



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

André Abreu Agra

**ESTUDO DO EFEITO DA PRÉ-DEFORMAÇÃO NA
PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR FADIGA DA LIGA
DE ALUMÍNIO 2024-T351**

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

Julho de 2024

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Estudo do efeito da pré-deformação na propagação de fendas por fadiga da liga de alumínio 2024-T351

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

Study of the pre-strain effect on fatigue crack growth in aluminum alloy 2024-T351

Autor

André Abreu Agra

Orientadores

Diogo Mariano Simões Neto

Edmundo Rafael de Andrade Sérgio

Júri

Presidente	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto Professor Associado da Universidade de Coimbra
Vogal	Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco Professor Associado da Universidade de Coimbra

Coimbra, Julho, 2024

“Nothing is impossible. We merely don't know how to do it yet.”

Thomas Edison

Aos meus pais.

Agradecimentos

A realização desta dissertação e de todo o percurso académico só foram possíveis com o apoio e suporte de várias pessoas, às quais gostaria de expressar o meu sincero agradecimento.

Aos meus orientadores, Professor Doutor Diogo Neto, Mestre Edmundo Rafael de Andrade Sérgio e Professor Doutor Fernando Antunes, por toda a dedicação, excelente orientação e conhecimento transmitido ao longo de toda esta jornada. Pela constante disponibilidade e preocupação nos momentos mais críticos desta dissertação.

Aos meus companheiros de casa, pelo bem-estar, conforto e amizade contruída ao longo desta passagem. Pelos momentos que experienciamos juntos ao longo destes cinco anos.

Aos meus amigos que, apesar da distância, demonstraram interesse e preocupação durante todas as fases deste percurso.

Aos amigos que Coimbra me deu e que levarei para a vida, pelo companheirismo, ajuda, positivismo, memórias e vivências nesta linda cidade.

Por fim, à minha família, por todo o apoio, motivação, exigência, carinho e compreensão durante todo o percurso de aprendizagem. Por nunca deixarem de me apoiar mesmo nos momentos mais difíceis. Um agradecimento especial aos meus pais, pela ajuda e constante encorajamento ao longo destes cinco anos. A pessoa que me tornei e tudo o que conquistei foi graças a eles

Resumo

Atualmente, a maioria dos componentes mecânicos estão sujeitos a carregamentos cíclicos. Deste modo, a falha por fadiga é o modo de ruína mais frequente neste tipo de componente. O estudo do comportamento à fadiga, especificamente, o estudo de propagação de fendas por fadiga, é bastante importante na concepção e desenvolvimento destes componentes. No entanto, a introdução de pré-deformação durante a fase do fabrico e montagem é frequentemente ignorada na fase de projeto.

Na previsão da vida de propagação à fadiga normalmente recorre-se a curvas da/dN - ΔK , obtidas em ensaios experimentais normalizados. Porém, a utilização de um parâmetro elástico, ΔK , apresenta algumas limitações, uma vez que a propagação de fenda por fadiga é um processo ligado a mecanismos não lineares e irreversíveis. Assim, é recomendado que esta análise seja feita utilizando parâmetros não lineares.

Esta dissertação tem como objetivo desenvolver um estudo paramétrico com o intuito de estudar o efeito da pré-deformação no comportamento à fadiga de componentes da liga de alumínio 2024-T351. Assim, foram consideradas simulações numéricas com diferentes pré-deformações (0%, 4% em tração e 4% em compressão) em situações de amplitude constante e variável (sobrecarga). Todos os resultados apresentados foram obtidos recorrendo ao programa de elementos finitos, DD3IMP, onde a propagação da fenda foi controlada pelo valor da deformação plástica na extremidade da fenda.

Os resultados obtidos através dos diversos gráficos da/dN -a e *Crack Tip Opening Displacement-Força* (CTOD-Força), demonstraram que, geralmente, os provetes com 4% de pré-deformação em tração apresentam um melhor comportamento na propagação de fendas por fadiga. Por outro lado, os provetes com 4% de pré-deformação em compressão demonstraram ser ainda mais prejudiciais que os sem qualquer pré-deformação. No entanto, em condições de razão de tensão mais elevada, nenhum destes casos possui vantagens significativas em relação aos outros. Estes comportamentos demonstraram uma forte relação com o fecho de fenda, que se revelou um fator extremamente importante para este estudo.

Palavras-chave: Propagação de fendas por fadiga, Pré-deformação, Simulação numérica, CTOD, Fecho de fenda.

Abstract

Nowadays, most mechanical components are subjected to cyclical loading. Therefore, fatigue failure is the most common mode of failure in this type of components. The study of fatigue behavior, especially the study of fatigue crack growth, is very important in the design and development of these components. However, the introduction of pre-strain during manufacture and assembly is often ignored in the design phase.

The prediction of fatigue propagation life usually based on $da/dN-\Delta K$ curves obtained from standardized experimental tests. However, the use of an elastic parameter, ΔK , presents some limitations, since fatigue crack growth is a process linked to non-linear and irreversible mechanisms. It is therefore recommended that this analysis be carried out using non-linear parameters.

The aim of this dissertation is to develop a parametric study in order to study the effect of pre-strain on the fatigue behavior of 2024-T351 aluminum alloy components. Numerical simulations were carried out with different pre-strains (0%, 4% in tension and 4% in compression) in situations of constant and variable (overload) amplitudes. All the results presented were obtained using the finite element program DD3IMP, where crack growth was controlled by the value of the plastic deformation at the crack tip.

The results obtained from the various $da/dN-a$ and Crack Tip Opening Displacement-Force (CTOD-Force) graphs showed that, in general, specimens with 4% pre-strain in tension have better fatigue crack growth behavior. On the other hand, specimens with 4% pre-strain in compression proved to be even more damaging than those without any pre-strain. However, under higher stress ratio conditions, none of these cases had significant advantages over the others. These behaviors showed a strong relationship with crack closure, which proved to be an extremely important factor for this study.

Keywords: Fatigue crack growth, Pre-strain, Numerical simulation, CTOD, Crack closure.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xi
Simbologia e Siglas	xiii
Simbologia.....	xiii
Siglas	xiv
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Enquadramento.....	1
1.2. Objetivos.....	3
1.3. Estrutura da dissertação	3
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1. Fenómeno de fadiga.....	5
2.2. MFLE.....	7
2.3. Propagação de fenda por fadiga com base no ΔK e por parâmetros não lineares. 8	
2.4. Efeito da pré-deformação	14
2.5. Efeito das tensões residuais	19
2.6. Modelo constitutivo do material.....	20
2.6.1. Critério de von Mises	21
2.6.2. Lei de encruamento	22
3. MODELO NUMÉRICO.....	27
3.1. Modelo de elementos finitos.....	27
3.1.1. Programa de elementos finitos	27
3.1.2. Material.....	28
3.1.3. Discretização do provete e malha de elementos finitos.....	30
3.1.4. Condições de fronteira.....	31
3.1.5. Carregamento.....	32
3.1.6. Propagação de fenda e simulações realizadas	34
4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS	37
4.1. Amplitude Constante	37
4.1.1. Efeito do nível de pré-deformação	37
4.1.2. Efeito da razão de tensão	43
4.2. Amplitude variável	52
4.2.1. Efeito do nível de pré-deformação	52
5. CONCLUSÕES	59
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	63

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Estágios da falha por fadiga [12].	6
Figura 2.2. Representação regimes das curvas da/dN.	9
Figura 2.3. Representação esquemática dos diferentes fatores de intensidade de tensão. Adaptado de [66].	11
Figura 2.4. Definição de CTOD. Adaptado de [67].	12
Figura 2.5. Curva típica CTOD [30].	13
Figura 2.6. Efeito da pré-deformação no comportamento à fadiga do da liga de alumínio 7050-T7451 [31].	15
Figura 2.7. (a) Variação das propriedades da liga Ti-6Al-4V com diferentes níveis de pré- deformação; (b) Resposta mecânica da liga Ti-6Al-4V com diferentes níveis de pré-deformação; (c) curvas tensão-deformação da liga Ti-6Al-4V com diferentes níveis de pré-deformação [6].	16
Figura 2.8. Curvas de taxa de PFF do 7475-T7351, 3% de pré-deformação, R=0,5, comparação entre os modelos Collipriest, Priddle e Forman modificado [33].	18
Figura 2.9. Curvas de taxa de PFF do 7475-T7351, 5% de pré-deformação, R=0,5, comparação entre os modelos Collipriest, Priddle e Forman modificado [33].	18
Figura 2.10. Representação da superfície limite elástica no espaço de tensões dos critérios de Tresca e von Mises.	22
Figura 2.11. Representação do comportamento plástico para encruamento isotrópico, de materiais em tração-compressão. Do lado esquerdo, as superfícies de cedência, inicial e final (expandida). Do lado direito, a respetiva curva tensão-deformação. Adaptado de [41].	23
Figura 2.12. Representação do comportamento plástico para encruamento cinemático, de materiais em tração-compressão. Do lado esquerdo, as superfícies de cedência, inicial e final (transladada). Do lado direito, a respetiva curva tensão-deformação. Adaptado de [41].	25
Figura 3.1. Dimensionamento do provete CT36.	30
Figura 3.2. Representação da malha do provete. Incluindo a ampliação da zona mais refinada da mesma.	31
Figura 3.3. Condições de fronteira genéricas para o provete CT.	32
Figura 3.4. Condições de fronteira para estado plano de tensão.	32
Figura 3.5. Representação da faixa de pré-deformação aplicada.	33
Figura 3.6. Representação da zona onde são aplicadas as cargas cíclicas.	33
Figura 3.7. Curva típica de um carregamento cíclico com: (a) amplitude constante; (b) sobrecarga.	34

Figura 4.1. Representação gráfica do da/dN - a para TP, $R=0,1$ e com contacto.....	37
Figura 4.2. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,184$ mm, para TP, $R=0,1$ e com contacto.....	39
Figura 4.3. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=15,152$ mm, para TP, $R=0,1$ e com contacto.....	41
Figura 4.4. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=15,048$ mm, para TP, $R=0,1$ e com contacto.....	41
Figura 4.5. Representação gráfica do $da/dN-\Delta K_{eff}$	43
Figura 4.6. Representação gráfica do da/dN - a para TP, $R=0,5$ e com contacto.....	44
Figura 4.7. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,184$ mm, para TP, $R=0,5$ e com contacto.....	46
Figura 4.8. Representação gráfica do da/dN - a para TP, $R=0,1$ e sem contacto.....	48
Figura 4.9. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,048$ mm, para TP, $R=0,1$ e sem contacto.	49
Figura 4.10. Representação gráfica da Def.Plástica-Tempo para TP, $R=0,1$ e com contacto.	50
Figura 4.11. Representação gráfica da Def.Plástica-Tempo para TP, $R=0,1$ e sem contacto.	51
Figura 4.12. Representação gráfica do da/dN - a para $def=0\%$, TP, $R=0,1$, $OLR=1,5$ e com contacto.	Erro! Marcador não definido.
Figura 4.13. Representação gráfica do da/dN - a para $def=4\%$ tração, TP, $R=0,1$, $OLR=1,5$ e com contacto.	Erro! Marcador não definido.
Figura 4.14. Comparação entre a representação gráfica do da/dN - a para $def=0\%$ e a representação gráfica do da/dN - a para $def=4\%$ tração.	53
Figura 4.15. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=15,984$ mm para $def=0\%$, e $a=15,288$ mm para $def=4\%$ tração.....	55
Figura 4.16. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,000$ mm para $def=0\%$, e $a=15,312$ mm para $def=4\%$ tração.....	55
Figura 4.17. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,336$ mm para $def=0\%$, e $a=15,448$ mm para $def=4\%$ tração.....	56

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Modelos de encruamento isotrópico.	24
Tabela 2.2. Modelos de encruamento cinemático.	25
Tabela 3.1. Composição química em % em peso da liga de alumínio 2024-T351. O restante é Al. Adaptado de [56].	29
Tabela 3.2. Propriedades mecânicas da liga de alumínio 2024-T351 [56].	29
Tabela 3.3. Lista de parâmetros do material [57].	30
Tabela 3.4. Descrição de todas as simulações realizadas.	35

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a_0 – Comprimento inicial de fenda

a – Comprimento de fenda

C – Parâmetro da equação de Paris-Erdogan

da/dN – Velocidade de propagação da fenda

E – Módulo de Elasticidade

F_{abert} – Força de abertura da fenda

$F_{máx}$ – Força máxima

$F_{mín}$ – Força mínima

$K, K_1, n, n_1, \epsilon_0, C, C_Y, Y_0, Y_{Sat}, g, h$ – parâmetros dos modelos de encruamento isotrópico

K – Fator de intensidade de tensão

K_{abert} – Fator de intensidade de tensão na abertura da fenda

K_{IC} – Tenacidade à fratura do material

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

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

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

m – Parâmetro da equação de Paris-Erdogan

q_p, q_z, C_X e X_{Sat} – parâmetros dos modelos de encruamento cinemático

R – Razão de tensões

t – Espessura do provete

U^* – Percentagem do ciclo para o qual a fenda permanece totalmente fechada

Y – Fator adimensional que depende da geometria do componente, da geometria do carregamento e da geometria da fenda

Y_0 – Tensão de cedência do material

σ – Tensão nominal

σ_0 – Tensão limite de elasticidade

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – Tensões principais

$\sigma_{m\acute{a}x}$ – Tensão máxima

$\sigma_{m\acute{i}n}$ – Tensão mínima

δ_e – Gama elástica de CTOD

δ_p – Gama plástica de CTOD

Δa – Incremento de propagação de fenda

ΔK – Gama do fator de intensidade de tensão

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

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

ΔN – Gama de ciclos

Siglas

AA – *Aluminum Association*

CFC – Cúbica de Face Centrada

CJP – Christopher-James-Patterson

CT – *Compact Tension*

CTOD – *Crack Tip Opening Displacement*

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

DIC – *Digital Image Correlation*

MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica

OLR – *Overload Rate*

PFF – Propagação de Fendas por Fadiga

TP – Tensão Plana ou Estado Plano de Tensão

1. INTRODUÇÃO

A introdução da presente dissertação encontra-se organizada em três partes distintas: em primeiro, o enquadramento do tema a ser abordado; em seguida, são delineados os objetivos propostos; e por fim, é apresentada a estrutura que será seguida ao longo da dissertação.

1.1. Enquadramento

A constante evolução é sem dúvida a particularidade que distingue o ser humano dos outros seres vivos. Evolução que só é possível devido ao histórico de dificuldades que o ser humano ultrapassou ao longo da sua existência. Dificuldades que levaram a que este desenvolvesse uma capacidade formidável de criação e inovação. Com isto, qualquer descoberta, por muito pequena ou insignificante que possa parecer, contribui para o patamar onde nos encontramos nos dias de hoje.

Perante esta tentativa de melhoria contínua, o desenvolvimento dos equipamentos mecânicos surge como um ramo bastante importante para a sociedade. Com a crescente dependência que o ser humano possui de equipamentos mecânicos, possibilitar o projeto destes equipamentos com a maior qualidade possível, tornou-se uma grande prioridade para os engenheiros e investigadores da atualidade.

A indústria do alumínio tem um longo historial na melhoria do desempenho das ligas para diversas áreas da engenharia. A liga de alumínio 2024, em particular, é uma liga de elevada resistência amplamente utilizada em aplicações da indústria aeroespacial [1]. Esta liga destaca-se pela sua excelente resistência à fadiga, no entanto, tem como grande inconveniente a resistência à corrosão, particularmente em ambientes contendo cloretos [2], [3].

Muitos dos componentes fabricados com este material estão sujeitos a cargas cíclicas, significando que o risco de falha por fadiga é algo a ter muito em consideração na fase de projeto dos mesmos. Com isto, o estudo do comportamento à fadiga torna-se importantíssimo na conceção e no desenvolvimento destes componentes.

A falha por fadiga é definido como um fenómeno sequencial caracterizado por três fases. Uma fase inicial onde ocorre a iniciação da fenda, uma segunda fase onde existe

propagação estável da fenda, e uma última fase onde ocorre rotura do material [4]. Sabendo ainda que esta rotura, num componente exposto a carregamento cíclico, verifica-se para tensões nominais com valores máximos inferiores, e frequentemente muito inferiores, ao limite de elasticidade do material [5]. Assim, a velocidade de propagação da fenda e o tempo de vida do componente são dois fatores de elevada importância para o presente estudo.

Os materiais metálicos sofrem deformação plástica durante as operações de conformação, tais como estampagem, prensagem, laminagem, forjamento, estiramento e extrusão. Para além disso, várias operações de maquinagem, tais como fresagem, torneamento, serragem e perfuração, também envolvem esta deformação. Após expostos a deformação plástica, considera-se que os materiais estão num estado endurecido por deformação. Comparado com um material não deformado, o material endurecido por deformação apresenta propriedades mecânicas significativamente diferentes. A extensão dessa diferença depende, de forma intuitiva, da quantidade de pré-deformação aplicada e da forma como esta é aplicada. Com isto, o estudo do fenómeno de falha por fadiga considerando o efeito da pré-deformação é essencial para o engenheiro estrutural projetar componentes de engenharia [6], [7].

Muitos investigadores já estudaram o efeito do nível de pré-deformação na resistência, propriedades de fadiga, e propriedades de fluência de vários tipos de materiais metálicos. Nestas investigações observou-se claramente o efeito significativo que a pré-deformação tem sobre estas propriedades e que não existe uma tendência geral e unificada para o efeito desta no comportamento mecânico dos materiais [6]. O aparecimento de fatores como, o fecho de fenda e as tensões residuais, suscitaram novas questões, tornando-se assim, parâmetros importantes a considerar neste tipo de estudos.

Estes estudos e avaliações podem ser realizados experimentalmente, mas levaria a um grande desperdício de recursos. O processo tornar-se-ia bastante dispendioso e demorado, para além da dificuldade que iria apresentar ao realizar a análise de todos os parâmetros associados à pré-deformação. Assim, surgem as simulações numéricas, revelando-se cada vez mais rápidas e económicas, o que combate os principais inconvenientes do método experimental.

1.2. Objetivos

Seguindo o que foi mencionado anteriormente, surge como principal objetivo desta dissertação estudar o efeito do nível da pré-deformação no comportamento à fadiga de componentes compostos pela liga de alumínio 2024. Este estudo, onde o material se encontra sujeito a carregamentos de amplitude contante e variável (sobrecarga), foi realizado através de simulações numéricas com o programa de elementos finitos DD3IMP. Foram utilizados provetes CT que, numa primeira fase, foram submetidos a deformação plástica, possibilitando assim, a sua posterior análise através de um modelo de propagação de fendas por fadiga baseado na acumulação de deformação plástica na extremidade da fenda.

Em particular, pretende-se desenvolver um estudo paramétrico centrado na análise do:

- Efeito do nível de pré-deformação;
- Efeito da direção de aplicação da carga que provoca a pré-deformação;
- Efeito do carregamento, nomeadamente da razão de tensões;

Após este estudo, pretendem-se identificar os mecanismos responsáveis pelas tendências observadas.

1.3. Estrutura da dissertação

A presente dissertação encontra-se dividida em cinco capítulos. A numeração e breve apresentação de cada capítulo estão referidas de seguida:

- **Capítulo 1 – Introdução:** Constituído por enquadramento, objetivos, e estrutura, neste capítulo vai ser realizada a introdução ao tema de estudo da dissertação.
- **Capítulo 2 – Revisão bibliográfica:** Neste capítulo vão ser abordados alguns conceitos essenciais à boa interpretação e compreensão do estudo realizado.
- **Capítulo 3 – Modelo Numérico:** Neste capítulo, vai-se fazer a apresentação do programa utilizado e vão-se descrever o modelo de propagação, o material, o provete e a malha de elementos finitos, as condições de fronteira, o carregamento e os ensaios realizados.
- **Capítulo 4 – Resultados:** Neste capítulo vão ser expostos os resultados obtidos através das simulações numéricas. Para além disso, vai-se fazer

uma análise e comparação dos resultados de modo a cumprir os objetivos propostos.

- **Capítulo 5 – Conclusões:** Vão ser apresentadas as principais conclusões do trabalho realizado e referidas algumas sugestões para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nesta secção, através da literatura já existente, foram explorados alguns conceitos essenciais, que permitem compreender os resultados apresentados e discutidos nesta dissertação.

2.1. Fenómeno de fadiga

A fadiga é caracterizada como um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que surge em materiais expostos a deformações recorrentes ou flutuantes em tensões nominais com valores máximos inferiores ao limite de elasticidade estático do material [8]. Assim, após aplicação de um número suficiente de ciclos de carga, o aparecimento de fendas que podem levar à rotura do material torna-se muito frequente [9].

A falha por fadiga pode ser afetada pela temperatura e pela ação corrosiva do ambiente, o que justifica a utilização de designações como: fadiga-fluência, fadiga termomecânica, fadiga por corrosão, fadiga por contato por deslizamento, fadiga por contato por rolamento, fadiga por atrito, entre outros [10].

De outra forma, o processo de fadiga pode ser descrito como os fenómenos responsáveis pela diminuição gradual de capacidade de carga do material, fazendo com que este desenvolva uma incapacidade de suportar solicitações que lhe são aplicadas. Este modo de falha é o mais comum verificado em componentes mecânicos em serviço, e por isso, é alvo de bastante pesquisa e investigação por parte da comunidade científica.

Em 1837, Wilhelm Albert publicou o primeiro artigo sobre fadiga, estabelecendo uma correlação entre as cargas aplicadas e a durabilidade. Observou, estudou e relatou a falha de correntes de guinchos de minas de ferro devido a pequenas cargas repetidas. Mais tarde, em 1839, Jean-Victor Poncelet, projetista de eixos de ferro fundido para rodas de moinho, utilizou oficialmente o termo "fadiga" pela primeira vez num livro sobre mecânica. No século XIX, considerava-se misterioso o facto de a fratura por fadiga não apresentar uma deformação plástica visível. Por isso, foram realizados ensaios sistemáticos de fratura por fadiga em laboratórios. O início deste processo foi conduzido pelo engenheiro alemão August Wohler. Este demonstrou que a fadiga ocorre pelo crescimento ou propagação de fendas a partir de defeitos superficiais existentes. Este desenvolveu estudos do

comportamento de eixos ferroviários, devido aos inúmeros acidentes causados por fraturas súbitas por fadiga [11].

