



UNIVERSIDADE D  
COIMBRA

Nicolau da Costa Ribeiro

**PREVISÃO NUMÉRICA DA VIDA À FADIGA NA  
LIGA 7075-T651 PARA HISTÓRIAS DE CARGA  
COM AMPLITUDE VARIÁVEL**

**Dissertação no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, na  
especialidade de Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor Ricardo  
Nuno Madeira Soares Branco e pelo Doutor Pedro André Dias Prates e  
apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica de Faculdade de Ciências  
e Tecnologias da Universidade de Coimbra**

Outubro de 2020



1 2



9 0

FACULDADE DE  
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE DE  
COIMBRA

# **Previsão Numérica da Vida à Fadiga na Liga 7075-T651 para Histórias de Carga com Amplitude Variável**

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

## **Numeric Prediction of Fatigue Lifetime for 7075-T651 Aluminium Alloys under Variable Amplitude Loading Histories**

**Autor**

**Nicolau da Costa Ribeiro**

**Orientadores**

**Ricardo Nuno Madeira Soares Branco**

**Pedro André Dias Prates**

**Júri**

**Presidente**

**Professora Doutora Maria Augusta Neto**

**Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra**

**Doutor Pedro André Dias Prates**

**Investigador Doutoramento da Universidade de Coimbra**

**Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes**

**Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra**

**Vogais**

**Doutor André Filipe Gomes Pereira**

**Investigador Doutoramento da Universidade de Coimbra**

---

**Coimbra, Outubro, 2020**



Aos meus pais e irmãos.



## **Agradecimentos**

O desenvolvimento deste estudo representa o culminar de todo um trabalho e esforço, o qual não teria conseguido completar se tivesse que enfrentar este caminho sozinho. Para tal, tenho que agradecer a várias pessoas que me auxiliaram nesta travessia.

Aos meus orientadores, Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco e Doutor Pedro André Dias Prates, gostaria de dar a minha gratidão pela preocupação e orientação que forneceram, pelo tempo despendido para me esclarecer, pela revisão crítica da obra e por todo o conhecimento e disponibilidade que partilharam. Um agradecimento especial ao Doutor Prates pela ajuda nas simulações numéricas das curvas estáveis de fadiga oligocíclica que levou a que este trabalho chegasse a bom porto.

A todos aqueles que me acompanharam ao longo desta jornada e em especial, aos meus amigos que estiveram comigo nos bons e nos maus momentos, pela motivação, confiança e sobretudo companheirismo.

Aos meus pais e irmãos, gostaria de agradecer por tudo aquilo que tenho. Ao longo destes anos, sempre estiveram ao meu lado e mostraram-se sempre dispostos a ajudar, emocionalmente e financeiramente, com carinho e afeição. Acreditaram sempre nos meus objetivos que me deu ainda mais força para os concretizar.



## Resumo

As ligas de alumínio da série 7000 proporcionam excelentes propriedades mecânicas, tais como resistência específica e tenacidade à fratura. Estas propriedades tornam este material ideal para o fabrico de componentes estruturais na indústria aeronáutica. Neste tipo de indústria, o material é sujeito a solicitações de cargas cíclicas com amplitudes de deformação e tensão variáveis, que levam à rotura do material pelo fenómeno de fadiga. Deste modo, é de extrema importância a previsão da vida do material, especialmente junto de descontinuidades geométricas críticas. Esse trabalho de previsão é bastante complexo e requer o desenvolvimento de modelos precisos que permitam fazer uma correta avaliação do processo de acumulação de dano e do histórico de carga.

Assim, o objetivo desta dissertação consiste no desenvolvimento de um modelo energético que permita prever a vida de componentes sujeitos a ciclos de carga com amplitude de deformação variável. De modo a atingir esse objetivo, foi desenvolvido um modelo numérico elasto-plástico capaz de simular a resposta tensão-deformação cíclica da liga 7075-T651 quando sujeita a ciclos de carga simétricos e assimétricos para amplitudes de deformação entre 0.5% e 2.75%. Partindo dos ciclos estáveis destas simulações, estudaram-se 3 tipos de história de carga. O primeiro era constituído por carregamentos com amplitude de deformação constante, e os outros 2 eram compostos por dois blocos com amplitude variável, tendo-se estudado duas sequências de carregamento, nomeadamente simétrico-assimétrico e assimétrico-simétrico, sendo a duração do primeiro bloco igual a 20% da vida esperada para amplitude constante. Com base nos resultados das simulações, comparou-se a resposta tensão-deformação cíclica numérica com a resposta tensão-deformação cíclica experimental, bem como a forma dos circuitos de histerese. Posteriormente, foram aplicados 3 modelos de previsão da vida à fadiga. Mais concretamente, os modelos SWT, da densidade de energia de deformação total e da densidade de energia de deformação total acumulada. Para quantificar a acumulação de dano foi considerada a lei linear de Miner.

De um modo geral, apenas o modelo SWT garantiu boas previsões de vida quando comparadas com os resultados experimentais para as mesmas condições de carregamento, em que o desvio relativo é inferior a 50%. Para os outros 2 modelos, os resultados obtidos afastam-se mais daqueles obtidos por via experimental, especialmente para amplitude de deformação inferiores a 0.5%.

**Palavras-chave:** Fadiga oligocíclica, Liga de alumínio, Simulação numérica, Modelos de previsão de vida, Amplitudes variáveis, Acumulação de dano.

## Abstract

High-strength 7000-series aluminium alloys provides excellent mechanical properties, such as specific resistance and fracture toughness. These properties make this material ideal for the aeronautical industry in the manufacture of structural components. In this type of industry, the material is subject to cyclic loads with varying strain ranges and stresses, which can cause fatigue failure. Thus, it is extremely important to predict the fatigue lifetime, especially at the critical geometric discontinuities. Nevertheless, this type of prediction is rather complex, and requires the development of accurate models able to account for the fatigue damage accumulation process as well as the loading history.

Therefore, the objective of this work is to develop an energy-based model that allows to predict the fatigue life for components subject to time-varying deformation. In order to meet this objective, a cyclic elastic-plastic model was developed to simulate the stress-strain response of the 7075-T651 aluminium alloy for symmetrical and asymmetrical strain-controlled cyclic loads between 0.5% e 2.75%. Starting from the stable cycles of these simulations, 3 groups of loading histories were studied. The first consisted of constant-amplitude loading scenarios, and the other 2 were composed of two constant-amplitude loading blocks, namely high-low (symmetrical-asymmetrical) and low-high (asymmetrical-symmetrical) sequences. In both cases, the duration of the first loading block was equal to 20% of the expected lifetime for constant-amplitude. Based on the simulations, the numerical cyclic stress-strain response and the shape of the hysteresis loops were compared with those of the experimental tests. After that, three fatigue life prediction models were developed. More specifically, the SWT model, the total strain energy density model, and cumulative total strain energy density model. The fatigue damage accumulation has been evaluated via the Miner's linear damage accumulation rule.

In general, only the SWT model guaranteed good life prediction results when compared with the experimental results for the same loading conditions, where the relative deviation is less than 50%. For the other 2 models, the results obtained deviate more from those obtained experimentally, especially for amplitude of deformation below 0.5%.

**Keywords** Low-cycle fatigue, Aluminium alloys, Numeric simulation, Life prediction models, Variable ranges, Damage accumulation.

---

## Índice

Índice de Figuras .....	ix
Índice de Tabelas .....	xiii
Simbologia e Siglas .....	xv
Simbologia.....	xv
Siglas .....	xvii
1. Introdução.....	1
2. Revisão Bibliográfica .....	3
2.1. Fenómeno de fadiga.....	3
2.2. Fadiga Oligocíclica .....	7
2.2.1. Fenómenos de Encruamento.....	7
2.2.2. Fenómenos cíclicos .....	10
2.2.3. Modelos de acumulação de carga.....	13
2.2.4. Relação Vida-Deformação .....	15
2.2.5. Relação Vida-Energia.....	16
3. Procedimento Numérico .....	19
3.1. Material.....	19
3.2. Ensaio de fadiga oligocíclica.....	20
3.3. Modelação Constitutiva .....	22
3.4. Identificação das Constantes do Material .....	24
3.5. Programa e Modelo de Elementos Finitos .....	25
3.6. Metodologia.....	26
4. Análise e discussão de resultados.....	27
4.1. Modelação do Comportamento Cíclico do Material.....	27
4.2. Relação Vida-Deformação.....	32

4.3. Relação Vida-Energia.....	36
4.4. Relação Vida-Energia Acumulada .....	40
4.5. Modelos de Previsão de Vida .....	41
4.5.1. Previsões de vida com base no modelo SWT .....	41
4.5.2. Previsões de Vida com Base na Densidade de Energia de Deformação Total 44	
4.5.3. Previsão de Vida Baseada na Densidade de Energia de Deformação Acumulada .....	47
5. Conclusão .....	51
Referências Bibliográficas .....	55

---

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 - Estágios vitais no fenómeno de fadiga [10].....	4
Figura 2.2 - Formação de bandas de escorregamento que levam à iniciação de fenda como resultado de um carregamento cíclico [10] .....	5
Figura 2.3 - Representação dos três modos básicos de fratura: a) modo I; b) modo II; c) modo III [12] .....	6
Figura 2.4 – Ilustração do comportamento de um material elasto-plástico [15].....	8
Figura 2.5 - Curvas tensão-deformação para cargas monotónicas [15] .....	8
Figura 2.6 - Curva tensão-deformação que retrata o efeito de Bauschinger [17].....	9
Figura 2.7 - Comportamento demonstrado quando ocorre encruamento isotrópico ou cinemático [17].....	10
Figura 2.8 - Amaciamento cíclico: (a) Gama de deformação constante, (b) Gama de tensão constante [15] .....	11
Figura 2.9 - Encruamento cíclico: (a) Amplitude de deformação constante, (b) Amplitude de tensão constante [15] .....	11
Figura 2.10 - Comportamento cíclico quando existe: (a) <i>Shakedown</i> , (b) <i>Ratchetting</i> [15]12	
Figura 2.11 - Fenómeno de: (a) Não-relaxação, (b) Relaxação da tensão média [15] .....	13
Figura 2.12 - Representação esquemática do dano vs rácio “ <i>n<sub>i</sub>/N<sub>i</sub></i> ” dada pela teoria de Marco-Starkey [21] .....	14
Figura 2.13 - Relação entre as amplitudes de deformação total, plástica e elástica com o número de reversões até à rotura [14] .....	15
Figura 2.14 - Ilustração da energia de deformação durante um ensaio uniaxial [36].....	17

Figura 3.1 - Representação do histórico de carga dos ensaios do: a) grupo 1; b) grupo 2 (SAx) ; c) grupo 3 (ASx) [34].....	21
Figura 3.2 – Ilustração esquemática do comportamento plástico em tração-compressão. As figuras à direita exibem as respetivas curvas de tensão-deformação plástica equivalente, no caso de: (a) encruamento isotrópico e (b) encruamento cinemático. As figuras à esquerda exibem as superfícies de plasticidade de von Mises, reproduzidas no plano das tensões principais ( $\sigma_1$ ; $\sigma_2$ ) [33] .....	23
Figura 3.3 – Ilustração do modelo numérico das simulações numéricas .....	25
Figura 4.1 - Comparação entre as respostas cíclicas experimentais e ajustadas para: a) $\Delta\epsilon_2 = 2.75\%$ ; b) $\Delta\epsilon_2 = 2.25\%$ ; c) $\Delta\epsilon_2 = 1.75\%$ ; d) $\Delta\epsilon_2 = 1.50\%$ ; e) $\Delta\epsilon_2 = 1.25\%$ ; f) $\Delta\epsilon_2 = 1.00\%$ . .....	29
Figura 4.2 - Comparação entre os ciclos de tensão-deformação estáveis experimentais e numéricos para $R\epsilon = -1$ , com a tensão e deformação mínimas deslocadas para a origem do referencial para as amplitudes de deformação: a) 0.50% e 0.70%; b) 1.00% a 2.75% .....	30
Figura 4.3 - Comparação entre os ciclos de tensão-deformação estáveis assimétricos experimentais e numéricos para: a) $\Delta\epsilon_2 = 0.70\%$ ; b) $\Delta\epsilon_2 = 0.50\%$ .....	31
Figura 4.4 - Comparação entre o ciclo estável experimental com ensaio numérico até atingir o ciclo estável para a amplitude em controlo de deformação de 2.75%, com razão de deformação 0 .....	32
Figura 4.5 - Comparação entre o ciclo estável experimental com ensaio numérico até atingir o ciclo estável para a amplitude em controlo de deformação de 1.25%, com razão de deformação 0 .....	32
Figura 4.6 - Comparação dos resultados da deformação elástica experimental com a numérica em função do número de reversões até à rotura .....	33
Figura 4.7 - Comparação dos resultados da deformação plástica experimental com a numérica em função do número de reversões até à rotura .....	35

---

Figura 4.8 - Comparação dos resultados da deformação total experimental com a numérica em função do número de reversões até à rotura, juntamente com a curva ajustada obtida por Zhao & Jiang [35] .....	35
Figura 4.9 - Comparação dos resultados da densidade de energia de deformação plástica dissipada experimental com a numérica em função do número de reversões.....	37
Figura 4.10 - Comparação dos resultados da densidade de energia de deformação total experimental com a numérica em função do número de reversões até à rotura....	39
Figura 4.11 – Ilustração da relação do número de reversões até à rotura com a densidade de energia de deformação total acumulada dos ciclos estáveis numéricos e experimentais ( $R\epsilon = -1$ ) .....	41
Figura 4.12 – Ilustração da relação entre o número de ciclos até à rotura experimental [34] com o número de ciclos até à rotura alcançados pela equação de SWT .....	43
Figura 4.13 – Representação da relação entre os números de ciclos teórico até à rotura numéricos obtidos através da equação (4.6) e o número de ciclos até à rotura experimentais [34].....	46
Figura 4.14 – Ilustração da relação da densidade de energia de deformação total acumulada com a densidade de energia de deformação total dos ciclos estáveis numéricos e experimentais ( $R\epsilon = -1$ ) .....	47
Figura 4.15 - Representação da relação entre os números de ciclos teórico até à rotura numéricos obtidos através da equação (4.8) e o número de ciclos até à rotura experimentais [34].....	50



