ferreira & Borrego, 2021). Assim a fenda, enquanto estiver fechada, pode transmitir tensões de compressão entre as duas faces e, portanto, esta parte do ciclo é não efetiva.

De acordo com o modelo anteriormente descrito, existirá um novo valor de ΔK_{lf} a partir do qual a fenda estará completamente aberta, tendo em conta que a existência de fecho de fenda vai causar um contacto prematuro da fenda para um valor de carga positivo não nulo. Se o valor da razão de tensões (R) variar, haverá no ciclo de tensões um determinado valor de R_a a partir do qual a fenda estará sempre totalmente aberta. A partir deste valor de R_a , o valor de ΔK_{lf} será o novo limiar de propagação efetivo do material e é independente de R . Para valores de R inferiores a R_a o limiar de propagação varia com a razão de tensões segundo a equação 2.6. Para valores superiores de R , este será igual a ΔK_a , completamente independente da razão de tensões, como demonstrado na equação 2.7.

$$\Delta K_{lf} = K_{m\acute{a}x}(1 - R), \quad para R \leq R_a \quad (2.6)$$

$$\Delta K_{lf} = \Delta K_a, \quad para R > R_a \quad (2.7)$$

Aplicando diretamente a teoria de Elber para caracterizar a propagação de fendas à fadiga, pode relacionar-se o valor teórico de ΔK com o seu valor efetivo através da equação 2.8, na qual se representa um novo parâmetro adimensional U que quantifica o fecho de fenda presente num ciclo de carga. A fórmula para obter este valor, é apresentada na equação 2.9.

$$\Delta K_{eff} = U * \Delta K \quad (2.8)$$

$$U = \frac{K_{m\acute{a}x} - K_{aberto}}{K_{m\acute{a}x} - K_{min}} \quad (2.9)$$

O comportamento das curvas de velocidade de propagação é muito afetado pela variação da razão de tensões. O aumento de R , para um mesmo valor de ΔK , corresponde também a um aumento do valor de da/dN . Este efeito é sentido em todos os regimes de propagação da curva da Lei de Paris, incluindo o regime II. Este comportamento pode ser justificado maioritariamente pelo efeito de fecho de fenda, do qual sofrem as ligas de alumínio.

Têm vindo a ser estudados vários tipos de mecanismos de fecho, nomeadamente induzido por plasticidade, por oxidação, por rugosidade, por fluido viscoso, por transformação de fase e por pó de grafite. O fecho de fenda induzido por plasticidade (PICC) é considerado o mecanismo de fecho mais relevante (principalmente no regime II) (Fernandes, 2021). O fecho de fenda induzido por rugosidade (RICC) será o segundo mecanismo considerado para explicar o conceito de fecho de fenda.

2.6. Parâmetros não lineares (CTOD)

A utilização de ΔK na análise de propagação de fendas por fadiga tem muitas vantagens associadas, mas surgem também algumas limitações que levaram ao surgimento de novas abordagens que preenchessem as lacunas existentes, nomeadamente o conceito de fecho de fenda. Para superar estas limitações, têm sido criadas novas abordagens que não recorrem ao ΔK . Foi o que aconteceu com o surgimento de vários modelos baseados em parâmetros não lineares como é o caso do deslocamento da abertura da ponta da fenda, *Crack Tip Opening Displacement*, ou CTOD. De entre todos os materiais utilizados em construção mecânica, existe um grupo muito importante, cuja fratura ocorre com uma elevada quantidade de plasticidade, o que invalida a aplicação das teorias da MFLE (Carlos A. G. de Moura Branco, 2011). Quando a zona deformada plasticamente apresenta dimensões significativas é necessário utilizar outros parâmetros tais como o CTOD que foi o primeiro que surgiu para este efeito no ano de 1961 (Carlos A. G. de Moura Branco, 2011). O CTOD leva em consideração a geometria da fenda e fornece uma medida direta do deslocamento da ponta da fenda durante a propagação. Este parâmetro é capaz de capturar os efeitos da plasticidade na ponta da fenda, que podem afetar significativamente o comportamento de

propagação. Durante a propagação da fenda por fadiga, a zona plástica desenvolve-se na frente da fenda, o que afeta a propagação. O CTOD permite uma caracterização mais abrangente e precisa do comportamento de propagação da fenda em situações onde a plasticidade é significativa. Este parâmetro pode também levar em consideração as condições de tensão locais e possíveis características anisotrópicas do material. É particularmente útil em situações em que a fenda pode desviar-se ou curvar-se, pois os resultados provenientes da sua medição não são afetados por fatores como a geometria do entalhe, geometria do provete ou até de bifurcações da fenda.

2.7. Anisotropia material

Segundo a notação *ASTM* para provetes de fratura extraídos de uma chapa laminada ou forjada, quando o provete está alinhado com os eixos de simetria na chapa, existem seis orientações possíveis. Como se pode verificar através da Fig. 2.3, as letras L, T e S denotam as direções longitudinal, transversal e curta transversal, respetivamente, em relação à direção de laminagem ou eixo de forjagem. De notar que são necessárias duas letras para identificar a orientação de um provete: a primeira letra indica a direção da tensão principal de tração, que é sempre perpendicular ao plano da fenda nos testes do Modo I, e a segunda letra indica a direção de propagação da fenda. A direção S-T refere-se ao carregamento na direção da espessura do lingote do qual se obtiveram os provetes e a fenda propaga na direção transversal, ou seja, perpendicular à direção de aplicação da carga cíclica. Por exemplo, a orientação L-T corresponde à aplicação de carga na direção longitudinal do lingote do qual se obtiveram os provetes e a propagação da fenda acontece na direção transversal.

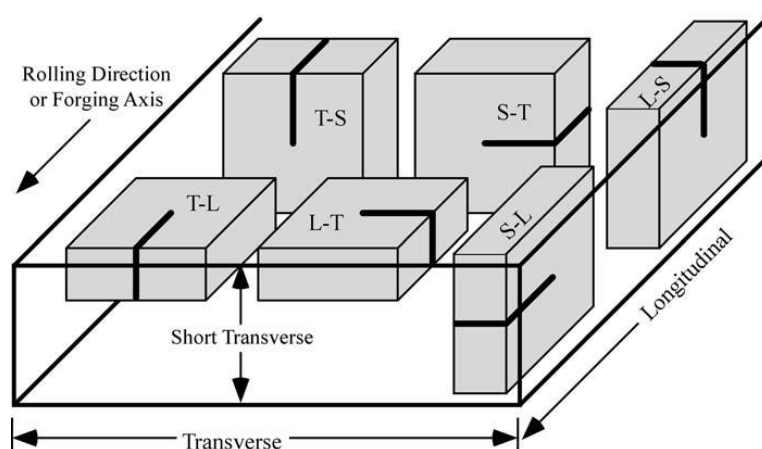


Figura 2.3 Notação ASTM utilizada para descrever a direção de obtenção de provetes provenientes de chapas laminadas ou forjadas. Adaptado de (Borges et al., 2023).

A influência das direções S-T e L-T está relacionada com a resposta à fadiga do material, especialmente no que diz respeito à propagação de fendas. As propriedades mecânicas e a resistência à fadiga podem variar dependendo da orientação da fenda em relação à chapa laminada de onde foi extraído. Essas diferenças podem ser atribuídas a vários fatores, entre os quais o mais relevante neste caso será a anisotropia deste material (Borges et al., 2023). Em alguns materiais, como metais anisotrópicos, a direção S-T pode ser crítica para a propagação de fendas, enquanto a direção L-T pode ter menos influência (Jesus et al., 2022). Em outros materiais, como metais isotrópicos, a orientação da fenda pode não ter um efeito significativo na propagação de fendas.

É importante considerar as direções S-T e L-T ao projetar componentes sujeitos a fadiga, especialmente quando se trata de evitar a propagação de fendas. Este parâmetro pode ter uma influência muito importante no valor de da/dN , verificando-se uma diminuição do mesmo quando a liga AL7050-T7451 é solicitada segundo a direção L-T, relativamente à direção S-T (Borges et al., 2023).

A análise e a compreensão das características de fadiga e do comportamento do material em diferentes direções podem auxiliar na seleção de estratégias de mitigação de falha por fadiga, como a aplicação de técnicas de *stop hole* ou outras técnicas de alívio de tensão.

2.8. Retardar o crescimento de fendas

As fendas podem desenvolver-se durante a fabricação ou durante o período de serviço de componentes e estruturas. Essas fissuras podem crescer até a fratura final e causar danos materiais, económicos e humanos. Portanto, é necessário aumentar a resistência residual e a vida útil das estruturas fissuradas, retardando ou mesmo interrompendo o crescimento da fenda. Isso é especialmente importante para componentes estruturais que não podem ser substituídos assim que a fenda for observada. Diferentes abordagens têm sido propostas para estender a vida útil à fadiga retardando o crescimento da fenda, nomeadamente, reduzindo a intensidade de tensão na ponta da fenda, introduzindo tensões residuais compressivas e reduzindo concentrações de tensão na ponta da fenda. A redução da intensidade de tensão na ponta da fenda ocorre por meio do preenchimento da fenda (Sharp, 1997; Shin, 2000; Song, 1998, 2001), aplicação de remendos compostos (Ayatollahi, 2007; Schubbe, 1996;

Baker, 1993) e reparo por soldadura (Mendez, 2003; Liu, 2004). A redução das concentrações de tensão na ponta da fenda é feita através da perfuração da zona de propagação (Song, 2004; Wu, 2010). As tensões residuais compressivas podem ser geradas por meio de sobrecarga (Carlson, 1991; Shin, 1993), indentação Brinell nos pontos de canto (Goto, 1996; Song, 2002; Lim, 2003; Nishimura, 2005; Ruzek, 2012), expansão a frio (Buxbaum, 1987; Ball, 1998; Ghfiri, 2000), tratamento a laser de choque (Fairand, 1976; Yang, 2001; Buchanan, 2011), jateamento de granalha (Wang, 1998; Černý, 2011; Liu, 2013), aquecimento localizado (Ray, 2002, 2005; Chen, 1993) e perfuração de furos nas proximidades da ponta da fenda (Shin, 1996; Ghfiri, 2000; Song, 2004; Murdani, 2008). Makabe et al. (2009) propuseram um método de interromper o crescimento da fenda através da perfuração de um furo de travagem e inserção de um pino. A perfuração de furos pode ser geralmente dividida em três categorias principais, incluindo furos na ponta da fenda, furos de desvio e furos no flanco da fenda. O furo na ponta da fenda é um recurso clássico usado por muitas equipas de manutenção em todo o mundo, pois é relativamente barato, simples e rápido de aplicar. Enquanto que os furos na ponta da fenda são usados para reduzir a concentração de tensão na ponta da fenda e, assim, retardar o início e o crescimento da fenda por fadiga, os furos de desvio são usados para alterar a direção do crescimento da fenda e também interromper o seu crescimento. A perfuração de dois furos simétricos no flanco da fenda em relação à linha da fenda é outro método para reduzir o fator de intensidade de tensão, diminuir a taxa de crescimento da fenda e aumentar a vida útil à fadiga da parte fissurada. Shin et al. (1996) sugeriram que o uso de perfuração de furos para estender a vida útil à fadiga é mais eficaz do que a aplicação de sobrecarga e mais seguro do que a aplicação de sobrecarga. No entanto, esse procedimento só pode ser usado para fendas com frentes quase retas. O aumento da vida útil à fadiga controlado pela plasticidade (ou sobrecarga) do material à frente da ponta da fissura introduz um campo de tensão residual compressiva, que pode aumentar significativamente a vida útil à fadiga de um componente. Em alguns casos, a aplicação de uma sobrecarga pode interromper totalmente o crescimento da fenda em subsequentes ciclos de baixa amplitude (Wheatley, 1999).