Após estas primeiras investigações, a fadiga passou a ser descrita por meio de curvas que relacionam a tensão aplicada com o número de ciclos até à rotura. Estas curvas são habitualmente designadas por diagramas S-N e a sua aplicação tornou-se essencial e rapidamente se expandiu para diversas áreas da engenharia [12].

A falha por fadiga, conforme representada na Figura 2.1, é um processo que consiste em três estágios distintos: Nucleação microscópica e iniciação da fenda; Propagação estável da fenda; Propagação instável da fenda.

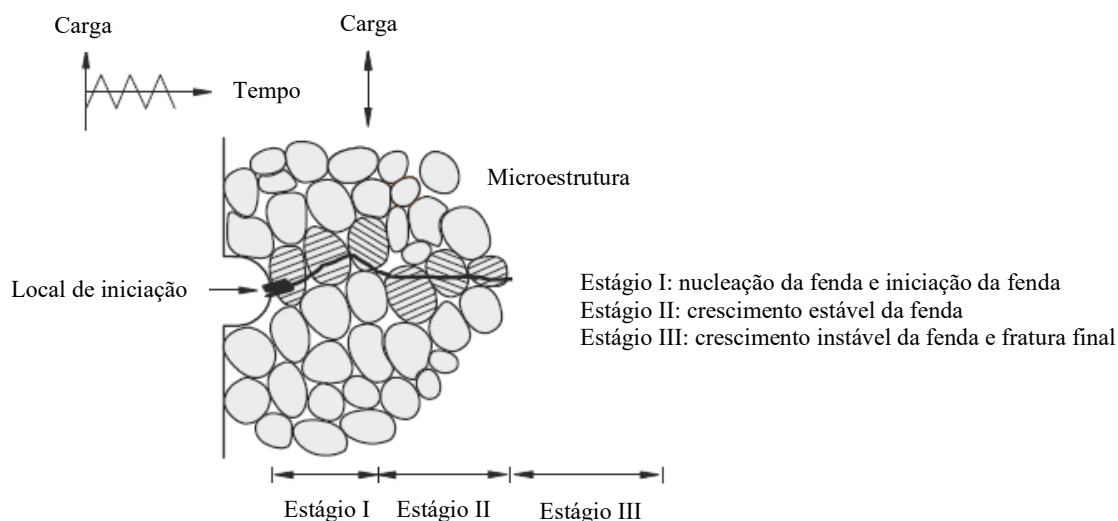


Figura 2.1. Estágios da falha por fadiga [12].

- Nucleação microscópica e iniciação da fenda: O processo de iniciação desenvolve-se a uma velocidade lenta, ocorrendo frequentemente num ponto da superfície do material, daí designar-se por um fenómeno de superfície. Várias razões têm sido apontadas para explicar este fenómeno, nomeadamente distribuições de tensões não homogéneas causadas por alguns fatores como, mau acabamento superficial, presença de entalhes ou descontinuidades geométricas. Rugosidade superficial e efeitos de superfície como a corrosão ou a fadiga por atrito, também promovem a iniciação de fendas na superfície [4].
- Propagação estável da fenda: Caracteriza-se pela dita propagação estável da fenda, normalmente na direção normal à aplicação da carga. De notar que este comportamento em relação à direção pode não ser obrigatório devido à orientação das bandas de escorregamento primárias. A propagação estável

prolonga-se até que a fenda tome dimensões críticas, provocando ao componente a incapacidade de suportar a carga aplicada [4].

- Propagação instável da fenda: Muitas vezes designado por fase da rotura, a fenda propaga de modo instável a uma velocidade elevada até atingir um comprimento crítico que pode culminar na fratura repentina da secção transversal do componente mecânico [4].

Após toda esta análise, concluímos que todos os estágios são influenciados por inúmeros fatores. Assim, devido à presença de variáveis como, a geometria, a microestrutura do material, o carregamento e o ambiente, o fenómeno de fadiga é reconhecido como um processo de degradação altamente complexo [13]. Devido a essa complexidade e à dificuldade correspondente em abordar o estudo para carregamento de amplitude variável, a maioria destes estão focados em carregamentos de amplitude constante.

2.2. MFLE

É reconhecida de maneira enfática na comunidade científica a influência de efeitos não lineares no fenómeno de propagação de fenda por fadiga (PFF) em materiais metálicos. Contudo, a análise da distribuição de tensões na região próxima à extremidade da fenda é geralmente realizada com base na teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE). Inicialmente desenvolvida com o objetivo de descrever o comportamento da fratura frágil, posteriormente, a teoria da MFLE foi adaptada para problemas de propagação de fendas por fadiga. Aplicável a materiais dúcteis, como aços de alta resistência e ligas de alumínio, esta teoria fornece uma boa aproximação quando há deformação elástica na extremidade da fenda. Porém, a abordagem proporcionada pela MFLE é aplicável apenas quando a região com comportamento não linear é significativamente pequena relativamente ao comprimento da fenda e às dimensões restantes do componente em estudo.

Esta teoria, concebida por Griffith [14], posteriormente desenvolvida por Orowan et al. [15] e Irwin [16], quantifica a magnitude e distribuição do campo de tensões próximas à extremidade da fenda, relacionando-as com a tensão nominal aplicada na peça, com o tamanho, forma e orientação da própria fenda [17].

Um dos princípios fundamentais da MFLE é a caracterização do campo de tensões na ponta da fenda através do fator de intensidade de tensão, K , crucial para quantificar a intensidade de tensões nessa localização. Para o cálculo deste fator, é necessário introduzir

um parâmetro adimensional adicional que depende da geometria do componente, da geometria do carregamento e da geometria da fenda, denominado por Y . Com isto conseguimos calcular o fator de intensidade de tensão a partir da Equação (2.1):

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

onde Y é o parâmetro adimensional descrito anteriormente, σ é a tensão nominal aplicada e a é o comprimento de fenda.

Sabendo que, tanto o parâmetro Y , como a dependem da geometria, concluímos que para um comprimento de fenda e uma geometria do componente específicos, o fator de intensidade de tensão é proporcional à tensão aplicada. Assim podemos definir o fator de intensidade de tensão máximo $K_{m\acute{a}x}$, e fator de intensidade de tensão mínimo $K_{m\acute{i}n}$ pelas Equações (2.2) e (2.3), respetivamente:

$$K_{m\acute{a}x} = Y\sigma_{m\acute{a}x}\sqrt{\pi a} \quad (2.2)$$

$$K_{m\acute{i}n} = Y\sigma_{m\acute{i}n}\sqrt{\pi a} \quad (2.3)$$

2.3. Propagação de fenda por fadiga com base no ΔK e por parâmetros não lineares

Na análise de propagação de fendas por fadiga, como visto anteriormente, uma intensidade de tensão flutuante, proveniente das cargas cíclicas, leva a fenda a crescer a uma determinada taxa. Quando uma gama do fator de intensidade de tensão ΔK é aplicada a um material durante um determinado número de ciclos ΔN , isto faz com que a fenda cresça em comprimento numa quantidade específica Δa . A taxa de crescimento da fenda num determinado intervalo de intensidade de tensão é então dada pela razão $\Delta a/\Delta N$. Na forma contínua, a taxa de crescimento da fenda é dada pela derivada da/dN . Por isto, curvas da/dN - ΔK são amplamente utilizadas no estudo de propagação de fendas por fadiga e na determinação da vida útil dos componentes. Nestas curvas, da/dN representa a taxa ou velocidade de propagação por ciclo de carga, e o ΔK representa a gama do fator de intensidade de tensão.

Isto remete para as equações (2.2) e (2.3) apresentadas na secção anterior dado que a gama do fator intensidade de tensão ΔK , é determinada pela Equação (2.4):

$$\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n} \quad (2.4)$$

onde, $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ representam, respetivamente o fator de intensidade de tensão máximo e mínimo.

As curvas da/dN - ΔK apresentam 3 regimes, como pode ser identificado na Figura 2.2:

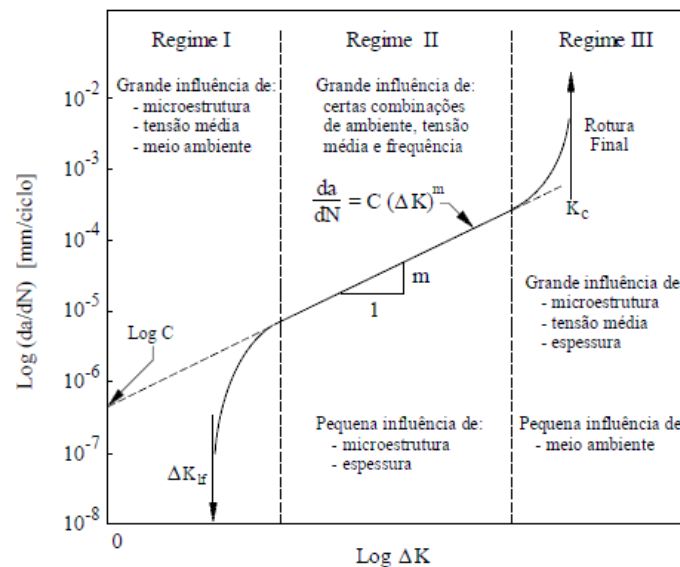


Figura 2.2. Representação regimes das curvas da/dN .

- Regime I – Este regime caracteriza-se pelo aumento significativo da velocidade de propagação de fenda com o aumento do valor da gama do fator de intensidade de tensão ΔK . Como é descrito na figura, o valor da tensão média, a microestrutura e o meio ambiente têm grande influência neste aumento. Também é possível verificar a existência de uma cauda que tem como assíntota vertical, o limiar de propagação de fendas por fadiga, representado por ΔK_{lf} ou ΔK_{th} . Quando o valor de ΔK é inferior ao valor de ΔK_{lf} a velocidade de propagação da fenda é inferior a 10^{-7} mm/ciclos. Daí, podemos concluir que o valor de ΔK_{lf} é bastante importante no projeto de componentes mecânicos, sendo influenciado pela composição do material, pelos tratamentos térmicos, pelo tamanho e orientação da fenda, pelo ambiente, e pelo carregamento;
- Regime II – Neste regime, também denominado por regime de Paris, a curva apresenta uma evolução linear em escalas logarítmicas, sendo regido pela Equação (2.5) de Paris-Erdogan [18]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.5)$$

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

- Regime III – Este regime, tal como o primeiro, caracteriza-se pelo aumento do valor da velocidade de propagação de fenda por fadiga com o aumento do ΔK . Também possui uma cauda que tem como assíntota vertical, o valor limite da resistência à fratura do material, K_{IC} . Obviamente, após $K_{m\acute{a}x}$ atingir este valor, é espectável a ocorrência de fratura. Concluindo, nesta região as fendas crescem de forma rápida e instável até ocorrer a rotura.

Apesar de inúmeros estudos utilizarem estas curvas para a análise de propagação de fendas por fadiga, existe um erro fundamental subjacente à utilização da gama do fator de intensidade de tensão, ΔK . De facto, a propagação de fendas por fadiga está ligada a mecanismos não lineares e irreversíveis que ocorrem na extremidade da fenda, nomeadamente a deformação plástica, enquanto que ΔK é um parâmetro elástico [19].

Consequentemente, foram identificados diferentes problemas na utilização de ΔK para estudos de fadiga, nomeadamente:

- A incapacidade de prever a influência da razão de tensões, R , representada pela Equação (2.6):

$$R = \frac{\sigma_{m\acute{i}n}}{\sigma_{m\acute{a}x}} \quad (2.6)$$

sendo $\sigma_{m\acute{a}x}$ e $\sigma_{m\acute{i}n}$ a tensão máxima e mínima, respetivamente;

- A incapacidade de prever a influência do histórico de carregamento;
- O comportamento anormal observado para fendas curtas;
- A validade limitada da teoria MFLE.

Na tentativa de eliminar estes problemas dos modelos baseados nas curvas da/dN - ΔK , vários investigadores propuseram diferentes soluções ao longo do tempo. Assim, o conceito de fecho de fenda tornou-se o método mais comum, sendo utilizado para explicar os efeitos da relação de tensões, das fendas curtas, do histórico de carregamento e do estado de tensão [19]. O conceito de fecho de fenda pode se explicado resumidamente como o contacto entre as superfícies opostas da fenda ou flancos de fenda, durante uma parte do ciclo de carga.

Em vez da utilização do ΔK , Elber [20] propôs uma gama do fator de intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff} , como mecanismo responsável pela propagação da fenda por fadiga, a qual inclui o fecho de fenda. A equação deste fator é apresentada na Equação (2.7):

$$\Delta K_{eff} = K_{m\acute{a}x} - K_{abert} \quad (2.7)$$

em que $K_{m\acute{a}x}$ é o fator de intensidade de tensão máximo e K_{abert} é o fator de intensidade de tensão na abertura da fenda. Como se pode observar na Figura 2.3 esta teoria pressupõe que a parte do ciclo de carga em que a fenda permanece fechada não contribui para o crescimento da fenda por fadiga.

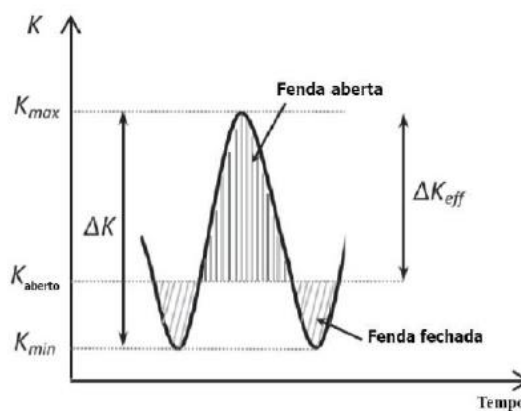


Figura 2.3. Representação esquemática dos diferentes fatores de intensidade de tensão. Adaptado de [66].

A percentagem do ciclo para o qual a fenda permanece totalmente fechada pode ser quantificada pela variável, U^* [%]. Esta variável pode ser calculada pela Equação (2.8):

$$U^* = \frac{F_{abert} - F_{mín}}{F_{m\acute{a}x} - F_{mín}} \times 100 \quad (2.8)$$

Assim o conceito de fecho de fendas tornou-se popular na literatura, uma vez que pode justificar os efeitos da razão de tensões e do histórico de carregamento na propagação de fendas por fadiga. Porém, esta teoria levantou várias questões e dúvidas, não sendo de todo consensual na comunidade científica [21].

Naturalmente, novas abordagens surgiram. Alguns exemplos dessas propostas são modelo baseados em $K_{m\acute{a}x}$ e ΔK , o modelo T-Stress e o modelo CJP. Kujawski [22] propôs o modelo de fecho de fenda parcial, assumindo que a porção do carregamento entre $K_{mín}$ e K_{abert} , que pode ser observado na Figura 2.3, também contribui para a propagação da fenda. Lugo et al. [23] com o modelo T-Stress permitiu contabilizar o efeito da geometria do componente no fecho de fenda, sendo que o sinal e a magnitude da tensão T alteram

substancialmente a forma e o tamanho da zona plástica na extremidade da fenda. Por fim, Christopher et al. [24] propuseram o modelo CJP, que utiliza quatro parâmetros diferentes para descrever o campo de tensão na extremidade da fenda.

Como todas as propostas descritas para a análise de propagação de fendas por fadiga se baseiam no ΔK , parâmetro que apresenta tantas limitações no estudo da mesma, Antunes et al. [25], [26], [27] propuseram a substituição do ΔK pela gama de *Crack tip opening displacement* (CTOD) plástico. Definindo um modelo $da/dN-\Delta CTOD_p$, este apresenta diversas vantagens, nomeadamente a inclusão natural do fecho de fenda e a exclusão do regime elástico que, supostamente, não contribui para a propagação de fendas por fadiga. Desta forma, este método pode ser utilizado para desenvolver estudos paramétricos centrados no efeito do carregamento e dos parâmetros geométricos. Por fim, esta abordagem assenta nos pressupostos que a propagação de fendas por fadiga está ligada à deformação plástica na extremidade de fenda e que a gama de CTOD plástico quantifica o nível dessa deformação plástica [28].

De acordo com Antunes et al. [21] a deformação plástica é quantificada subtraindo a componente elástica ao CTOD total, sendo o seu valor máximo, $\Delta CTOD_p$, quantificado na carga máxima. Nestes estudos a determinação do CTOD foi efetuada utilizando o método dos elementos finitos, mas também pode ser utilizada a técnica *Digital Image Correlation* (DIC) em ensaios experimentais.

A definição mais usual para o CTOD é a distância entre dois pontos encontrados pela intersecção dos perfis da fenda com duas linhas ($+45^\circ$ e -45°) originadas na extremidade da fenda [29]. Esta definição está representada na Figura 2.4. Em estudos numéricos o CTOD é medido no primeiro nó atrás da extremidade da fenda.

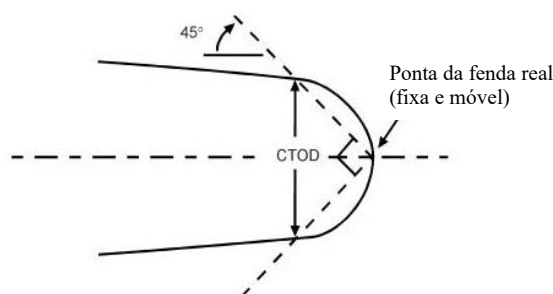


Figura 2.4. Definição de CTOD. Adaptado de [67].

Estes estudos demonstraram que o CTOD é um parâmetro extremamente interessante para estudar diferentes fenómenos que ocorrem na extremidade da fenda, mais

concretamente, o contacto entre flancos da fenda, as cargas de abertura e fecho da fenda, e as deformações elásticas e plásticas [25].

Num estudo realizado por Marques et al. [30], que visava na análise do fecho de fenda por fadiga utilizando o CTOD, é visualizada e analisada uma curva típica do CTOD. A análise do CTOD é realizada para um dado ciclo de carga, garantindo que estamos num regime estacionário e garantindo que o ciclo escolhido é imediatamente antes de uma propagação. A Figura 2.5 representa um exemplo deste tipo de curva.

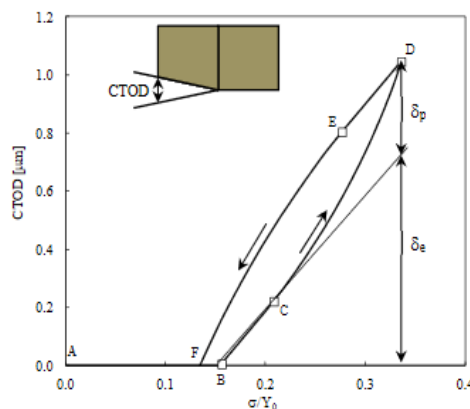


Figura 2.5. Curva típica CTOD [30].

Nas curvas CTOD a carga é apresentada sob a forma de σ/Y_0 , sendo σ a tensão remota e Y_0 a tensão de cedência do material. Assim é possível definir diversos pontos e trajetos que ajudarão a compreender como analisar este tipo de gráficos:

- Ponto A – Ponto de carga mínima;
- Ponto B – Ponto de carga de abertura da fenda;
- Ponto C – Ponto de transição entre o regime elástico e o regime elasto-plástico;
- Ponto D – Ponto de carga máxima;
- Ponto E – Ponto de transição entre o regime elástico e o regime elasto-plástico durante o descarregamento;
- Ponto F – Ponto de fecho de fenda no descarregamento;
- Trajeto ABCD – Fase de carregamento;
- Trajeto DEFA – Fase de descarregamento;
- Trajeto AB – Fase onde a fenda permanece fechada no início do ciclo de carregamento;
- Trajeto BC – Regime elástico na fase de carregamento;

- Trajeto CD – Regime elasto-plástico na fase de carregamento;
- Trajeto DE – Regime elástico na fase de descarregamento;
- Trajeto EF – Regime elasto-plástico na fase de descarregamento;
- Trajeto FA – Fase onde a fenda se encontra novamente fechada no fim do ciclo de carregamento.

Através deste estudo, conseguimos perceber que a fenda está fechada para cargas relativamente baixas, ou seja, entre a carga mínima (ponto A) e a carga de abertura da fenda (ponto B). O aumento da carga acima do ponto B, abre progressivamente a fenda, sendo que a variação do CTOD é praticamente linear até ao ponto de transição entre regime elástico e regime elasto-plástico (ponto C). A partir deste ponto, como já era de esperar, inicia-se a deformação plástica. Como referido por Antunes et al. não se espera que a gama de cargas entre os pontos B e C contribua para a propagação de fendas por fadiga, pelo que a gama de cargas efetiva é a diferença entre a carga máxima e a de transição entre os regimes elástico e elástico-plástico. A deformação plástica aumenta progressivamente até ao ponto de carga máxima (ponto D). Definem-se os parâmetros δ_e e δ_p , gamas elástica e plástica, respetivamente, como se ilustra na Figura 2.5. O regime elástico durante a descarga (entre os pontos D e E) tem o mesmo declive da região BC, como seria de esperar. A deformação plástica inversa ocorre entre E e F, sendo que o fecho da fenda ocorre no ponto F [30].

2.4. Efeito da pré-deformação

É sabido que os materiais metálicos sofrem deformação plástica durante as operações de conformação e de maquinagem. Após esta deformação plástica, o material considera-se num estado endurecido por deformação. Em comparação com o material não deformado, o material endurecido por deformação plástica apresentará propriedades diferentes, sendo que a extensão dessa diferença depende da quantidade de deformação plástica [7].