---

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1 - Composição química nominal da liga de alumínio 7075-T651 (%pt) [4].....	19
Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas da liga de alumínio 7075-T651 [4] .....	20
Tabela 3.3 - Parâmetros básicos dos ensaios de fadiga oligocíclica .....	22
Tabela 4.1 – Constantes do material identificadas para a liga de alumínio 7075-T651 .....	28
Tabela 4.2 - Componentes de resistência cíclica numéricas para a liga de alumínio 7075 - T651.....	33
Tabela 4.3 – Resultado das componentes de ductilidade cíclica numéricas para a liga de alumínio 7075 -T651 .....	34
Tabela 4.4 - Valores das amplitudes de deformação elásticas e plásticas numéricas e experimentais e os respetivos erros relativos para cada amplitude de deformação .....	36
Tabela 4.5 – Componentes correspondentes à equação (2.10) da liga de alumínio 7075 -T651 .....	37
Tabela 4.6 – Constantes relativas à equação (2.14) da liga de alumínio 7075 -T651 .....	38
Tabela 4.7 - Valores obtidos da densidade de energia de deformação total numérica, plástica dissipada, elástica positiva e total experimental para $R\varepsilon = -1$ .....	39
Tabela 4.8 - Densidade de energia de deformação total acumulada para os ensaios numéricos para $R\varepsilon = -1$ .....	40
Tabela 4.9 – Valores do número de ciclos até à rotura para cada bloco dos grupos 2 e 3 alcançados pelo método SWT .....	42
Tabela 4.10 - Valores do número de ciclos teórico até à rotura dos grupos 2 e 3 alcançados pelo método SWT.....	43

Tabela 4.11 – Valores da densidade de deformação total e número de ciclos até à rotura dos ciclos estáveis de cada bloco dos grupos 2 e 3 .....	44
Tabela 4.12 - Valores do número de ciclos teórico até à rotura calculados pela equação (4.6) dos grupos 2 e 3 .....	45
Tabela 4.13 – Valores da densidade de energia de deformação total acumulada de cada bloco dos grupos 2 e 3 .....	48
Tabela 4.14 - Valores do número de ciclos teórico do segundo bloco e do número de ciclos teórico total obtidos pela equação (4.8) dos grupos 2 e 3 .....	49

---

## SIMBOLOGIA E SIGLAS

### Simbologia

$2N_f$  – Número de reversões até à rotura

$2N_T$  – Número de reversões de transição

$\mathbf{A}$  - Vetor de constantes do material

$b$  – Expoente de resistência cíclica

$c$  – Expoente de ductilidade cíclica

$C_x$  – Taxa de saturação de encruamento cinemático

$d\bar{\varepsilon}^p$  – Incremento de deformação plástica equivalente

$D$  – Dano total

$E$  - Módulo de Elasticidade

$F(\mathbf{A})$  – Função objetivo

$n^i$  – Número de ciclos do bloco de ordem  $i$

$N$  - Número total de medições experimentais

$N_t$  - Número total de ciclos do carregamento

$N_f^i$  - Número de ciclos até à rotura do bloco de ordem  $i$

$r$  – Coeficiente de correlação

$\mathbf{X}$  – Tensor de tensões inversas

$\mathbf{X}'$  - Componente desviadora do tensor das tensões inversas

$X_{Sat}$  – Tensão de saturação de encruamento cinemático

$Y_{Sat}$  – Tensão de saturação de encruamento isotrópico

$\varepsilon_e$  – Deformação elástica

$\varepsilon'_f$  – Coeficiente de ductilidade cíclica

$\varepsilon_{máx}$  – Deformação máxima

$\varepsilon_{min}$  – Deformação mínima

$\varepsilon_p$  – Deformação plástica

$\varepsilon_t$  - Deformação total

$\sigma$  – Tensor das tensões de Cauchy

$\sigma'$  - Componente desviadora do tensor das tensões de Cauchy

$\bar{\sigma}$  - Tensão equivalente

$\sigma_C$  - Tensão de cedência

$\sigma^{Exp}$  - Tensão real obtidos experimentalmente

$\sigma'_f$  – Coeficiente de resistência cíclica

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

$\sigma_{min}$  – Tensão mínima

$\sigma_R$  – Tensão de rotura

$\sigma_y$  – Tensão de escoamento

$\sigma_{y0}$  – Tensão de cedência inicial

$\sigma_{m\acute{a}x}^i$  – Tensão máxima do ciclo estável do bloco de ordem  $i$  para os ensaios com

dois blocos

$\sigma^{Fit}(\mathbf{A})$  - Tensão real ajustável analiticamente

$\Sigma_i$  - Componentes principais do tensor das tensões efetivo

$\Delta W_{e+}$  - Densidade de energia de deformação elástica positiva

$\Delta W_0$  – Densidade de energia elástica no limite de fadiga

$\Delta W_{0t}$  - Densidade de energia associada à componente elástica positiva no limite

de fadiga

$\Delta W_e$  – Densidade de energia de deformação elástica

$\Delta W_p$  – Densidade de energia de deformação plástica

$\Delta W_t$  – Densidade de energia de deformação total

$\Delta W_t^{ac}$  – Densidade de energia de deformação total acumulada

$\Delta W_t^{aci}$  - Densidade de energia de deformação total acumulada do bloco de

ordem  $i$  para os ensaios com dois blocos

---

$\Delta W_t^i$  - Densidade de energia de deformação total do ciclo estável do bloco de ordem  $i$  para os ensaios com dois blocos

$\Delta \varepsilon$  – Gama de deformação

$\frac{\Delta \varepsilon}{2}$  – Amplitude de deformação

$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2}$  – Amplitude de deformação elástica

$\frac{\Delta \varepsilon_i}{2}$  – Amplitude de deformação elástica do bloco de ordem  $i$  para os ensaios com dois blocos

$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2}$  – Amplitude de deformação plástica

$\Delta \sigma$  – Gama de tensão

$\frac{\Delta \sigma}{2}$  – Amplitude de tensão

$Y$  - Tensão limite de elasticidade

## Siglas

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

SWT – Smith, Watson & Topper



## 1. INTRODUÇÃO

Devido à sua elevada relação resistência/peso, resistência à corrosão e elevada rigidez específica, as ligas de alumínio são cada vez mais usadas em diversas áreas tais como estruturas aeroespaciais, indústria automóvel e indústria civil [1]–[3]. Dividindo-se em 8 séries, aquela que será estudada trata-se da série 7XXX, mais concretamente, a liga de alumínio 7075-T651. Esta é constituída maioritariamente por zinco, cobre e magnésio. De modo a otimizar as suas propriedades, muitas vezes estas ligas sofrem tratamentos térmicos, proporcionando a formação de precipitados, de modo a endurecer o material e a melhorar as propriedades mecânicas.

Durante o seu uso, os materiais metálicos estão sujeitos a uma série de cargas cíclicas ao longo da sua vida, que levam a acumulação de dano devido às deformações plásticas, tornando-a suscetível a falha por fadiga. O mecanismo de falha por fadiga desenvolve-se de forma progressiva, e que pode ser dividido em três fases: iniciação da fenda, propagação estável da fenda e a subsequente rotura. Este fenómeno pode levar a que surjam descontinuidades geométricas críticas que levam a que o conhecimento dos valores de deformação plástica acumulada em cada ciclo seja de extrema importância no desenvolvimento e na avaliação das vidas dos componentes. Inúmeras publicações foram feitas em relação ao comportamento cíclico para este material devido à falha por fadiga, tais como Branco et al. [4] que estudaram o comportamento cíclico elasto-plástico com deformação controlada, Agius et al. [5] que estudaram o comportamento cíclico elasto-plástico sob deformação e tensão controlada assimétrica e Leong [6] que estudou o comportamento cíclico sob temperaturas elevadas. Tal como estes estudos, muitos outros são feitos através de ensaios experimentais, mas ainda são poucos os estudos por via numérica. Como tal, com este trabalho pretende-se desenvolver três modelos de previsão, modelo SWT (Smith, Watson & Topper), da densidade de energia de deformação total e o

da densidade de energia de deformação total acumulada através do modelo linear de acumulação de dano de Miner.

Estruturando por tópicos, este trabalho divide-se nos seguintes pontos:

- ❖ Determinação simultânea dos parâmetros da lei de encruamento isotrópico e cinemático, partindo de ciclos estáveis obtidos em ensaios experimentais, que permitam alcançar ciclos estáveis numéricos para diferentes amplitudes de deformação e diferentes razões de deformação;
- ❖ Cálculo das propriedades de fadiga e da densidade de energia de deformação total dos ciclos estáveis numéricos de razão de deformação  $R_\epsilon = -1$ ;
- ❖ Previsão da vida à fadiga para os ensaios de amplitude variável através de três modelos: SWT, da densidade de energia de deformação total e o da densidade de energia de deformação total acumulada, combinados com o modelo linear de acumulação de dano de Miner.
- ❖ Comparação dos resultados numéricos com aqueles obtidos via experimental.

Esta dissertação de mestrado encontra-se dividida em 5 capítulos. No presente capítulo é realizada uma introdução ao tema a ser estudado, retrata-se os principais objetivos e é delineada a organização deste trabalho. No capítulo seguinte é exposto o estado de arte abordando o fenómeno de fadiga e diversos modelos de previsão à fadiga. O terceiro capítulo retrata o procedimento numérico na identificação dos parâmetros e a obtenção dos circuitos cíclicos elasto-plástico. No quarto capítulo são apresentados e analisados os resultados obtidos. No capítulo final são apresentadas as conclusões deste estudo e possíveis trabalhos de investigação a serem realizados no futuro.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1. Fenómeno de fadiga

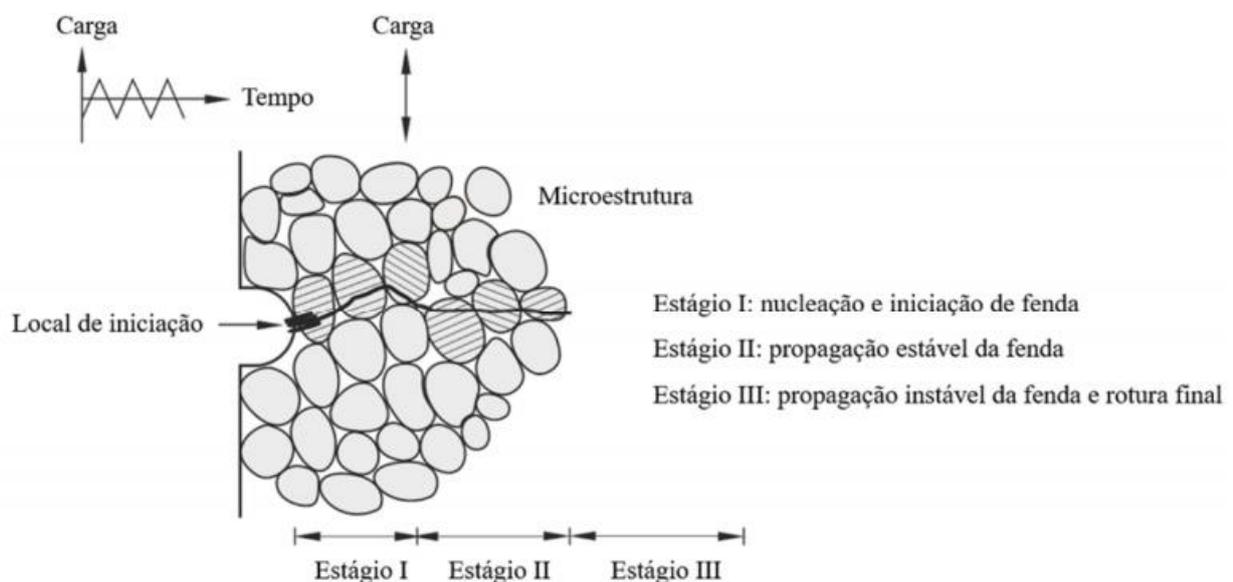
Os materiais ao serem submetidos a carregamentos cíclicos, são propícios à acumulação progressiva de dano, o que poderá conduzir a uma possível falha. Este processo é denominado de fadiga. Ao contrário do carregamento monotónico em que, no caso da carga exceder a tensão de cedência, o material sofre instantaneamente dano, podendo mesmo levar à rotura se for excedida a tensão de rotura, a falha por fadiga, caracterizada pelas cargas aplicadas serem, em geral, inferiores à tensão de cedência do material, ocorre devido à degradação progressiva ao longo da vida do material, que culmina na rotura final. Estas falhas podem advir de diversos fatores tais como flutuações de carga, fluência, fadiga termodinâmica, corrosão, contacto deslizante ou rolante, *fretting*, entre outros [7].

O fenómeno de fadiga tornou-se relevante já durante a revolução industrial devido aos eixos das locomotivas sofrerem rotura constantemente mesmo quando as cargas aplicadas estavam abaixo da tensão de cedência do material. Com isto, o engenheiro alemão August Wöhler (1819- 1914) decidiu investigar o porquê deste acontecimento. Tendo em conta que o dimensionamento destas estruturas era feito apenas segundo critérios de resistência estática, August Wöhler decidiu relacionar a tensão aplicada em cada carga com o número de ciclos até à rotura [8]. Esta relação ficou conhecida por curva S-N. Hoje em dia, este fenómeno é encontrado com bastante frequência, sendo a causa de aproximadamente 90% das falhas [9].

O processo de rotura por fadiga desenvolve-se de uma forma sequencial e progressiva, dividindo-se em três fases, tal como demonstra a figura 2.1. Numa primeira fase, dá-se a nucleação microscópica da fenda levando à iniciação da mesma. A fase seguinte é caracterizada pela propagação constante da fenda até esta atingir uma dimensão crítica, desencadeando a terceira e última fase, propagando-se de uma forma instável até esta atingir

a rotura total. Nesta última fase, a fenda propaga-se de tal forma descontrolada que se torna mais difícil a previsão do comportamento da mesma.

A iniciação da fenda trata-se de um fenómeno local que, na grande maioria dos casos, ocorre no exterior da peça num ponto fulcral. Este ponto é definido através de diferentes características, tais como, um acabamento superficial defeituoso que leva a uma indesejada concentração de tensões, uma peça com uma geometria definida por ângulos mais grosseiros ou devido a um tratamento térmico. Do mesmo modo, a corrosão, a fadiga por *fretting* e um menor nível de constrangimento de material encontrado na superfície têm um impacto preponderante na criação destes pontos de iniciação de fenda.



**Figura 2.1 - Estágios vitais no fenómeno de fadiga [10]**

De acordo com a teoria proposta por Ewing e Humfrey (1903), a nucleação de fendas deriva de micro-fendas em bandas de escorregamento, permanecendo invisíveis ao longo de uma vasta parte da vida do componente. Fatores como o tamanho e a forma do grão, anisotropia do material e a orientação cristalográfica têm tendência a afetar o escorregamento cíclico, afetando assim alguns grãos com maior sensibilidade do que outros.

Através da Figura 2.2, pode-se observar o processo de iniciação da fenda na superfície, ocorrida num metal dúctil sujeito a uma carga uniaxial em que é possível presenciar o aparecimento de bandas de escorregamento. Estas bandas tendem a manifestarem-se à superfície do material em grãos que tenham uma direção paralela à carga.