Neste estudo foi utilizado o método de *stop hole* que é uma técnica utilizada para retardar o crescimento de fendas por fadiga em componentes estruturais. O método envolve a perfuração de um orifício no material adjacente à ponta da fenda, como demonstrado na Fig. 2.4. Esse orifício vai ficar na trajetória de propagação da fenda criando um novo entalhe,

o que vai criar uma barreira ao avanço da fenda, evitando ou retardando a rotura catastrófica no componente.

A definição do diâmetro do furo tem vindo a ser objeto de estudo em várias ocasiões, (Ayatollahi et al., 2014, 2016; Song & Shieh, 2004), segundo (Song & Shieh, 2004), é possível afirmar que quanto maior o diâmetro do furo, maior será a vida de iniciação de fenda. Uma justificação possível será o facto de o novo entalhe criado pelo furo ter uma menor concentração de tensões do que a frente da fenda em questão.

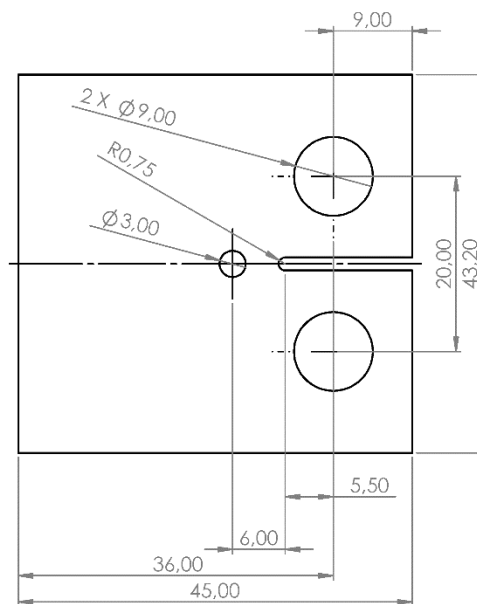


Figura 2.4 Geometria do provete C(T) com furo, direção L-T..

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo vai ser abordado todo o procedimento experimental efetuado, desde o material e a sua caracterização, a geometria dos provetes, parâmetros de entrada e todo o procedimento laboratorial aplicado na realização deste ensaio.

3.1. Materiais

No âmbito desta dissertação, será estudada uma liga de alumínio da série 7XXX, mais concretamente a liga 7050-T7451. Esta nomenclatura define as características da liga, nomeadamente, o número “7” indica que a liga pertence a uma série caracterizada pelas suas propriedades de alta resistência. Os dois dígitos seguintes fornecem informações adicionais sobre a composição e algumas características específicas, ou seja, o dígito “0” indica que é uma liga principal, composta principalmente por alumínio, enquanto que o dígito “5” indica que a liga é reforçada com elementos de liga como o zinco. A caracterização mecânica e química deste material já foi efetuada anteriormente (Pimenta, 2018), pelo que apenas se apresentam as propriedades mecânicas e químicas deste material. Na Tabela 3.1 e Tabela 3.2 encontram-se as propriedades mecânicas e químicas da liga AA 7050-T7451, respetivamente.

Tabela 3.1 Propriedades mecânicas da liga AA 7050-T7451.

Densidade	Módulo de Elasticidade	Tensão de Cedência	Tensão de Rotura	Coefficiente de Poisson
2,75g/cm ³	71,7 GPa	469 MPa	524 MPa	0,33

Tabela 3.2 Propriedades químicas da liga AA 7050-T7451, valores em percentagem de peso.

Al	Cu	Cr	Mg	Mn	Ti	Si	Fe	Zn
Bal.	2,17	<0,01	2	0,01	0,04	0,04	0,06	6,67

3.2. Provetes

O estudo da propagação de fendas por fadiga foi realizado com recurso a dois provetes distintos, provetes C(T) e M(T). Além disso, foram estudadas duas direções distintas de propagação da fenda, nomeadamente L-T e S-T. A obtenção dos provetes C(T) foi feita através do aproveitamento do material resultante do ensaio experimental de provetes M(T). As dimensões dos provetes C(T) estão indicadas na Figura 2.1, sendo a sua espessura 2 mm. Além disso, foi criado um furo na zona de propagação num dos provetes. As dimensões dos provetes M(T) estão indicadas na Figura 2.1. Seguem-se algumas etapas necessárias de preparação do provete antes de efetuar o ensaio de propagação de fenda:

- Polimento efetuado com recurso a uma máquina de polimento de bancada existente no Laboratório de Construções Mecânicas do DEM. A primeira fase envolve lixas de carboneto de silício com granulometria decrescente, P800, P1200, P2500. Numa segunda fase, foi utilizada uma pasta de polir com suspensão de diamante cuja granulometria foi de 5 μ m.
- Após o fim da operação de polimento, segue-se uma lavagem com água e sabão para retirar resíduos provenientes da lixa e da pasta de polir.
- Aplicação de álcool etílico na superfície do provete para que a água da lavagem seque de forma mais rápida e não deixe manchas na superfície, que possam condicionar depois a observação da fenda.
- Pintar a zona da fenda de forma a criar contraste visual, o que facilita a posterior visualização da propagação da fenda.

3.3. Condições de ensaio

Todos os ensaios de fadiga foram realizados segundo a norma ASTM E647-00 numa máquina de ensaios elétrica da marca INSTRON ELECTROPLUS modelo E10000 com capacidade de carga dinâmica de 10 kN. Este processo foi controlado por computador através do software INSTRON WaveMatrix, específico para a geração de cargas dinâmicas e aquisição de dados. A Fig. 3.1 contém o *setup* utilizado para os ensaios, com o provete já amarrado na máquina (Fig. 3.1 (a) e (b)) bem como alguns dados técnicos da máquina de ensaios (Fig. 3.1 (c)).

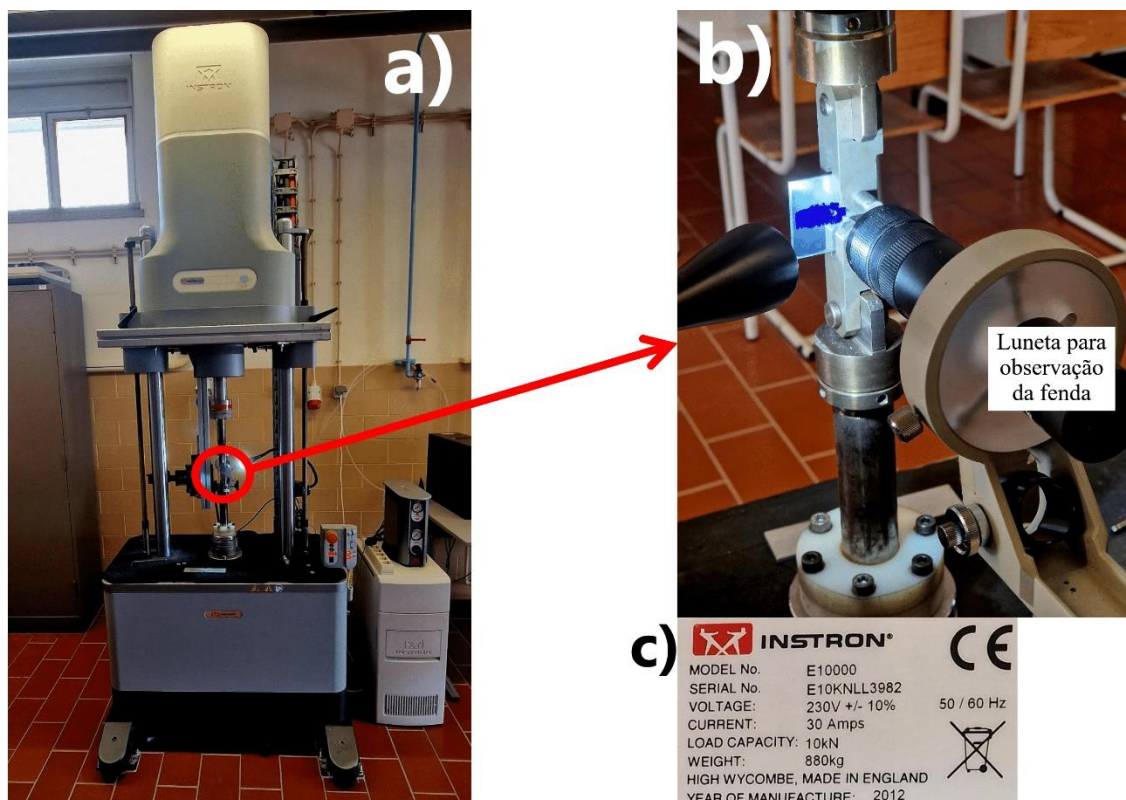


Figura 3.1 a) Máquina de ensaios INSTRON E10000; b) Imagem de pormenor do provete amarrado na máquina de ensaios; c) Dados técnicos da máquina de ensaios.

Estes ensaios foram realizados em modo I segundo a norma ASTM E647-00 fazendo uso do método polinomial incremental de cinco pontos para determinar da/dN.

Todos os ensaios de propagação de fendas por fadiga foram iniciados com um valor de $\Delta K = 6 \text{ MPam}^{0.5}$ com uma exceção para o ensaio do provete com furo, em que houve necessidade de aumentar o valor de ΔK após a fenda chegar ao furo.

Tabela 3.3 Parâmetros de entrada dos ensaios experimentais em provete C(T).

	Ensaio Provete C(T) para as direções S-T e L-T	Ensaio Provete C(T) na direção L-T com <i>stop hole</i>	
		Antes do Furo	Depois do Furo
$P_{\text{máx}}$	650 N	650 N	770 N
$P_{\text{mín}}$	32,5 N	32,5 N	38,5 N
ΔK_0	6 MPam ^{0,5}	6 MPam ^{0,5}	12,49 MPam ^{0,5}
R	0,05	0,05	

Os parâmetros P correspondem às cargas máxima e mínima que foram utilizadas para definir um ciclo completo de carga, visto que foi aplicado um carregamento cíclico. O parâmetro R corresponde ao quociente entre a carga mínima e a carga máxima, sendo este um valor muito importante para a interpretação dos resultados. Por fim, a frequência de carregamento que tem o valor de 15 Hz nada mais é do que o número de ciclos de carga efetuados por segundo pela máquina de ensaios. O procedimento de ensaio inclui os seguintes passos:

- Assim que o provete esteja preso às amarras da máquina de ensaios, é necessário nivelar o provete, de modo a que não exista nenhum tipo de esforços no provete para além de tração. Sempre que exista uma descarga devido a uma pausa mais prolongada no ensaio (fim de dia de trabalho, fim de semana) este passo tem de ser repetido.
- Monitorizar o provete com recurso a uma luneta de ampliação (ampliação max. 45x; precisão 10 μ m) até que exista início de propagação da fenda.
- Após o início da propagação, é necessário ajustar o micrómetro e medir a fenda desde a ponta do entalhe até à frente de fenda para obtermos o primeiro valor de comprimento de fenda. A partir deste ponto, é necessário controlar o número de ciclos por cada 0,2 mm de propagação da fenda até à rotura do provete.

4. MODELO NUMÉRICO

Neste capítulo será descrito de forma detalhada todo o procedimento numérico adotado, nomeadamente o material, a geometria do provete, condições de fronteira, carregamento e uma breve descrição do programa de elementos finitos.

4.1. Programa de Elementos Finitos

O programa académico de elementos finitos DD3IMP, desenvolvido no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, foi utilizado na realização das simulações numéricas. Este programa foi originalmente desenvolvido para a simulação numérica de processos de conformação de chapas metálicas (Oliveira et al., 2008).