Embora a análise dos fenômenos de fadiga geralmente estudada para materiais sem pré-deformação, já existem alguns estudos que demonstram que a pré-deformação pode ser uma variável com bastante impacto na vida de um componente com comportamento à fadiga. O objetivo desta secção é analisar brevemente alguns estudos anteriormente realizados neste contexto.

No estudo realizado por Al-Rubaie et al. em 2007 [31], foi avaliado o efeito da pré-deformação de 1%, 3%, 5% e 7% na vida à fadiga da liga de alumínio 7050-T7451. Utilizando provetes planos sem entalhes, foram realizados ensaios de fadiga axial sob uma carga de onda sinusoidal de amplitude constante com uma razão de tensão de 0,1. Um dos gráficos apresentados neste estudo diz respeito ao efeito da pré-deformação no comportamento à fadiga desta liga, onde temos a tensão máxima em função dos ciclos até à rotura. Este gráfico está representado na Figura 2.6:

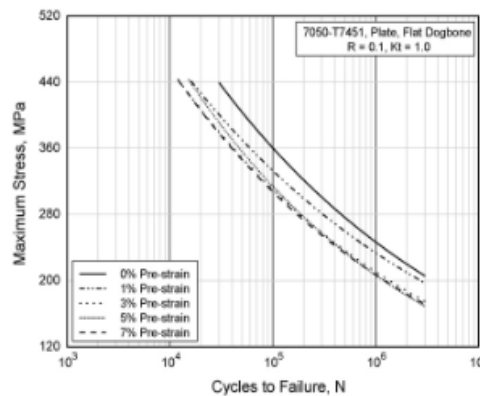


Figura 2.6. Efeito da pré-deformação no comportamento à fadiga do da liga de alumínio 7050-T7451 [31].

Todos os níveis de pré-deformação causam reduções na vida à fadiga, uma vez que as suas curvas de melhor ajuste estão abaixo da curva de base (0% de pré-deformação). Em geral, a redução aumenta com o nível de pré-deformação. Al-Rubaie et al. concluíram que a pré-deformação tem um efeito prejudicial sobre a vida à fadiga de componentes nesta liga [31].

Noutro estudo realizado por Singh et al. [5] foi analisado o efeito do histórico de pré-deformação à tração e da razão de deformação no comportamento de deformação cíclica da liga de alumínio 6061 e da liga de alumínio 2024. Os ensaios de fadiga de baixo ciclo realizados neste estudo abrangeram duas áreas. Primeiramente, em condições totalmente reversíveis, com 8%, 4% e 0% de pré-deformação por tração, com amplitudes de deformação que variam na gama de 0,6-1,75%. Posteriormente, em circunstâncias controladas por deformação, com três razões de deformação diferentes [- 1, 0 e 0,5], com amplitudes de deformação que variam na mesma gama, 0,60-1,75%. Este estudo concluiu que ambas as ligas testadas, independentemente das histórias de pré-deformação, da razão de deformação e da amplitude de deformação, revelaram um comportamento cíclico de amaciamento por deformação. Sendo que em ambas as ligas, o grau de amaciamento diminuiu com a amplitude

da deformação e aumentou com a razão de deformação. Além disso, durante os testes de pré-deformação, foi encontrado um comportamento de amaciamento na ausência de pré-deformação por tração. A introdução da pré-deformação por tração conduziu a um comportamento misto, ou seja, um comportamento de amaciamento em amplitudes de deformação mais elevadas e um comportamento de endurecimento em amplitudes de deformação mais baixas. Além disso, as histórias de pré-deformação de tração influenciaram as taxas de relaxação da tensão média. O relaxamento total da tensão média ocorreu em amplitudes de deformação mais elevadas, mas não foi observado em amplitudes de deformação mais baixas.

Outro estudo desenvolvido anteriormente por Branco et al. [32] para outra liga de alumínio relativamente parecido com este, também já teria relatado resultados muito idênticos.

Num estudo feito por Saravanan et al. [6] foi estudado o efeito da deformação plástica na resistência, no comportamento de endurecimento, na tenacidade à fratura e na taxa de propagação de fendas por fadiga (FCGR) da liga Ti-6Al-4V em condições de recozimento. A liga Ti-6Al-4V foi submetida a uma pré-deformação uniaxial de 0,5%, 1%, 2%, 3%, 4%

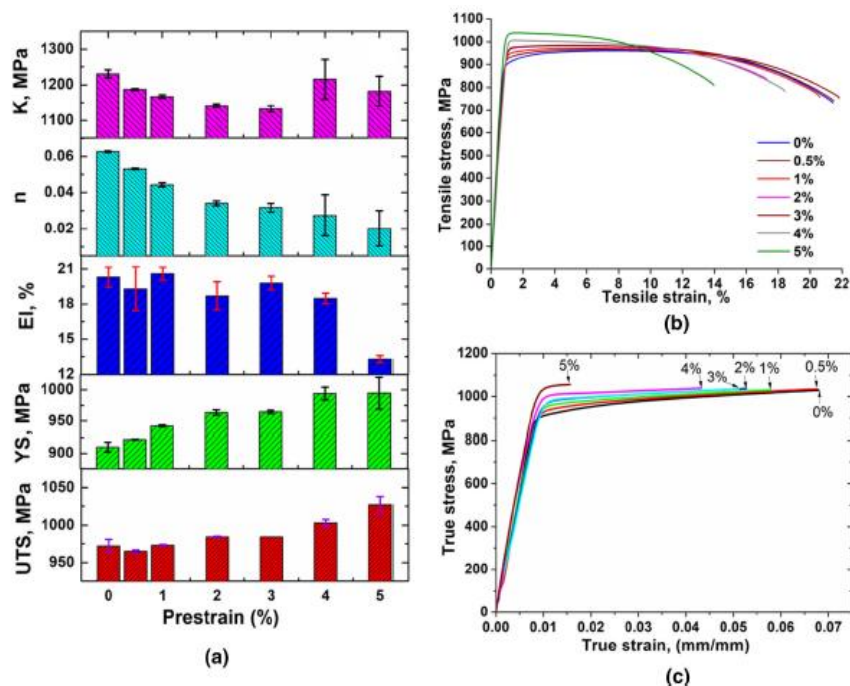


Figura 2.7. (a) Variação das propriedades da liga Ti-6Al-4V com diferentes níveis de pré-deformação; (b) Resposta mecânica da liga Ti-6Al-4V com diferentes níveis de pré-deformação; (c) curvas tensão-deformação da liga Ti-6Al-4V com diferentes níveis de pré-deformação [6].

e 5%. Na Figura 2.7 é possível visualizar alguns gráficos construídos neste estudo sobre o efeito do nível de pré-deformação em alguns parâmetros:

Verificou-se que tanto a resistência à tração máxima (UTS) como a tensão limite de elasticidade (YS) aumentavam significativamente com o aumento da pré-deformação, enquanto a ductilidade era constante até 4% de pré-deformação. Após esses 4%, a ductilidade diminuiu drasticamente. O expoente de endurecimento por deformação, a taxa de endurecimento e o endurecimento máximo diminuíram com o aumento da pré-deformação uniaxial. Este estudo revelou que, até 1% de pré-deformação, os valores da tenacidade à fratura são ligeiramente afetados. No entanto, para valores superiores a tenacidade à fratura é reduzida significativamente. A resistência à propagação de fendas por fadiga foi significativamente reduzida para os provetes pré-deformados. Não foram observadas variações significativas na taxa de propagação de fendas por fadiga entre os provetes sujeitos a diferentes níveis de pré-deformação. Apesar dos resultados apresentados neste artigo, muitos investigadores estudaram o efeito da pré-deformação na resistência, tenacidade à fratura, propriedades de fadiga, e propriedades de fluência de vários tipos de materiais metálicos. Através de uma breve análise verifica-se claramente que a pré-deformação tem um efeito significativo nestas propriedades e principalmente, que não existe uma tendência geral e unificada do efeito da pré-deformação no comportamento mecânico destes materiais [6].

Em 2006 por Al-Rubaie et al. [33] foram realizados ensaios de propagação de fendas por fadiga (PFF) da placa de liga de alumínio 7475-T7351 com pré-deformação. Foram aplicados dois níveis de pré-deformação de tração de 3 e 5%. Os ensaios de propagação de fendas por fadiga foram efetuados com uma razão de tensão $R=0,5$ e os dados recolhidos foram modelados utilizando os modelos de Collipriest, Priddle e Forman modificado. Nas Figura 2.8 e Figura 2.9 estão representados dois dos gráficos presentes neste estudo:

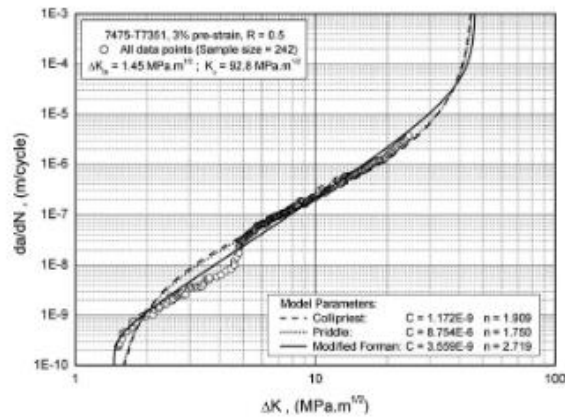


Figura 2.8. Curvas de taxa de PFF do 7475-T7351, 3% de pré-deformação, R=0,5, comparação entre os modelos Collipriest, Priddle e Forman modificado [33].

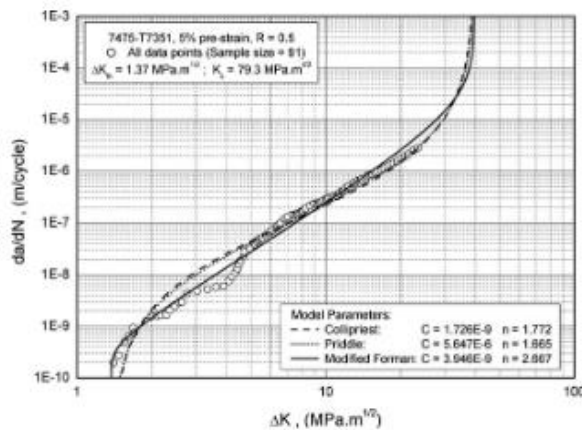


Figura 2.9. Curvas de taxa de PFF do 7475-T7351, 5% de pré-deformação, R=0,5, comparação entre os modelos Collipriest, Priddle e Forman modificado [33].

A partir dos resultados obtidos, concluíram que o efeito da pré-deformação era evidente na região instável, região III. O aumento da pré-deformação leva à diminuição da tenacidade à fratura do material, aumentando assim a taxa de propagação de fenda por fadiga. Conclui-se ainda que a pré-deformação não tinha influência considerável na região próxima do limiar e na região de Paris, região II.

Noutro estudo realizado por Gustavwn et al. [34], um aço bifásico laminado a frio, primeiramente sujeito a vários modos e graus de pré-deformação e posteriormente sujeito a fadiga controlada por deformação notou-se que contrariamente à pré-deformação abaixo de 5%, graus elevados de pré-deformação (acima de 15%) tinham um efeito positivo na resistência à fadiga. No caso de pré-deformações paralelas à direção da carga de fadiga,

obtiveram tensões médias de tração consideráveis, da ordem dos 50 MPa, que se mantiveram durante toda a vida de fadiga para amplitudes de deformação mais baixas.

Concluindo, a maioria dos estudos na literatura sugerem que a vida à fadiga diminui com o aumento dos níveis de pré-deformação, contudo, o efeito oposto também é relatado. Assim, ainda não estão bem estabelecidas as causas para estas tendências. O efeito da pré-deformação com o comportamento à fadiga é uma relação bastante complexa e parece ser afetada por um vasto leque de variáveis, tais como o material, a microestrutura, o cenário de carregamento, o histórico de pré-deformação, e muitos mais.

2.5. Efeito das tensões residuais

Tal como o efeito da pré-deformação, o efeito das tensões residuais é um parâmetro bastante importante no comportamento à fadiga de materiais metálicos. As tensões residuais podem ser introduzidas de forma não intencional através de processos como a têmpera, soldadura, fundição e fabrico aditivo. No entanto, está comprovado que tensões residuais compressivas ajudam a atrasar o dano por fadiga dos componentes. Assim, estas podem ser deliberadamente introduzidas através de processos como *shot peening*, martelagem, indentação, expansão a frio, deformação plástica e muitos outros.

Os estudos realizados por Lacarac et al. [35] e Rana et al. [36], onde tensões residuais compressivas foram induzidas através de deformação plástica nos furos dos componentes, verificaram uma melhoria das propriedades do material e uma redução significativa na taxa de propagação de fendas por fadiga. Estas variações contribuíram assim para um aumento da vida à fadiga dos componentes.

No entanto, o efeito dos campos de tensões residuais na propagação de fendas por fadiga e na vida à fadiga é por vezes difícil de compreender. Segundo Farrahi et al. [37] esta melhoria do comportamento à fadiga é geralmente associada ao endurecimento por deformação das camadas superficiais que aumenta a tensão de cedência do material, às tensões residuais compressivas nas camadas superficiais, e à qualidade do acabamento final da superfície e alterações estruturais.

Como normalmente acontece no ramo da investigação, várias abordagens foram utilizadas. Desde as técnicas de sobreposição, às abordagens que incluíram o fecho de fenda, todas foram alvo de discórdia na comunidade científica. Comparações entre estudos

idênticos revelaram inconsistências, dependendo do laboratório, do investigador e da técnica utilizada [38].

Num estudo recente realizado por Neto et al. [38] foram utilizadas abordagens alternativas baseadas em parâmetros não lineares, já referidas na secção 2.3, para tentar compreender o efeito das tensões residuais térmicas na propagação de fendas por fadiga. O principal objetivo desta investigação foi verificar se o fecho de fenda era o único mecanismo subjacente ao efeito das tensões residuais, e se existia alguma diferença entre tensões residuais de origem térmica e tensões residuais induzidas pela deformação plástica. A relação entre tensões residuais e fecho de fenda foi estabelecida comparando as previsões obtidas com e sem contacto entre flancos de fenda, algo impossível de fazer em ensaios experimentais. Os resultados obtidos permitiram concluir que as regiões com tensões residuais térmicas de tração aumentaram a velocidade de propagação da fenda (da/dN). Através da remoção do contacto entre flancos de fenda, a taxa de propagação de fendas por fadiga aumentou, eliminando completamente a influência das tensões residuais térmicas. Isto indica que estas tensões afetam o da/dN indiretamente através do fecho de fenda induzido pela plasticidade. Não se encontrou nenhuma diferença substancial entre tensões residuais elásticas e tensões residuais induzidas por deformação plástica. E, por fim, uma correspondência perfeita foi encontrada entre as tendências de da/dN e o fecho de fenda, reforçando a convicção que o fecho de fenda é responsável pelo efeito das tensões residuais na taxa de propagação de fendas por fadiga.

Este estudo destacou aspetos importantes que, certamente, contribuíram para a compreensão do estudo desempenhado por esta dissertação.

2.6. Modelo constitutivo do material

A modelação correta do comportamento elasto-plástico é crucial para simulações numéricas de propagação de fendas por fadiga. Os modelos que descrevem o comportamento elástico e plástico, os fenómenos de encruamento e escoamento, permitem simular o comportamento realista desses materiais sob carregamentos complexos. Assim, uma boa modelação permite prever a vida útil de materiais sujeitos a fadiga, garantindo segurança e fiabilidade dos componentes fabricados com os mesmos.

2.6.1. Critério de von Mises

Na engenharia mecânica, os critérios de cedência são fundamentais para modelar o comportamento dos materiais sob diferentes condições de tensão. Critérios como o de Tresca [39] e de von Mises [40] são amplamente utilizados para avaliar estes comportamentos. Embora sejam frequentemente mencionados em conjunto devido às suas aplicações semelhantes, estes possuem algumas diferenças que os tornam adequados para situações distintas.

O critério de Tresca centra-se na teoria da tensão de corte máxima, afirmando que a cedência ocorre quando a tensão de corte máxima no material atinge um determinado valor crítico. Este critério é muito utilizado em situações em que é necessária uma margem de segurança mais elevada. Assim este critério proporciona uma abordagem considerada mais conservadora em comparação com outros critérios de cedência.

O critério de cedência de von Mises é bem-conceituado na engenharia devido à sua boa previsão do início da deformação plástica para materiais sob estados de tensão complexos. Possui uma vasta aplicação em áreas como a análise estrutural, investigações de falhas, estudos de fadiga e análise de elementos finitos. Na análise estrutural, a tensão de von Mises é calculada para prever potenciais deformações ou pontos de rotura. Na análise de elementos finitos o critério de von Mises ajuda a determinar a deformação ou falha de estruturas sob diferentes condições de carregamento e permite uma análise completa e eficaz das tensões. No domínio do estudo de fadiga, o critério de von Mises desempenha um papel fundamental. Utilizando a energia de distorção, este fornece um método eficaz para estimar a vida à fadiga e as taxas de propagação de fendas.

Assim, temos as equações do critério de cedência de von Mises, Equação (2.9) e Equação (2.10), para o sistema de eixos principal O_{123} e para o sistema de eixos qualquer O_{xyz} , respetivamente:

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

$$(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6\tau_{xy}^2 + 6\tau_{yz}^2 + 6\tau_{zx}^2 = 2\sigma_0^2 \quad (2.10)$$

onde σ_1 , σ_2 e σ_3 representam as tensões principais, σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} , τ_{xy} , τ_{yz} e τ_{zx} , representam as tensões normais e de corte e σ_0 representa a tensão limite de elasticidade.

Na Figura 2.10 está representada a superfície limite elástica no espaço de tensões de ambos os critérios.

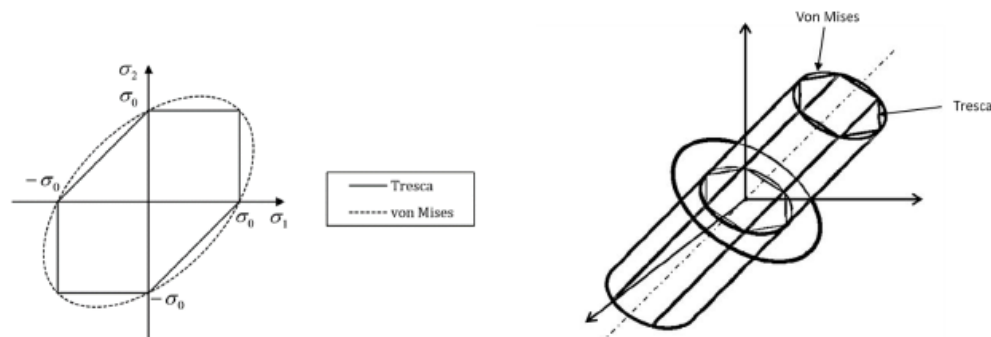


Figura 2.10. Representação da superfície limite elástica no espaço de tensões dos critérios de Tresca e von Mises [41].

2.6.2. Lei de encruamento

Nesta dissertação, foram conduzidas diversas simulações onde o provete foi submetido repetidamente a ciclos de carregamento e descarregamento, induzindo continuamente deformação plástica no mesmo. Estes ciclos de carga provocam o que é designado por encruamento. O fenómeno de encruamento é caracterizado pelo aumento da tensão limite de elasticidade do material por ação da deformação plástica. Assim, quando a tensão de cedência é excedida, as leis de encruamento descrevem a evolução da superfície de limite de elasticidade. Daí resultam dois tipos de encruamento: encruamento isotrópico e o encruamento cinemático. Assim, a combinação das leis de endurecimento isotrópico e cinemático proporciona um modelo flexível, para descrever simultaneamente a alteração do tamanho e da posição do centro da superfície de cedência, durante a deformação plástica [41].

2.6.2.1. Encruamento isotrópico

As leis de encruamento isotrópico descrevem matematicamente a mudança no tamanho da superfície limite de elasticidade durante a deformação plástica, sem alterar a sua forma. Este comportamento aparece representado na Figura 2.11.

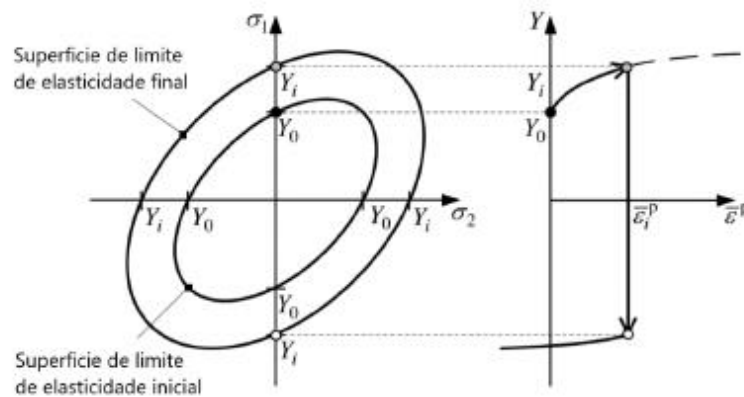


Figura 2.11. Representação do comportamento plástico para encruamento isotrópico, de materiais em tração-compressão. Do lado esquerdo, as superfícies de cedência, inicial e final (expandida). Do lado direito, a respectiva curva tensão-deformação. Adaptado de [41].

O modelo mais simples foi proposto por Hollomon [42]. A equação deste modelo mostrou-se adequada em situações onde a tensão de cedência é baixa e para situações onde a deformação plástica é suficientemente elevada, permitindo que as inconsistências iniciais desta deformação sejam desconsideradas.

Posteriormente, várias propostas que visavam melhorar o modelo de Holloman foram apresentadas. Exemplos disso são o modelo de Swift [43], Ludwik [44], Ludwigson [45], Ghosh [46] e Fernandes *et al.* [47]. Estas leis propunham soluções mais flexíveis e complexas. No entanto, foi demonstrado que nenhuma destas propostas tinha em consideração o fenómeno de saturação de tensão, muito frequente em materiais metálicos com estrutura cúbica de face centrada (CFC) como a liga de alumínio [48]. Assim, foram desenvolvidas leis de encruamento isotrópicas considerando a saturação de tensão, como os modelos de Voce [49] e Hockett & Sherby [50]. Na Tabela 2.1 estão representadas as equações de todos os modelos referidos anteriormente.