No início do estágio I em que decorre a nucleação e iniciação da fenda, as bandas de escorregamento são visíveis à superfície durante a tração do componente, desaparecendo consoante a diminuição dessa mesma carga aplicada. Inicialmente, trata-se de um processo reversível, deixando de o ser ao formarem-se bandas de escorregamento permanentes que darão origem a extrusões e intrusões, ocorrendo nesses pontos, concentrações de tensão que promovem o desenvolvimento de micro-fendas. A fenda tende a crescer de forma constante com o decorrer do carregamento, em que a sua direção será ditada pela orientação das bandas de escorregamento primárias. Posto isto, esta entra no segundo estágio, passando a propagar com uma direção perpendicular ao carregamento aplicado. Após a fenda alcançar uma dimensão crítica, a sua propagação descontrola-se, levando à rotura do componente.

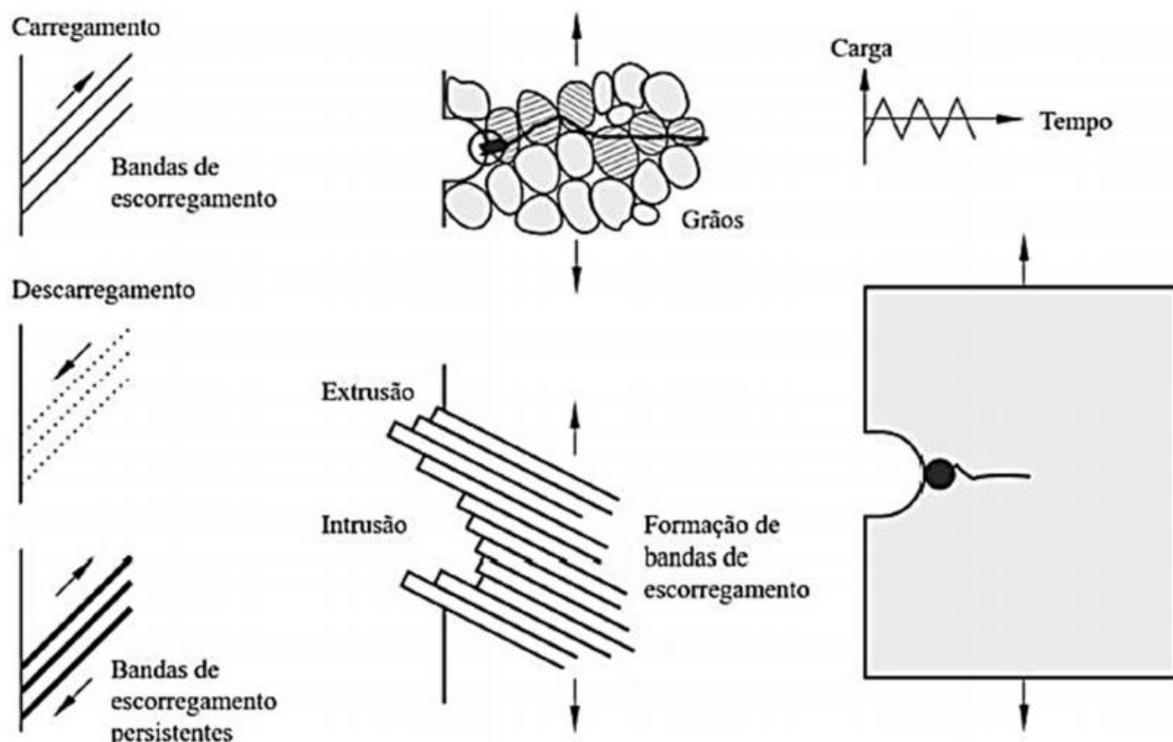


Figura 2.2 - Formação de bandas de escorregamento que levam à iniciação de fenda como resultado de um carregamento cíclico [10]

No caso de metais policristalinos, em que se encontram as ligas de alumínio e aços de alta resistência, as bandas de escorregamento nem sempre são ditadas pela orientação dos grãos com a direção da carga cíclica. Isto sucede-se ao facto de o processo de nucleação ser complexo para este grupo de materiais, originada pela existência de precipitados, inclusões, fronteiras de grão ou impurezas, levando a que os deslocamentos sejam orientados pela própria estrutura cristalina através de um plano de escorregamento.

A ocorrência de fendas tende a manifestar-se a partir de inclusões, surgindo na superfície do material, promovendo a diminuição da ductilidade e a interação com o escorregamento cíclico ao comportarem-se como micro-entalhe, possibilitando a uma mudança local na disposição das tensões. Apesar destes efeitos, as inclusões têm pouco impacto na resistência mecânica estática.

Tal como está retratado na Figura 2.1, a fenda propaga-se a partir do grão à superfície para o grão seguinte e assim sucessivamente. No primeiro estágio, a fenda propaga segundo o plano de tensão de corte máximo (modo II), como está representado na Figura 2.3b. No estágio seguinte, propaga-se com uma direção perpendicular à da carga aplicada (modo I), como se mostra na Figura 2.3a.

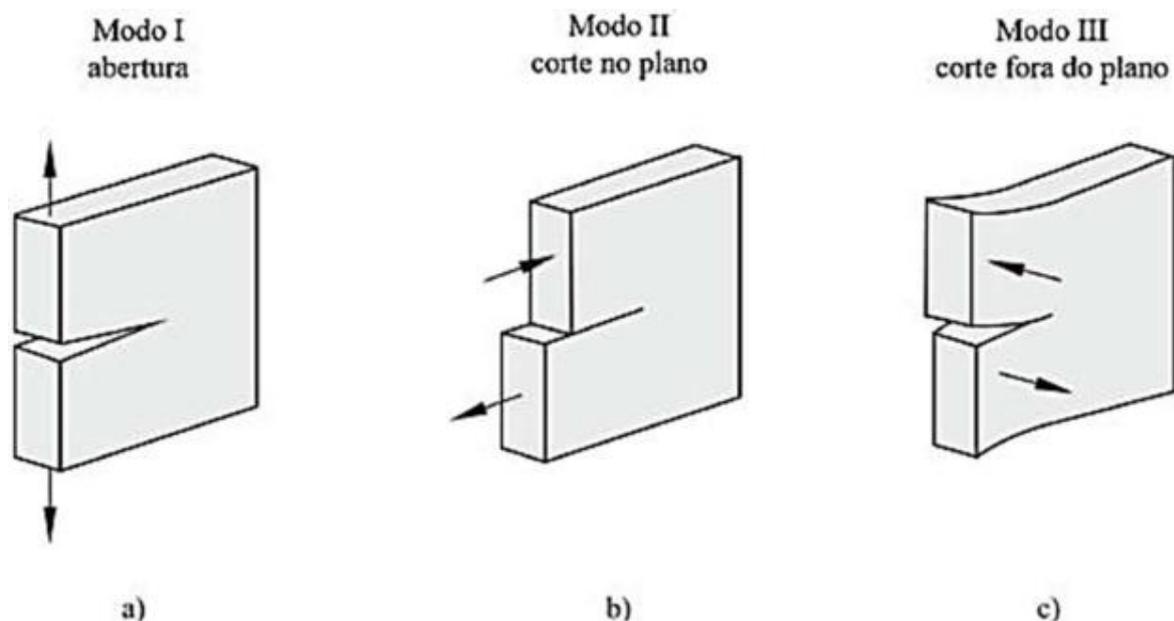


Figura 2.3 - Representação dos três modos básicos de fratura: a) modo I; b) modo II; c) modo III [12]

A passagem de um estágio para o outro é influenciada pela microestrutura do material e a tensão aplicada, ocorrendo apenas ao longo de alguns grãos. Logo, o tempo a que o componente permanece no estágio I é influenciado por vários fatores, aumenta com a diminuição da tensão e diminui com o aumento do tamanho de grão [13].

Portanto, o fenómeno de fadiga trata-se de um fenómeno complexo e de grande importância, afetado por diversos fatores tais como o espectro de carga, o meio ambiente, a geometria e a microestrutura do material [14].

## **2.2. Fadiga Oligocíclica**

De forma a prevenir possíveis mudanças indesejadas no comportamento dos componentes, é importante o estudo do comportamento cíclico do material, desenvolvendo modelos que permitam prever a sua resposta cíclica. Grande parte destes modelos baseiam-se nas curvas de histerese tensão-deformação alcançadas através de ensaios de fadiga oligocíclica em controlo de deformação.

### **2.2.1. Fenómenos de Encruamento**

O comportamento de um material elasto-plástico exposto a um ensaio de tração é dado pela Figura 2.4. Inicialmente, o material é tracionado, apresentando um comportamento linear elástico, em que a relação da tensão com a deformação é dada pela lei de Hooke, sendo constituída por uma constante, o módulo de elasticidade,  $E$ . Ao superar o valor de tensão de cedência inicial,  $\sigma_{y0}$ , o material passa a estar sob um regime elasto-plástico de deformação até atingir o ponto A. Ao sofrer descarga, a tensão diminui apresentando uma proporcionalidade direta com a deformação, seguindo uma relação linear elástica. Durante a descarga até ao ponto B, a deformação elástica,  $\varepsilon_e$ , é recuperada completamente, mas a deformação plástica,  $\varepsilon_p$ , não é recuperada, tal como é exemplificado na figura abaixo, ficando no ponto B. Logo, a deformação total,  $\varepsilon_t$ , sofrida até ao ponto A é dada pela soma da deformação elástica com a deformação plástica [15].

Ao ser aplicada uma carga novamente a partir do ponto B, o material mais uma vez deforma elasticamente até atingir a tensão de cedência, desta vez no ponto A, passando a ser o novo ponto de tensão de cedência [16]. Se a tensão de cedência no ponto A, for superior à tensão de cedência inicial, é possível afirmar que este foi encruado.

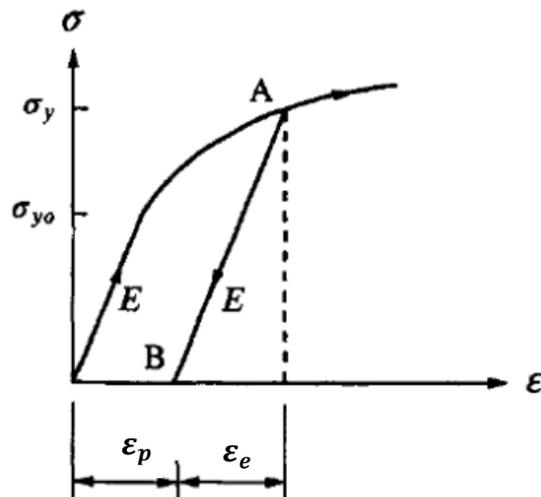


Figura 2.4 – Ilustração do comportamento de um material elasto-plástico [15]

De modo a avaliar o tipo de comportamento cíclico, tanto de amaciamento como de encruamento, são usadas as curvas monótonas, representadas na Figura 2.5. Exibem uma certa importância no estudo do comportamento da deformação plástica de materiais sendo alcançadas através de cargas efetuadas num só sentido, sejam através de ensaios de tração ou compressão [17].

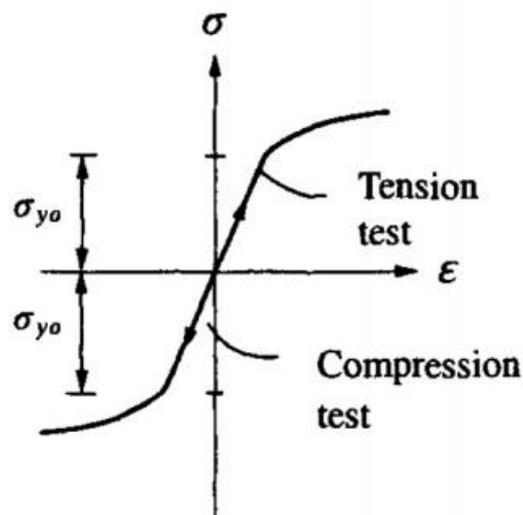


Figura 2.5 - Curvas tensão-deformação para cargas monótonicas [15]

De notar que, para a maioria dos metais e aços, as curvas de tensão-deformação são idênticas, comparativamente quando o componente sofre tração ou compressão, como mostra a Figura 2.5 [15].

Passando a analisar um carregamento uniaxial em que o material inicialmente sofre tração e posteriormente compressão, tal como na Figura 2.6, é expectável que a curva obtida na compressão tenha o mesmo comportamento que a curva tensão-deformação obtida ao tracionar, mas tal não acontece, como é possível observar na figura seguinte. O material passa a sofrer deformação plástica, em compressão, no ponto A, sendo inferior ao valor da tensão de cedência numa curva monotónica em compressão. Este fenómeno é designado pelo efeito de Bauschinger [15].

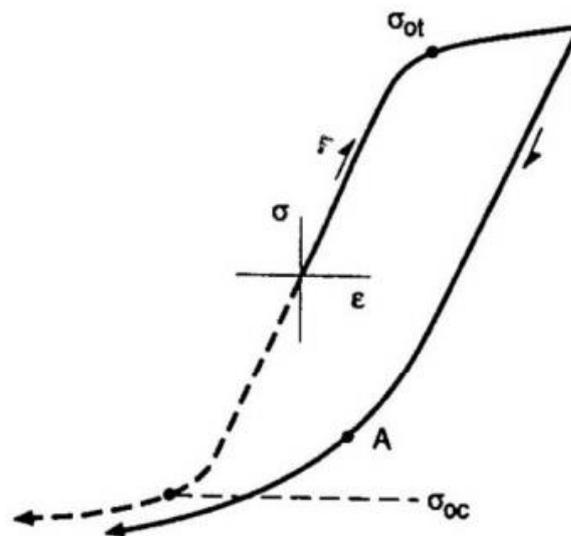


Figura 2.6 - Curva tensão-deformação que retrata o efeito de Bauschinger [17]

Existem dois tipos de comportamento de encruamento nos materiais, o encruamento isotrópico e o cinemático.

Para o encruamento isotrópico, assume-se que o material encrua uniformemente em todas as direções e pressupõe que a tensão de cedência, quando o material sofre compressão, ocorre quando essa tensão é o valor simétrico da tensão máxima obtida na tração anterior, como ilustra a Figura 2.7 [15].

Teoricamente, o encruamento cinemático presume que a tensão de cedência, quando o material sofre compressão, ocorre quando essa mesma tensão atinge o dobro do

valor da tensão de cedência, partindo da tensão máxima ( $\sigma_{m\acute{a}x} - 2\sigma_{y0}$ ), verificando assim o efeito de Bauschinger [15].