A utilização deste programa consiste num conjunto de ficheiros que se divide em dois grupos principais, sendo estes os ficheiros com os parâmetros de entrada e os ficheiros com os resultados obtidos após a simulação. São apresentados de seguida todos os ficheiros envolvidos bem como uma breve descrição de cada um deles:

- **DD3 mesh.dat**: Este ficheiro serve para definir a malha de elementos finitos do provete;
- **DD3 materX.dat**: Este ficheiro serve para introduzir diferentes parâmetros das leis constitutivas do material (módulo de *Young*, tensão de cedência, parâmetros das leis de encruamento, etc.);
- **DD3 phase.dat**: Este ficheiro tem como função caracterizar o carregamento. Uma vez que o carregamento é definido por incrementos de força, é necessário ter mais do que um ficheiro deste tipo, mesmo quando a amplitude de carga é constante;
- **DD3 bcon.dat**: Este ficheiro tem como função impor as condições de fronteira no provete;
- **DD3 input.dat**: Contém todos os parâmetros numéricos, como o critério de convergência, número máximo de iterações, etc.;
- **DD3oCYCLIC.dat**: Este ficheiro tem como objetivo escolher o critério de propagação a ser utilizado na simulação numérica, bem como o valor crítico da deformação plástica;
- **DD3 contact.dat**: Este ficheiro tem informação sobre o contacto entre os flancos da fenda.

- **Tool BCIDY.res**: Este ficheiro contém os valores de força aplicada, ao longo do tempo em que são aplicados os ciclos de carga.
- **R_NODESreleased.res**: Este ficheiro contém todas as propagações que aconteceram ao longo do ensaio e permite calcular valores de da/dN , o ciclo no qual ocorreram, bem como o valor de deformação plástica no nó de frente de fenda.
- **R_line1 CTOD.DD3**: Este ficheiro contém os valores de CTOD a um nó de distância da extremidade da fenda.

4.2. Condições de Fronteira e Carregamento

Devido à condição de simetria material e de carregamento, apenas metade do provete C(T) foi modelado. Por outro lado, o provete M(T) apresenta 2 planos de simetria, ou seja, apenas um quarto do provete foi modelado. Assim é possível reduzir o tempo de cálculo sem afetar a qualidade das previsões numéricas. Todos as simulações efetuadas tiveram como condição de fronteira o estado plano de tensão, como se mostra na figura 4.1. Para isso a espessura do provete foi reduzida para 0,1 mm de forma a garantir que a dimensão na direção da espessura é muito menor em comparação com as dimensões no plano.

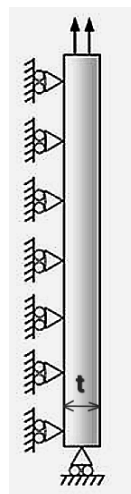


Figura 4.1 Representação esquemática do modelo físico. Condições de fronteira a aplicar para obter estado plano de tensão. Adaptado de (Antunes, 2021; Fernandes, 2021).

No que toca ao carregamento aplicado nas simulações dos ensaios, foi utilizado um carregamento cíclico de amplitude constante para todos os ensaios, sendo aplicado sob a forma de uma força concentrada no ponto do topo do furo. Os valores de carga mínima e carga máxima utilizados em cada carregamento e para cada provete estão apresentados na

tabela 4.1. Foram estudadas 3 razões de tensão distintas, em ambos os provetes, nomeadamente -0.5, 0.05 e 0.5. Apresentam-se ainda na Tabela 4.2 os valores de carga e a respetiva razão de tensões utilizada na simulação do provete com furo.

Tabela 4.1 Valores de carga máxima e mínima para cada razão de tensões em cada tipo de provete.

	Provetes C(T)			Provetes M(T)		
	R = -0,5	R = 0,05	R = 0,5	R = -0,5	R = 0,05	R = 0,5
P_{máx}	30 N	30 N	55 N	90 N	125 N	180 N
P_{mín}	-15 N	1,5 N	27,5 N	-45 N	6,25 N	90 N

Tabela 4.2 Valores de carga máxima e mínima para o provete C(T) com *stop hole*.

Provete C(T) com <i>stop hole</i>		
R = 0,05		
	Antes do Furo	Depois do Furo
P_{máx}	32,5 N	38,5 N
P_{mín}	1,625 N	1,925 N

Na Fig. 4.2 está representado um exemplo explicativo de carregamento de amplitude constante para o caso concreto das simulações no provete C(T) com R = 0,05.

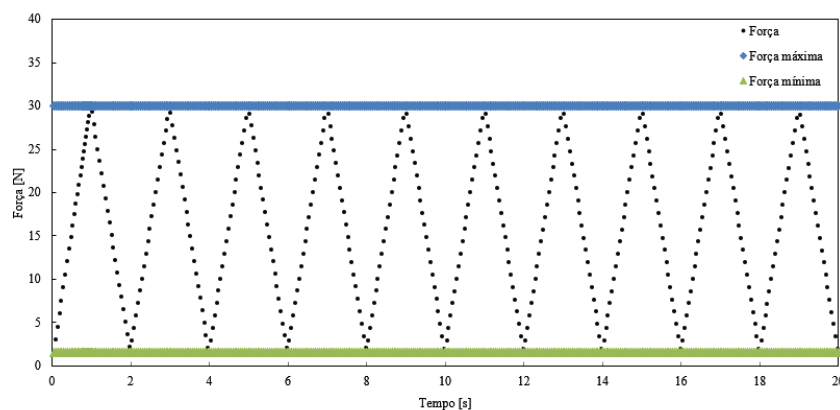


Figura 4.2 Curva típica de um carregamento com amplitude constante. Caso concreto dos provetes C(T) com R = 0,05.

4.3. Malha de Elementos Finitos

A malha de elementos finitos utilizada na discretização dos provetes é composta por elementos finitos hexaédricos lineares de 8 nós, associados a uma integração seletiva reduzida. Em muitos casos, é necessário utilizar diferentes níveis de refinamento na malha para obter resultados precisos e ao mesmo tempo eficientes. Isso ocorre especialmente em situações onde existem zonas com características diferentes, tal como acontece neste caso. Nas Figs. 4.3 e 4.4 podemos ver o aspeto da malha utilizada no provete C(T), bem como a evidente separação das diferentes zonas com os elementos de diferentes tamanhos. Concretamente na Fig. 4.4 é possível ver a zona mais importante do provete, ou seja, a zona onde vai ocorrer a propagação da fenda. Essa zona tem de ter uma malha muito mais refinada para que a precisão dos resultados seja a mais elevada possível. Cada elemento desta zona da malha tem uma área de $8 \times 8 \mu\text{m}^2$, área essa muito inferior à apresentada pelos outros elementos que cobrem a restante área do provete. A razão principal para que não se aplique uma malha muito refinada em toda a área do provete é simplesmente por limitações em termos de capacidade computacional.

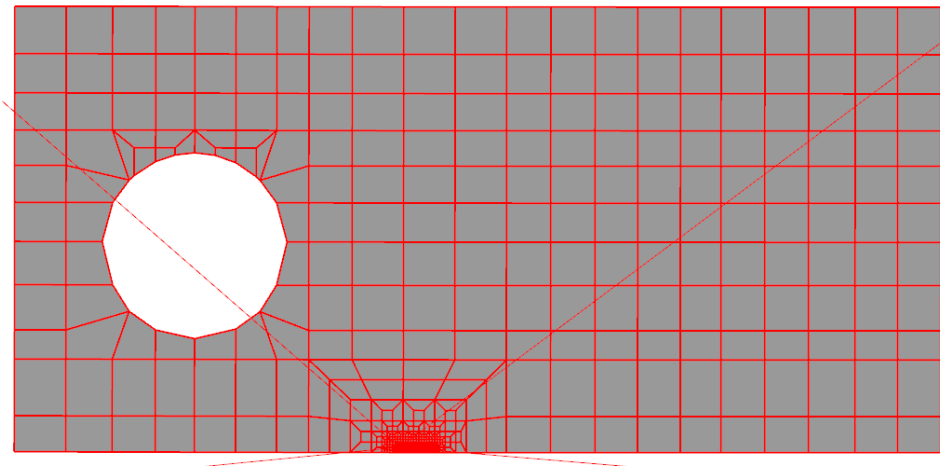


Figura 4.3 Malha utilizada na discretização dos elementos finitos do modelo do provete C(T). Representação da metade completa do provete.

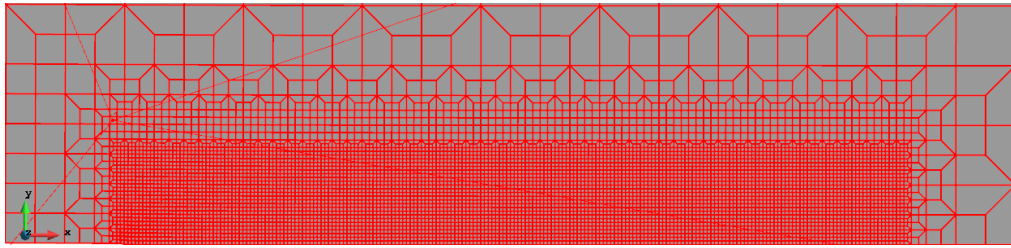


Figura 4.4 Zona de malha mais refinada, correspondente à zona de propagação de fenda.

O refinamento da malha é feito apenas em redor da extremidade da fenda. No entanto, a propagação da fenda leva ao movimento da extremidade da fenda. Assim seria necessário fazer movimentar também a zona refinada da malha. Para contornar essa situação, a qual é complexa do ponto de vista numérico, são realizadas várias simulações com diferentes comprimentos de fenda iniciais. Assim, são utilizadas malhas diferentes no que concerne à posição da zona refinada. A solução encontrada foi dividir o comprimento total da zona de propagação em várias zonas diferentes que serão estudadas de forma independente. Os comprimentos de fenda considerados na simulação numérica são apresentados na Tabela 4.3 para cada razão de tensões estudada. Cada uma destas simulações foi efetuada para as direções S-T e L-T para a liga de alumínio 7050.

Tabela 4.3 Simulações efetuadas nos provetes M(T) e C(T) com os respetivos parâmetros.

	Provete M(T)			Provete C(T)		
	R = -0,5	R = 0,5	R = 0,05	R = -0,5	R = 0,5	R = 0,05
Comprimento inicial de fenda		5,5 mm			10 mm	
		10,5 mm			13 mm	
		15,5 mm			16 mm	
		17,5 mm			19 mm	
		-	-	20,5 mm	-	-

4.4. Modelo Constitutivo

A utilização de ferramentas de simulação numérica para estudar fenómenos físicos como a propagação de uma fenda por fadiga, requer a correta definição de parâmetros de estudo que consigam descrever com o maior rigor o comportamento dos materiais quando

solicitados, neste caso, sob esforços cíclicos. Esta simulação é feita com base num critério de deformação plástica acumulada, requerendo assim a correta definição do comportamento elasto-plástico da liga AA7050-T7451. Têm sido desenvolvidos vários modelos que descrevem este comportamento dos materiais, sendo geralmente constituídos por três componentes:

- **Critério de cedência plástica**: Descreve a superfície limite de elasticidade sob qualquer combinação de tensões aplicadas;
- **Lei de encruamento**: descreve a evolução da superfície limite de elasticidade durante a deformação plástica. A lei de encruamento isotrópico refere-se a uma expansão proporcional e equivalente da superfície limite de elasticidade, enquanto que a lei de encruamento cinemático descreve a sua translação no espaço de tensões;
- **Lei de plasticidade**: estabelece a relação entre o estado de tensão e o incremento de deformação plástica.

Neste estudo, tanto o comportamento elástico como o comportamento plástico desta liga de alumínio foram assumidos isotrópicos. Portanto, o comportamento elástico foi definido pela lei de Hooke (Hooke, 1678), descrita pelo módulo de *Young* (Tab. 3.1) e pelo coeficiente de *Poisson*. Apesar da anisotropia material, foi utilizado o critério de *Von Mises* (von Mises, 1913) para descrever o comportamento plástico. No entanto, foram feitas duas calibrações independentes, uma para cada direção de propagação da fenda. Além disso, em ambas as direções o material é assumido elástico-perfeitamente plástico, ou seja, não existe encruamento isotrópico com o aumento da deformação plástica. A lei de Armstrong-Frederick (Armstrong & Frederick, 1966; Borges et al., 2023) foi selecionada para descrever o encruamento cinemático não linear, expressa pela equação 4.1:

$$\dot{X} = C_X \left[\frac{X_{Sat}}{\bar{\sigma}} (\sigma' - X) - X \right] \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (4.1)$$

em que C_X é um parâmetro da Lei de Armstrong & Frederick e fornece informação sobre a velocidade de saturação cinemática, X_{SAT} é a tensão de saturação cinemática, σ' representa a componente desviadora da tensão e $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ a taxa de deformação plástica equivalente.