Tabela 2.1. Modelos de encruamento isotrópico.

Modelos	Equações
Hollomon	$Y = K \times (\bar{\epsilon}^p)^n$
Swift	$Y = K \times (\epsilon_0 + \bar{\epsilon}^p)^n$
Ludwik	$Y = Y_0 + K \times (\bar{\epsilon}^p)^n$
Ludwigson	$Y = K \times (\bar{\epsilon}^p)^n + \exp(K_1 + n_1 \times \bar{\epsilon}^p)$
Ghosh	$Y = C + K \times (\epsilon_0 + \bar{\epsilon}^p)^n$
Fernandes et al.	$Y = K \times [g \times (\epsilon_0 + \bar{\epsilon}^p) + h \times \bar{\epsilon}^p]^n$
Voce	$Y = Y_0 + (Y_{Sat} - Y_0) \times [1 - \exp(-C_Y \times (\bar{\epsilon}^p)^a)]$
Hockett & Sherby	$Y = Y_0 + (Y_{Sat} - Y_0) \times [1 - \exp(-C_Y \times (\bar{\epsilon}^p)^a)]$
onde $K, K_1, n, n_1, \epsilon_0, C, C_Y, Y_0, Y_{Sat}, g, h$ e a são parâmetros do material.	

2.6.2.2. Encruamento cinemático

As leis de encruamento cinemáticas descrevem o movimento de translação do centro da superfície de limite de elasticidade, durante a deformação plástica, sem a alteração da forma e do tamanho da mesma. Assim, estes modelos são recomendados para descrever a deformação plástica em situações de variação na trajetória de deformação, principalmente a inversão da trajetória da mesma, em materiais que exibem o efeito de Bauschinger. Contrariamente aos modelos de encruamento isotrópico, onde este efeito não era considerado, os modelos de encruamento cinemático levam em consideração este efeito. O efeito de Bauschinger consiste na redução da tensão de cedência à compressão após um carregamento de tração, ou vice-versa. Por outras palavras, o efeito de Bauschinger está associado à cedência prematura após o percurso inverso de deformação [51]. Este comportamento aparece representado na Figura 2.12.

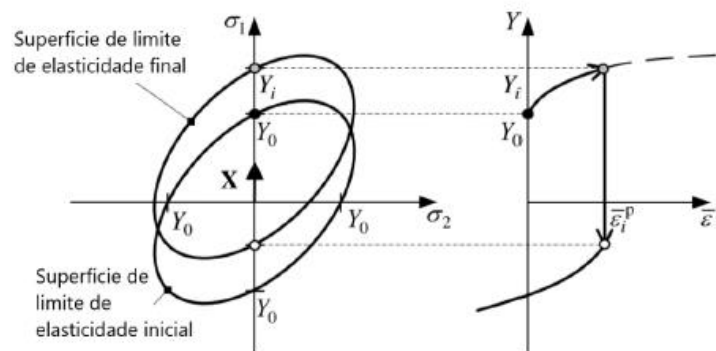


Figura 2.12. Representação do comportamento plástico para encruamento cinemático, de materiais em tração-compressão. Do lado esquerdo, as superfícies de cedência, inicial e final (transladada). Do lado direito, a respetiva curva tensão-deformação. Adaptado de [41].

Os modelos propostos para este tipo de encruamento podem ser classificados como lineares e não-lineares. Prager [52] e Ziegler [53] propuseram modelos lineares de encruamento cinemático. O pressuposto de um comportamento de endurecimento cinemático linear é vantajoso em termos de implementação numérica e eficiência computacional. No entanto, estes modelos não conseguem prever o comportamento de encruamento cinemático não linear dos materiais reais [41]. Esta desvantagem levou ao desenvolvimento de modelos não lineares, tal como proposto por Armstrong & Frederick [54].

Na Tabela 2.2 estão representadas as equações dos modelos referidos anteriormente.

Tabela 2.2. Modelos de encruamento cinemático.

Modelos	Equações
Prager	$dX' = q_p \times d\bar{\epsilon}^p$
Ziegler	$dX' = q_z \times d\bar{\epsilon}^p \times (\sigma' - X')$
Armstrong & Frederick	$dX' = C_X \times \left[\frac{X_{Sat}}{\bar{\sigma}} \times (\bar{\sigma} - X') - X' \right] \times d\bar{\epsilon}^p$
onde q_p , q_z , C_X e X_{Sat} são parâmetros do material.	

3. MODELO NUMÉRICO

3.1. Modelo de elementos finitos

As simulações de propagação de fendas por fadiga são fundamentais para a análise e compreensão do comportamento de materiais sujeitos a cargas cíclicas. A modelação numérica do fecho de fenda induzido pela plasticidade tem-se revelado muito promissora para o estudo do comportamento à fadiga de componentes metálicos. A modelação numérica oferece maior rapidez e menor desperdício de recursos que os processos experimentais. Em inúmeros estudos, o modelo numérico tem demonstrado a sua credibilidade e precisão nos resultados apresentados, tornando-se assim, a opção mais viável para o desenvolvimento de estudos com objetivos similares ao desta dissertação.

3.1.1. Programa de elementos finitos

O programa de elementos finitos utilizado para efetuar as simulações numéricas requeridas nesta dissertação foi o DD3IMP (*Three-Dimensional Elasto-Plastic Finite Element Program*). Este programa foi primeiramente concebido para a simulação de processos de estampagem de chapas metálicas [55].

Para a execução das simulações o programa requer ficheiros de texto de entrada ou input, onde são introduzidos todos os parâmetros numéricos e físicos apropriados ao estudo a realizar. Estes ficheiros estão resumidamente explicados de seguida:

- DD3_bcon.dat: Este ficheiro impõe as condições de fronteira do provete;
- DD3_contact.dat: Este ficheiro define o contacto entre flancos de fenda;
- DD3_input.dat: Este ficheiro contém todos os parâmetros numéricos, mais propriamente, o critério de convergência, o número máximo de interações e as tolerâncias;
- DD3_mater1.dat: Este ficheiro introduz os parâmetros das leis constitutivas do material, como o módulo de Young, o coeficiente de Poisson, a tensão de cedência, e os parâmetros das leis de encruamento;
- DD3_mesh.msh: Este ficheiro define a malha de elementos finitos do provete;

- DD3_phase.dat: Este ficheiro tem como função caracterizar o carregamento. Carreamento esse que é definido por incrementos de força. Com isto, e consoante o tipo de carregamento requerido para cada simulação, podem ser necessários vários ficheiros deste tipo;
- DD3oCYCLIC.dat: Este ficheiro define o critério de propagação a ser utilizado durante a simulação. Este também estabelece o valor crítico da deformação plástica.

No decorrer da simulação, ficheiros de saída ou output contendo os resultados da simulação são gerados. Estes ficheiros estão descritos resumidamente de seguida:

- R_LINE1_CTOD.DD3: Este ficheiro apresenta o valor do CTOD a um nó de distância da extremidade da fenda;
- R_LINE2_CTOD.DD3: Este ficheiro apresenta o valor do CTOD a dois nós de distância da extremidade da fenda;
- R_NODESreleased.DD3: Este ficheiro apresenta uma lista de todas as propagações que ocorreram ao longo de toda a simulação. Neste ficheiro são apresentados os ciclos onde ocorrem propagações, bem como o valor da deformação plástica em ambos os nós da extremidade da fenda;
- R_TIP.DD3: Este ficheiro apresenta a informação sobre as tensões e deformações no nó da extremidade da fenda em todos os incrementos da simulação;
- ToolBCIDx.res e ToolBCIDy.res: Estes ficheiros apresentam os deslocamentos e as forças.

3.1.2. Material

Nesta dissertação, a análise da propagação de fendas por fadiga, que tem como intuito estudar o efeito da pré-deformação no comportamento à fadiga, foi conduzida utilizando a liga de alumínio AA-2024-T351. A composição química desta liga está representada na Tabela 3.1, onde é possível verificar que, para além do alumínio, o cobre e o magnésio são os principais elementos desta liga.

Tabela 3.1. Composição química em % em peso da liga de alumínio 2024-T351. O restante é Al. Adaptado de [56].

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
0,50	0,50	3,8-4,9	0,3-0,9	1,2-1,8	0,10	0,25	0,15

O tratamento térmico T351 é um processo específico aplicado a esta liga que visa melhorar as suas propriedades mecânicas. Como etapas deste tratamento térmico temos: o aquecimento da liga a temperaturas elevadas, dissolvendo os elementos como o cobre e o magnésio na matriz do alumínio; o arrefecimento rápido, com o objetivo de evitar a formação de precipitados que poderiam diminuir a resistência e ductilidade do material; a introdução de deformação plástica controlada, com o intuito de aliviar as tensões internas residuais geradas durante o arrefecimento; e o envelhecimento natural, onde a liga é deixada em repouso a temperatura ambiente durante o tempo específico consoante a sua futura aplicação. Devido às suas excelentes propriedades mecânicas como a resistência à tração e resistência à fadiga, esta liga é amplamente utilizada em vários setores como a indústria aeronáutica, aeroespacial, automóvel, civil, entre outras.

A Tabela 3.2 apresenta as propriedades mecânicas da liga de alumínio 2024-T351. O módulo de Young, a tensão de cedência, a resistência à tração final e o alongamento na rutura foram determinados através de ensaios de tração conduzidos no estudo realizado por Moreno et al. [56].

Tabela 3.2. Propriedades mecânicas da liga de alumínio 2024-T351 [56].

Modulo de Young	Tensão de cedência	Resistência à tração final	Alongamento na rotura	Dureza de Brinell
73 GPa	325 MPa	470 MPa	20%	137

A modelação exata do comportamento elástico-plástico do material é fundamental para obter previsões numéricas de alta qualidade. Para isso, é necessário conhecer e ajustar alguns parâmetros do material e leis que traduzem o seu comportamento em diferentes situações. Vale a pena destacar que estes parâmetros já se encontram disponíveis na literatura o que facilita bastante a sua identificação. Assim, na presente dissertação, o comportamento elástico isotrópico é definido pela lei de Hooke e o comportamento plástico é descrito pelo critério de plasticidade de von Mises [40]. Por fim, para o encruamento isotrópico foi

utilizada a lei de Voce [49] e para o encruamento cinemático o modelo proposto por Armstrong & Frederick [54].

A Tabela 3.3 apresenta o conjunto de parâmetros numéricos utilizados para descrever a liga de alumínio 2024-T351.

Tabela 3.3. Lista de parâmetros do material [57].

Material	Y_0	C	n	C_x	X_{Sat}
2024-T351	288,96 MPa	389,00 MPa	0,056	138,80	111,84 MPa

3.1.3. Discretização do provete e malha de elementos finitos

Todas as simulações de propagação de fendas por fadiga conduzidas nesta dissertação foram realizadas utilizando provetes CT com $W=36\text{mm}$ e uma frente de fenda reta, com o tamanho inicial, $a_0=15\text{ mm}$. Na Figura 3.1 está representado este provete e o respectivo dimensionamento.

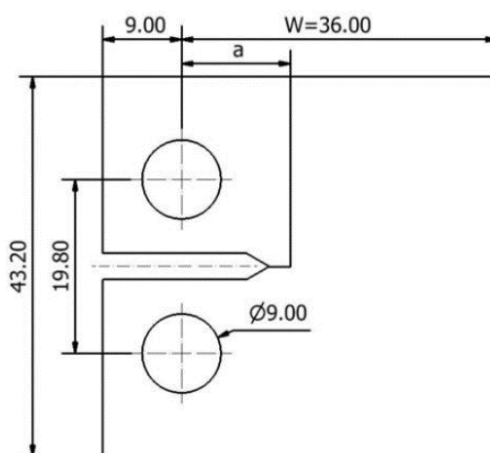


Figura 3.1. Dimensionamento do provete CT36.

Estes provetes foram modelados numericamente utilizando o método de elementos finitos. Apenas metade do provete foi modelado utilizando uma espessura reduzida de $t=0,1\text{mm}$, suficiente para simular estados planos de tensão e deformação, considerando condições de fronteira adequadas. A criação da malha é, sem dúvida, uma das partes mais importantes nos estudos de propagação de fendas por fadiga. A utilização do mesmo refinamento de malha em todo o provete torna o processo muito demorado e dispendioso, não traduzindo um dos princípios básicos da engenharia, a otimização. Com isto, a criação

ou escolha da malha deve ser um processo criterioso uma vez que possui impacto direto na qualidade dos resultados obtidos nas simulações. Assim, na zona onde se dá a propagação da fenda, ou seja, próximo da extremidade da fenda, foi utilizada uma malha extremamente refinada com elementos quadrados $8 \times 8 \mu\text{m}^2$. No resto do provete foi utilizada uma malha mais grosseira. Na direção da espessura foi utilizada apenas uma camada de elementos, processo muito utilizado para garantir condições de estado plano de tensão e estado plano de deformação. Esta combinação, permite efetuar uma avaliação com maior precisão dos gradientes de tensão diminuindo o esforço e custo computacionais. Na Figura 3.2 está representada a malha utilizada nesta dissertação juntamente com ampliações das zonas mais relevantes.

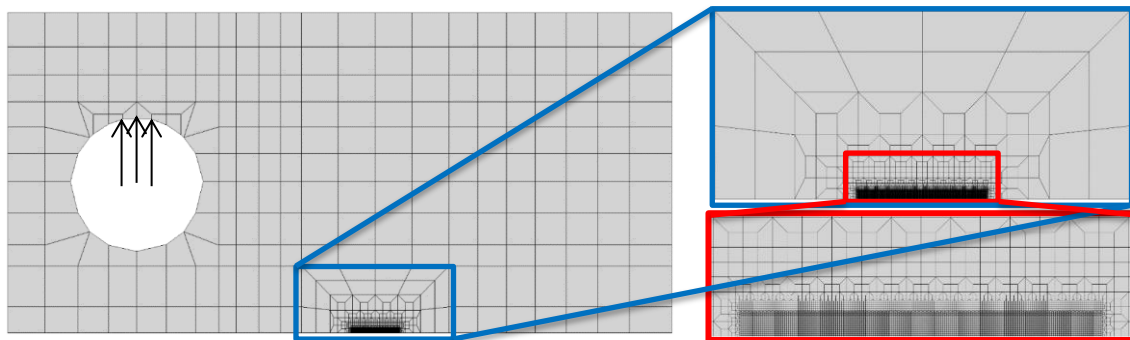


Figura 3.2. Representação da malha do provete. Incluindo a ampliação da zona mais refinada da mesma.

3.1.4. Condições de fronteira

As condições de fronteira são outro aspeto bastante relevante para a qualidade e precisão dos resultados das simulações. Conforme mencionado anteriormente, apenas metade do provete foi modelado. Por isso, é essencial aplicar condições de fronteira que permitam simular o resto do provete. Assim, o contacto entre flancos de fenda foi modelado tendo em consideração uma superfície rígida alinhada com o plano de simetria. São assumidas condições de contacto que evitam que exista uma sobreposição das superfícies da fenda durante o período de descarregamento. Existe ainda uma condição que limita a deslocação de cada ponto na direção X, evitando o movimento rígido da amostra. A Figura 3.3 apresenta as condições de fronteira mencionadas anteriormente para o provete CT.

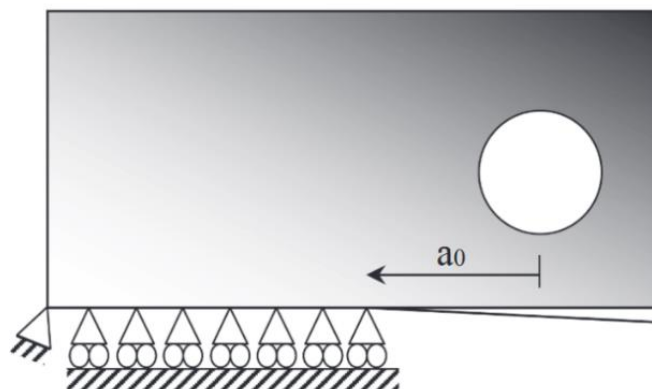


Figura 3.3. Condições de fronteira genéricas para o provete CT.

No presente estudo, foram obtidos resultados para provetes em estado plano de tensão. Para induzir este estado, a espessura utilizada para o provete foi muito reduzida ($t=0,1\text{mm}$), e aplicaram-se condições de fronteira como as apresentadas na Figura 3.4. Para estado plano de tensão não se restringiu a face principal do provete, o que permite deformação na direção perpendicular a esta.

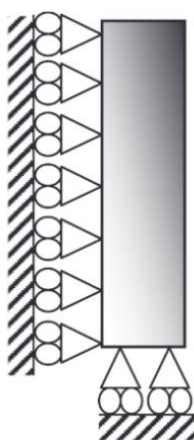


Figura 3.4. Condições de fronteira para estado plano de tensão.

3.1.5. Carregamento

Nesta dissertação, o objetivo foi estudar o efeito da pré-deformação e consequentemente das tensões residuais no comportamento à fadiga da liga de alumínio 2024-T351. No modelo numérico, a pré-deformação foi aplicada através do deslocamento de uma faixa de nós ao longo de todo o provete. Esse deslocamento simula o que experimentalmente seria uma carga distribuída de tração ou compressão no provete. Após a

aplicação da pré-deformação o provete entra num simples estudo de propagação de fendas por fadiga. A Figura 3.5 apresenta a faixa onde foi induzida deformação plástica antes da aplicação do carregamento cíclico, cuja extensão é indicada do lado esquerdo.

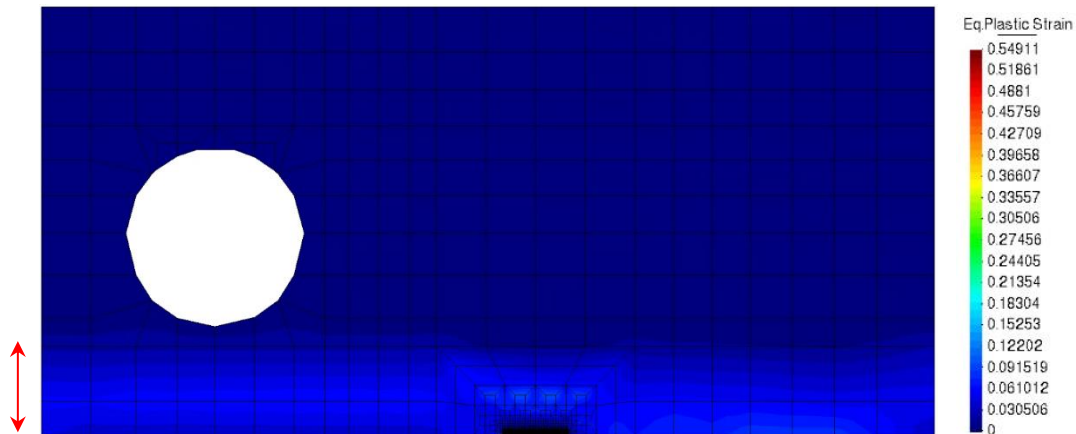


Figura 3.5. Representação da faixa de pré-deformação aplicada.

Os provetes foram submetidos a cargas cíclicas de amplitude constante e de amplitude variável (sobrecarga). As cargas cíclicas foram aplicadas nos seis pontos superiores do furo do provete como representado na Figura 3.6.

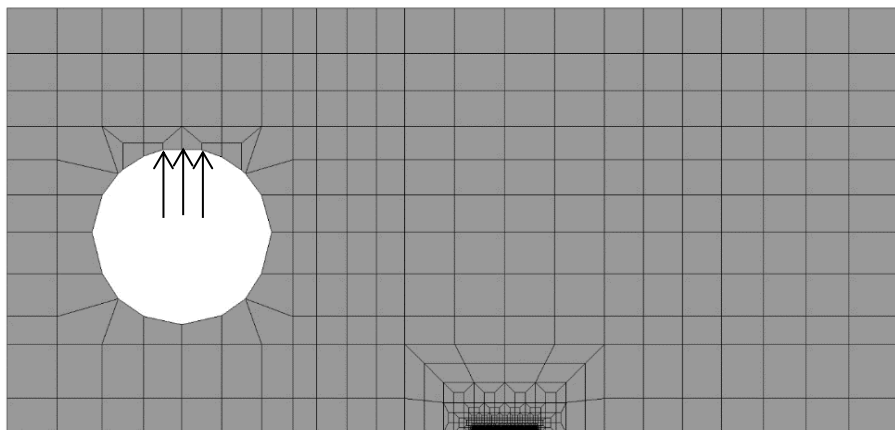


Figura 3.6. Representação da zona onde são aplicadas as cargas cíclicas.

Dentro das cargas cíclicas com amplitude contante foram realizadas simulações com duas razões de tensões diferentes: variando entre 41,67 N e 4,17 N, proporcionando uma razão de tensões de $R=0,1$; e variando entre 75 N e 37,5 N, proporcionando uma razão de tensões de $R=0,5$. Nas simulações com amplitude variável (sobrecarga), temos três fases de carregamento cíclico. Uma primeira fase com um bloco de carga de amplitude constante a variar entre 41,67 N e 4,17 N, seguida de um ciclo de sobrecarga que varia entre 60,42 N e

4,17 N, seguida de outro bloco de carga de amplitude constante a variar entre 41,67 N e 4,17 N. Estas fases proporcionam uma razão de sobrecarga ou *overload rate* de $OLR=1,5$, fator que pode ser determinado pela Equação (3.1).

$$OLR = \frac{K_{OL} - K_{mín}}{K_{máx} - K_{mín}} \quad (3.1)$$

onde $K_{máx}$, $K_{mín}$ e K_{OL} representam os fatores de intensidade de tensão na carga máxima, mínima e na sobrecarga, respetivamente.