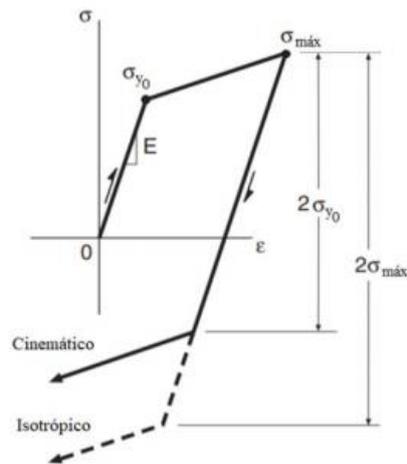


Figura 2.7 - Comportamento demonstrado quando ocorre encruamento isotrópico ou cinemático [17]

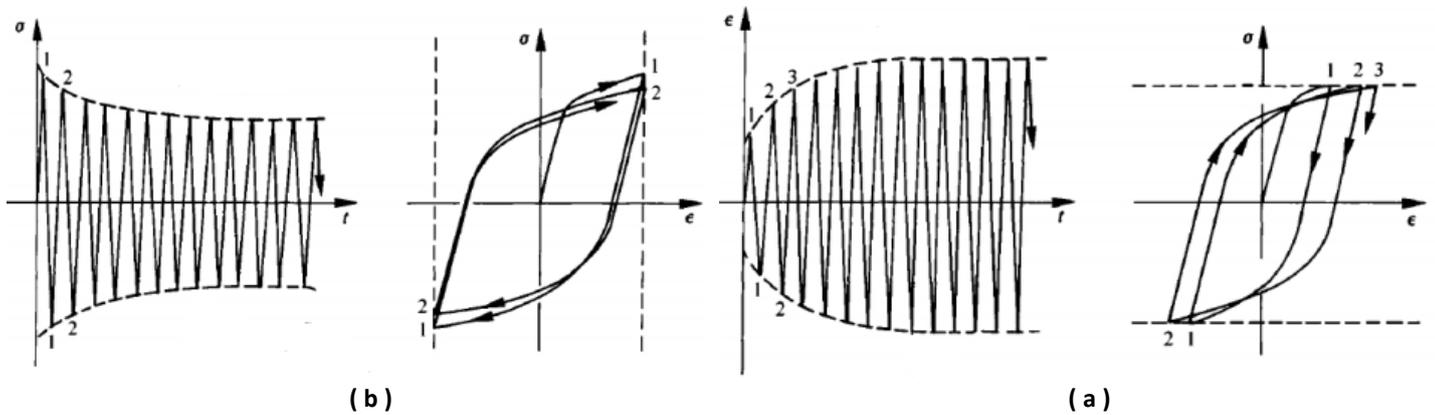
## 2.2.2. Fenómenos cíclicos

### 2.2.2.1. Encruamento e Amaciamento cíclico

Durante um carregamento cíclico, os componentes sofrem alterações nas suas propriedades que podem levar a que estes sejam encruados ou sofram um amaciamento. Estas variações dependem do material e da temperatura [15]. Um dos métodos para determinar estas alterações é através de ensaios de fadiga, com uma amplitude de deformação constante, representado nas Figura 2.8(a) e 2.9(a), ou com uma amplitude de tensão constante, Figuras 2.8(b) e 2.9(b). De qualquer modo, em cada ciclo verifica-se sempre deformação plástica generalizada, que leva a que surjam ciclos de histerese no diagrama de tensão-deformação.

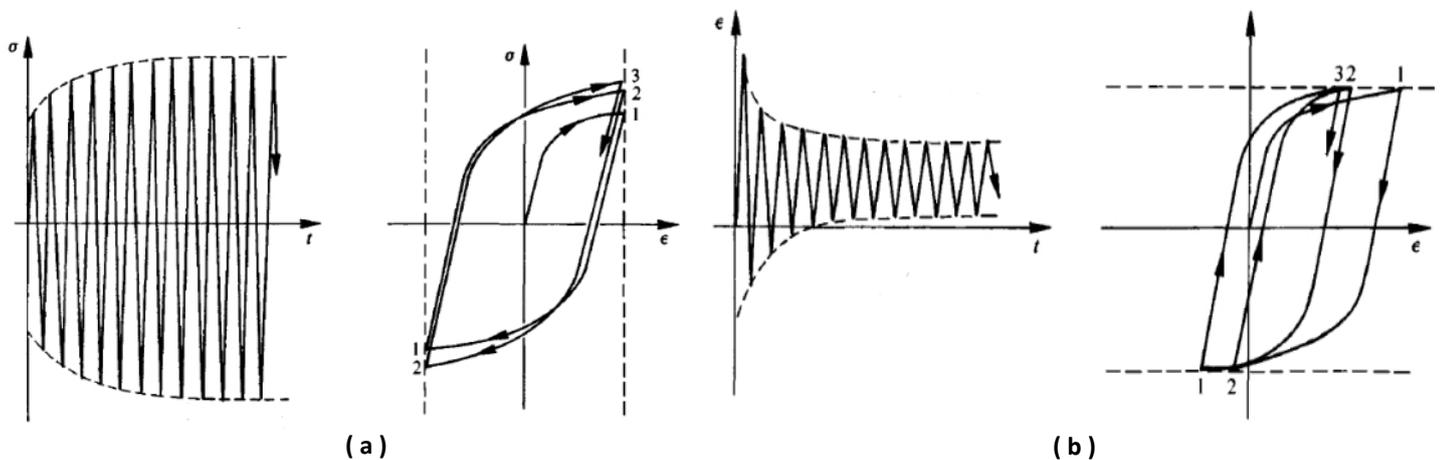
Verifica-se um amaciamento cíclico no material quando a gama de tensão,  $\Delta\sigma$ , diminui durante um ensaio cíclico com uma amplitude de deformação constante, Figura

2.8(a), ou quando a gama de deformação,  $\Delta\varepsilon$ , aumenta durante um ensaio cíclico com uma amplitude de tensão constante, Figura 2.8(b) [15].



**Figura 2.8 - Amaciamento cíclico: (a) Gama de deformação constante, (b) Gama de tensão constante [15]**

No caso de ocorrer um aumento na amplitude de tensão durante um ensaio cíclico com uma amplitude de deformação constante, Figura 2.9 (a), ou uma diminuição da amplitude de deformação durante um ensaio cíclico com uma amplitude de tensão constante, Figura 2.9 (b), o material sofre um encruamento cíclico [15].



**Figura 2.9 - Encruamento cíclico: (a) Amplitude de deformação constante, (b) Amplitude de tensão constante [15]**

Os comportamentos acima mencionados surgem apenas quando a razão de tensão ou de deformação é igual a  $-1$ , ou seja, quando as tensões ou deformações máximas e mínimas são simétricas.

De forma a prever muito rapidamente o comportamento que o material apresentará, é possível determinar através das suas propriedades monótonas, relacionando a

tensão de rotura,  $\sigma_R$ , com a tensão de cedência,  $\sigma_C$ . Se se der o caso da equação (2.1), o material tende a amaciar ciclicamente. No caso de ser obtido o resultado da equação (2.2), o material tende a encruar [18].

$$\frac{\sigma_R}{\sigma_C} < 1.2 \quad (2.1)$$

$$\frac{\sigma_R}{\sigma_C} > 1.4 \quad (2.2)$$

#### 2.2.2.2. Comportamento Cíclico em Ensaios Não-Simétricos

Os comportamentos descritos na secção anterior apenas descrevem ciclos com cargas alternadas com razão de tensão ou deformação igual a -1. No caso da razão de tensão ou de deformação ser igual ou diferente de -1, é possível verificarem-se efeitos adicionais. Para ensaios em que a amplitude de tensão é controlada, pode ocorrer *Shakedown* ou *Ratchetting*. O primeiro caso, representado na Figura 2.10 (a), manifesta-se quando as curvas de histerese passam a estar sincronizadas numa determinada deformação, enquanto que *Ratchetting* (ver Figura 2.10 (b)) ocorre quando as curvas de histerese não tendem a sincronizar, progredindo segundo a direção do eixo de deformação, o que leva a que cada ciclo contribua para o aumento da deformação plástica [15].

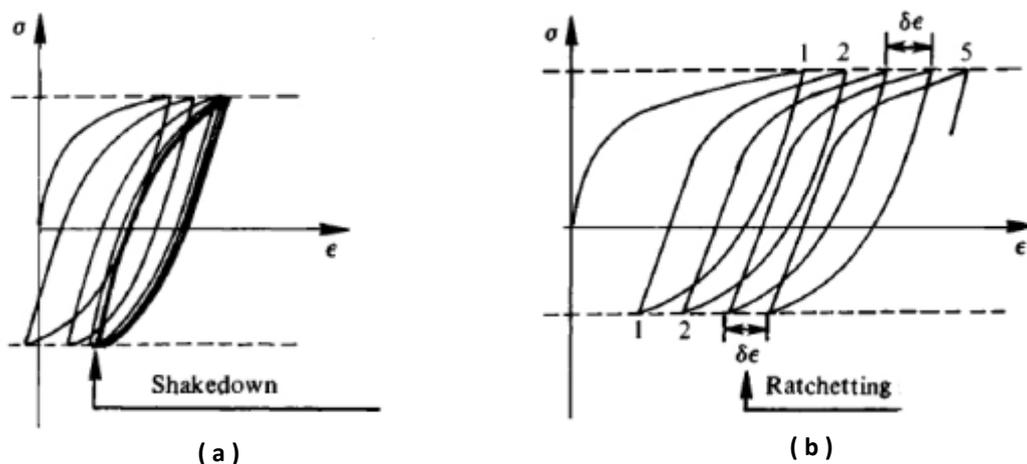


Figura 2.10 - Comportamento cíclico quando existe: (a) *Shakedown*, (b) *Ratchetting* [15]

Para um ensaio cíclico em que a amplitude de deformação é controlada, dá-se um fenómeno de relaxação (Figura 2.11 (b)) ou não-relaxação da tensão média (Figura 2.11 (a)). No caso de, no decorrer de um ensaio, a tensão média diminuir a cada ciclo, dá-se o fenómeno de relaxação da tensão média. O valor da tensão média tende a convergir para zero, mas, só atingirá este valor se a gama de deformação aplicada for tanta para alcançar tal valor.

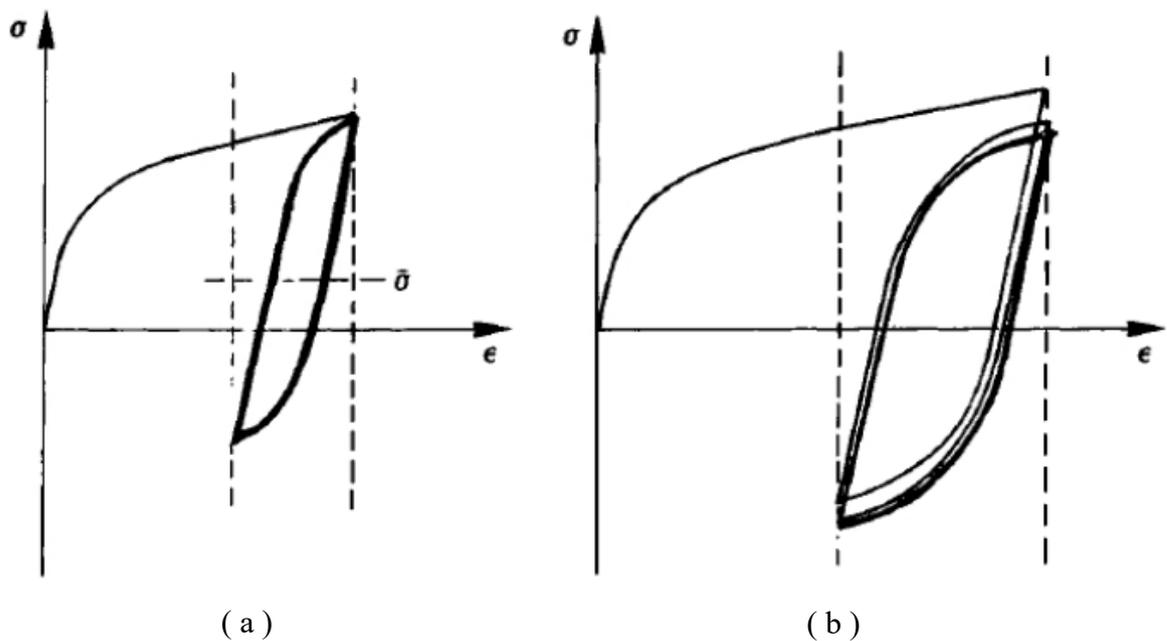


Figura 2.11 - Fenómeno de: (a) Não-relaxação, (b) Relaxação da tensão média [15]

### 2.2.3. Modelos de acumulação de carga

De modo a prever a vida do material, é essencial um modelo capaz de avaliar o dano acumulado devido à fadiga. Em 1945, com base na lei proposta por Palmgren, Miner desenvolveu a lei de Miner que propõe que cada ciclo contribui com um determinado dano microestrutural, que pode ser dado pela seguinte equação [19]:

$$D = \sum_{i=1}^{N_t} \frac{n^i}{N_f^i} = 1 \quad (2.3)$$

em que,  $n^i$  representa o número de ciclos do bloco de ordem  $i$ ,  $N_t$  o número total de ciclos do carregamento e  $N_f^i$  o número de ciclos até à rotura do bloco de ordem  $i$ . Contudo,

resultados experimentais mostram que o dano provocado através de fadiga apresenta um comportamento não-linear, ao contrário do que é proposto por Miner. Para contornar este facto, Richart e Newmark [20] introduziram o conceito das curvas de dano (diagrama D-r), que relaciona o dano com o rácio “ $\frac{n_i}{N_i}$ ” e em 1954, Marco e Starkey [21] apresentaram uma das primeiras teorias de acumulação de dano por fadiga não-linear, representada na equação (2.4). Esta teoria afirma que para o mesmo rácio “ $\frac{n_i}{N_i}$ ” de vários blocos, mas com amplitudes de tensões diferentes, o dano acumulado será diferente, não seguindo um comportamento linear como proposto por Miner.

$$D = \sum_{i=1}^{N_t} \left( \frac{n_i}{N_f^i} \right)^{m_i} = \sum_{i=1}^{N_t} r_i^{m_i} \quad (2.4)$$

onde,  $m_i$  varia com a carga. As curvas D-r estão representadas na figura seguinte.