A Tabela 4.4 apresenta os parâmetros do modelo constitutivo que descrevem o comportamento elasto-plástico do material estudado em cada uma das direções.

Tabela 4.4 Parâmetros do modelo constitutivo de encruamento cinemático para a liga AA7050-T7451. Adaptado de (Jesus et al., 2022).

Material	Y_0 [MPa]	C_x	X_{Sat} [MPa]
L-T	357,93	378,64	183,24
S-T	375,00	302,47	177,43

4.5. Modelo de Propagação da Fenda

Existem vários critérios no que toca à progressão de fendas por fadiga. Neste caso é aplicado o critério de acumulação de deformação plástica na ponta da fenda. É um mecanismo válido na explicação da propagação de fendas por fadiga. Existem outros mecanismos que também são utilizados a par deste, tais como o tamanho da zona plasticamente afetada, a energia dissipada ou o CTOD (Borges et al., 2020).

O critério que vai ser utilizado exige a calibração de um valor crítico de deformação plástica a partir do qual se libertará o nó atualmente na frente de fenda, o que vai fazer com que a fenda propague. O instante no qual essa libertação ocorre é definido pela comparação entre o valor atual de deformação plástica acumulada e o valor definido como crítico. O valor crítico da deformação plástica acumulada ε_p^c para a liga de alumínio 7050 foi obtido por (Borges et al., 2023). Como foram consideradas duas direções diferentes de propagação (L-T e S-T), foram obtidos dois valores distintos de ε_p^c . Em relação à orientação L-T, foram realizadas simulações com valores críticos de $\Delta\varepsilon_{plást.}$ iguais a 100%, 200% e 300%. Foi adicionada uma linha de regressão linear para determinar o valor crítico de $\Delta\varepsilon_{plást.}$ que forneceria a mesma velocidade de propagação prevista pelo ensaio experimental, tal como está ilustrado na Figura 4.6. Um valor crítico de $\Delta\varepsilon_{plást.}$ de 221% foi obtido para a orientação L-T. O mesmo procedimento foi aplicado à orientação S-T. Foram realizadas simulações com $\Delta\varepsilon_{plást.}$ igual a 50% e 100%, e foram calculadas as suas velocidades de propagação. Foi obtido um valor crítico de $\Delta\varepsilon_{plást.}$ de 80%. Portanto, há um efeito significativo da orientação da amostra no valor crítico da deformação plástica acumulada.

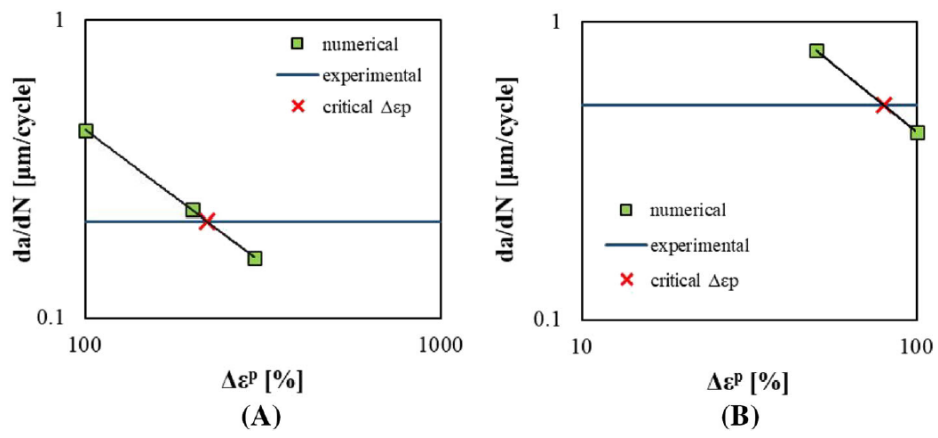


Figura 4.5 Calibração do valor crítico de $\Delta\varepsilon_{\text{plást.}}$ Para (A) orientação L-T e (B) orientação S-T. Adaptado de (Borges et al., 2023).

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos experimentalmente e também através da simulação numérica. Foram efetuadas simulações para o provete do tipo C(T), e foi efetuado tratamento de dados para simulações já existentes relativas ao provete do tipo M(T). Os resultados experimentais incluem a propagação de fendas por fadiga em provetes C(T) obtidos em direções distintas, bem como o efeito da presença de um furo na linha de propagação.

5.1. Resultados experimentais

Nesta secção são apresentados e discutidos os resultados experimentais obtidos a partir dos ensaios efetuados no Laboratório de Construções Mecânicas do DEM. Também foram utilizados dados experimentais obtidos anteriormente, relativos a ensaios de fadiga com provete M(T). A utilização desses resultados neste estudo tem o propósito de possibilitar a comparação entre os dois tipos de provete e enriquecer as conclusões que se pretendem retirar destes resultados.

(i) CT versus MT

Na Fig. 5.1 representa-se a velocidade de propagação de fenda em função de ΔK para os provetes M(T) e C(T) da liga de alumínio 7050-T7451. Segundo a direção S-T, como se pode ver, o aumento de ΔK faz aumentar da/dN de um modo linear (escalas logarítmicas) para ambos os tipos de provete. No geral, os resultados são equivalentes entre si, apesar das diferentes geometrias dos provetes utilizados. A criação da norma ASTM E 647-00, bem como dos respetivos fatores geométricos Y para cada tipo de provete, teve o objetivo de eliminar a influência de vários fatores nos resultados dos ensaios de fadiga, neste caso em concreto fazendo referência à geometria dos provetes.

Uma análise mais cuidadosa à curva relativa ao provete C(T) revela que estes resultados exibem uma linearidade menos evidente que a curva relativa ao provete M(T). A explicação para esta situação pode estar descrita na norma ASTM E647-00, onde é referido que se desaconselha a utilização deste tipo de provete em materiais que apresentem

caraterísticas anisotrópicas. Como já foi referido em várias ocasiões (Borges et al., 2023; Jesus et al., 2022), a liga de alumínio 7050 apresenta caraterísticas anisotrópicas, portanto este facto poderá explicar a diferença de linearidade entre as duas curvas.

Segundo a direção L-T, a diferença mais evidente relativamente a S-T é a posição das curvas no gráfico, ou seja, mais uma vez se torna evidente a menor velocidade de propagação segundo a direção L-T. Esta diferença pode ser confirmada de forma mais evidente no Anexo A.

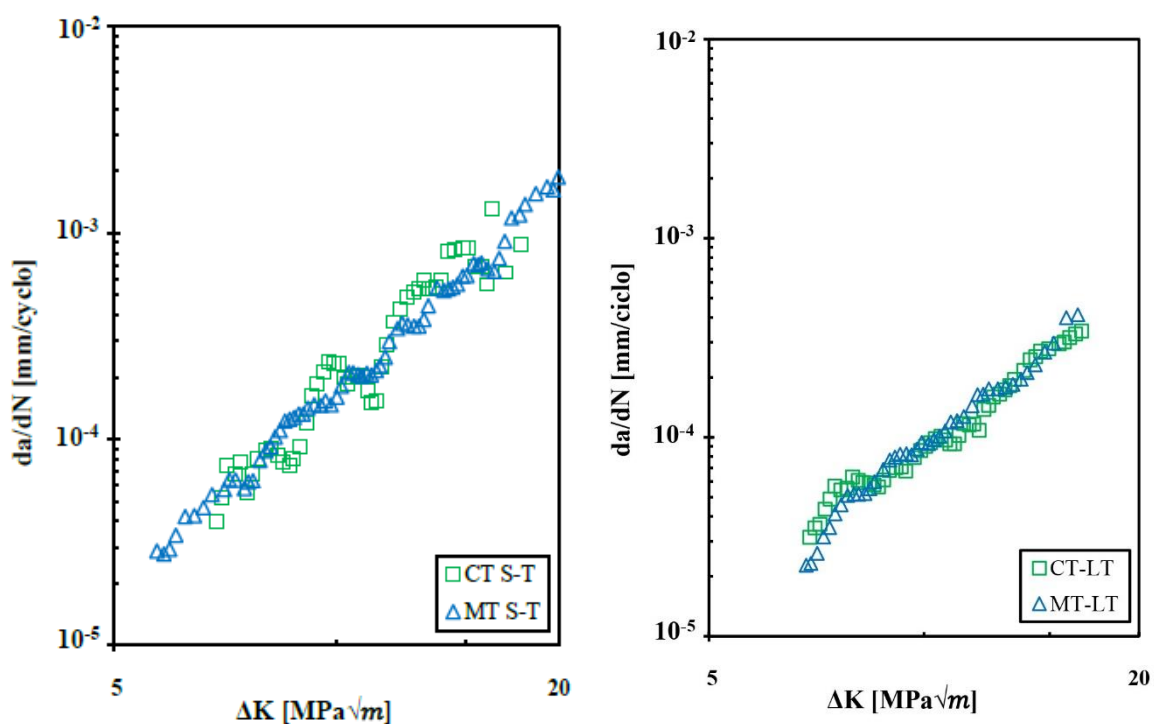


Figura 5.1 Comparação de gráficos da/dN - ΔK obtidos nos ensaios de fadiga com provetes do tipo M(T) e C(T), ambos os provetes obtidos segundo a direção S-T.

Na Fig. 5.2 representa-se mais uma vez a velocidade de propagação de fenda em função de ΔK para os provetes C(T) na liga de alumínio 7050-T7451, mas agora na direção L-T. Estão representados dois ensaios distintos, um em provete C(T) efetuado especificamente para este estudo e o restante efetuado para estudar o método *stop hole*. Relativamente à curva do ensaio sem furo já foram descritas as devidas conclusões na análise da Fig. 5.1.

Como se pode ver, para valores de ΔK mais baixos, os ensaios resultaram em curvas semelhantes, têm comportamentos idênticos até ao ponto em que no ensaio com presença de

furo se verifica um aumento anormal do valor de da/dN que não se verifica nos restantes dois ensaios. Esta diferença pode ter sido provocada por uma concentração de tensões anormal devido à presença do furo na trajetória de propagação da fenda. Ou seja, no intervalo de valores de ΔK próximo à região do furo, a propagação da fenda acelerou mais do que o normal, comparativamente aos restantes ensaios efetuados.

(ii) Efeito do furo

Relativamente ao ensaio com presença de furo, há várias coisas a referir antes de analisar os resultados. Em primeiro lugar, quando a fenda chegou ao furo os mecanismos inverteram e passaram a ser a ser de iniciação (e não de propagação) pelo que a fenda parou e esteve 570000 ciclos num ΔK de $10,53 \text{ MPam}^{0,5}$ mas não iniciou, pelo que foi aumentado o valor da carga em 25% (e consequentemente também o ΔK) e demorou 55000 ciclos para iniciar, voltando então ao regime de propagação partindo de um ΔK de $12,49 \text{ MPam}^{0,5}$. Analisando a parte da curva após a passagem pelo furo, pode constatar-se que os resultados são coincidentes com os demais, sugerindo assim que a presença do furo, para além de um ligeiro aumento da velocidade de propagação, não tem qualquer tipo de efeito na propagação da fenda, após esta passar pelo furo. A influência do furo é sentida apenas quando a fenda se está a aproximar deste, e não quando já se está a afastar.