Na Figura 3.7 estão representadas graficamente os tipos de ciclos de carga aplicados nas simulações, carregamento com amplitude constante e sobrecarga.

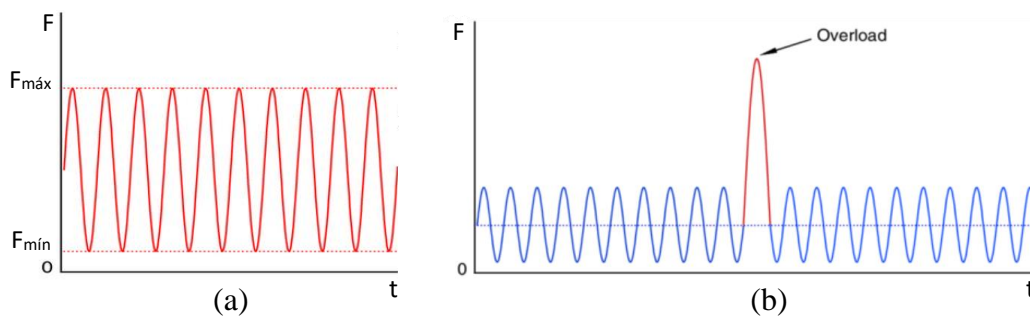


Figura 3.7. Curva típica de um carregamento cíclico com: (a) amplitude constante; (b) sobrecarga.

3.1.6. Propagação de fenda e simulações realizadas

Conforme mencionado anteriormente, foram realizadas simulações numéricas para estudar o efeito da pré-deformação no comportamento à fadiga da liga de alumínio 2024-T351. Para isso, foi induzida pré-deformação no provete e procedeu-se ao estudo de propagação de fendas por fadiga através da introdução de carregamento cíclico. Estes ensaios têm como objetivo obter curvas de velocidade de propagação e, posteriormente, curvas CTOD medidas para o ciclo imediatamente antes de uma propagação. Além disso, foram analisadas situações com e sem contacto entre os flancos de fenda. A propagação de fendas por fadiga foi simulada através da libertação sucessiva dos nós da extremidade da fenda. Para isto foi utilizado o critério da deformação plástica acumulada (*Accumulated Plastic Strain*). Segundo este critério, o carregamento cíclico aumenta a deformação plástica acumulada na extremidade da fenda. Podemos concluir assim, que o critério leva em consideração a deformação plástica acumulada durante todo o carregamento. Assim, os nós da extremidade da fenda são libertados quando o valor crítico de deformação plástica

acumulada é atingido, que no caso da liga de alumínio 2024-T351 este valor é de 110% [57]. Na Tabela 3.4 encontram-se descritas todas as simulações realizadas para esta dissertação. Assim, foram realizadas onze simulações, com o objetivo de estudar o efeito da pré-deformação, e como esse efeito é afetado pela razão de tensões, estado de tensão, e tipo de carregamento (tração/compressão; amplitude constante/sobrecargas).

Tabela 3.4. Descrição de todas as simulações realizadas.

Nº	Material	a_0 [mm]	Tipo de carregamento	Razão de tensão	Estado de Tensão	Def. plást.	Def. plástica induzida por:	Cont. entre flancos de fenda
1	2024-T351	15	Amplitude Constante	0,1	TP	0%	-----	Sim
2						4%	Tração	
3						4%	Compressão	
4						0%	-----	Não
5						4%	Tração	
6				4%		Compressão		
7				0%		-----	Sim	
8				0,5		4%		Tração
9						4%		Compressão
10				Sobrecarga (OLR=1,5)		0,1		0%
11			4%				Tração	

4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

4.1. Amplitude Constante

4.1.1. Efeito do nível de pré-deformação

Um dos objetivos mais preponderantes desta dissertação é perceber a influência da pré-deformação na propagação de fendas por fadiga na liga de alumínio 2024-T351. Para isso, é necessário recorrer à comparação de algumas simulações descritas no capítulo anterior. Esta comparação deve ser realizada de forma pensada e consciente, para que não haja ambiguidade nem incerteza na análise dos resultados. Na Figura 4.1 está representado o gráfico comparativo das velocidades de propagação de fenda, da/dN , em função do comprimento de fenda a , entre um provete sem pré-deformação, um provete com 4% de pré-deformação em tração e um provete com 4% de pré-deformação em compressão. Este gráfico ilustra a situação de estado plano de tensão, considerando um carregamento de amplitude constante com uma razão de tensões de $R=0,1$, variando a carga de entre 4,17 N e 41,67 N, e admitindo que existe contacto entre flancos de fenda. A propagação de fenda decorreu de $a_0=15$ mm até $a=16,2$ mm.

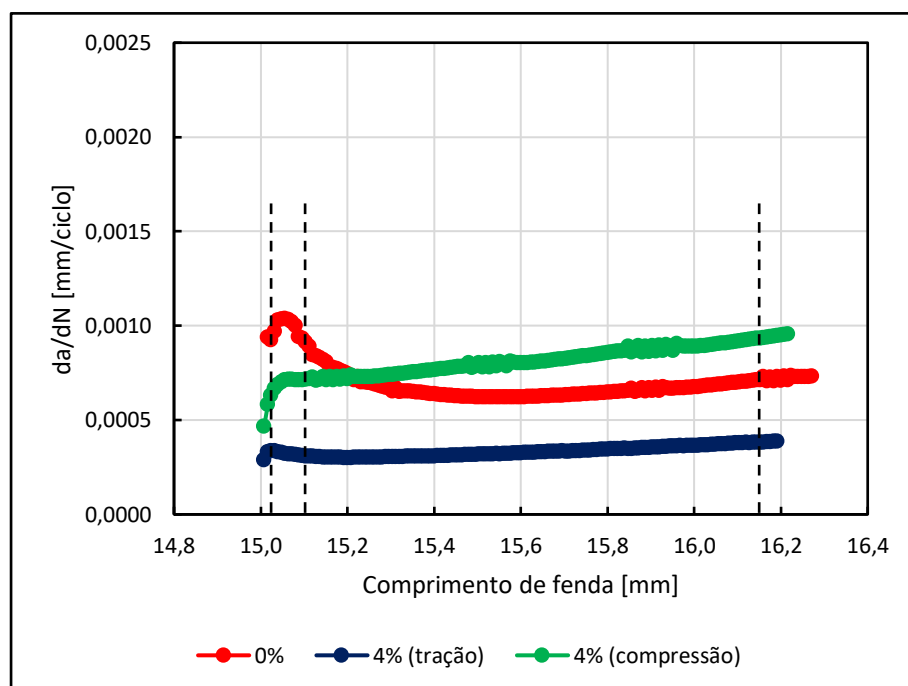


Figura 4.1. Representação gráfica do da/dN - a para TP, $R=0,1$ e com contacto.

Na fase inicial, para o provete sem pré-deformação, verifica-se um pequeno aumento da velocidade de propagação, seguido de uma queda acentuada da mesma. Este aumento até um máximo local pode ser explicado pela estabilização da deformação plástica. O decréscimo subsequente está ligado à formação de uma onda plástica residual, e assim ao crescimento do fecho de fenda induzido por deformação plástica. O valor mínimo após a queda ocorre para aproximadamente $a=15,55$ mm, no caso da situação sem pré-deformação inicial. O aumento do comprimento de fenda subsequente induz um aumento na concentração de tensões na sua extremidade, resultando numa subida da velocidade de propagação. Este comportamento já era esperado, pois já tinha sido observado em diversos estudos.

Para o caso onde foi induzido 4% de pré-deformação em tração, o comportamento é semelhante, mas em proporções muito menores. Observa-se um pequeno aumento da velocidade de propagação, seguida de uma leve queda, com valor mínimo em aproximadamente $a=15,2$ mm. Na fase final, verifica-se novamente um aumento progressivo dessa velocidade em função do comprimento de fenda. Por fim, no caso com 4% pré-deformação em compressão, numa primeira fase, observa-se um pequeno aumento da velocidade de propagação. No entanto, a descida subsequente, observada nos outros casos não é de todo evidente. Na parte final, esta curva volta ao comportamento esperado, isto é, a velocidade aumenta com o aumento do comprimento de fenda.

Ao compararmos as três curvas presentes no gráfico, reparamos que, como mencionado anteriormente, o comportamento do caso sem pré-deformação e do caso com 4% de pré-deformação em tração é semelhante. No entanto, nas diferentes fases referidas anteriormente (subida; descida; subida), o caso sem pré-deformação apresenta uma variação de velocidade muito mais acentuada, principalmente nas duas primeiras fases. Na fase final, os declives são bastante semelhantes, embora o caso sem pré-deformação apresente um declive ligeiramente superior. Outro aspeto claramente visível no gráfico é a diferença entre velocidades de propagação. Comparativamente com o caso com 4% de pré-deformação em tração, o caso em que não existe pré-deformação apresenta uma velocidade de propagação consideravelmente superior. Por fim, comparando o caso com 4% de pré-deformação em compressão com o sem pré-deformação, reparamos que a velocidade de propagação no início é superior para este último. Posteriormente, para um comprimento de fenda $a\approx 15,20$ mm, as duas curvas interseitam. Assim, com o contínuo aumento do comprimento de fenda, a

velocidade de propagação do caso com 4% de pré-deformação em compressão torna-se superior à do caso sem pré-deformação, possuindo também um declive mais acentuado na parte final.

Para perceber melhor o motivo destas curvas apresentarem este comportamento, foram realizados um conjunto de curvas CTOD-Força para cada fase mencionada anteriormente. As Figura 4.2, Figura 4.3 e Figura 4.4 apresentam as curvas de CTOD versus Força para comprimentos de fenda de $a=16,184$ mm, $a=15,152$ mm e $a=15,048$ mm, respetivamente. Estes comprimentos estão representados por linhas verticais a tracejado na Figura 4.1. Estes gráficos representam uma distância de abertura da fenda, designada por CTOD, conforme explicado em capítulos anteriores, em função da força aplicada durante o carregamento cíclico. Assim, para simulações onde a razão de tensão é $R=0,1$ e o carregamento cíclico varia entre 4,17 N e 41,67 N, o eixo das abcissas irá refletir esses mesmos valores.

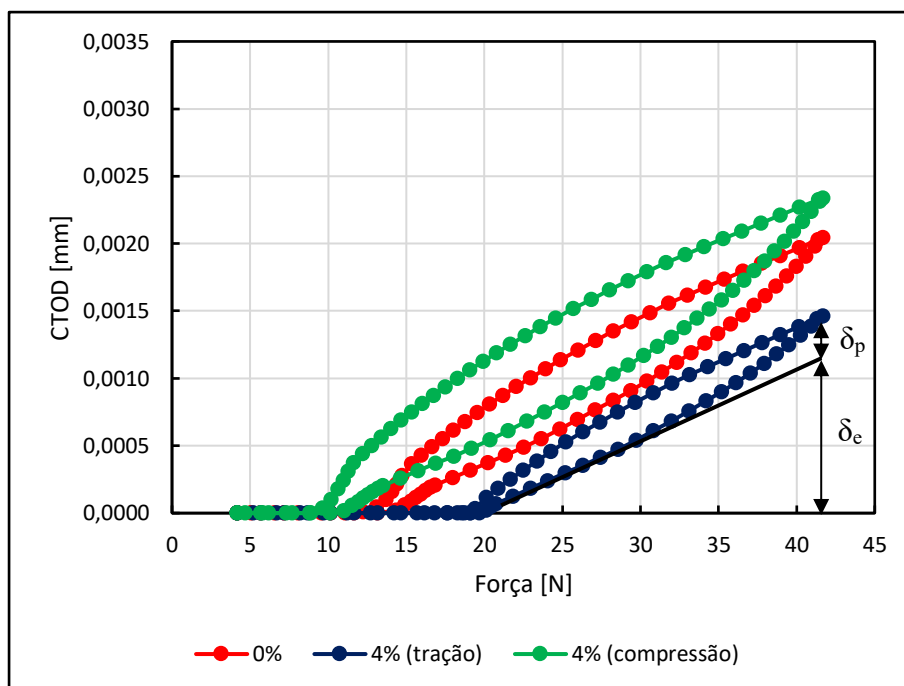


Figura 4.2. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,184$ mm, para TP, $R=0,1$ e com contacto.

Analisando a Figura 4.2, referente ao comprimento de fenda $a=16,184$ mm, é possível observar a presença de fecho de fenda em cada um dos casos. Nesta fase final da simulação numérica, onde a velocidade de propagação é estável, nota-se que o fecho de fenda é significativamente superior para o caso com 4% de pré-deformação em tração. Verifica-se que quanto maior o fecho de fenda, menor é o valor de CTOD apresentado. Como

mencionado em capítulos anteriores, a percentagem do ciclo para o qual a fenda permanece totalmente fechada, U^* , pode ser calculada pela Equação (2.8). Deste modo, quanto maior o fecho de fenda, menor é a gama do fator de intensidade de tensão efetiva ou gama de carga efetiva, ΔK_{eff} . Este intervalo está relacionado com $F_{\text{máx}} - F_{\text{abert}}$, lembrando que F_{abert} é a carga de abertura da fenda, que resulta da análise de contacto do primeiro nó atrás da extremidade da fenda.

Na comparação entre os três casos, o cálculo da percentagem do ciclo durante o qual a fenda permanece fechada, U^* , revelou-se bastante útil, facilitando essa análise. Utilizado a Equação (2.8), observamos que o caso com pré-deformação em compressão apresenta menor fecho de fenda, com $U^*=18,23\%$. De seguida, o caso sem pré-deformação, com $U^*=27,15\%$, e, por fim, o caso com pré-deformação em tração, possuindo maior fecho de fenda, com $U^*=42,53\%$.

Através de uma reta com o mesmo declive que o regime elástico, prolongada até à abcissa correspondente a $F_{\text{máx}}$, conseguimos analisar a o CTOD elástico e plástico, ou seja, as gamas elástica e plástica, δ_e e δ_p , respetivamente. É relativamente simples de entender que quanto maior for a parte efetiva da carga, maior serão estes parâmetros.

A descarga a partir da carga máxima provoca deformação elástica, com o mesmo declive observado na carga, seguida de deformação elasto-plástica. Conseguimos assim observar que o regime elástico e o regime elasto-plástico são idênticos tanto para a fase de carregamento como para a fase de descarregamento, o que já era esperado. Comparando os três casos, o provete pré-deformado em tração requer mais ciclos de carga para iniciar a propagação, seguido pelo provete sem pré-deformação e, por último, pelo pré-deformado em compressão. Relacionando a Figura 4.1 com a Figura 4.2, observa-se que a presença de um intervalo inferior de carga efetiva, traduz-se numa diminuição da velocidade de propagação de fendas por fadiga. Portanto, é possível concluir que, para estas condições, o provete pré-deformado em tração demonstra uma maior capacidade de resistência à fadiga, necessitando de um maior número de ciclos de carga para realizar uma propagação.

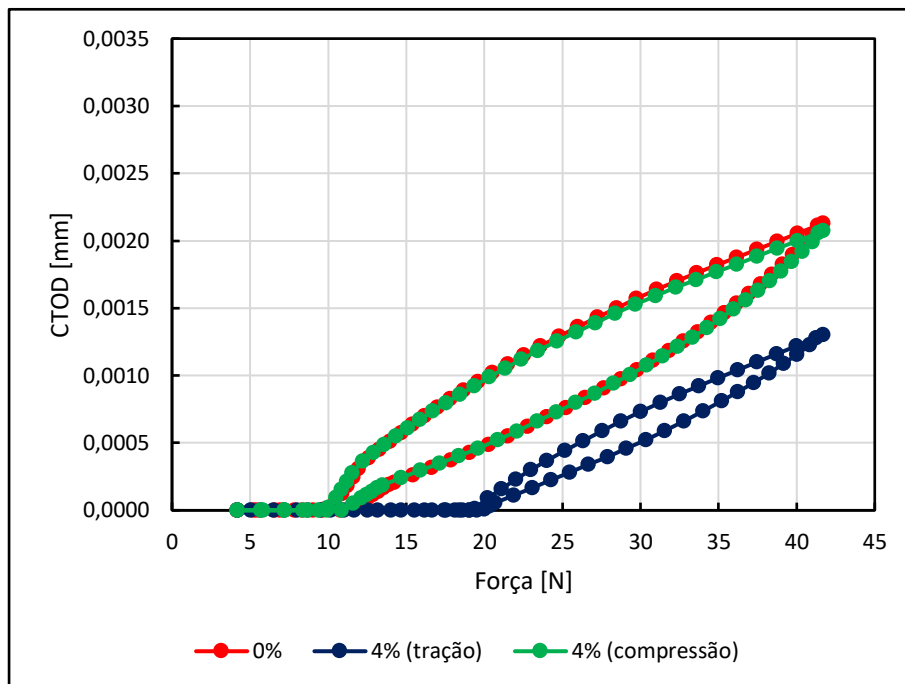


Figura 4.3. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=15,152$ mm, para TP, $R=0,1$ e com contacto.

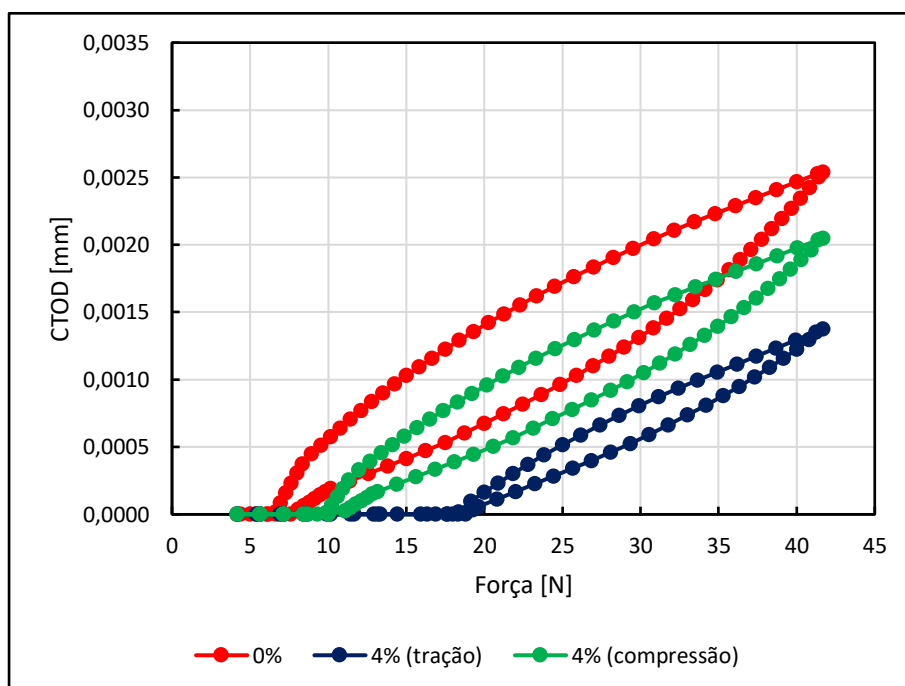


Figura 4.4. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=15,048$ mm, para TP, $R=0,1$ e com contacto.

Analisando as curvas para um comprimento de fenda menor, a Figura 4.3 apresenta o gráfico CTOD-Força para os mesmos três casos analisados anteriormente, mudando

somente o comprimento de fenda para $a=15,152$ mm. Comparativamente com a Figura 4.2, este gráfico apresenta algumas diferenças bem visíveis. O caso sem pré-deformação apresenta um comportamento bastante similar ao do caso pré-deformado em compressão. Relacionando com a Figura 4.1, observamos claramente que o comportamento nesta região entre estes casos também é similar. Por outro lado, o caso com pré-deformação em tração, demonstra um comportamento semelhante ao representado na Figura 4.2, apresentando apenas um ligeiro aumento no fecho de fenda, que se traduz numa leve diminuição da gama efetiva de carga. Assim, tal como na Figura 4.1, não existe grandes variações para este caso ao longo do comprimento de fenda.

Fazendo uma análise semelhante para uma fase ainda mais recuada, a Figura 4.4 apresenta o gráfico CTOD-Força para um comprimento de fenda de $a=15,048$ mm. Neste gráfico, é possível verificar que, tal como na Figura 4.1, as curvas possuem disposições diferentes relativamente à zona onde a velocidade de propagação é estável. Para este comprimento de fenda, o caso sem pré-deformação apresenta um fecho de fenda significativamente inferior ao dos outros casos, com $U^*=19,62\%$. Mais uma vez, isto remete para a Figura 4.1, onde este caso apresenta uma velocidade de propagação bastante superior aos restantes nesta zona. Comparativamente com as Figuras 4.2 e 4.3, os casos pré-deformados, apresentam um comportamento bastante idêntico que, de certa forma, refletindo a pouca variação nas curvas de velocidade de propagação entre estas três regiões para estes casos.

Através destas análises, é possível observar que as variações de velocidade de propagação respeitam sempre as variações observadas nas curvas CTOD-Força, especialmente nos valores de fecho de fenda. Portanto, podemos concluir que existe uma forte correlação entre o comportamento das curvas CTOD-Força e o comportamento das curvas de velocidade de propagação. Como mencionado anteriormente, ao alterar o fecho de fenda, o intervalo de carga efetiva também altera. Assim, a análise de gráficos que relacionam a velocidade de propagação com a gama efetiva de carga tornou-se interessante para este estudo. Na Figura 4.5 está representado o gráfico, onde através das nove curvas CTOD-Força presentes nas Figuras 4.2, 4.3 e 4.4, fez-se a relação entre o da/dN e o ΔK_{eff} correspondente a cada uma.