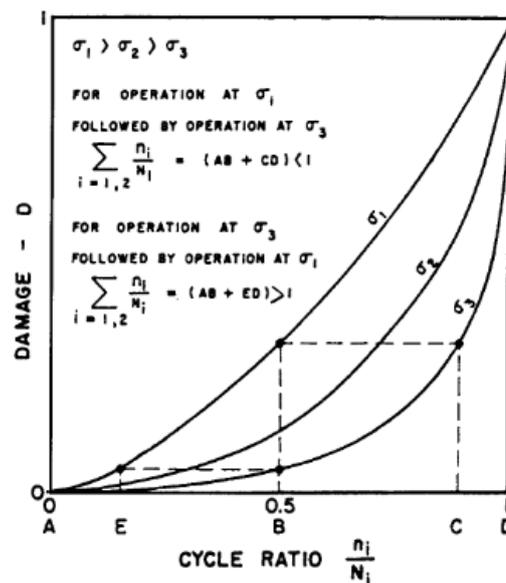


Figura 2.12 - Representação esquemática do dano vs rácio “ $\frac{n_i}{N_i}$ ” dada pela teoria de Marco-Starkey [21]

Se, no caso em estudo na figura anterior apresentar uma linha reta, logo trata-se de um caso especial em que  $m_i = 1$ , representando a lei de Miner.

Apesar de já terem sido desenvolvidos vários modelos de acumulação de dano, a lei de Miner continua a ser a mais utilizada devido à sua simplicidade.

### 2.2.4. Relação Vida-Deformação

A previsão da vida de um componente trata-se de um parâmetro importante na conceção de um projeto. Para tal, através das propriedades cíclicas de um material é possível relacionar a deformação elástica de um componente com o número de reversões até à rotura através da seguinte equação [22]:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e E}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (2.5)$$

em que  $\frac{\Delta\sigma}{2}$  trata-se da amplitude de tensão,  $\sigma'_f$  o coeficiente de resistência cíclica,  $b$  o expoente de resistência cíclica,  $E$  o módulo de elasticidade,  $\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}$  representa a amplitude de deformação elástica e  $2N_f$  o número de reversões até à rotura. A componente plástica é dada pela equação (2.6) [23], [24].

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.6)$$

onde  $\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$  representa a amplitude de deformação plástica,  $\varepsilon'_f$  o coeficiente de ductilidade cíclica e  $c$  o expoente de ductilidade cíclica.

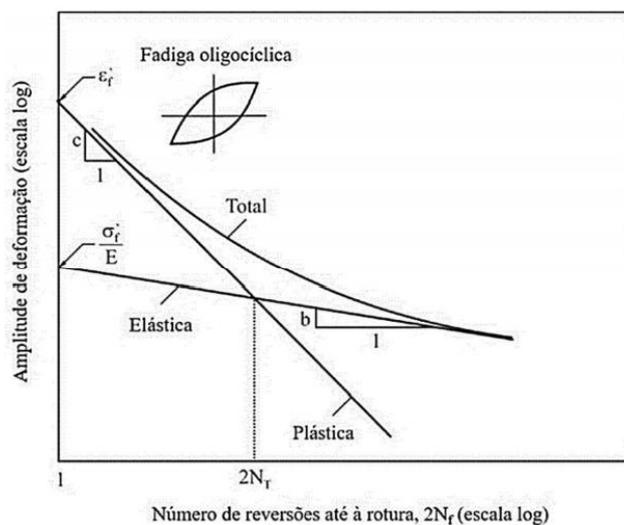


Figura 2.13 - Relação entre as amplitudes de deformação total, plástica e elástica com o número de reversões até à rotura [14]

A curva total vida-deformação é dada através da soma das deformações plástica com a elástica, resultando na equação (2.7).

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \varepsilon'_f(2N_f)^c + \frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b \quad (2.7)$$

É possível observar na Figura 2.13 que, quando se atinge o número de reversões de transição,  $2N_T$ , a componente de deformação plástica é equivalente à componente elástica. Deste modo, igualando as equações (2.3) com a (2.4) e ao substituir  $N_f$  por  $N_T$ , é possível determinar o valor de reversões de transição através da equação (2.8).

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} \Leftrightarrow \varepsilon'_f(2N_T)^c = \frac{\sigma'_f}{E}(2N_T)^b \Leftrightarrow 2N_T = \left(\frac{\varepsilon'_f E}{\sigma'_f}\right)^{-\frac{1}{c-b}} \quad (2.8)$$

Com base na equação (2.8), é possível observar que quando o número de reversões é inferior ao valor de reversões de transição, a componente de deformação plástica apresenta uma preponderância em relação à componente de deformação elástica. Por outro lado, no caso de o número de reversões for inferior a  $2N_T$ , logo a componente elástica apresenta uma importância superior à componente plástica. Por norma, o número de reversões de transição intercorre entre os ciclos  $10^3$ - $10^4$  [25].

O modelo apresentado por Smith, Watson & Topper (1970), considera não só a falha por fadiga através da energia de deformação, como também através da tensão máxima. Mais conhecido por parâmetro SWT, essa relação é dada pela equação (2.9).

$$\sigma_{m\acute{a}x} \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c} + \frac{\sigma'^2_f}{E} (2N_f)^{2b} \quad (2.9)$$

em que  $\sigma_{m\acute{a}x}$  representa a tensão normal máxima.

### 2.2.5. Relação Vida-Energia

No decorrer de um carregamento cíclico, uma parte da energia fornecida é absorvida pelo material enquanto que o resto é dissipado sob a forma de calor. Aquela que é absorvida, é decomposta em duas componentes, uma reversível e outra irreversível. A energia conservada leva a que ocorram modificações na estrutura de deslocamentos do material [26].

Em 1909, Bairstow referiu a relevância que a energia de histerese apresenta na análise do fenómeno de fadiga [27]. Posteriormente, Lefebvre & Ellyin constataram que o material permite a absorção de uma certa quantidade de energia quando este sofre uma carga,

até ocorrer a iniciação da propagação da fenda [28]. Para ensaios em que a deformação é mantida sob controlo, a área do ciclo de histerese mantém-se praticamente constante ao longo da sua vida. Na Figura 2.14 é possível analisar a energia de deformação plástica, marcada pela área mais escura. De modo a determinar a energia de deformação total, esta é dada pelo somatório da energia de deformação plástica com a elástica. A energia de deformação plástica pode ser obtida relacionando com o número de ciclos até à rotura, através da equação (2.10) [14].

$$\Delta W_p = k_p (2N_f)^{a_p} \quad (2.10)$$

em que  $k_p$  e  $a_p$  são duas constantes obtidas a partir de dados experimentais resultantes de um método de ajustamento.

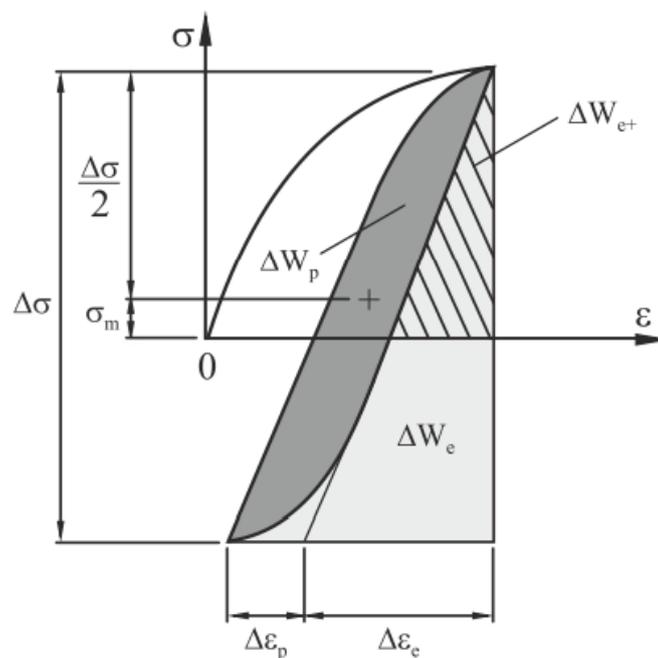


Figura 2.14 - Ilustração da energia de deformação durante um ensaio uniaxial [36]

Para vidas próximas do limite de fadiga,  $\Delta W_p$  toma um valor tão pequeno (Figura 2.14) que passa a ser muito complexa a sua determinação, que leva a que este parâmetro passe a ser impreciso. Para tal, passa a ser preferível o cálculo da energia de deformação total,  $\Delta W_t$ , retratada na equação (2.11).

$$\Delta W_t = \Delta W_p + \Delta W_e \quad (2.11)$$

A energia de deformação elástica é dada pela área a cinzento denegrida com um tom mais claro, ilustrada na Figura 2.14, permitindo relacionar a energia de deformação total com o número de ciclos até à rotura pela seguinte equação [14].

$$\Delta W_t = k(2N_f)^a + \Delta W_0 \quad (2.12)$$

onde,  $k$  e  $a$  são duas constantes obtidas a partir de dados experimentais resultantes de um método de ajustamento e  $\Delta W_0$  a energia elástica no limite de fadiga. Estas duas interpretações (equações (2.11) e (2.12)) são apenas possíveis de integrar no caso de se tratar de um estudo com carregamentos alternados, não retratando deste modo, o efeito da tensão média. Ao constatar esta falha, Golos & Ellyin propuseram o uso da energia de deformação elástica positiva,  $\Delta W_{e+}$ , representada pela área a tracejado na Figura 2.14, no somatório com a energia de deformação plástica para o cálculo da energia de deformação total, tal como mostra a equação (2.13) [29].

$$\Delta W_t = \Delta W_p + \Delta W_{e+} \quad (2.13)$$

Desta forma, manifesta-se um novo parâmetro de rotura à fadiga.

$$\Delta W_t = k_t(2N_f)^{a_t} + \Delta W_{0_t} \quad (2.14)$$

$k_t$  e  $a_t$  são duas constantes obtidas a partir de dados experimentais resultantes de um método de ajustamento, tal como nas equações (2.10) e (2.12), e  $\Delta W_{0_t}$  trata-se da energia associada à componente elástica positiva no limite de fadiga.

## 3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

### 3.1. Material

As propriedades de um material, sejam elas mecânicas, químicas ou físicas, estão dependentes da composição química e da sua microestrutura. A liga de alumínio estudada pertence à série 7000 e, como é evidente da Tabela 3.1, o elemento principal adicionado trata-se do zinco (entre 1% a 8%). O acréscimo de magnésio permite que as ligas sejam tratadas termicamente apresentando uma resistência mecânica elevada. Normalmente também é adicionado cobre em pequenas quantidades.

**Tabela 3.1 - Composição química nominal da liga de alumínio 7075-T651 (%pt) [4]**

Zn	Mg	Cu	Si	Fe	Mn	Al
4.89	2.12	1.52	0.33	0.007	0.09	Res.

Como foi dito, o material aprofundado pertence à série 7000, mais concretamente, 7075-T651. As ligas de alumínio desta série são caracterizadas por apresentarem elevadas tensões de cedência, resistência específica e tenacidade à fratura. Estas propriedades levam a que estas ligas sejam empregues em diversas áreas como a indústria automóvel, aeroespacial e civil. Por outro lado, pecam por ostentar uma resistência à corrosão baixa. Para combater este defeito, a liga é sujeita a um tratamento térmico otimizando assim, não só a resistência à corrosão como a tenacidade.

Este tratamento térmico divide-se em 4 etapas, mais concretamente, em solubilização, têmpera, envelhecimento artificial e alívio de tensões residuais. Inicialmente, na solubilização, ocorre a dissolução do magnésio e do silício e homogeneização da microestrutura. Na etapa seguinte, a têmpera permite preservar a solução sólida obtida através das temperaturas altas da solubilização, recorrendo ao arrefecimento rápido do material para uma temperatura próxima do ambiente, normalmente por meio de água. Posto isto, o material é envelhecido artificialmente, entre 115°C e 195°C, o que permite que os

elementos sejam capazes de precipitar e obter uma distribuição e tamanho favoráveis. A última etapa consiste no alívio de tensões residuais originadas na têmpera através de um alongamento entre 1 a 3%. A Tabela 3.2 exibe as propriedades mecânicas da liga de alumínio estudada.

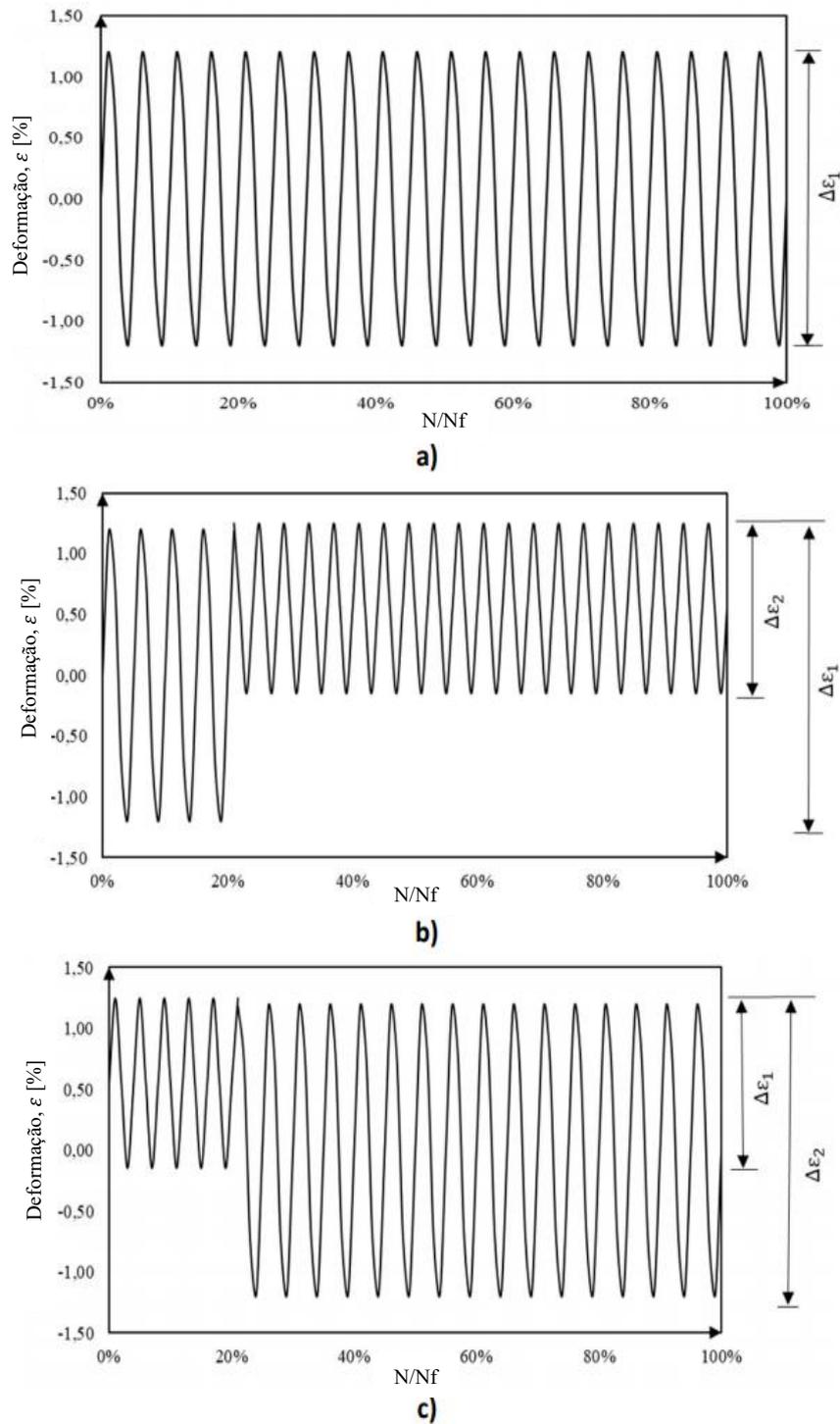
**Tabela 3.2 - Propriedades mecânicas da liga de alumínio 7075-T651 [4]**