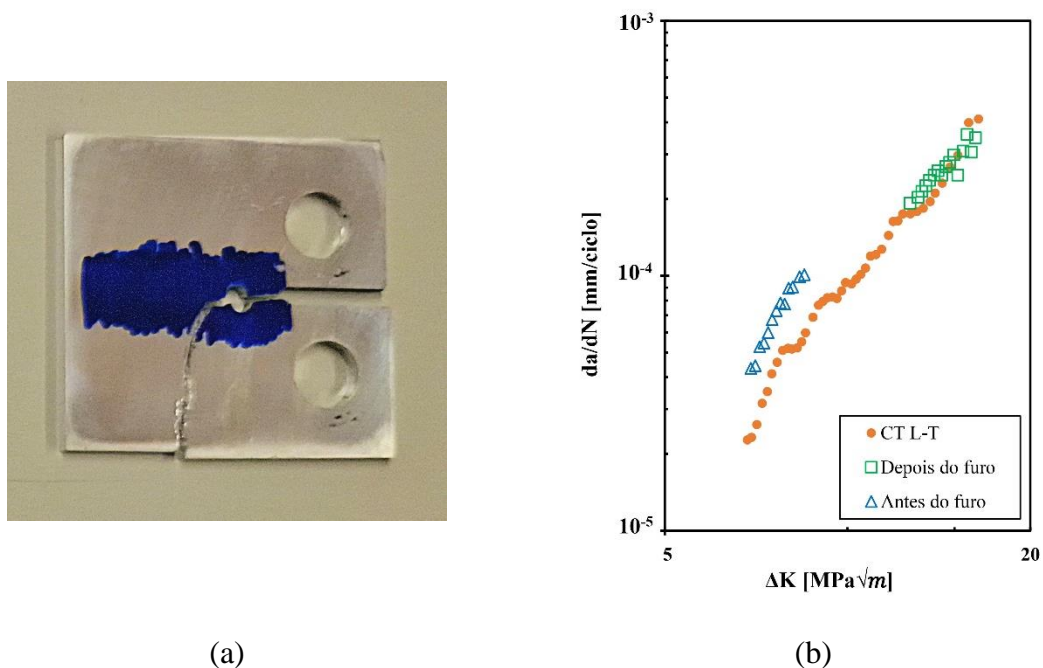


Figura 5.2 (a) Provete C(T) ensaiado com furo; (b) Gráfico que contém duas curvas, ambas relativas ao provete C(T) na direção L-T, uma relativa ao provete com furo e a outra relativa ao provete *standard*.

(iii) Efeito da orientação

Na Fig. 5.3 representa-se novamente a velocidade de propagação de fenda em função de ΔK para os provetes C(T) e M(T) da liga de alumínio 7050-T7451, comparando o comportamento na direção L-T e S-T. Existe uma clara influência da direção de obtenção dos provetes nos resultados obtidos. O provete relativo à direção L-T apresenta valores de da/dN inferiores para os mesmos valores de ΔK , o que indica que a propagação da fenda nesta direção é mais difícil do que na direção S-T. Este fenómeno tem vindo a ser alvo de análise por vários estudos científicos como (Borges et al., 2023; Jesus et al., 2022).

A explicação mais unânime será a diferença na quantidade de energia gasta pela fenda ao propagar-se quando esta atravessa tanto as fronteiras de grão como o próprio grão em si (direção L-T), relativamente a quando se propaga quase exclusivamente pelas fronteiras de grão (direção S-T). Nas Figs. 5.4 e 5.5 apresentam-se, respetivamente, imagens alusivas às direções S-T e L-T, provenientes de microscopia ótica obtidas por (Jesus et al., 2022) ao efetuar a análise metalográfica da área de propagação da fenda num ensaio de fadiga para este material. No caso do provete obtido na direção S-T, a propagação da fenda está alinhada com a orientação dos grãos. Por outro lado, no caso do provete L-T, a fenda tem uma direção de propagação transversal à orientação dos grãos, o que reduz a velocidade de propagação

de fenda. Comparando os resultados obtidos entre os diferentes tipos de provete, mais uma vez se conclui que a linearidade das curvas é maior nos provetes M(T).

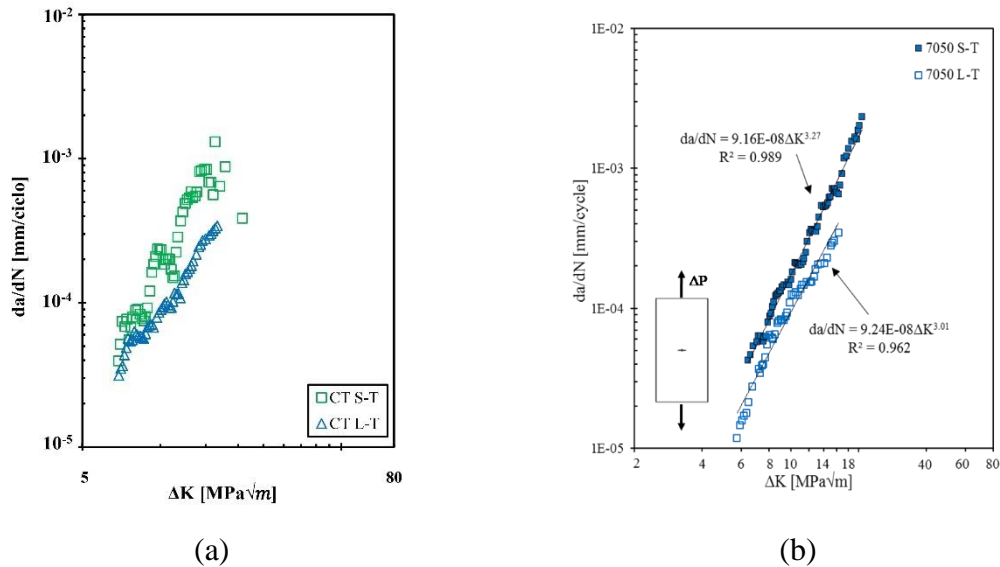


Figura 5.3 Comparação da influência das direções S-T e L-T no comportamento à fadiga entre os dois tipos de provete: (a) Provete C(T); (b) Provete M(T).

As estruturas granulares das direções S-T e L-T segundo as quais se obtiveram os provetes para este estudo são apresentadas nas Figs. 5.4 e 5.5 respetivamente. Estas imagens foram obtidas por microscopia ótica no âmbito do estudo efetuado por (Jesus et al., 2022). Relativamente à direção S-T (Fig. 5.4) é possível constatar o alongamento dos grãos na direção concordante com a direção de propagação da fenda. Esta característica leva a que a fenda se propague de forma intergranular, o que vai reduzir a quantidade de energia necessária para que esta se propague pelas fronteiras de grão, em relação à direção L-T. Os provetes obtidos segundo esta direção apresentam velocidades de propagação de fenda mais elevadas que aqueles obtidos segundo L-T. Esta vai de encontro às conclusões obtidas em outros estudos como (Borges et al., 2023; Jesus et al., 2022; Pimenta, 2018; Schubbe, 2009).



Figura 5.4 Provete C(T) com fenda, segundo a direção S-T, obtida por microscopia ótica. Adaptado de (Jesus et al., 2022)

Em relação à direção L-T é possível verificar que a fenda para avançar na estrutura do material tem de atravessar tanto a fronteira de grão como o próprio grão. A propagação nesta direção será intragranular, a fenda entra no interior dos grãos fazendo com que a energia necessária para que esta avance seja superior àquela que é gasta na propagação segundo S-T. Como referido anteriormente, quanto maior a energia necessária para ocorrer uma propagação, maior será a resistência à propagação de fendas por fadiga.

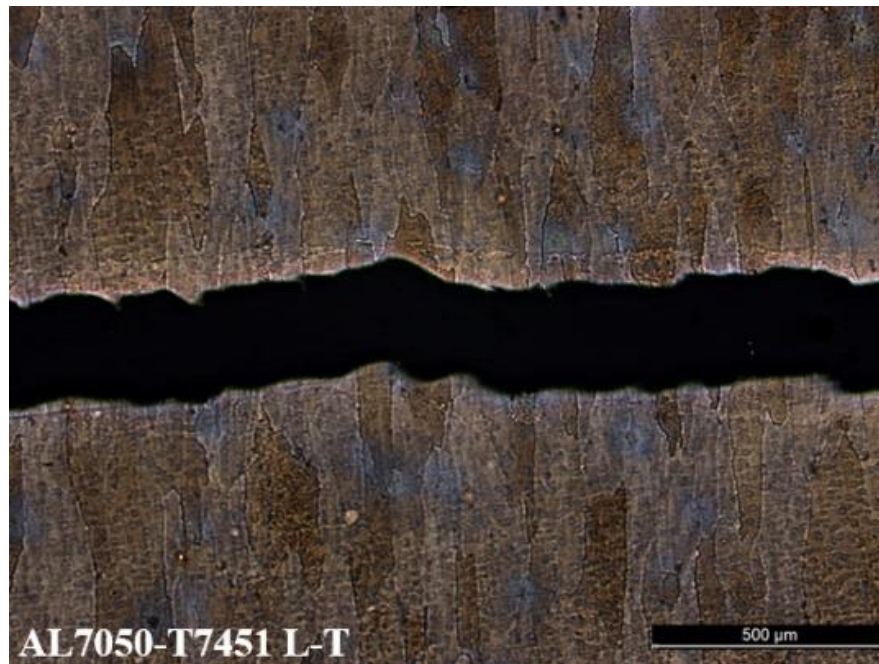


Figura 5.5 Provete C(T) com fenda, segundo a direção L-T, obtida por microscopia eletrónica. Adaptado de (Jesus et al., 2022).

Na direção L-T, como a fenda passa pelo interior do grão vai existir um maior valor de fecho de fenda induzida por plasticidade. A própria trajetória da fenda nesta direção é muito mais irregular do que na direção S-T, o que vai promover também um maior valor de fecho de fenda induzido por rugosidade. Em ambos os provetes relativos à direção L-T verifica-se uma bifurcação da fenda quando os valores de K se aproximam do valor de K_{Ic} deste material, o que aumenta os valores de fecho de fenda induzido por plasticidade, diminuindo assim o valor de da/dN .

Na Fig. 5.6 representa-se um exemplo de bifurcação da fenda que ocorreu durante o ensaio de fadiga efetuado no DEM. Este é um dos primeiros sinais a partir dos quais a fenda muda de trajetória e segue pela direção perpendicular àquela que seria a esperada. Na Fig. 5.7 é óbvio o desvio que a fenda teve relativamente ao provete obtido segundo a direção S-T.

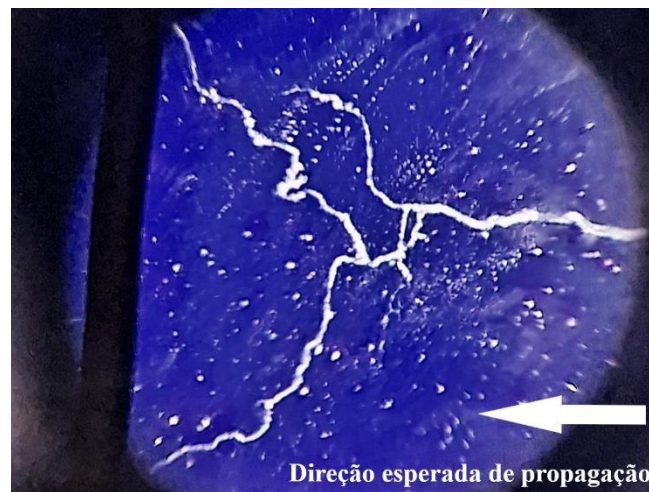


Figura 5.6 Imagem da fenda de um dos ensaios segundo a direção L-T. A fenda propaga de maneira inesperada apresentando uma bifurcação.