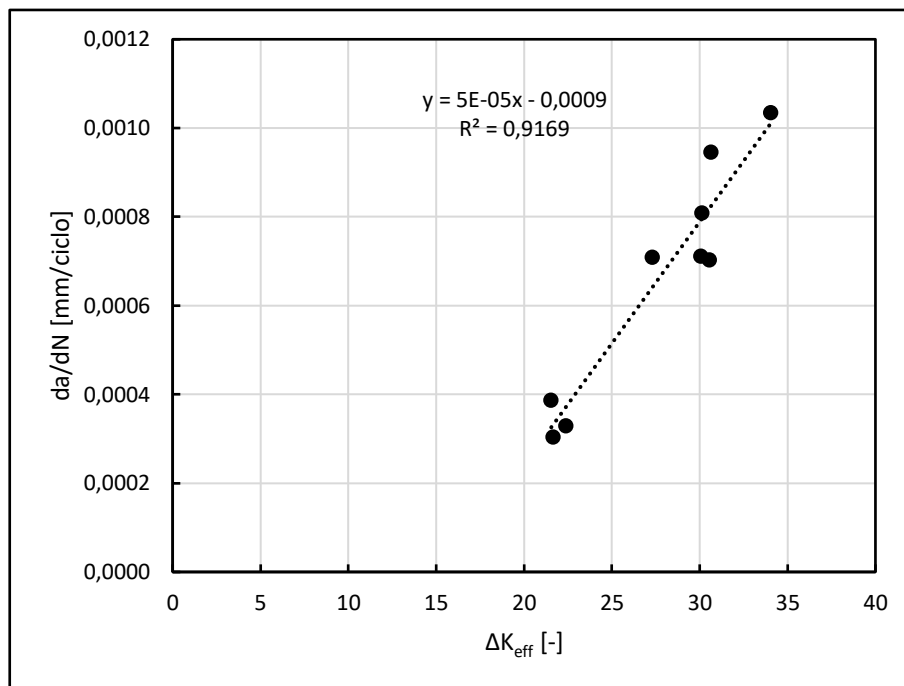


Figura 4.5. Representação gráfica do da/dN - ΔK_{eff} .

Analisando este gráfico, é possível observar uma tendência bem definida, apesar de alguma dispersão apresentada pelos pontos. A figura permite concluir que, tendencialmente, quanto maior for a velocidade de propagação da fenda, maior será a gama de carga efetiva presente em cada ciclo. Consequentemente, como mencionado anteriormente, quanto maior a gama de carga efetiva, menor será o fecho de fenda presente nestes ciclos. Este gráfico corrobora as conclusões delineadas anteriormente, demonstrando uma forte correlação entre a velocidade de propagação e o fecho de fenda. Por outras palavras, os casos analisados anteriormente apresentam uma grande relação entre o comportamento das curvas de velocidade de propagação e o respetivo comportamento das curvas CTOD-Força.

4.1.2. Efeito da razão de tensão

O efeito da razão de tensão tem demonstrado ser um indicador crítico para o estudo da fadiga, servindo como validação para alguns modelos de propagação de fendas por fadiga propostos. Exemplo disso incluem o estudo conduzido por Hurley e Evans [58] em 2007 e por Pommier e Risbet [59] em 2005.

Na secção anterior, mais propriamente na Figura 4.1, foram apresentados resultados referentes a simulações com uma razão de tensão de $R=0,1$ para três casos de pré-deformação distintos. Nesta secção são apresentados resultados para as mesmas condições, variando

apenas a razão de tensão. O objetivo é realizar a comparação entre duas razões de tensões diferentes, de modo a perceber qual o efeito da mesma, juntamente com a presença de deformação plástica previamente induzida, na propagação de fendas por fadiga. Na Figura 4.6, está representado o gráfico velocidade de propagação em função do comprimento de fenda. Tal como na Figura 4.1 este serve para comparar um provete sem pré-deformação, um provete com 4% de pré-deformação em tração e um provete com 4% de pré-deformação em compressão. Como mencionado anteriormente, as condições são praticamente as mesmas. Assim, considera-se estado plano de tensão, carregamento de amplitude constante e existência de contacto entre flancos de fenda, variando apenas a razão de tensão para $R=0,5$, assumindo-se que a carga cíclica varia entre 37,5 N e 75 N.

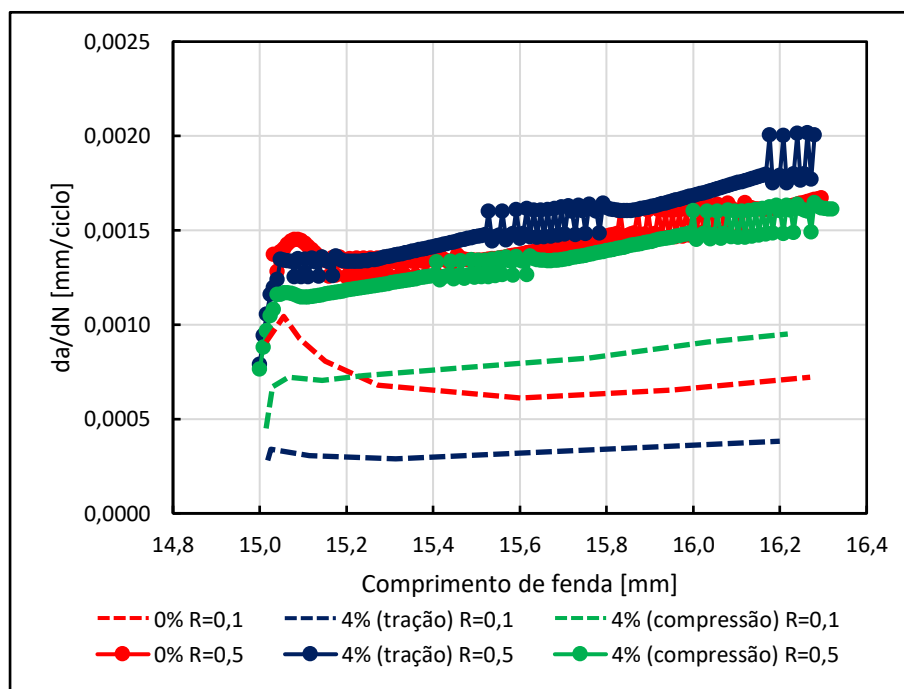


Figura 4.6. Representação gráfica do da/dN -a para TP, $R=0,5$ e com contacto.

Ao analisar este gráfico, percebe-se facilmente que todas as curvas apresentam comportamentos bastante semelhantes. Na fase inicial, observa-se uma subida repentina da velocidade de propagação, seguida de uma ligeira queda, mais acentuada para o caso do provete sem pré-deformação. À medida que o comprimento de fenda aumenta, a concentração de tensões na sua extremidade também aumenta, resultando numa subida da velocidade de propagação. O declive nessa fase de propagação é praticamente o mesmo para os três casos.

Nesta figura, também é possível observar oscilações em todas as curvas. Como mencionado em capítulos anteriores, as libertações dos nós da extremidade da fenda são feitas para o instante de carga mínima quando se atinge o limite de deformação plástica acumulada para o modelo de propagação estipulado, 110%. Desta forma, é possível que a deformação plástica acumulada crítica possa ser atingida entre dois ciclos de carga. Quando isto acontece, como o da/dN é calculado para um número inteiro de ciclos, surge uma certa indefinição ou incerteza, resultando em oscilações nos resultados obtidos. Na Figura 4.1, mais precisamente no caso com pré-deformação em compressão, também se verifica a presença de leves oscilações. Na Figura 4.6, como a velocidade de propagação é significativamente mais elevada, são necessários menos ciclos para realizar uma propagação, o que contribui para o aparecimento de oscilações maiores. Assim, o tamanho das oscilações está relacionado com a velocidade de propagação, parâmetro que influencia o número de ciclos entre propagações.

Analisando comparativamente estes três casos, observa-se que as diferenças entre velocidades de propagação não são muito evidentes e que todos os casos têm aproximadamente o mesmo declive. Contudo, comparando o caso sem pré-deformação com o caso com 4% de pré-deformação em compressão, verifica-se que a velocidade de propagação do caso sem pré-deformação é ligeiramente superior. Quando comparado com o de 4% de pré-deformação em tração, o caso sem pré-deformação começa por ter uma velocidade superior, que com o avanço da propagação se torna levemente inferior.

Nesta secção, como referido anteriormente, é importante perceber as tendências que o efeito da razão de tensões provoca nos três casos apresentados. Assim, na Figura 4.6, apresentam-se os resultados dos casos com razão de tensão $R=0,5$, e a tracejado os resultados da Figura 4.1, obtidos com razão de tensão $R=0,1$. Através da escala utilizada em ambas as figuras, fica claro que a razão de tensão tem grande influência na velocidade de propagação de fendas. É possível observar que para $R=0,5$, a velocidade de propagação é significativamente superior em todos os casos. Esta tendência já tinha sido observada por Mehrzadi e Taheri [60], que estudaram experimentalmente uma liga de magnésio e verificaram um aumento da velocidade de propagação com a razão de tensão. Outro estudo realizado por Seifi e Hosseini [61] em cobre puro também observou um aumento deste parâmetro com a variação da razão de tensão.

É ainda possível observar que, a diferença de velocidade de propagação entre os três casos diminui significativamente com o aumento da razão de tensão, tornando-se quase uniforme para razões de tensão muito altas. Outra diferença que resultou desta análise foi a disposição dos casos analisados. Na Figura 4.1, reparamos que a ordem decrescente consoante a velocidade de propagação da fenda era inicialmente o caso com 4% de pré-deformação em compressão, seguido pelo caso sem pré-deformação, seguido pelo caso com 4% de pré-deformação em tração. No entanto, para uma razão de tensão maior, conforme observado na Figura 4.6, a ordem é diferente. O caso com maior velocidade de propagação é o pré-deformado em tração, seguido do sem pré-deformação, seguido do pré-deformado em tração.

De modo a compreender de forma mais aprofundada o efeito da razão de tensão na propagação de fendas por fadiga nos três casos apresentados, é necessária uma análise comparativa entre os gráficos CTOD-Força para $R=0,1$ e $R=0,5$. A Figura 4.7 apresenta as curvas CTOD-Força, considerando um comprimento de fenda $a=16,184$, para $R=0,5$, abrangendo os casos sem pré-deformação, com 4% de pré-deformação em tração, e com 4% de pré-deformação em compressão.

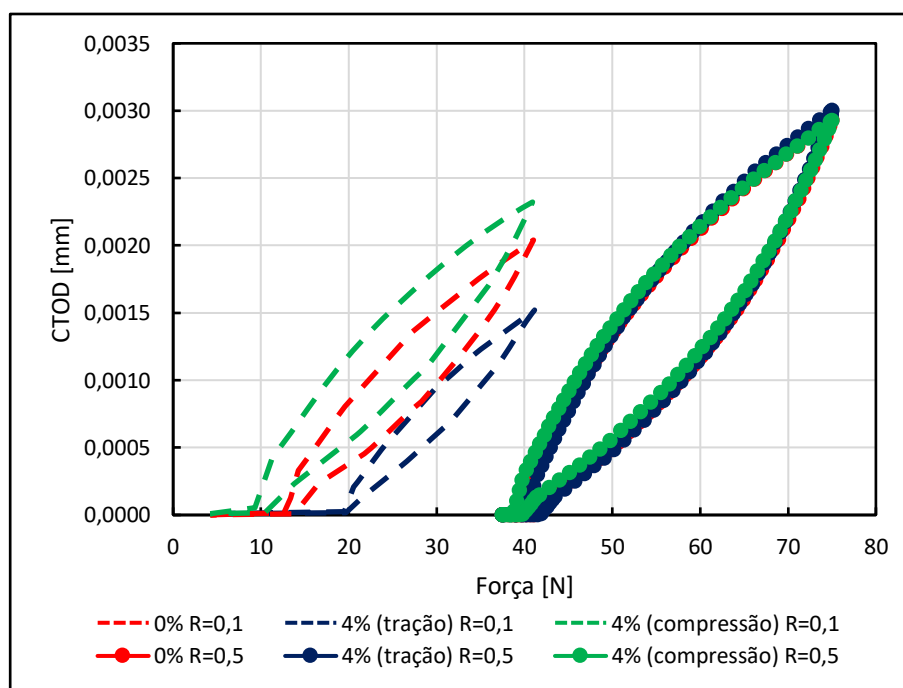


Figura 4.7. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,184$ mm, para TP, $R=0,5$ e com contacto.

Neste gráfico, as curvas CTOD-Força para todos os casos têm um comportamento bastante similar, estando quase sobrepostas. Tal como observado na Figura 4.6, aqui também se verifica uma inversão na disposição das curvas. O caso com pré-deformação em compressão, para estas condições, é o que exhibe o menor fecho de fenda e, com isso, menor resistência à fadiga.

Comparativamente com a Figura 4.2, verifica-se que o aumento da razão de tensão provocou numa grande diminuição na quantidade de fecho de fenda presente em cada caso. Para estes casos o valor de U^* varia entre 6% e 11%, enquanto que os da Figura 4.2 variavam entre 18% e 40%. Esta diminuição, provoca um aumento na parte efetiva de carga, fazendo com que tanto o valor de CTOD total como as gamas elástica e plástica, δ_e e δ_p , aumentem significativamente. Isto reforça o facto de o fecho da fenda ser um fenómeno importante que afeta o crescimento da fenda. Como mencionado anteriormente, o aumento da carga efetiva também se traduz num aumento da velocidade de propagação de fenda. Assim, comparando com os casos para uma razão de tensão de $R=0,1$, o aumento da razão de tensão é prejudicial para a resistência à fadiga do material.

O aumento da taxa de propagação de fendas por fadiga com o aumento da razão de tensão, já se verificou em muitos estudos. No entanto, para razões de tensão superiores a 0,5, o efeito deste parâmetro atenuou, o que pode ser explicado pela diminuição da quantidade de fecho de fenda evidente nestas curvas. Com isto, tornou-se interessante investigar se essa tendência se aplica aos casos estudados nesta dissertação. Para isso, realizou-se a comparação entre os três casos para uma razão de tensão de $R=0,5$ e os mesmos casos para $R=0,1$ não considerando contacto entre flancos de fenda. A Figura 4.8 apresenta o gráfico velocidade de propagação em função do comprimento de fenda para o caso sem pré-deformação, com 4% de pré-deformação em tração, e com 4% de pré-deformação em compressão. Considera-se, novamente, estado plano de tensão, carregamento de amplitude constante com razão de tensão $R=0,1$, e admite-se que não existe contacto entre flancos de fenda.

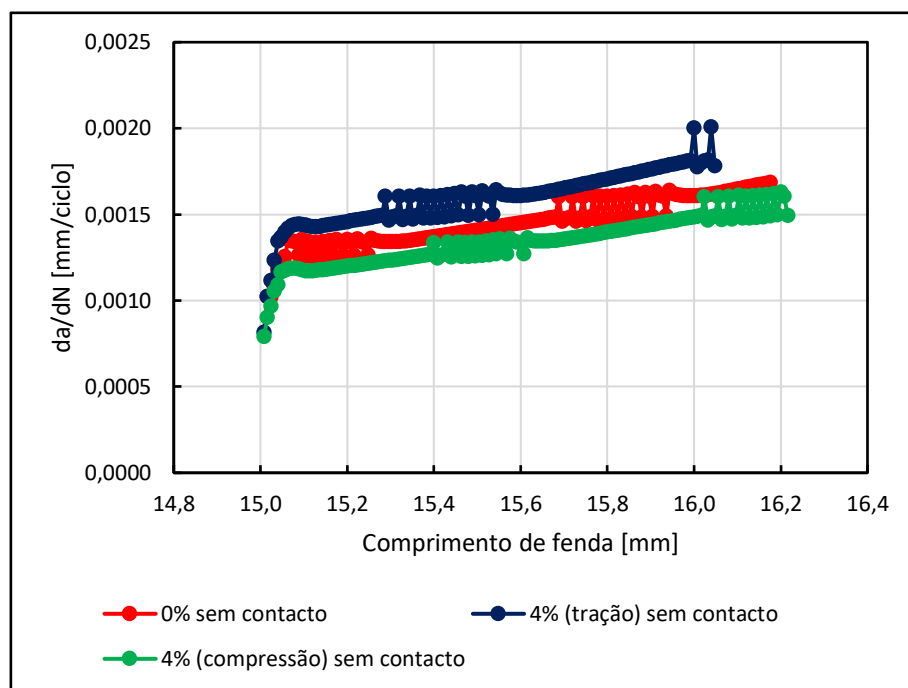


Figura 4.8. Representação gráfica do da/dN-a para TP, R=0,1 e sem contacto.

Nesta figura é possível observar um comportamento bastante similar ao apresentado pela Figura 4.6, correspondente à razão de tensão $R=0,5$. Comparando estas duas figuras, é notório a semelhança entre os valores da velocidade de propagação com o aumento do comprimento de fenda, o declive presente na fase final também é muito parecido, e a disposição das curvas consoante o caso também é a mesma. Uma pequena diferença que se observa, existe na fase inicial onde, ao contrário da Figura 4.6, o caso sem pré-deformação não possui velocidade de propagação superior ao caso com 4% de pré-deformação em tração.

A comparação entre os gráficos CTOD-Força também surgiu como aspeto relevante para esta análise. Como os gráficos da/dN-a têm comportamento idêntico, sendo que estão praticamente sobrepostos, isto deveria acontecer também para o gráfico CTOD-força.

Na Figura 4.9 está representado os valores de CTOD em função da força, para um comprimento de fenda de $a=16,048$ mm nos três casos descritos anteriormente. Relembrando que estamos na presença de estado plano de tensão, razão de tensão $R=0,1$, e não admitindo contacto entre flancos de fenda.

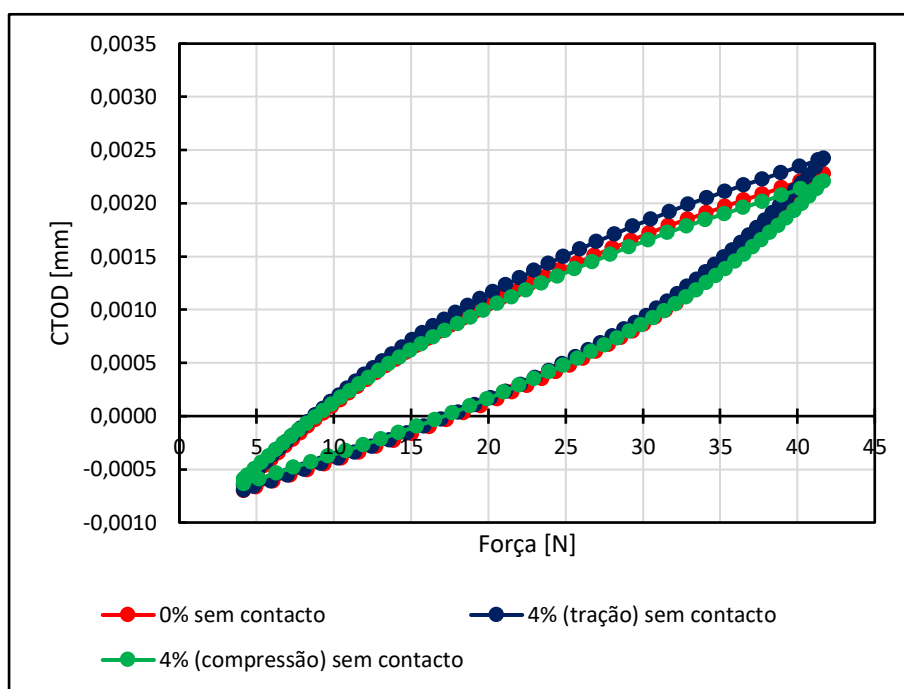


Figura 4.9. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,048$ mm, para TP, $R=0,1$ e sem contacto.

Como já era de esperar, o comportamento é idêntico ao da Figura 4.7, correspondente à razão de tensão $R=0,5$. As três curvas não variam muito a sua posição relativamente aos casos em estudo. Existem, porém, valores negativos de CTOD, indicando que há sobreposição do material dos flancos de fenda. Este fenómeno é possível apenas em análises numéricas, não podendo ser replicado experimentalmente e não possui qualquer sentido físico.

O fecho de fenda não existe em nenhuma das curvas, reflexo de se permitir a ausência de contacto entre flancos de fenda. Comparativamente com a simulação para $R=0,1$, mas com contacto entre flancos de fenda, representado na Figura 4.2, verifica-se um aumento da carga efetiva que, por sua vez, se traduz num aumento dos valores de CTOD total, CTOD elástico, δ_e , e CTOD plástico, δ_p . Por outras palavras, a extremidade da fenda sente todo o ciclo de carga sem qualquer proteção de fecho de fenda.

Comparando novamente com a Figura 4.2, observa-se que o declive de regime elástico continua a ser o mesmo, uma vez que este depende apenas das propriedades elásticas do material e da distância à extremidade de fenda onde o CTOD é medido.

Concluindo, observou-se uma semelhança nos gráficos CTOD-força entre o tipo de comportamento apresentado pelos casos com $R=0,5$ e pelos casos com $R=0,1$ sem contacto, confirmando-se que o efeito da razão de tensões está relacionado com o fenómeno de fecho

de fenda. Esta semelhança é também observada nos gráficos da/dN-a presentes na Figura 4.6 e na Figura 4.8, sendo que as velocidades de propagação são idênticas.

Um fator que levantou algumas questões foi a inversão na disposição das curvas da/dN-a para os casos pré-deformados ao relacionarmos a Figura 4.1 com as Figura 4.6 e Figura 4.8. Para entender melhor o que realmente acontece, foram elaborados dois gráficos que visam comparar os dois tipos de pré-deformação induzidos no provete. Estes gráficos pretendem estabelecer a relação entre a deformação plástica na extremidade da fenda e o tempo. A partir destes gráficos, conseguimos relacionar a velocidade de propagação com a deformação plástica acumulada em todos os ciclos entre propagações. Assim, existem duas componentes essenciais para esta análise: o declive entre propagações e o ponto inicial de cada propagação. Sabemos que o declive representa a taxa de acumulação de dano ou taxa de acumulação de deformação plástica durante uma propagação, enquanto o ponto inicial reflete o dano acumulado de todos os ciclos anteriores.