Tensão de cedência [MPa]	501
Tensão de ruptura [MPa]	561
Coefficiente de Poisson	0.306
Modulo de Elasticidade [MPa]	71700

### 3.2. Ensaio de fadiga oligocíclica

Os ensaios de fadiga oligocíclica considerados neste trabalho dividem-se em três grupos. O primeiro grupo é caracterizado por ter amplitude de deformação constante com razão de deformação,  $R_\epsilon$ , igual a -1, sendo por isso um ciclo de carga simétrico (Figura 3.1 a)). As amplitudes de deformação,  $\frac{\Delta\epsilon}{2}$ , deste grupo variam entre 0.5% a 2.75%. O segundo e o terceiro grupos representados esquematicamente nas Figuras 3.1 b) e 3.1 c), combinam dois blocos de carga com amplitude constante, sendo fixo o valor da deformação aplicada. A duração do primeiro bloco, em ambos os casos, correspondeu a 20% da vida expectável para um ensaio realizado com amplitude constante para o mesmo valor de amplitude de deformação. No segundo grupo, o primeiro bloco de carga tem uma razão de deformação,  $R_\epsilon$ , igual a -1, seguindo-se um segundo bloco assimétrico ( $R_\epsilon \neq -1$ ) com amplitude de deformação inferior. Para ser mais fácil a sua identificação, este grupo será descrito como SA (Simétrico-Assimétrico). E, por fim, o terceiro grupo, descrito como AS (Assimétrico-Simétrico) é caracterizado por ter uma sequência de carregamento invertida quando comparado com o grupo anterior, ou seja, o primeiro bloco é assimétrico ( $R_\epsilon \neq -1$ ) e o segundo é simétrico ( $R_\epsilon = -1$ ). As amplitudes de deformação do bloco simétrico são 1.25% ou 1.00%, no bloco assimétrico são 0.50% ou 0.7%. Os parâmetros básicos, tais como a

amplitude de deformação e razão de deformação considerados em cada caso, estão descritos na Tabela 3.3.



**Figura 3.1 - Representação do histórico de carga dos ensaios do: a) grupo 1; b) grupo 2 (SAx) ; c) grupo 3 (ASx) [34]**

Tabela 3.3 - Parâmetros básicos dos ensaios de fadiga oligocíclica

Grupos	Referência	$\frac{\Delta\varepsilon_1}{2}$	$R_{\varepsilon_1}$	$\frac{\Delta\varepsilon_2}{2}$	$R_{\varepsilon_2}$
1	-	0.50	-1	-	-
	-	0.7	-1	-	-
	-	1.00	-1	-	-
	-	1.25	-1	-	-
	-	1.50	-1	-	-
	-	1.75	-1	-	-
	-	2.25	-1	-	-
	-	2.75	-1	-	-
2	SA1	1.25	-1	0.70	-0.12
	SA2	1.00	-1	0.70	-0.40
	SA3	1.25	-1	0.50	0.2
	SA4	1.00	-1	0.50	0
3	AS1	0.70	-0.12	1.25	-1
	AS2	0.70	-0.40	1.00	-1
	AS3	0.50	0.2	1.25	-1
	AS4	0.50	0	1.00	-1

### 3.3. Modelação Constitutiva

O modelo constitutivo utilizado para descrever o comportamento plástico cíclico da liga 7075-T651 considera o critério de plasticidade isotrópico de von Mises, a lei de encruamento isotrópico de Voce e a lei de encruamento cinemático de Armstrong-Frederick relacionados através de uma lei de plasticidade associada.

O critério de von Mises pode ser descrito pela seguinte equação [30]:

$$(\Sigma_2 - \Sigma_3)^2 + (\Sigma_3 - \Sigma_1)^2 + (\Sigma_1 - \Sigma_2)^2 = 2Y^2 \quad (3.1)$$

em que  $\Sigma_1, \Sigma_2$  e  $\Sigma_3$  representam as componentes principais do tensor das tensões efetivo  $\Sigma = \sigma' - \mathbf{X}'$ , em que  $\sigma'$  é a componente desviadora do tensor das tensões de Cauchy,  $\mathbf{X}'$  é a

componente desviadora do tensor das tensões inversas e  $Y$  representa a tensão limite de elasticidade.

A lei de encruamento de Voce descreve uma evolução exponencial da tensão com a deformação plástica, como se segue [31]:

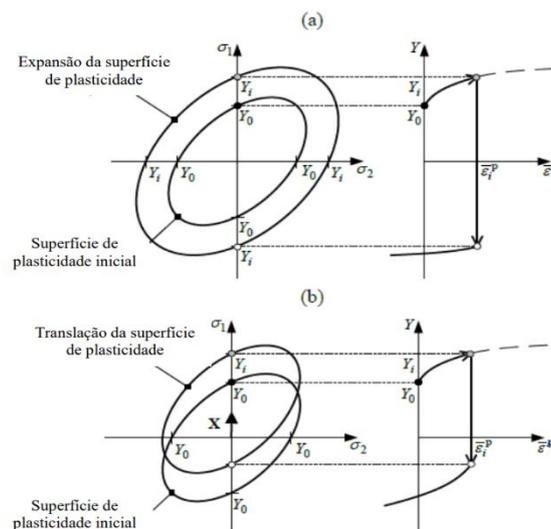
$$Y = Y_0 + (Y_{\text{Sat}} - Y_0)[1 - \exp(-C_Y \bar{\epsilon}^p)] \quad (3.2)$$

em que  $Y_0$ ,  $Y_{\text{Sat}}$  e  $C_Y$  são constantes do material. A evolução do encruamento cinemático não-linear com a deformação plástica é estabelecida através da lei de Armstrong–Frederick [32], escrita na equação (3.3):

$$d\mathbf{X}' = C_X \left[ \frac{X_{\text{Sat}}}{\bar{\sigma}} (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}') - \mathbf{X}' \right] d\bar{\epsilon}^p \quad (3.3)$$

em que  $C_X$  e  $X_{\text{Sat}}$  são constantes do material,  $\bar{\sigma}$  é a tensão equivalente e  $d\bar{\epsilon}^p$  o incremento de deformação plástica equivalente.

A Figura 3.2 reflete a modelação constitutiva do comportamento plástico de materiais ao longo de um ensaio uniaxial de tração-compressão [33]. Ilustrado na Figura 3.2 (a), encontra-se a expansão homotética da superfície de plasticidade correspondente à lei de encruamento isotrópico ao passo que a lei de encruamento cinemático responsável pela translação da superfície de plasticidade no espaço das tensões está representada na Figura 3.2 (b).



**Figura 3.2 – Ilustração esquemática do comportamento plástico em tração-compressão. As figuras à direita exibem as respectivas curvas de tensão-deformação plástica equivalente, no caso de: (a) encruamento isotrópico e (b) encruamento cinemático. As figuras à esquerda exibem as superfícies de plasticidade de von Mises, reproduzidas no plano das tensões principais ( $\sigma_1$ ;  $\sigma_2$ ) [33]**

### 3.4. Identificação das Constantes do Material

A identificação das constantes do material (Voce e Armstrong–Frederick) foi realizada com recurso ao programa Microsoft Excel. Para tal, foram consideradas as curvas tensão-deformação experimentais obtidas a partir de ensaios uniaxiais de fadiga oligocíclica realizados por Neves [34], com controlo de deformação e  $R_\varepsilon = -1$ . As amplitudes de deformação consideradas foram 0.50%, 0.70%, 1.00%, 1.25%, 1.50%, 1.75%, 2.25% e 2.75%, tendo sido identificado um conjunto de constantes do material para cada amplitude de deformação.

O procedimento de identificação adotado segue a metodologia proposta por Prates [33], que sugere que a identificação dos parâmetros pode ser alcançada analiticamente através das curvas de tensão–deformação plástica equivalente, ao minimizar a diferença entre as tensões previstas analiticamente e as tensões obtidas experimentalmente. Para tal, foram selecionados um conjunto de ciclos intermédios em que estes apresentam um comportamento estável pois, tal como Branco et al. [4] identificaram, o comportamento plástico cíclico deste material divide-se em 3 etapas: (i) inicialmente nota-se uma variação brusca correspondente a 10% da vida total, (ii) a etapa seguinte corresponde a cerca de 90% da vida total do material em que o comportamento permanece ciclicamente estável e (iii) na etapa final de vida do material, nota-se um amaciamento brusco até que ocorre falha por fadiga. Partindo desses ciclos intermédios, foram retirados os valores correspondentes à deformação elástica, ou seja, os valores de tensão-deformação até o ciclo atingir a tensão limite de elasticidade; para tal, recorreu-se à lei de Hooke. Posteriormente, foram identificadas as constantes do material para cada amplitude de deformação considerada, através do ajuste entre as tensões previstas analiticamente e as tensões obtidas experimentalmente.

O ajuste foi realizado de forma iterativa, por meio da minimização de uma função-objetivo,  $F(\mathbf{A})$ :

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

onde  $\sigma^{\text{Fit}}(\mathbf{A})$  corresponde aos valores da tensão real ajustáveis analiticamente e  $\sigma^{\text{Exp}}$  aos valores da tensão real obtidos experimentalmente,  $\mathbf{A}$  representa o vetor de constantes do material e  $N$  o número total de medições experimentais, que corresponderam a 800 pontos por ensaio. A minimização da função-objetivo foi realizada com recurso a um método de otimização do tipo gradiente incluído na ferramenta de otimização Excel Solver.

### 3.5. Programa e Modelo de Elementos Finitos

Após a identificação dos parâmetros do material, foram realizadas simulações numéricas de ensaios uniaxiais de tração-compressão cíclicos para as amplitudes de deformação consideradas, com recurso ao programa de elementos finitos DD3IMP, desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra. Estas simulações foram utilizadas para obter os ciclos tensão-deformação estáveis associados a cada caso indicado na Tabela 4.1, para posterior previsão da vida à fadiga. Relativamente ao modelo numérico do ensaio, é utilizado um único elemento finito sólido hexaédrico de 8 nós, com  $1 \times 1 \times 1 \text{ mm}^3$  de dimensões iniciais e com condições de simetria em três planos ortogonais:  $x = 0$ ,  $y = 0$  e  $z = 0$ . O deslocamento é prescrito nos 4 nós da face do elemento inserida no plano  $x = 1 \text{ mm}$ , segundo uma direção paralela ao eixo  $0x$ . A Figura 3.3 esquematiza este modelo numérico.

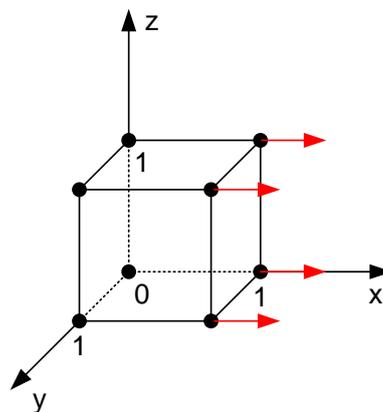


Figura 3.3 – Ilustração do modelo numérico das simulações numéricas

### 3.6. Metodologia

Sucintamente, o procedimento numérico seguido no desenvolvimento do presente estudo divide-se nas seguintes etapas:

1. Identificação do comportamento elastoplástico cíclico do material, a partir de resultados experimentais obtidos por Neves [34]
2. Simulação numérica de ensaios uniaxiais tração–compressão a partir dos conjuntos de constantes do material identificadas na etapa anterior, para obter as curvas tensão-deformação estáveis correspondentes às várias amplitudes de deformação consideradas;
3. Estabelecimento de relações vida-deformação e vida-energia, bem como dos métodos de previsão dos parâmetros SWT, da densidade de energia de deformação total e o da densidade de energia de deformação total acumulada através do modelo linear de acumulação de dano de Miner
4. Comparação dos resultados numéricos com os resultados obtidos via experimental por Neves [34] das relações e métodos de previsão da etapa anterior.

## 4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

Tal como foi dito no capítulo anterior, foi desenvolvido um modelo constitutivo que simula a resposta tensão-deformação cíclica partindo dos dados obtidos nos ensaios de tração-compressão uniaxiais obtidos por Neves [34], no regime de fadiga oligocíclica, para a liga de alumínio 7075-T651 considerando as amplitudes de deformação compreendidas entre 2.75% e 0.50% aplicadas com razão de deformação igual a -1. Foram usados os mesmos valores de reversões até à rotura de Neves [34] para cada amplitude de deformação.

Este capítulo está dividido em quatro partes. Inicialmente será apresentado e analisado as constantes da Lei de Voce e da Lei de Armstrong–Frederick obtidas juntamente com o modelo estável numérico obtido de tensão-deformação plástica. A posteriori, será discutido e comparado o modelo cíclico estável obtido experimentalmente com o modelo numérico para diversas componentes, como a evolução do ensaio numérico até atingir um comportamento estável e a comparação entre os ciclos estáveis experimentais e numéricos para cada amplitude de deformação controlada. Posteriormente, será analisada a relação da vida-deformação, vida-energia e vida-energia acumulada entre o modelo numérico e experimental. Por fim, apresentam-se os resultados de previsão de vida obtidos a partir dos modelos desenvolvidos neste trabalho para históricos de carga com amplitude variável com sequências simétrico-assimétrico e assimétrico-simétrico.

### 4.1. Modelação do Comportamento Cíclico do Material

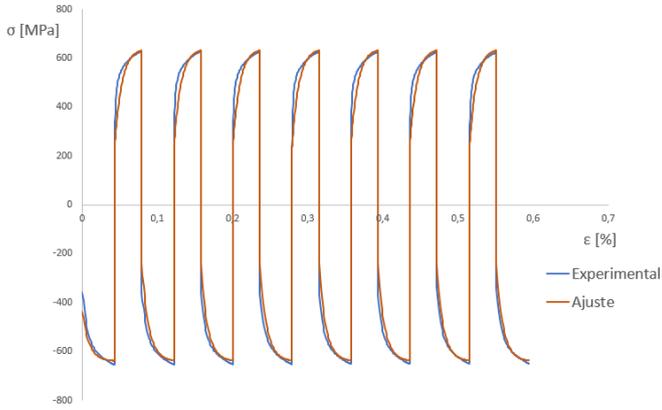
A Tabela 4.1 mostra o conjunto de constantes do material identificadas para cada uma das amplitudes de deformação consideradas. Em relação aos ensaios obtidos experimentalmente para as amplitudes de deformação mais baixas,  $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.50\%$  e  $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.70\%$ , o comportamento do material para estas amplitudes de deformação é praticamente elástico, pelo que a deformação plástica sofrida em cada carga é muito pequena. Portanto, é

natural que a sensibilidade dos resultados destes ensaios à identificação das constantes de plasticidade do material seja mais baixa que nos resultados dos restantes ensaios, o que justifica a forte discrepância nos valores identificados de  $X_{\text{Sat}}$  e  $C_X$ .