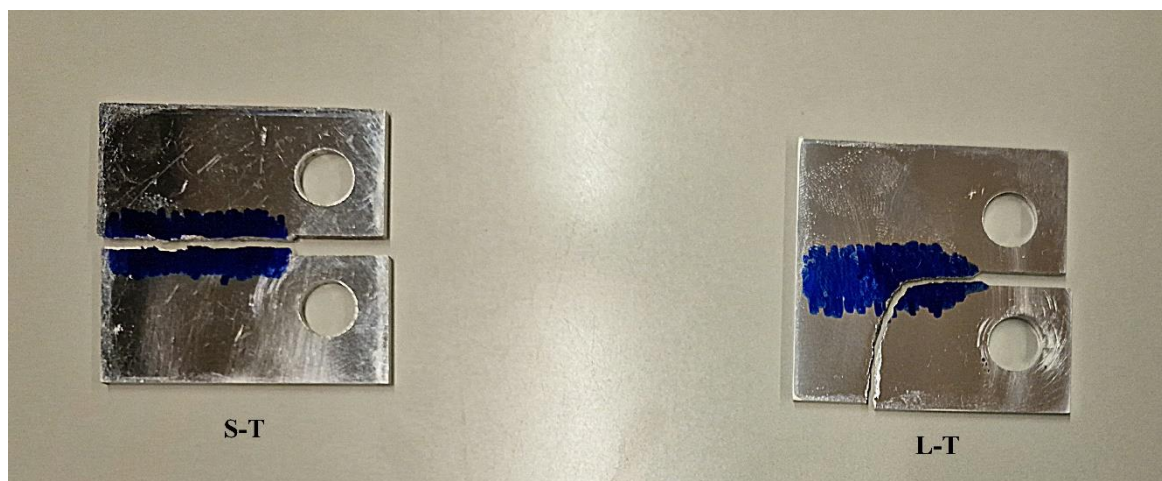


Figura 5.7 Provetes ensaiados no DEM onde se evidencia o desvio na propagação da fenda no provete segundo a direção L-T.

5.2. Resultados Numéricos

(i) Efeito de ΔK e R

Na Figura 5.8 representa-se a velocidade de propagação de fenda em função de ΔK para a liga de alumínio 7050-T7451, comparando três valores de razão de tensões e dois provetes distintos. Esta previsão da velocidade de propagação foi feita considerando os provetes orientados na direção S-T. Como se pode ver, o aumento de ΔK faz aumentar da/dN de um modo linear, assumindo escalas logarítmicas. A inclinação desta reta quantifica a influência da variação de ΔK no valor de da/dN , o que leva a concluir que para as três razões

de tensão estudadas esse declive é semelhante, sendo que para $R = 0,5$ esta quantidade é ligeiramente superior relativamente às restantes.

A influência da razão de tensões no valor de da/dN foi prevista numericamente, ou seja, quanto maior o valor de R , maior será o valor de da/dN para o mesmo valor de ΔK . Este facto leva à conclusão de que quanto maior a razão de tensões, mais rápida será a propagação de uma fenda por fadiga, isto devido á diminuição do fecho de fenda.

Quanto à reta relativa à razão de tensões negativa, é evidente que esta representa valores de taxa de propagação menores que as restantes, levando a concluir que o fenómeno de fecho de fenda tem bastante influência no valor de da/dN , ou seja, quanto mais fecho de fenda existir, menor serão os valores de da/dN . De notar que a gama do fator de intensidade de tensões foi avaliada tendo em conta todo o espectro de carga, incluindo a parte negativa da carga.

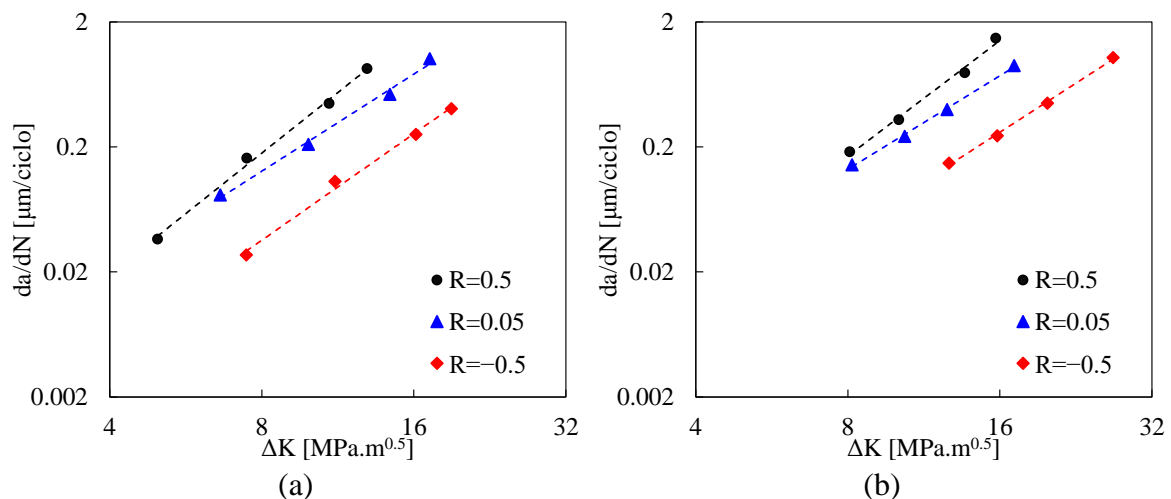


Figura 5.8 Previsão numérica do efeito das razões de tensão nos valores de da/dN - ΔK para a direção S-T: (a) provete M(T); (b) provete C(T).

Na Figura 5.9 representa-se a velocidade de propagação de fenda em função de ΔK , obtida com o provete M(T) da liga de alumínio 7050-T7451 na direção L-T, comparando três razões de tensão distintas. Todas as conclusões tiradas para a direção S-T podem-se aplicar neste gráfico, uma vez que a única mudança relativamente ao anterior será a direção segundo a qual se obteve o provete.

Em termos de comparação dos dois gráficos relativamente ao da/dN pode concluir-se que para a direção L-T os valores de da/dN são inferiores aos valores obtidos para a direção

S-T, o que confirma o que já foi referido em outras ocasiões por (Borges et al., 2023; Jesus et al., 2022; Schubbe, 2009). É possível então afirmar que a propagação de fendas por fadiga segundo a direção L-T é mais difícil, do que segundo a direção S-T.

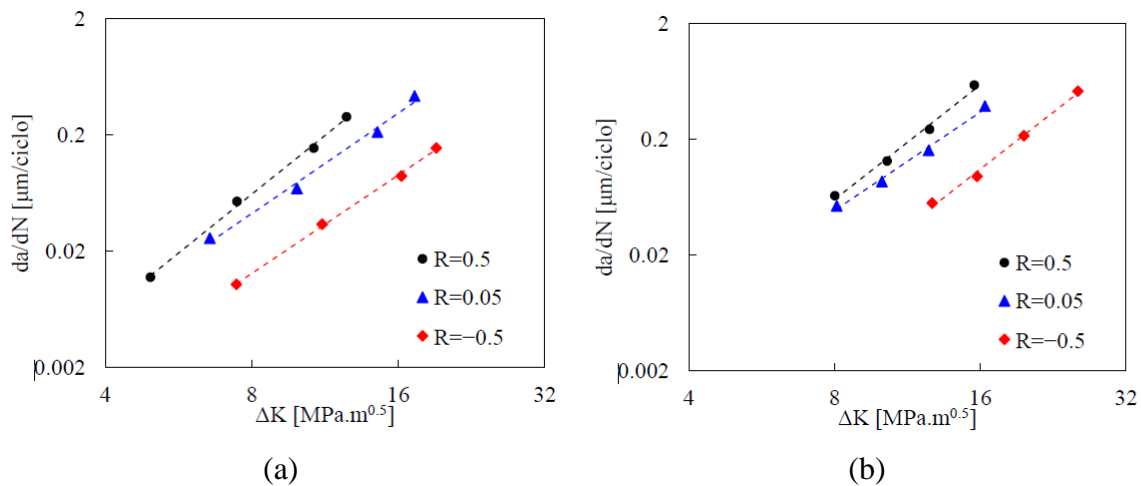


Figura 5.9 Previsão numérica do efeito das razões de tensão nos valores de da/dN - ΔK para a direção L-T: (a) provete M(T); (b) provete C(T).

Na Fig. 5.10 representa-se o valor de CTOD (*Crack Tip Opening Displacement*) em função da força aplicada para a direção L-T em ambos os tipos de provete da liga de alumínio 7050-T7451. Como se pode ver, o aumento do valor da força faz aumentar o CTOD de forma não linear, ou seja, a relação entre estas duas variáveis não é descrita por uma reta. Para cada razão de tensões existem 4 curvas, relativas às simulações com os diferentes comprimentos iniciais de fenda.

É possível concluir que os valores máximos de CTOD são coincidentes para as duas razões de tensão positivas, no entanto, a razão negativa apresenta um valor máximo inferior. O fecho de fenda nesta situação ($R=-0,5$) é maior o que influencia a abertura máxima atingida na frente de fenda. Esta situação vem em linha com os resultados obtidos para os valores de da/dN representados nas Figs. 5.8 e 5.9.

Em termos da abertura das curvas associadas a cada ciclo de carga, pode concluir-se que quanto maior o comprimento inicial de fenda, maior será a abertura da curva em questão. Esta abertura representa a quantidade de deformação plástica presente no fim do ciclo de carga, assim sendo, quanto maior o comprimento da fenda, maior será a quantidade de deformação plástica causada pelo ciclo de carga. Comparando as três razões de tensão relativamente a este parâmetro, pode concluir-se que para a razão negativa a abertura da

curva é menor, pois a maior quantidade de fecho de fenda vai limitar a deformação plástica acumulada na frente de fenda, o que induz mais uma vez um aumento da resistência à fadiga.

Em relação à inclinação das várias curvas apresentadas, podemos verificar que quanto maior o valor do comprimento de fenda, maior é a inclinação destas. Tendo em conta que a inclinação pode representar a rigidez do provete, podemos concluir que quanto maior for o comprimento da fenda, menor vai ser a sua rigidez, o que representa um aumento de da/dN . Esse aumento é confirmado pelas Figs. 5.8 e 5.9, pois aumenta com o aumento de ΔK , variável essa que é diretamente proporcional ao comprimento de fenda.

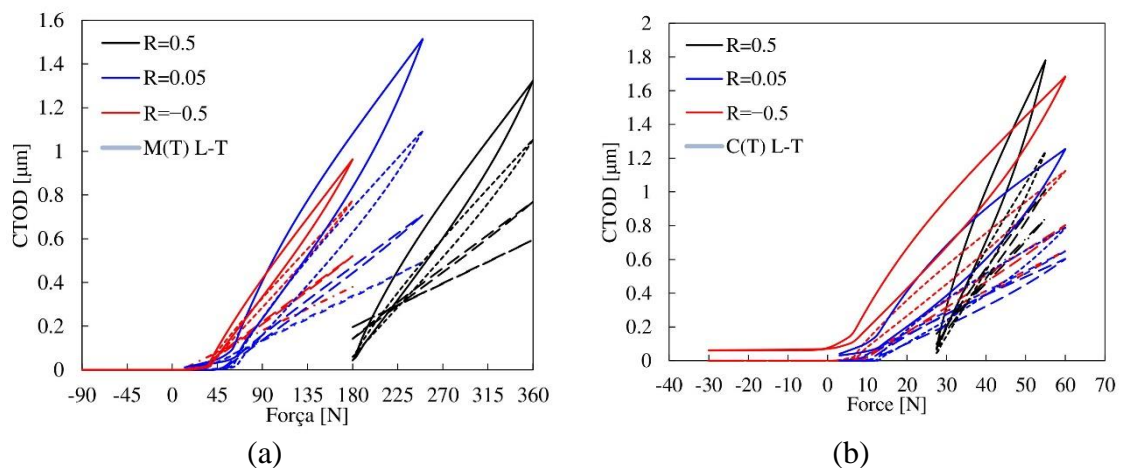


Figura 5.10 Gráfico que contém o efeito das diferentes razões de tensão estudadas nos valores de CTOD para a direção L-T: (a) provete M(T); (b) provete C(T). As 4 curvas de cada cor representam os 4 comprimentos de fenda.