Para este estudo, foram utilizados ciclos de carga correspondentes a cinco propagações, representadas por quedas verticais, tendo como ponto de partida o comprimento de fenda de $a=15,952$ mm. Na Figura 4.10, está representada a evolução do gráfico que relaciona a deformação plástica com o tempo, realizado para os casos referidos anteriormente, considerando a existência de contacto entre flancos de fenda.

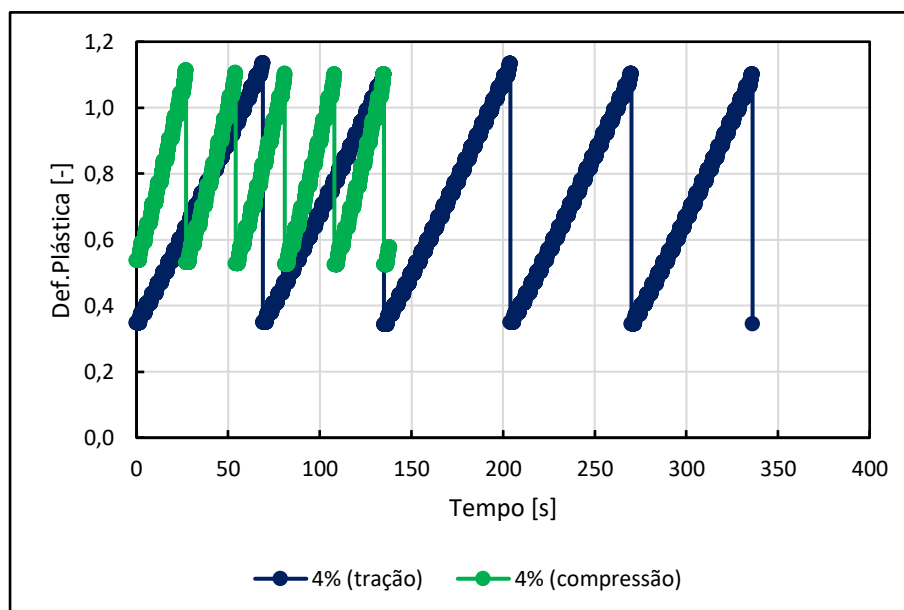


Figura 4.10. Representação gráfica da Def.Plástica-Tempo para TP, R=0,1 e com contacto.

Através desta figura, é claramente visível tanto a diferença de declives como a diferença na posição do ponto de partida de cada propagação. Existe uma excelente correlação entre o comportamento apresentado por este gráfico e as velocidades de propagação encontradas na Figura 4.1. Observa-se que o caso pré-deformado em compressão possui um declive significativamente mais acentuado do que o caso pré-deformado em tração. Além disso, o dano acumulado nos carregamentos anteriores é superior.

Com isto, percebemos que a velocidade de propagação deste provete é tão superior, que este consegue propagar a fenda as mesmas cinco vezes em menos de metade do tempo que o provete pré-deformado em tração necessita. Como mencionado anteriormente, este gráfico reflete na perfeição o comportamento representado na Figura 4.1, confirmando a tendência observada que refere que o provete pré-deformado em tração apresenta vantagem na resistência à fadiga.

Na Figura 4.11, estão representados os mesmos casos, mas considerando que não existe contacto entre flancos de fenda.

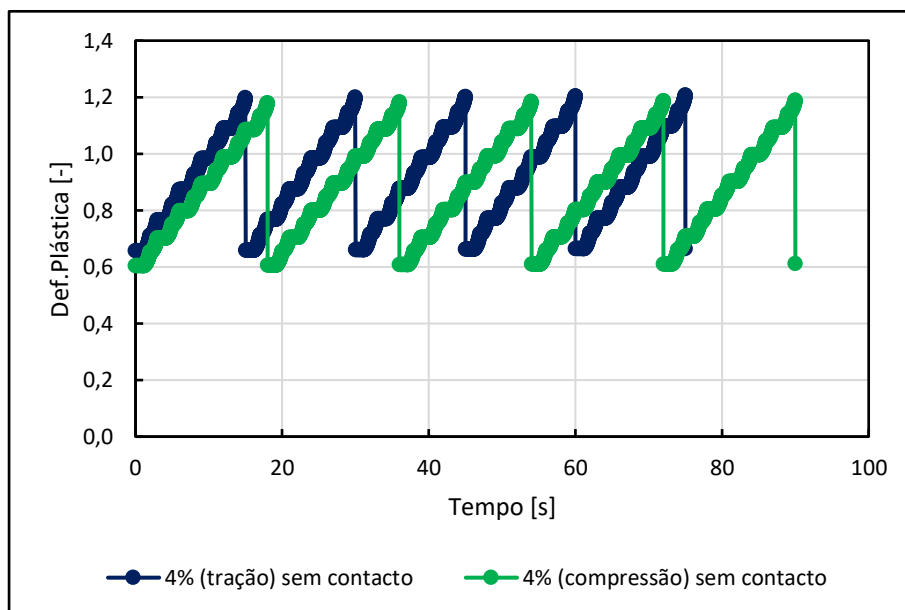


Figura 4.11. Representação gráfica da Def.Plástica-Tempo para TP, R=0,1 e sem contacto.

Comparativamente com a figura anterior, esta apresenta resultados muito mais uniformes, o que, de certa forma, é o expectável ao relacionar com a velocidade de propagação apresentada na Figura 4.8. Neste gráfico, observa-se que o caso pré-deformado em tração possui uma taxa de acumulação de dano ligeiramente superior ao caso pré-deformado em compressão. O ponto inicial também está ligeiramente acima, que, em

conjunto com a taxa de acumulação de dano, traduzem a pequena diferença de velocidades de propagação apresentadas na Figura 4.8, referente aos casos sem contacto entre flancos de fenda.

Vale a pena lembrar que o comportamento observado na Figura 4.8 é semelhante ao ilustrado pelos casos com razão de tensão mais elevada, Figura 4.6, pelo que se retiram as mesmas conclusões deste estudo.

Por fim, esta análise permite concluir que as condições a que o provete está exposto têm grande influência nas vantagens ou desvantagens que a pré-deformação oferece aos mesmo. Reparámos que para razões de tensão inferiores, $R=0,1$, o caso provete pré-deformado em tração apresenta vantagens significativas em relação tanto ao provete pré-deformado em compressão quanto ao provete sem qualquer pré-deformação. No entanto, ao analisamos os casos onde a razão de tensão é mais elevada, $R=0,5$, essa vantagem desaparece, sendo que todos os casos apresentam comportamentos praticamente idênticos.

4.2. Amplitude variável

4.2.1. Efeito do nível de pré-deformação

As secções anteriores conduziram o estudo do efeito da pré-deformação na liga de alumínio 2024 submetida a carregamento cíclico de amplitude constante. Contrariamente às simulações conduzidas para este tipo de carregamento, as que visam o estudo destas ligas submetidas a carregamento cíclico de amplitude variável, seja sobrecarga ou blocos de carga, requerem muito mais tempo para serem concluídas. Este aspeto, em conjunto com o fator tentativa e erro, resultaram em alguns problemas ao longo da dissertação. Com isto, foram realizadas apenas duas simulações para o caso de sobrecarga: um caso sem pré-deformação, e um caso com 4% de pré-deformação em tração. Nestas simulações, a sobrecarga foi aplicada no ciclo 1500, utilizou-se uma razão de tensão, $R=0,1$, e uma razão de sobrecarga ou *overload rate* de $OLR=1,5$. Estes casos ilustram a situação de estado plano de tensão e consideram que existe contacto entre flancos de fenda.

Para o estudo do efeito do nível da pré-deformação, como apresentado em secções anteriores, os casos costumam ter comportamentos bastante diferentes. Com isto, observamos que as curvas da/dN-a são complicadas de analisar utilizando a mesma escala,

portanto, optou-se a uma análise individual, referindo o tipo de comportamento espectável, seguida de uma análise comparativa das duas curvas.

Na Figura 4.12 estão representadas as evoluções da velocidade de propagação em função do comprimento de fenda, da/dN -a, para os casos mencionados anteriormente.

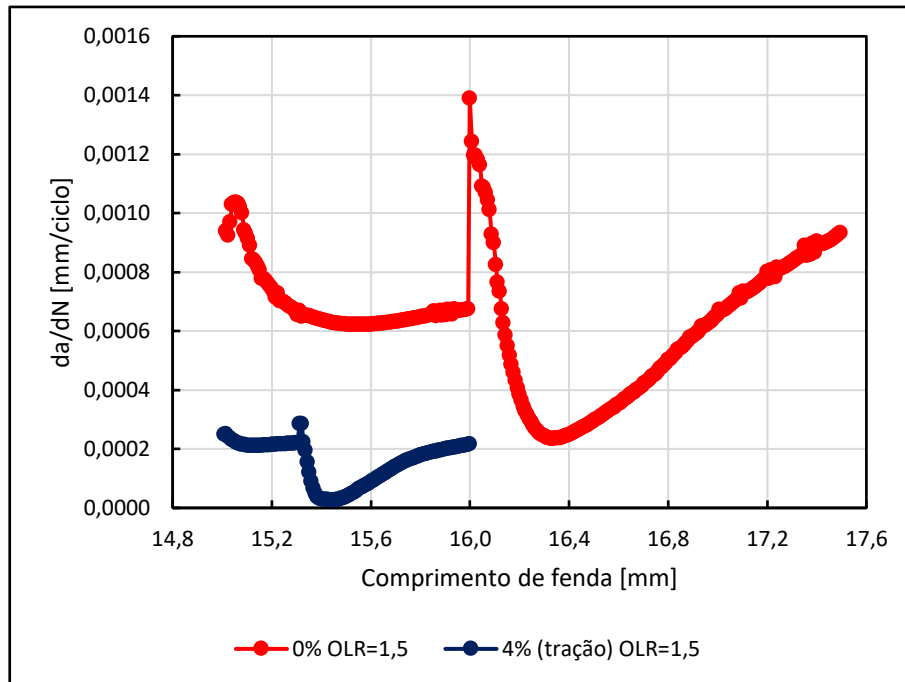


Figura 4.12. Comparação entre a representação gráfica do da/dN -a para $def=0\%$ e a representação gráfica do da/dN -a para $def=4\%$ tração.

Analisando estas figuras, é possível observar o comportamento espectável de um material quando submetido a um ciclo de sobrecarga. Em termos de comportamento, diversos estudos na literatura demonstram resultados bastante semelhantes. É consensual na comunidade científica que a aplicação de uma sobrecarga reduz a velocidade de propagação de fendas. No entanto, em materiais dúcteis, quando se aplica uma sobrecarga de ciclo único, esta pode provocar o efeito denominado em inglês por *blunting*. Não possuindo uma tradução consensual, este efeito pode ser descrito como uma atenuação ou arredondamento da extremidade da fenda provocado pela deformação plástica induzida pela sobrecarga.

Este arredondamento mantém a extremidade da fenda aberta, eliminando completamente o fecho de fenda [62]. Como resultado, antes da redução da velocidade de propagação, observa-se uma aceleração que provoca um pico nesta velocidade logo após a aplicação da sobrecarga. Depois este pico, verifica-se efetivamente uma redução na taxa de crescimento da fenda até a um valor mínimo da velocidade de propagação. Esta redução é causada pelo aumento significativo da zona plástica introduzida pela sobrecarga, que induz

tensões residuais que aumentam significativamente o valor do fecho de fenda. Isto implica que, ao retornar à tensão inicial após sobrecarga, a fenda seja obrigada a propagar por essa zona mais comprimida, atrasando o seu crescimento. Vale a pena salientar que a extensão da zona de deformação induzida pela sobrecarga depende de vários fatores, como a taxa de sobrecarga $OLR=1,5$, a razão de tensões $R=0,1$ e o ciclo de aplicação da sobrecarga (1500). Após ultrapassar essa região, a velocidade de propagação aumenta até atingir o nível correspondente aos casos com carregamento constante. Muitos estudos experimentais encontrados na literatura apresentam as mesmas tendências, i.e., o pico de da/dN , o efeito de *blunting* e a estabilização progressiva da velocidade de propagação [63-65].

Realizando a análise comparativa, é possível verificar que, na fase inicial, ambas possuem o mesmo comportamento que foi apresentado na Figura 4.1 para amplitude constante, conforme esperado. Após aplicação da sobrecarga, apesar do comportamento ser idêntico, a proporção da fase de aumento e redução da velocidade é muito mais acentuada para o caso sem pré-deformação. Como a velocidade de propagação base para o caso pré-deformado é significativamente menor, o ciclo de sobrecarga surge para um valor bastante inferior de comprimento de fenda, o que também era expectável tendo em conta que o número de ciclos aplicados é o mesmo. Na fase final, onde a velocidade de propagação volta a estabilizar, verifica-se novamente a aproximação ao comportamento presente na Figura 4.1.

Concluindo, para amplitude variável, o comportamento para estes dois casos é semelhante ao que se encontra para amplitude constante. A velocidade de propagação para caso com pré-deformação é significativamente inferior à apresentada pelo caso sem pré-deformação. Assim, mantém-se a tendência de que, para estas condições, o provete pré-deformado em tração, apresenta vantagens em relação ao provete sem pré-deformação no que diz respeito ao comportamento à fadiga desta liga.

Para compreender melhor o efeito da sobrecarga nestes dois casos, procedeu-se à análise dos CTOD-Força em três pontos distintos: antes da sobrecarga, imediatamente após a sobrecarga, e no instante de velocidade mínima. As Figura 4.13, Figura 4.14 e Figura 4.15, apresentam o CTOD-Força para cada um destes instantes. Vale a pena salientar que, para uma visualização mais clara das curvas CTOD-Força, optou-se por utilizar uma escala ligeiramente diferente para cada um dos instantes.

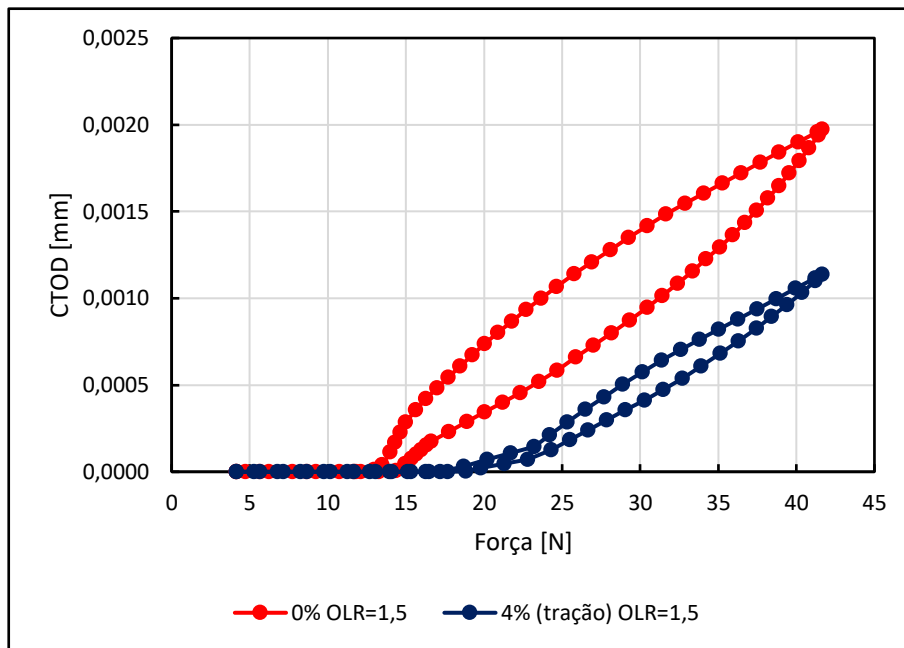


Figura 4.13. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=15,984$ mm para $def=0\%$, e $a=15,288$ mm para $def=4\%$ tração.

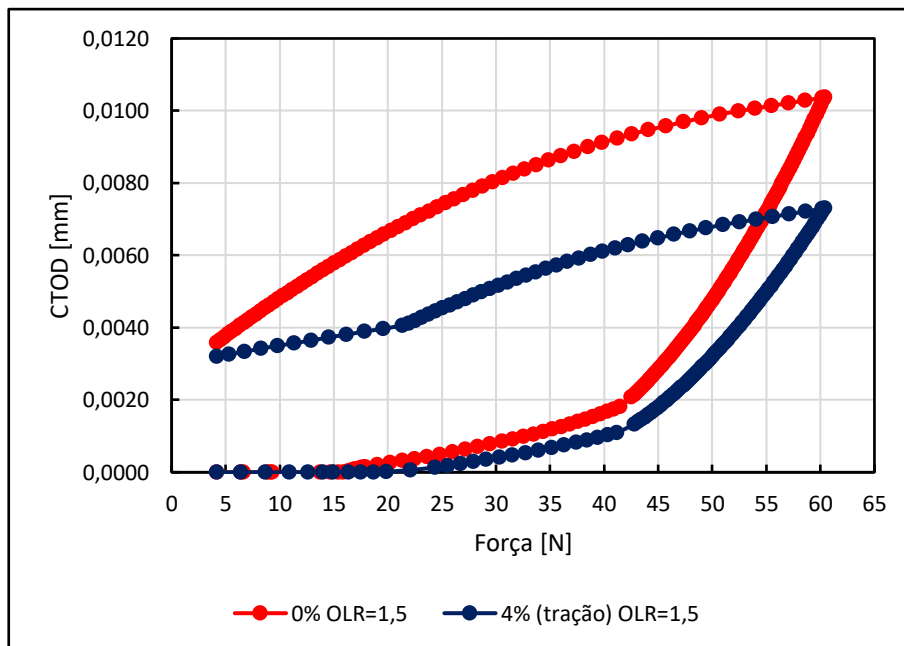


Figura 4.14. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,000$ mm para $def=0\%$, e $a=15,312$ mm para $def=4\%$ tração.

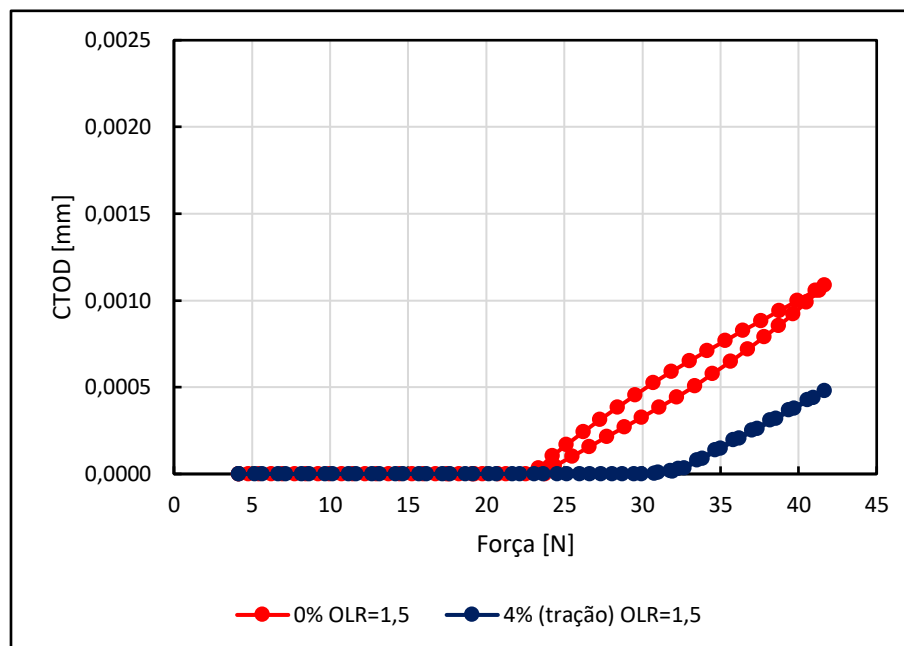


Figura 4.15. Representação gráfica do CTOD-Força para um comprimento de fenda $a=16,336$ mm para $def=0\%$, e $a=15,448$ mm para $def=4\%$ tração.

Analisando a Figura 4.13, que representa o instante antes da sobrecarga, é possível observar que as curvas apresentam um comportamento semelhante ao analisado anteriormente na Figura 4.2 para amplitude constante. O caso pré-deformado em tração apresenta maior fecho de fenda que o caso sem pré-deformação, com $U^*=39,14\%$ e $U^*=27,26\%$, respectivamente. Consequentemente, a gama de carga efetiva é maior no caso sem pré-deformação, o que aumenta a gama elástica e plástica do CTOD. Esta disposição das curvas vai de encontro com o esperado, correlacionando-se com as velocidades de propagação representadas na Figura 4.12.

Na Figura 4.14 estão representadas as curvas CTOD-Força para o instante imediatamente após a sobrecarga. Como dito anteriormente, a sobrecarga induz uma espécie de arredondamento da extremidade de fenda, efeito que se traduz na eliminação do fecho de fenda. Esta figura representa claramente essa expectativa. Nenhuma das curvas apresenta fecho de fenda, o CTOD é muito superior ao observado nas outras figuras, e existe concordância com a Figura 4.12 em termos de disposição das curvas.

Por último, na Figura 4.15 estão representadas as curvas CTOD-Força para o instante de velocidade mínima. Como mencionado anteriormente, para além do efeito de arredondamento, a sobrecarga de único ciclo introduz uma zona de deformação plástica na extremidade da fenda. As tensões residuais presentes nesta região aumentam o fecho de

fenda de forma significativa. Nesta figura, isso é evidente, sendo que as percentagens de ciclo de carga onde a fenda permanece fechada são $U^*=53,09\%$ para o provete sem pré-deformação, e $U^*=70,95\%$ para o provete pré-deformado. Esta região retarda o crescimento da fenda, resultando numa velocidade de propagação relativamente baixa. Através da Figura 4.12, conseguimos observar que a velocidade de propagação mínima para o caso com pré-deformação é muito próxima de zero, o que explica a configuração da Figura 4.15, onde a fase de carga e descarga estão muito próximas.

Outro aspeto importante a referir são os declives dos regimes elásticos. Em qualquer instante, o declive deste regime é semelhante para ambos os casos.