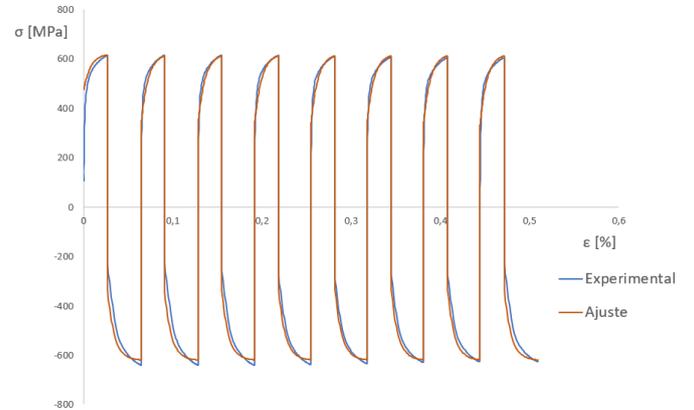
**Tabela 4.1 – Constantes do material identificadas para a liga de alumínio 7075-T651**

$\frac{\Delta\varepsilon}{2}$ [%]	Constantes da Lei de Voce			Constantes da Lei de Armstrong–Frederick	
	$Y_0$ [MPa]	$Y_{\text{Sat}}$ [MPa]	$C_Y$	$X_{\text{Sat}}$ [MPa]	$C_X$
2.75	435	475.5	0.02	162.5	120
2.25 e 1.75	475	475.5	0.02	146.154	130
1.50	342.416	460.117	101.576	161.822	183.496
1.00 e 1.25	430	429.5	-3.217	133.333	600
0.5 a 0.7	400	400	0	350000	0.1

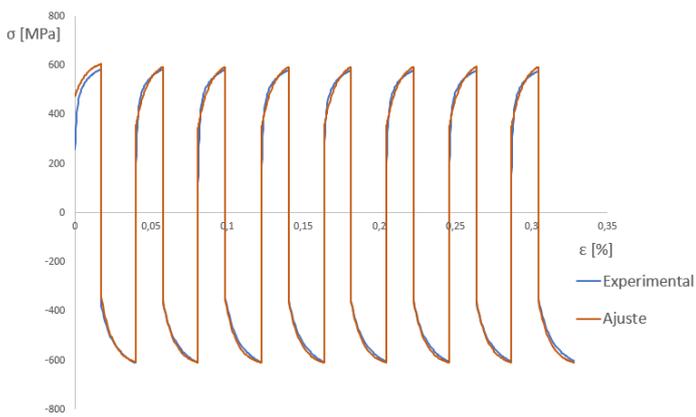
As Figuras 4.1 a), b), c), d), e) e f), mostram os ajustes associados aos conjuntos de constantes do material identificadas para as amplitudes de deformação 2.75%, 2.25%, 1.75%, 1.50%, 1.25% e 1.00% respetivamente. A azul estão os valores de tensão-deformação experimentais [34] e a cor de laranja, os valores de tensão-deformação ajustados. No geral, as curvas ajustadas estão em boa conformidade com as curvas experimentais, apesar de a qualidade do ajuste tender a diminuir com a redução da amplitude de deformação (mais evidente nas amplitudes de deformação de 1.25% e 1.00%). O facto de as curvas ajustadas estarem um pouco desalinhas das curvas experimentais (especialmente quando sujeitas a compressão), leva a que as áreas de deformação tenham valores com uma discrepância mais notória, o que pode levar a alguma discordância nos resultados obtidos nos métodos de previsão. No entanto, considera-se que as constantes do material descrevem, de forma satisfatória, o comportamento cíclico do material para as amplitudes de deformação em análise. Os ajustes associados às amplitudes de deformação 0.70% e 0.50% não são mostrados, dado que para estas amplitudes o regime de deformação é praticamente elástico.



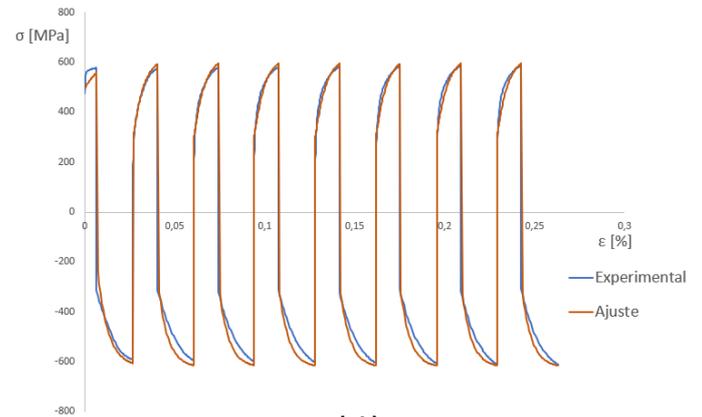
(a)



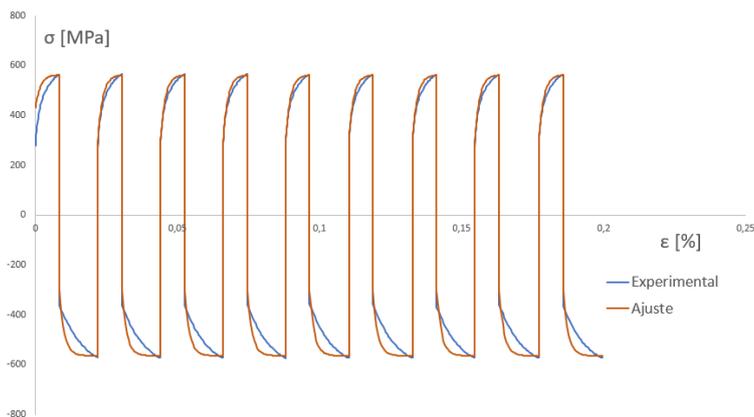
(b)



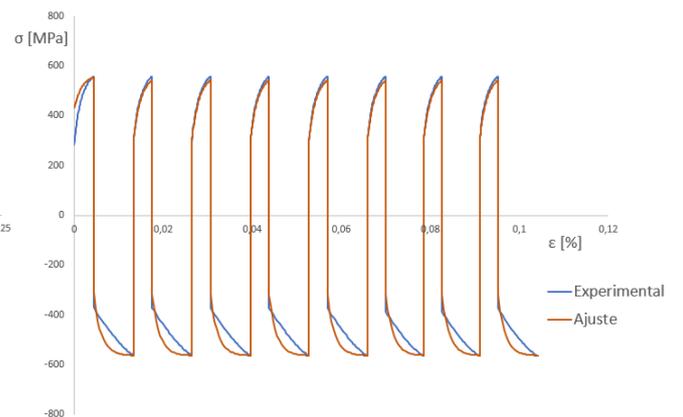
(c)



(d)



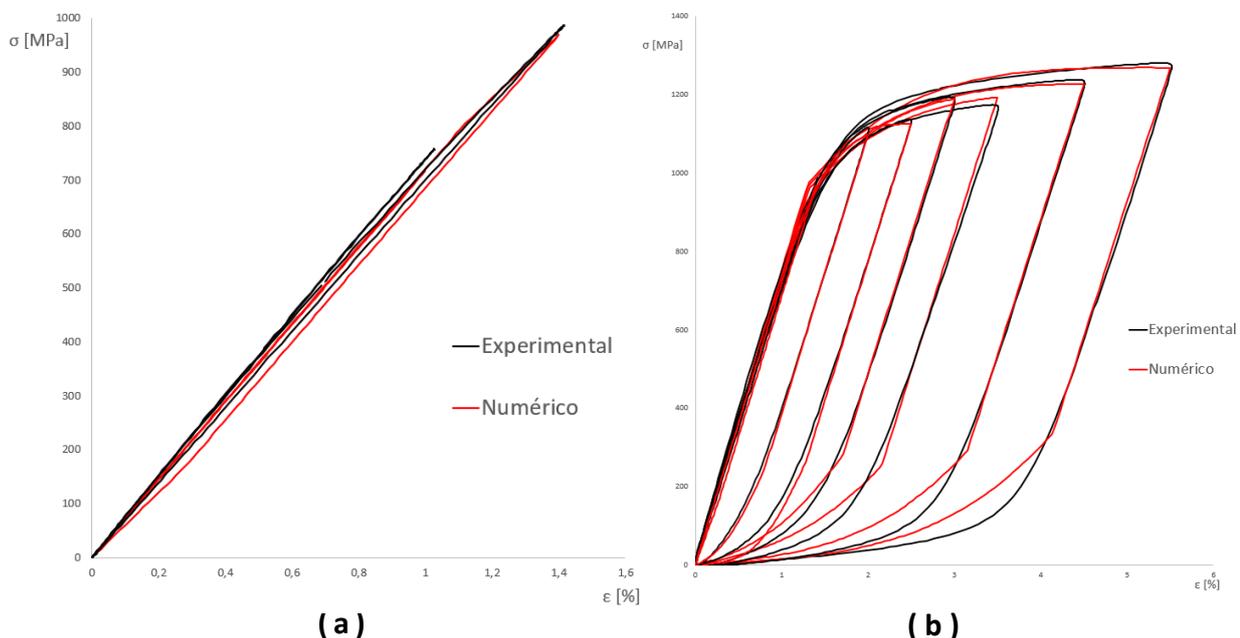
(e)



(f)

Figura 4.1 - Comparação entre as respostas cíclicas experimentais e ajustadas para: a)  $\frac{\Delta\epsilon}{2} = 2.75\%$ ; b)  $\frac{\Delta\epsilon}{2} = 2.25\%$ ; c)  $\frac{\Delta\epsilon}{2} = 1.75\%$ ; d)  $\frac{\Delta\epsilon}{2} = 1.50\%$ ; e)  $\frac{\Delta\epsilon}{2} = 1.25\%$ ; f)  $\frac{\Delta\epsilon}{2} = 1.00\%$ .

Posto isto, efetuou-se, para cada amplitude de deformação, a comparação entre os ciclos estáveis experimentais e os ciclos estáveis obtidos com recurso à simulação numérica. Na Figura 4.2, a preto, estão representados os ciclos experimentais e, a vermelho, os ciclos numéricos, para as amplitudes de deformação simétricas de  $\pm 0.50\%$  a  $\pm 2.75\%$ . Os ciclos com amplitude de deformação de  $\pm 0.50\%$  e  $\pm 0.70\%$  estão apresentados num gráfico à parte por não serem perceptíveis na Figura 4.2 b). De modo a tornar mais acessível a sua visualização, deslocaram-se os valores mínimos, tanto de deformação como de tensão, de cada ciclo, para a origem do referencial.



**Figura 4.2 - Comparação entre os ciclos de tensão-deformação estáveis experimentais e numéricos para  $R_\epsilon = -1$ , com a tensão e deformação mínimas deslocadas para a origem do referencial para as amplitudes de deformação: a) 0.50% e 0.70%; b) 1.00% a 2.75%**

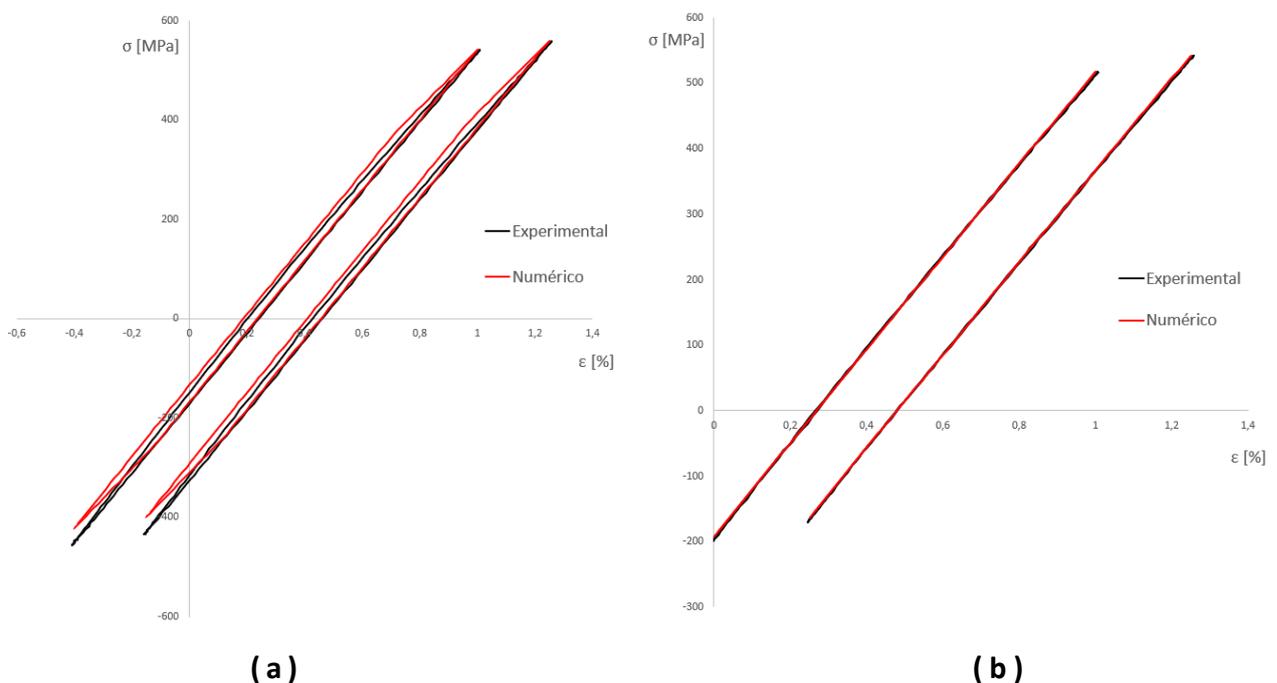
Os ciclos de tensão-deformação estáveis numéricos com amplitudes de deformação maiores, mais concretamente, para amplitudes de deformação acima de 1.50%, apresentam uma tensão de cedência mais baixa quando comparada com os ciclos experimentais. De um modo geral, os resultados obtidos numericamente são representativos do comportamento exibido pela liga de alumínio 7075-T651 nos ensaios experimentais.