Na Fig. 5.11 apresentam-se os valores para o CTOD obtidos nas simulações numéricas, relativamente à direção S-T em ambos os provetes. No geral, as conclusões retiradas para a Fig. 5.10 são aplicáveis nesta situação, no entanto registam-se algumas diferenças. A inclinação dos gráficos, é muito mais acentuada para a razão de 0,5 uma vez que esta é a única que não exhibe fecho de fenda de entre as três apresentadas.

Em termos de abertura das curvas, pode concluir-se que a razão de tensões 0,05 é que apresenta maior abertura, ou seja, é a que apresenta maior quantidade de deformação plástica acumulada no fim do ciclo de carga. Isto é consequência do facto da amplitude do fator de intensidade de tensões ser superior para $R=0,05$ em comparação com a situação para $R=0,5$. O oposto acontece para a razão de 0,5 que é a que apresenta menor abertura, logo menor quantidade de deformação plástica acumulada no final do ciclo de carga.

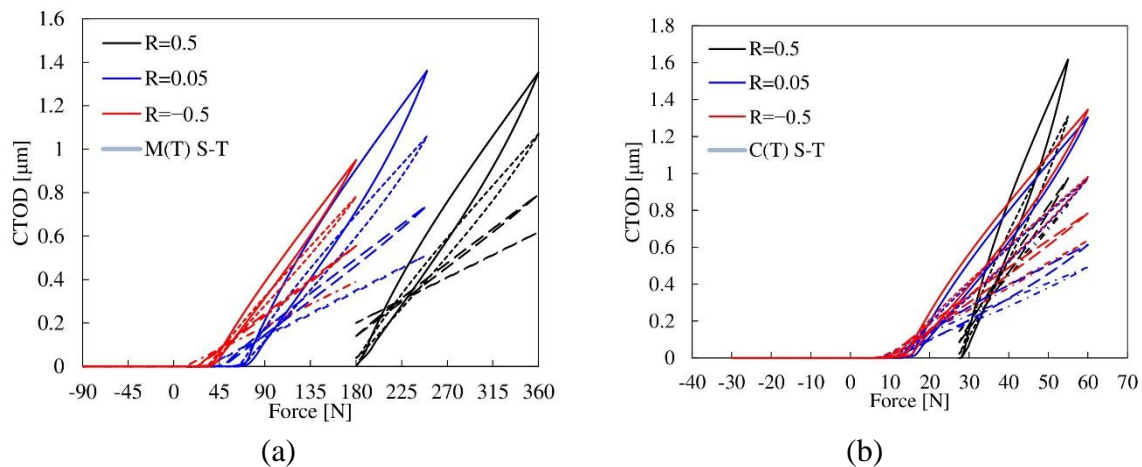


Figura 5.11 Gráfico que contém o efeito das diferentes razões de tensão estudadas nos valores de CTOD para a direção S-T: (a) provete M(T); (b) provete C(T).

(ii) Efeito do furo

Na Fig. 5.12 apresentam-se duas curvas da- $dN - \Delta K$ relativas ao ensaio do provete C(T) obtido segundo a direção L-T, com o furo na zona de propagação cuja geometria está descrita na Fig. 2.2. Cada uma destas é relativa ao ensaio experimental e à simulação numérica efetuadas. Relativamente à curva experimental, é evidente o aumento linear da velocidade de propagação com o aumento de ΔK tal como se verifica nas anteriores figuras 5.1, 5.2, 5.3, 5.8 e 5.9. Em relação à curva de resultados numéricos, esta exhibe um comportamento que não é semelhante à curva experimental na maioria da sua extensão, exibindo uma concordância na zona do gráfico relativa à parte do provete antes de chegar ao furo. Uma possível explicação para o comportamento da curva numérica será um comportamento do tipo assintótico provocado pela concentração de tensões na região do furo. Por outras palavras, esta curva está a tender para a curva experimental, mas foi influenciada pela concentração de tensões provocando este comportamento que se vê no gráfico. Esta concentração de tensões é confirmada uma vez mais no gráfico da Fig. 5.2 quando a curva experimental relativa à zona antes do furo não é coerente com as restantes. Na parte da curva numérica relativa à zona do provete depois do furo, o comportamento assintótico está uma vez mais presente, levando a concluir que a concordância com a curva experimental não acontece neste caso, mas apenas e só devido à falta de pontos no gráfico, e não devido à incoerência ou falta de confiabilidade do programa de simulação numérica. Os primeiros pontos obtidos pela simulação apresentam uma tendência decrescente que depois se inverte ao chegar até ao gráfico experimental. Tal fenómeno tem como explicação

a estabilização da cunha plástica e o afastamento do furo, requerendo algumas propagações para tal.

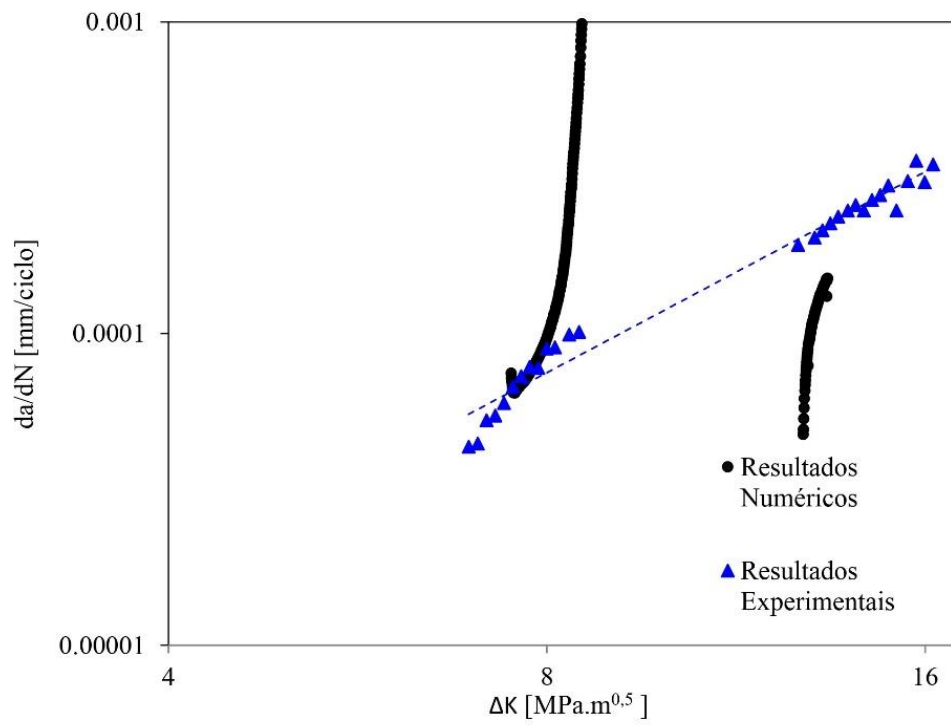


Figura 5.12 Comparação dos dados obtidos por simulação numérica e do ensaio experimental, relativos ao ensaio do provete C(T) com furo.

6. CONCLUSÕES

Nesta dissertação foram estudados vários parâmetros geométricos que são parte da integrante dos estudos de propagação de fendas por fadiga, e analisada a sua influência nos resultados obtidos. Apresentam-se de seguida as principais conclusões deste estudo:

- A vida de iniciação necessária para iniciar a propagação da fenda a partir da superfície do furo é superior a 500 000 ciclos, comprovando a eficácia do método *stop hole* para atrasar a propagação da fenda e consequentemente a rotura catastrófica do componente em situações de emergência.
- Não existe influência do tipo de provete utilizado nos resultados obtidos para a velocidade de propagação. As expressões utilizadas para o cálculo de ΔK e do seu parâmetro geométrico por parte da norma ASTM E647-00 são completamente fiáveis como se comprova no gráfico da Fig. 5.1.
- A razão de tensões tem clara influência nos valores de da/dN , quanto maior for R , maior será o valor de da/dN e menor será o valor de fecho de fenda.
- A direção de obtenção do provete tem uma clara influência nos valores de da/dN obtidos. A direção L-T apresenta valores mais baixos de da/dN relativamente à direção S-T.
- A recomendação da norma ASTM E647-00 relativa à não utilização de provetes C(T) em materiais com características anisotrópicas tais como a liga 7050 é confirmada com a Fig. 5.1 onde o gráfico relativo ao provete M(T) apresenta uma melhor correlação de dados, ou seja, uma maior linearidade do que o gráfico relativo ao provete C(T).

Sugestões para trabalhos futuros:

- Estudo da vida de iniciação de fadiga no caso do provete com furo, nomeadamente na região depois do furo.
- Estudar o efeito do fator geométrico através da análise de propagação de fendas por fadiga em outros tipos de provete. Em concreto, focar no estudo de duas fendas que propagam simultaneamente num único provete e na propagação de fendas assimétricas em provete M(T).

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- A. Wohler. (1967). Experiments on the strength of metals. *Engineering*, 23, 160.
- Antunes, F. V. (2021). Fatigue crack growth in metallic materials. *Provas de Agregação*.
- Antunes, F. V., Castanheira, F. A., & Branco, R. (2016). A numerical analysis of the mechanisms behind plasticity induced crack closure: application to variable amplitude loadings. *International Journal of Fatigue*, 89, 43–52.
- Armstrong, P. J., & Frederick, C. O. (1966). A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. *Central Electricity Generating Board [and] Berkeley Nuclear Laboratories*, 731.
- Ayatollahi, M. R., Razavi, S. M. J., & Chamani, H. R. (2014). Fatigue life extension by crack repair using stop-hole technique under pure mode-i and pure mode-ii loading conditions. *Procedia Engineering*, 74, 18–21.
<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.06.216>
- Ayatollahi, M. R., Razavi, S. M. J., Sommitsch, C., & Moser, C. (2016). Fatigue Life Extension by Crack Repair Using Double Stop-Hole Technique. *Materials Science Forum*, 879, 3–8. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.879.3>
- Borges, M. F., Antunes, F. V., Jesus, J., Branco, R., Prates, P., & Neto, D. M. (2023). Effect of L-T and S-T orientations on fatigue crack growth in an aluminum 7050-T7451 plate. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*.
<https://doi.org/10.1111/ffe.14067>
- Borges, M. F., Neto, D. M., & Antunes, F. V. (2020). Numerical simulation of fatigue crack growth based on accumulated plastic strain. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 108. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2020.102676>
- Borrego, L. P., Costa, J. D., & Ferreira, J. A. M. (2015). Crack Propagation of 7050 Aluminum alloy under Constant Amplitude Loading and Peak Overloads. *Procedia Eng.*, 114, 613–620.
- Carlos A. G. de Moura Branco. (2011). *Mecânica dos Materiais* (5ª Edição).
- Carvalho, A. L. M., & Voorwald, H. J. C. (2009). The surface treatment influence on the fatigue crack propagation of Al 7050-T7451 alloy. *Materials Science and Engineering A*, 505(1–2), 31–40. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2008.10.053>
- Crooker, T. W., Hasson, D. F., & Yoder, G. R. (1976). Micromechanistic interpretation of cyclic crack growth behaviour in 17-4 PH stainless steel. *Fractography - Microscopic Cracking Processes, ASTM STP*, 600, 205.