Esta análise, permite concluir que, assim como nos casos com amplitude constante, existe uma boa correlação entre o comportamento dos gráficos CTOD-Força em qualquer instante e o comportamento do gráfico da/dN-a. Fatores como o fecho de fenda e a gama de carga efetiva estão perfeitamente relacionados com a velocidade de propagação de fendas por fadiga, atribuindo-lhes, portanto, grande importância para o estudo de propagação de fendas por fadiga.

Concluindo esta secção, verifica-se claramente que, para as condições descritas anteriormente e para o material em questão, o provete pré-deformado em tração apresenta uma maior capacidade de resistência à fadiga.

5. CONCLUSÕES

Na presente dissertação, o objetivo principal foi o estudo do efeito da pré-deformação na propagação de fendas por fadiga da liga de alumínio 2024-T351. Desenvolveu-se um estudo paramétrico que analisou o nível da pré-deformação aplicada, a forma como a pré-deformação foi aplicada (em tração ou em compressão), diferentes níveis de razões de tensão, e diferentes tipos de carregamento cíclico (amplitude constante e variável).

Após concluída a análise e discussão de resultados, obtiveram-se algumas conclusões apresentadas de seguida.

Para carregamento cíclico de amplitude constante:

- **Curvas da/dN-a:** Observou-se que, após estabilização das curvas ($a=16,184$ mm), a velocidade de propagação do caso pré-deformado em compressão é significativamente superior às dos restantes. Por outro lado, o caso pré-deformado em tração apresentou uma menor velocidade de propagação comparativamente com os restantes. Assim, o caso pré-deformado em tração manifesta uma certa vantagem no retardamento de propagação de fendas por fadiga.
- **Gráficos CTOD-Força:** Para as condições descritas anteriormente, as análises mostraram que quanto menor a velocidade de propagação nas curvas da/dN-a, maior é o fecho de fenda e, conseqüentemente, menor é o ΔK_{eff} nas curvas CTOD-Força. Isto sugere que existe uma forte correlação entre a velocidade de propagação de fendas por fadiga e o fecho de fenda apresentado.
- **Gráfico da/dN- ΔK_{eff} :** Verificou-se uma relação bem definida entre a velocidade de propagação e a gama efetiva de carga, demonstrando que velocidade de propagação maiores correspondem a gamas efetivas de carga mais altas.
- **Efeito da razão de tensão:** Para $R=0,5$, as três curvas velocidade de propagação apresentaram praticamente o mesmo comportamento. No entanto, observou-se uma inversão na disposição das curvas, onde o caso pré-deformado em tração apresentou uma velocidade ligeiramente superior, enquanto que o caso pré-deformado em compressão demonstrou uma

velocidade ligeiramente inferior. Os gráficos CTOD-Força revelaram níveis de fecho de fenda significativamente inferiores para $R=0,5$, concluindo que existe uma relação direta entre o valor da razão de tensão e o valor de fecho de fenda apresentado por estes casos. Assim, quanto maior a razão de tensão, menor será o fecho de fenda. Consequentemente, quanto maior a razão de tensão, maior será a gama efetiva de carga.

- **Análise sem contacto:** Quando o contacto entre flancos de fenda foi removido, para $R=0,1$, as curvas da/dN-a e CTOD-Força apresentaram comportamentos e disposições semelhantes aos observados para $R=0,5$. Assim, conclui-se que aumentar a razão de tensão até perto do limite, é bastante idêntico ao processo de retirar o contacto entre flancos de fenda, o que salienta a importância do fecho de fenda.
- **Efeito da forma como a pré-deformação é aplicada (tração ou compressão):** Estas análises concluíram que a aplicação da pré-deformação em tração tende a ser mais vantajosa, em termos de propagação de fendas por fadiga. No entanto, esta vantagem vai desaparecendo com o aumento da razão de tensão, ou eliminação do contacto entre flancos de fenda.

Para carregamento cíclico de amplitude variável (sobrecarga):

- **Curvas da/dN-a:** O caso pré-deformado em tração apresentou uma velocidade de propagação significativamente inferior, oferecendo uma vantagem clara no retardamento da propagação de fendas por fadiga.
- **Gráficos CTOD-Força:** Confirmaram que o fecho de fenda e a gama efetiva de carga estão perfeitamente relacionados com a velocidade de propagação. Quanto maior o fecho de fenda, menor a velocidade de propagação de fendas por fadiga.

Esta dissertação teve como objetivo desenvolver um estudo paramétrico para avaliar o efeito da pré-deformação na propagação de fendas por fadiga para a liga de alumínio 2024. No entanto, diversos parâmetros que podem ser modificados, de modo a aumentar o

conhecimento e compreensão sobre este efeito. Deste modo, segue as propostas para desenvolver em trabalhos futuros:

- Validar a análise e as conclusões deste estudo através de resultados experimentais.
- Estudar o efeito da pré-deformação para estado plano de deformação.
- Avaliar o efeito da pré-deformação em diferentes condições de amplitude variável. Utilizar blocos de carga ou carregamentos complexos, mais próximos aos reais.
- Estudar o efeito da pré-deformação para outras ligas de alumínio e materiais diferentes, testando a robustez das conclusões do presente trabalho.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] K. E. Öksüz *et al.*, “Investigation of Mechanical Properties and Microstructure of AA2024 and AA7075,” *Applied Mechanics and Materials*, vol. 390, pp. 547–551, 2013, doi: 10.4028/WWW.SCIENTIFIC.NET/AMM.390.547.
- [2] K. Kowal, J. DeLuccia, J. Y. Josefowicz, C. Laird, and G. C. Farrington, “In Situ Atomic Force Microscopy Observations of the Corrosion Behavior of Aluminum-Copper Alloys,” *J Electrochem Soc*, vol. 143, no. 8, pp. 2471–2481, Aug. 1996, doi: 10.1149/1.1837033/XML.
- [3] R. M. Rynders, C. Paik, R. Ke, and R. C. Alkire, “Use of In Situ Atomic Force Microscopy to Image Corrosion at Inclusions,” *J Electrochem Soc*, vol. 141, no. 6, pp. 1439–1445, Jun. 1994, doi: 10.1149/1.2054943/XML.
- [4] R. Branco, “Fatigue Life Prediction of Notched Components Subjected to Complex Loading,” Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica na especialidade de Construção Mecânica, Universidade de Coimbra, Coimbra, 2013.
- [5] J. Singh, G. Wheatley, R. Branco, F. V. Antunes, R. Masoudi Nejad, and F. Berto, “On the low-cycle fatigue behavior of aluminum alloys under influence of tensile pre-strain histories and strain ratio,” *Int J Fatigue*, vol. 158, p. 106747, May 2022, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2022.106747.
- [6] K. Saravanan *et al.*, “Effect of Uniaxial Pre-strain on Tensile, Work Hardening, Fracture Toughness, and Fatigue Crack Growth Rate of Titanium Alloy Ti–6Al–4V,” *Metall Mater Trans A Phys Metall Mater Sci*, vol. 54, no. 9, pp. 3603–3619, Sep. 2023, doi: 10.1007/S11661-023-07117-6/METRICS.
- [7] G. E. Dieter and D. Bacon, *Mechanical metallurgy*. New York: McGraw-Hill, 1976.
- [8] M. M. Yahya, N. Mallik, and I. Chakrabarty, “Low Cycle Fatigue (LCF) Behavior of AA6063 Aluminium Alloy at Room Temperature,” *Int J of Emerg Technol Adv Eng*, vol. 5, no. 12, 2015.
- [9] ASTM E647-11, “Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates,” *ASTM Int. West Conshohocken*, 2011.
- [10] S. Suresh, *Fatigue of Materials*, 2nd Edition. Cambridge University Press, 1998.
- [11] W. Schütz, “A history of fatigue,” *Eng Fract Mech*, vol. 54, no. 2, pp. 263–300, May 1996, doi: 10.1016/0013-7944(95)00178-6.

- [12] Bahram. Farahmand, George. Bockrath, and James. Glassco, *Fatigue and Fracture Mechanics of High Risk Parts: Application of LEFM & FMDM theory*. Chapman & Hall, 1997.
- [13] F. Ellyin, *Fatigue Damage, Crack Growth, and Life Prediction*, First edition. Chapman & Hall, 1997.
- [14] A. A. Griffiths, “VI. The phenomena of rupture and flow in solids,” *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, vol. 4, no. 1, pp. 9–14, Jan. 1921, doi: 10.1098/RSTA.1921.0006.
- [15] E. Orowan, J. S. Koehler, F. Seitz, W. T. Read, and W. Shockley, *Dislocations in Metals*. The American Institute of Mining, 1954.
- [16] G. R. Irwin, “Fracture,” in *Elasticity and Plasticity*, 6th ed., vol. 3, Springer, Berlin, Heidelberg, 1958, pp. 551–590. doi: 10.1007/978-3-642-45887-3_5.
- [17] R. J. Allen, G. S. Booth, and T. Jutla, “A Review of Fatigue Crack Growth Characterisation by Linear Elastic Fracture Mechanics (LEFM). Part I—Principles and Methods of Data Generation,” *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, vol. 11, no. 1, pp. 45–69, Jan. 1988, doi: 10.1111/J.1460-2695.1988.TB01219.X.
- [18] P. Paris and F. Erdogan, “A Critical Analysis of Crack Propagation Laws,” *Journal of Basic Engineering*, vol. 85, no. 4, pp. 528–533, Dec. 1963, doi: 10.1115/1.3656900.
- [19] F. V. Antunes, S. Serrano, R. Branco, and P. Prates, “Fatigue crack growth in the 2050-T8 aluminium alloy,” *Int J Fatigue*, vol. 115, pp. 79–88, Oct. 2018, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2018.03.020.
- [20] W. Elber, “The Significance of Fatigue Crack Closure,” *ASTM Special Technical Publication*, vol. STP 486, pp. 230–242, 1971, doi: 10.1520/STP26680S.
- [21] G. L. Gómez Gonzales, J. M. Vasco-Olmo, F. V. Antunes, D. M. Neto, and F. A. Díaz, “Experimental analysis of the plastic CTOD to characterize the variable amplitude fatigue crack growth in Grade 2 titanium samples,” *Int J Fatigue*, vol. 174, p. 107728, Sep. 2023, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2023.107728.
- [22] D. Kujawski, “Enhanced model of partial crack closure for correlation of R-ratio effects in aluminum alloys,” *Int J Fatigue*, vol. 23, no. 2, pp. 95–102, Jan. 2001, doi: 10.1016/S0142-1123(00)00085-2.
- [23] M. Lugo and S. R. Daniewicz, “The influence of T-stress on plasticity induced crack closure under plane strain conditions,” *Int J Fatigue*, vol. 33, no. 2, pp. 176–185, Feb. 2011, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2010.08.002.

-
- [24] C. J. Christopher, M. N. James, E. A. Patterson, and K. F. Tee, “Towards a new model of crack tip stress fields,” *Int J Fract*, vol. 148, no. 4, pp. 361–371, Dec. 2007, doi: 10.1007/S10704-008-9209-3/METRICS.
- [25] F. V. Antunes, S. M. Rodrigues, R. Branco, and D. Camas, “A numerical analysis of CTOD in constant amplitude fatigue crack growth,” *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 85, pp. 45–55, Oct. 2016, doi: 10.1016/J.TAFMEC.2016.08.015.
- [26] F. V. Antunes, R. Branco, P. A. Prates, and L. Borrego, “Fatigue crack growth modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy,” *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, vol. 40, no. 8, pp. 1309–1320, Aug. 2017, doi: 10.1111/FFE.12582.
- [27] F. V. Antunes, S. Serrano, R. Branco, and P. Prates, “Fatigue crack growth in the 2050-T8 aluminium alloy,” *Int J Fatigue*, vol. 115, pp. 79–88, Oct. 2018, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2018.03.020.
- [28] F. V. Antunes, M. S. C. Ferreira, R. Branco, P. Prates, C. Gardin, and C. Sarrazin-Baudoux, “Fatigue crack growth versus plastic CTOD in the 304L stainless steel,” *Eng Fract Mech*, vol. 214, pp. 487–503, Jun. 2019, doi: 10.1016/J.ENGFRACTMECH.2019.04.013.
- [29] J. M. Hunnell and D. Kujawski, “Numerical simulation of fatigue crack growth behavior by crack-tip blunting,” *Eng Fract Mech*, vol. 76, no. 13, pp. 2056–2064, Sep. 2009, doi: 10.1016/J.ENGFRACTMECH.2009.05.012.
- [30] B. Marques, L. P. Borrego, J. M. Ferreira, F. V. Antunes, and R. Branco, “A numerical analysis of fatigue crack closure using CTOD,” *Procedia Structural Integrity*, vol. 18, pp. 645–650, 2019, doi: 10.1016/j.prostr.2019.08.211.
- [31] K. S. Al-Rubaie, M. A. Del Grande, D. N. Travessa, and K. R. Cardoso, “Effect of pre-strain on the fatigue life of 7050-T7451 aluminium alloy,” *Materials Science and Engineering: A*, vol. 464, no. 1–2, pp. 141–150, Aug. 2007, doi: 10.1016/J.MSEA.2007.02.024.
- [32] R. Branco, J. D. Costa, L. P. Borrego, S. C. Wu, X. Y. Long, and F. V. Antunes, “Effect of tensile pre-strain on low-cycle fatigue behaviour of 7050-T6 aluminium alloy,” *Eng Fail Anal*, vol. 114, p. 104592, Aug. 2020, doi: 10.1016/J.ENGFAILANAL.2020.104592.
- [33] K. S. Al-Rubaie, E. K. L. Barroso, and L. B. Godefroid, “Fatigue crack growth analysis of pre-strained 7475–T7351 aluminum alloy,” *Int J Fatigue*, vol. 28, no. 8, pp. 934–942, Aug. 2006, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2005.09.008.
- [34] A. Gustavwn and A. Melander, “Fatigue of a Highly Prestrained Dual-Phase Sheet Steel,” *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, vol. 18, no. 2, pp. 201–210, Feb. 1995, doi: 10.1111/J.1460-2695.1995.TB00155.X.
-

- [35] V. Lacarac, D. J. Smith, M. J. Pavier, and M. Priest, “Fatigue crack growth from plain and cold expanded holes in aluminium alloys,” *Int J Fatigue*, vol. 22, no. 3, pp. 189–203, Mar. 2000, doi: 10.1016/S0142-1123(99)00126-7.
- [36] M. S. Rana, C. Makabe, and G. Fujiwara, “The effect of hole shape on the extent of fatigue life improvement by cold expansions,” *Eng Fail Anal*, vol. 16, no. 7, pp. 2081–2090, Oct. 2009, doi: 10.1016/J.ENGFAILANAL.2009.02.001.
- [37] G. H. Farrahi, J. L. Lebrijn, and D. Couratin, “Effect of Shot Peening on Residual Stress and Fatigue Life of a Spring Steel,” *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, vol. 18, no. 2, pp. 211–220, 1995, doi: 10.1111/J.1460-2695.1995.TB00156.X.
- [38] D. M. Neto, M. F. Borges, E. R. Sérgio, and F. V. Antunes, “Effect of Residual Stresses on Fatigue Crack Growth: A Numerical Study Based on Cumulative Plastic Strain at the Crack Tip,” *Materials*, vol. 15, no. 6, p. 2156, Mar. 2022, doi: 10.3390/MA15062156.
- [39] H. Tresca, “Memoir on the flow of solid bodies under strong pressure,” 1864.
- [40] R. von Mises, “Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand,” 1913.
- [41] P. Prates, “Inverse Methodologies for Identifying Constitutive Parameters of Metal Sheets,” Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica na especialidade de Tecnologias da Produção, Universidade de Coimbra, Coimbra, 2014.
- [42] J. H. Hollomon, “Tensile Deformation,” *Aime Trans*, vol. 12, no. 4, pp. 1–22, 1945.
- [43] H. W. Swift, “Plastic instability under plane stress,” *J Mech Phys Solids*, vol. 1, no. 1, pp. 1–18, 1952, doi: 10.1016/0022-5096(52)90002-1.
- [44] P. Ludwik, *Elemente der technologischen Mechanik*. Springer, 1909.
- [45] D. C. Ludwigson, “Modified stress-strain relation for FCC metals and alloys,” *Metallurgical Transactions*, vol. 2, no. 10, pp. 2825–2828, 1971, doi: 10.1007/BF02813258/METRICS.
- [46] A. K. Ghosh, “Tensile instability and necking in materials with strain hardening and strain-rate hardening,” *Acta Metallurgica*, vol. 25, no. 12, pp. 1413–1424, 1977, doi: 10.1016/0001-6160(77)90072-4.
- [47] J. V. Fernandes, D. M. Rodrigues, L. F. Menezes, and M. F. Vieira, “A modified swift law for prestrained materials,” *Int J Plast*, vol. 14, no. 6, pp. 537–550, 1998, doi: 10.1016/S0749-6419(98)00027-8.

-
- [48] P. V. Sivaprasad, S. Venugopal, and S. Venkadesan, “Tensile flow and work-hardening behavior of a Ti-modified austenitic stainless steel,” *Metall Mater Trans A Phys Metall Mater Sci*, vol. 28, no. 1, pp. 171–178, 1997, doi: 10.1007/S11661-997-0092-8/METRICS.
- [49] E. Voce, “The relationship between stress and strain for homogeneous deformation,” *Journal of the Institute of Metals*, vol. 74, pp. 537–562, 1948.
- [50] J. E. Hockett and O. D. Sherby, “Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures,” *J Mech Phys Solids*, vol. 23, no. 2, pp. 87–98, 1975, doi: 10.1016/0022-5096(75)90018-6.
- [51] F. Yoshida and T. Uemori, “A model of large-strain cyclic plasticity and its application to springback simulation,” *Int J Mech Sci*, vol. 45, no. 10, pp. 1687–1702, 2003, doi: 10.1016/J.IJMECSCI.2003.10.013.
- [52] W. Prager, “Recent Developments in the Mathematical Theory of Plasticity,” *J Appl Phys*, vol. 20, no. 3, pp. 235–241, 1949, doi: 10.1063/1.1698348.
- [53] H. Ziegler, “A modification of Prager’s hardening rule,” *Q Appl Math*, pp. 55–65, 1958, doi: <https://doi.org/10.1090/qam/104405>.
- [54] P. Armstrong and C. Frederick, “A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect,” *Materials at High Temperatures*, vol. 24, no. 1, pp. 1–26, 1966, doi: 10.3184/096034007X207589.
- [55] M. C. Oliveira, J. L. Alves, and L. F. Menezes, “Algorithms and strategies for treatment of large deformation frictional contact in the numerical simulation of deep drawing process,” *Archives of Computational Methods in Engineering*, vol. 15, no. 2, pp. 113–162, Jun. 2008, doi: 10.1007/S11831-008-9018-X.
- [56] B. Moreno, J. Zapatero, and J. Domínguez, “An experimental analysis of fatigue crack growth under random loading,” *Int J Fatigue*, vol. 25, no. 7, pp. 597–608, Jul. 2003, doi: 10.1016/S0142-1123(03)00018-5.
- [57] M. F. Borges *et al.*, “Fatigue crack propagation analysis in 2024-T351 aluminium alloy using nonlinear parameters,” *Int J Fatigue*, vol. 153, p. 106478, Dec. 2021, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2021.106478.
- [58] P. J. Hurley and W. J. Evans, “A new method for predicting fatigue crack propagation rates,” *Materials Science and Engineering: A*, vol. 466, no. 1–2, pp. 265–273, Sep. 2007, doi: 10.1016/J.MSEA.2007.02.045.
- [59] S. Pommier and M. Risbet, “Time derivative equations for mode I fatigue crack growth in metals,” *Int J Fatigue*, vol. 27, no. 10–12, pp. 1297–1306, Oct. 2005, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2005.06.034.
-

- [60] M. Mehrzadi and F. Taheri, “The influence of negative and positive stress ratios on crack growth rate in AM60B magnesium alloy,” *Materials Science and Engineering: A*, vol. 545, pp. 68–77, May 2012, doi: 10.1016/J.MSEA.2012.02.091.
- [61] R. Seifi and R. Hosseini, “Experimental study of fatigue crack growth in raw and annealed pure copper with considering cyclic plastic effects,” *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 94, pp. 1–9, Apr. 2018, doi: 10.1016/J.TAFMEC.2017.12.003.
- [62] G. Gonzáles, J. Diaz, J. González, J. Castro, and J. Freire, “Determining SIFs Using DIC Considering Crack Closure and Blunting,” in *Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series*, vol. 4, Springer, 2017, pp. 25–36. doi: 10.1007/978-3-319-42028-8_4.
- [63] L. P. Borrego, J. M. Ferreira, and J. M. Costa, “Fatigue crack growth and crack closure in an AlMgSi alloy,” *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, vol. 24, no. 4, pp. 255–265, Apr. 2001, doi: 10.1046/J.1460-2695.2001.00383.X.
- [64] C. Bichler and R. Pippin, “Effect of single overloads in ductile metals: A reconsideration,” *Eng Fract Mech*, vol. 74, no. 8, pp. 1344–1359, May 2007, doi: 10.1016/J.ENGFRACTMECH.2006.06.011.
- [65] S. Zheng, Q. Yu, Z. Gao, and Y. Jiang, “Loading history effect on fatigue crack growth of extruded AZ31B magnesium alloy,” *Eng Fract Mech*, vol. 114, pp. 42–54, Dec. 2013, doi: 10.1016/J.ENGFRACTMECH.2013.10.012.
- [66] L. Correia, “Previsão da Vida de Propagação à Fadiga,” Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica na especialidade de Integridade Estrutural, Universidade de Coimbra, Coimbra, 2018.
- [67] “DTDHandbook | Fundamentals of Damage Tolerance | Fracture Mechanics Fundamentals | Alternate Fracture Mechanics Analysis Methods | Crack Opening Displacement.” Accessed: May 15, 2024. [Online]. Available: https://www.afgrow.net/applications/DTDHandbook/sections/page2_2_6_3.aspx