- Elber, W. (1971). Damage Tolerance in Aircraft Structures. *ASTM STP*, 486, 231.
- Ellyin, F. (1996). *Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction*. Springer Netherlands. <https://doi.org/10.1007/978-94-009-1509-1>
- Fernandes, J. P. P. (2021). *Propagação de fendas por fadiga: comparação entre resultados numéricos e experimentais*. Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica na especialidade de Produção e Projeto, Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade de Coimbra, Coimbra.
- Ferreira, J. A. M., & Borrego, L. (2021). *Fadiga dos Materiais: Parte 2-Tópicos avançados da disciplina de CMM (DEMUC)*.
- Forman et al. (1967). Numerical analysis of crack propagation in cyclic loaded structures. *J. Bas. Eng.*, 10, 459.
- Hooke, R. (1678). *Lectures de Potentia Restutiva, Or of Spring Explaining the Power of Springing Bodies*. John Martyn.
- International, A. (2001). *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates (ASTM E647-00)*.
- Jesus, J. S., Antunes, F. V., Prates, P., Branco, R., Antunes, P. V., Borrego, L. P., & Neto, D. M. (2022). Influence of specimen orientation on fatigue crack growth in 7050-T7451 and 2050-T8 aluminium alloys. *International Journal of Fatigue*, 164. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.107136>
- Oliveira, M. C., Alves, J. L., & Menezes, L. F. (2008). Algorithms and strategies for treatment of large deformation frictional contact in the numerical simulation of deep drawing process. *Archives of Computational Methods in Engineering*, 15(2), 113–162. <https://doi.org/10.1007/s11831-008-9018-x>
- Pimenta, J. P. A. (2018). *Analysis of fatigue crack propagation in AA 7050-T7451 and AA 2050-T8*. Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica na especialidade de Produção e Projeto, Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade de Coimbra, Coimbra.
- Schubbe, J. J. (2009). Evaluation of fatigue life and crack growth rates in 7050-T7451 aluminum plate for T-L and L-S oriented failure under truncated spectra loading. *Eng. Fail. Anal.*, 16, n.º.1, 340–349.
- Song, P. S., & Shieh, Y. L. (2004). Stop drilling procedure for fatigue life improvement. *International Journal of Fatigue*, 26(12), 1333–1339. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2004.04.009>
- von Mises, R. (1913). Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. *Nachrichten von Der Gesellschaft Der Wissenschaften Zu Göttingen*, 1913, 582–592.

-
- Sharp, P. K., Clayton, J. Q. and Clark, G. (1997) Retardation and Repair of Fatigue Cracks by Adhesive Infiltration. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 20(4), 605-614.
- Shin, C. S. and Cai, C. Q. (2000) A model for evaluating the effect of fatigue crack repair by the infiltration method. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 23, 835–845.
- Song PS, Hwang S, Shin CS. Effect of artificial closure materials on crack growth retardation. *Engng Fract Mech* 1998;60(1):47–58.
- Song PS, Sheu BC, Chou HH. Deposition of plating metals to improve crack growth life. *Int J Fatigue* 2001;23:259–70.
- Ayatollahi, M. R. and Hashemi, R. (2007) Mixed mode fracture in an inclined center crack repaired by composite patching. *Compos. Struct.* 81, 264-273.
- Schubbe JJ, Mall S. Investigation of a cracked thick aluminium panel repaired with a bonded composite patch. *Engng Fract Mech* 1999;63:305–23.
- Baker AA. Repair efficiency in fatigue-cracked aluminium components reinforced with boron/epoxy patches. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 1993;16(7):753–65.
- Mendez, P. F. and Eagar, T. W. (2003) Penetration and Defect Formation in High-Current Arc Welding. *Weld J.* 82(10), 296-306.
- Liu, C., Northwood, D. O. and Bhole, S. D. (2004) Tensile fracture behavior in CO₂ laser beam welds of 7075-T6 aluminum alloy. *Mater. Des.* 25, 573–577.
- Song, P. S. and Shieh, Y. L. (2004) Stop drilling procedure for fatigue life improvement. *Int. J. Fatigue* 26, 1333–1339.
- H Wu, A Imad, N Benseddiq, JTP Castro, MA Meggiolaro, “On the prediction of the residual fatigue life of cracked structures repaired by the stop-hole method”, *International Journal of Fatigue* 32 (2010) 670–677.
- Carlson, R. L., Kardomateas, G. A. and Bates P. R. (1991) The effects of overloads in fatigue crack growth. *Int. J. Fatigue* 13(6), 453-460.
- Shin, C. S. and Hsu, S. H. (1993) On the mechanisms and behaviour of overload retardation in AISI 304 stainless steel. *Int. J. Fatigue* 15(3), 181-192.
- Goto M, Miyagawa H, Nisitani H. Crack growth arresting property of a hole and Brinell-type dimple. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 1996;19(1):39–49.
- Song, P. S. and Sheu, G. L. (2002) Retardation of fatigue crack propagation by indentation technique. *Int. J. Pres. Ves. Pip.* 79, 725–733.

- Nishimura T. Experimental and numerical evaluation of crack arresting capability due to a dimple. *Trans ASME* 2005;127.
- Lim, W. K., Song, J. H. and Sankar, B. V. (2003) Effect of ring indentation on fatigue crack growth in an aluminum plate. *Int J Fatigue* 25, 1271–1277.
- Ruzek, K., Pavlas, J. and Doubrava, R. (2012) Application of indentation as a retardation mechanism for fatigue crack growth. *Int. J. Fatigue* 37, 92–99.
- Buxbaum O, Huth H. Expansion of cracked fastener holes as a measure for extension of lifetime to repair. *Engng Fract Mech* 1987;28(5/6):689–98.
- Ball DL, Lowry DR. Experimental investigation on the effects of cold expansion of fastener holes. *Fract Engng Mater Struct* 1998;21:17–34.
- Ghfiri, R., Amrouche, A., Imad, A. and Mesmacque, G. (2000) Fatigue life estimation after crack repair in 6005 AT-6 aluminium alloy using the cold expansion hole technique. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 23, 911–916.
- Fairand, B. P. and Clauer, A. H. (1976) Effect of water and paint coatings on the magnitude of laser-generated shocks. *Opt. Commun.* 18(4), 588-591.
- Yang, J. M., Her, Y. C., Han, N. and Clauer, A. (2001) Laser shock peening on fatigue behavior of 2024-T3 Al alloy with fastener holes and stop holes. *Mater. Sci. Eng.* A298, 296–299.
- Buchanan, D. J., Shepard, M. J. and John, R. (2011) Emerald Article: Retained residual stress profiles in a laser shock peened and shot-peened nickel base superalloy subject to thermal exposure. *Int. J. Struct. Integr.* 2(1), 34-41.
- Wang, S., Li, Y., Yao, M. and Wang, R. (1998) Compressive residual stress introduced by shot peening. *J. Mater. Process Tech.* 73, 64–73.
- Černý, I. (2011) Growth and retardation of physically short fatigue cracks in an aircraft Al-alloy after shot peening. *Procedia Eng.* 10, 3411–3416.
- Liu, J. (2013) Numerical analysis for effects of shot peening on fatigue crack growth. *Int. J. Fatigue* 50, 101–108.
- Ray, P. K., Verma, B. B. and Mohanthy, P. K. (2002) Spot Heating Induced Fatigue Crack Growth Retardation. *Int. J. Pres. Ves. Pip.* 79, 373-376.
- Ray, P. K., Ray, P. K. and Verma, B. B. (2005) A study on spot heating induced fatigue crack growth retardation. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 28, 579-585.

- Chen, B. D., Griffiths, J. R. and Lam, Y. C. (1993) The Effects of Simultaneous Overload and Spot Heating on Crack Growth Retardation in Fatigue. *Eng. Fract. Mech.* 44(4), 567- 72.
- Shin, C. S., Wang, C. M. and Song, P. S. (1996) Fatigue damage repair: a comparison of some possible methods. *Int. J. Fatigue* 18(8), 535-546.
- Ghfiri, R., Shi, H., Guo, R. and Mesmacque, G. (2000) Effects of expanded and nonexpanded hole on the delay of arresting crack propagation for aluminum alloys. *Mater. Sci. Eng.* A286, 244–249.
- Murdani, A., Makabe, C., Saimoto, A. and Kondo, R. (2008) A crack-growth arresting technique in aluminum alloy. *Eng. Fail. Anal.* 15, 302–310.
- Makabe, C., Murdani, A., Kuniyoshi, K., Irei, Y. and Saimoto, A. (2009) Crack-growth arrest by redirecting crack growth by drilling stop holes and inserting pins into them. *Eng. Fail. Anal.* 16, 475–483.
- G. Wheatley, Y. String, X.Z. Hu, Y. Brechet, Effects of single tensile overload on fatigue crack growth in a 316L steel, *J. Fatigue Fracture Eng. Mater. Struct.* 22 (1999) 1041–1051.

ANEXO A

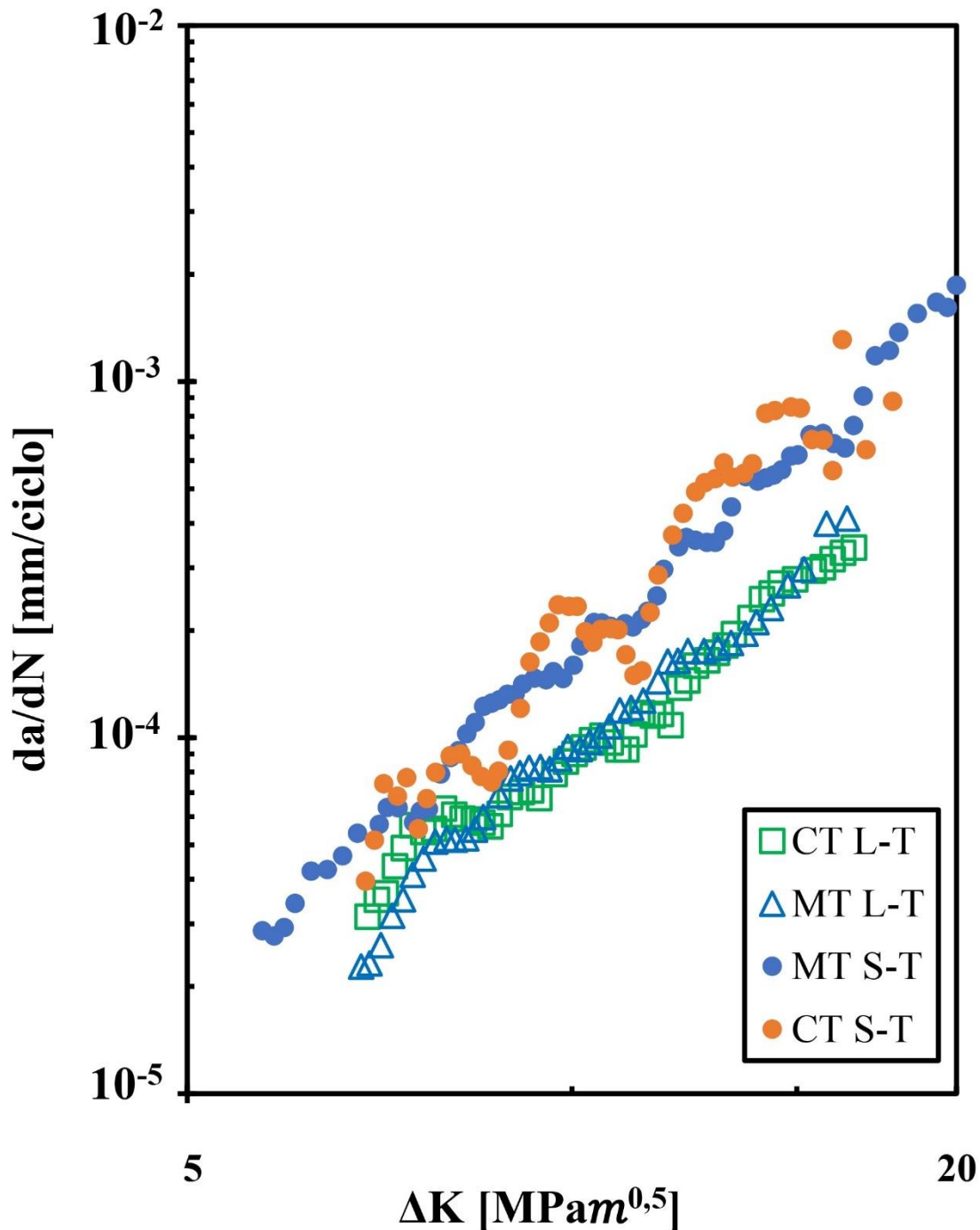


Figura A.6.1 Compilação de dados relativos à influência da direção de obtenção dos provetes nas curvas de propagação.