No entanto, é possível notar algumas diferenças entre as áreas dos ciclos estáveis numéricos e experimentais, nomeadamente para os ensaios numéricos cujas amplitudes de deformação são superiores a 1.50%, o que pode conduzir algumas imprecisões no

desenvolvimento de modelos de previsão da vida à fadiga baseados na densidade de energia de deformação. Enquanto que para os ciclos com amplitudes de deformações mais baixas, a área de deformação plástica é maior nos ciclos numéricos (apesar de apresentarem um comportamento quase similar aos ciclos experimentais), para os ciclos com amplitudes de deformação maiores a área de deformação plástica é menor nos ciclos numéricos.

A Figura 4.3 representa a comparação entre os circuitos estáveis assimétricos para os quais a razão de deformação é diferente de -1. Tendo em conta que os circuitos obtidos apresentam um regime de deformação praticamente elástico, e que as constantes são obtidas partindo da deformação plástica, pode-se afirmar que os circuitos obtidos apresentam uma boa conformidade em relação aos circuitos experimentais. Apenas se nota uma ligeira discrepância nos valores mínimos nas tensões para os circuitos com  $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.70\%$ .

No seguinte excerto será comparado um ciclo estável experimental com um ensaio numérico completo. Esta comparação será feita para os ensaios com conjuntos de parâmetros diferentes, mais concretamente com amplitudes de deformação iguais a 2.75% e 1.25% para uma razão de deformação igual a -1 (Figuras 4.4 e 4.5 respetivamente).



**Figura 4.3 - Comparação entre os ciclos de tensão-deformação estáveis assimétricos experimentais e numéricos para: a)  $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.70\%$ ; b)  $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.50\%$**

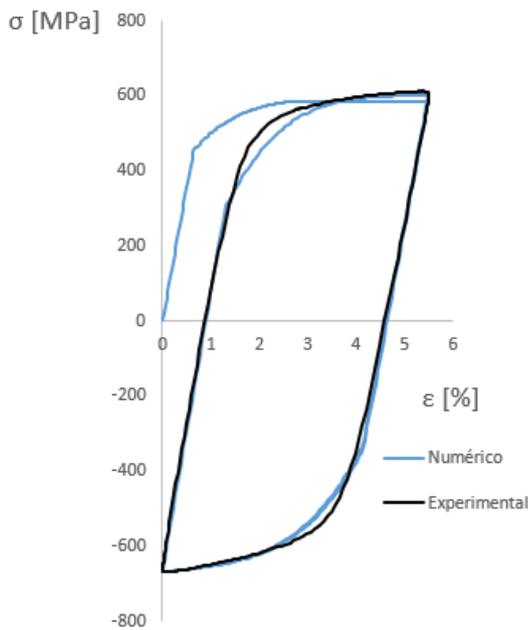


Figura 4.4 - Comparação entre o ciclo estável experimental com ensaio numérico até atingir o ciclo estável para a amplitude em controlo de deformação de 2.75%, com razão de deformação 0

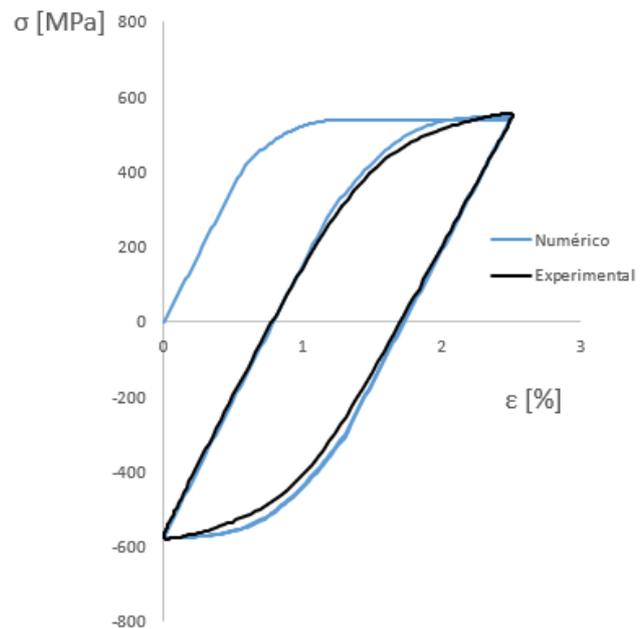


Figura 4.5 - Comparação entre o ciclo estável experimental com ensaio numérico até atingir o ciclo estável para a amplitude em controlo de deformação de 1.25%, com razão de deformação 0

Tal como foi dito anteriormente, como as curvas ajustadas estavam um pouco desalinhadas com as curvas experimentais, levaram a que a área dos circuitos numéricos obtidos seja ligeiramente diferente da área dos circuitos experimentais. Mas, de um modo geral, foram obtidos circuitos com um comportamento similar ao ciclo estável experimental.

## 4.2. Relação Vida-Deformação

As curvas vida-deformação, como o nome indica, permitem relacionar a amplitude de deformação do material com o número de reversões até à rotura. Estas são, geralmente, representadas em escalas bi-logarítmicas devido ao facto das leis que definem o fenómeno de fadiga serem leis de potência.

Através da equação (2.5), foram obtidos os seguintes valores dos parâmetros calculados, juntamente com o coeficiente de correlação,  $r$ , apresentados na tabela seguinte:

Tabela 4.2 - Componentes numéricas de resistência cíclica para a liga de alumínio 7075 -T651

Coeficiente de resistência cíclica, $\sigma'_f$ [MPa]	996.63
Expoente de resistência cíclica, $b$	-0.097
Coeficiente de correlação, $r$	0.983

A análise da Figura 4.6 sugere que a curva de amplitude de deformação elástica é bastante próxima daquela que foi obtida em ensaios experimentais, não existindo diferença significativa. Nesta secção são apenas estudadas as amplitudes de deformação entre 2.75% e 0.70%. Não são considerados os valores de  $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.50\%$  pois como este está apenas no regime elástico, o valor da deformação plástica é nulo, o que leva a que não seja possível determinar os parâmetros admitindo esta amplitude. Desta forma, as próximas comparações também serão feitas apenas para as amplitudes de deformação de 0.70% a 2.75%, o que leva a que os valores de parâmetros sejam um pouco diferentes dos obtidos por Neves [34].

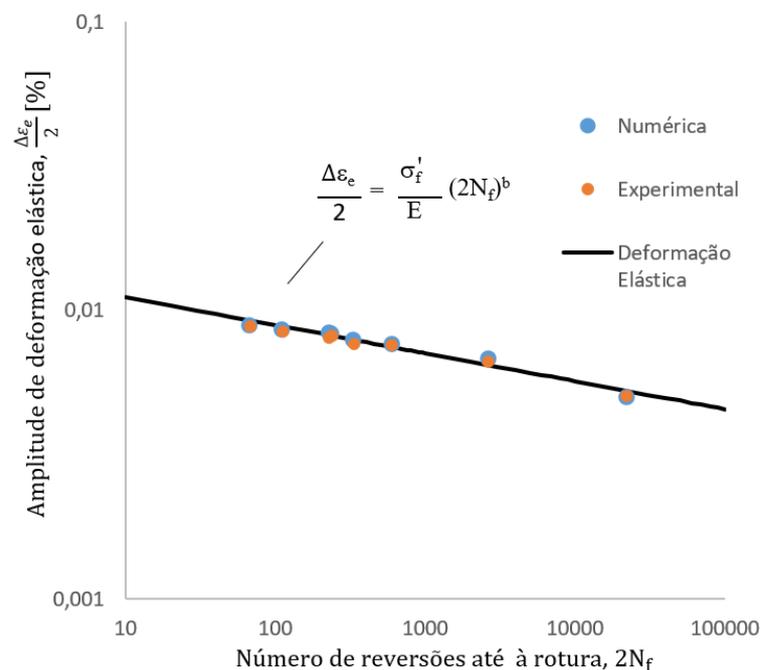


Figura 4.6 - Comparação dos resultados da deformação elástica experimental com a numérica em função do número de reversões até à rotura

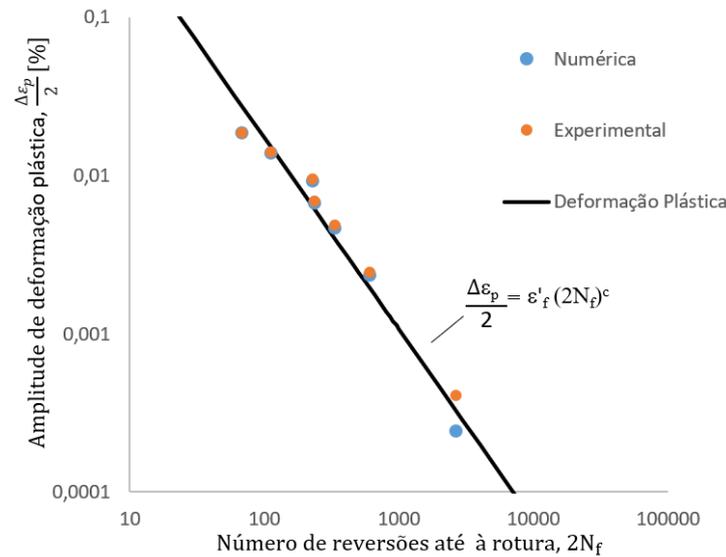
Tal como foi comprovado pelos trabalhos de Coffin (1954) e Mason (1954) para materiais sob um comportamento de fadiga oligocíclica, a componente plástica da

deformação é superior à componente elástica, o que leva a que  $\Delta\varepsilon_e < \Delta\varepsilon_p$ . A relação da amplitude da deformação plástica,  $\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$ , com o número de reversões até à rotura,  $2N_f$ , é dada pela equação (2.6). Tal como o cálculo dos parâmetros da equação (2.5), estes são apurados pelo método dos mínimos quadrados. Estes parâmetros podem ser verificados na Tabela 4.3 juntamente com o coeficiente de correlação,  $r$ .

**Tabela 4.3 – Resultado das componentes de ductilidade cíclica numéricas para a liga de alumínio 7075 - T651**

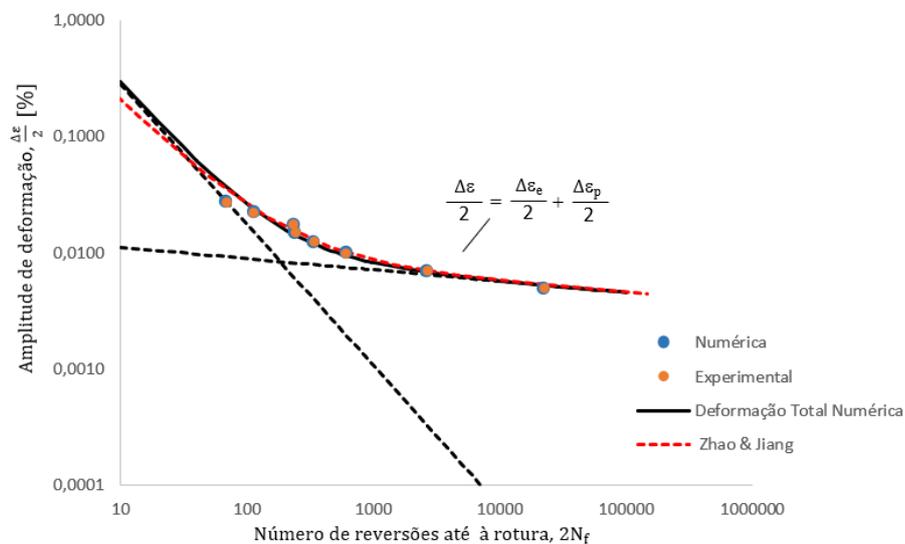
Coeficiente de ductilidade cíclica, $\varepsilon'_f$	4.541
Expoente de ductilidade cíclica, $c$	-1.209
Coeficiente de correlação, $r$	0.982

A curva obtida resultante da equação (2.6) está representada na Figura 4.7 que, por sua vez, também permite comparar os resultados numéricos obtidos com os experimentais para as mesmas amplitudes de deformação. Verifica-se que os pontos numéricos estão relativamente próximos dos experimentais, com exceção do valor da amplitude de deformação  $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.70\%$ . Como foi já referido, nos casos em que a amplitude de deformação plástica numérica é mais baixa, os erros tendem a ser maiores, pois os valores medidos experimentalmente são mais suscetíveis a erros o que tem consequências diretas nos valores dos parâmetros de ajustamento obtidos.



**Figura 4.7 - Comparação dos resultados da deformação plástica experimental com a numérica em função do número de reversões até à rotura**

A amplitude de deformação total é dada pela soma da amplitude de deformação elástica com a amplitude de deformação plástica, resultando na equação (2.7). O gráfico da Figura 4.8 mostra a evolução da amplitude de deformação total com o número de reversões até à rotura, destacando-se também as curvas vida-resistência (equação (2.5)) e vida-ductilidade (equação (2.6)). Juntamente, também é perceptível uma curva, a vermelho, obtida a partir do trabalho realizado por Zhao & Jiang (2008) para as mesmas condições do presente estudo.



**Figura 4.8 - Comparação dos resultados da deformação total experimental com a numérica em função do número de reversões até à rotura, juntamente com a curva ajustada obtida por Zhao & Jiang [35]**

Devido ao facto dos pontos resultantes das relações entre as amplitudes de deformação elástica e plástica com o número de reversões até à rotura estarem tão próximos (Figuras 4.6 e 4.7), os pontos obtidos pela soma das duas componentes também estão próximos, o que faz com que as curvas também estejam bastante próximas.

Os valores das amplitudes de deformação elásticas e plásticas numéricas e experimentais para cada amplitude de deformação com razão de deformação igual a -1, estão expostas na Tabela 4.4, bem como os respetivos erros relativos de cada uma.

**Tabela 4.4 - Valores das amplitudes de deformação elásticas e plásticas numéricas e experimentais e os respetivos erros relativos para cada amplitude de deformação com razão igual a -1**

$\frac{\Delta\varepsilon}{2}$ [%]	$2N_f$ [34]	$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}$ [%]	$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}$ exp. [34] [%]	Erro relativo [%]	$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$ [%]	$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$ exp. [34] [%]	Erro relativo [%]
0.70	2650	0.676	0.667	1.477	0.0241	0.041	40.84
1.00	604	0.765	0.760	0.584	0.235	0.245	4.056
1.25	334	0.784	0.767	2.268	0.466	0.487	4.473
1.50	238	0.829	0.819	1.312	0.671	0.685	2.129
1.75	230	0.832	0.801	3.873	0.918	0.953	3.720
2.25	112	0.856	0.847	1.115	1.394	1.406	0.877
2.75	68	0.885	0.882	0.312	1.865	1.871	0.314

### 4.3. Relação Vida-Energia

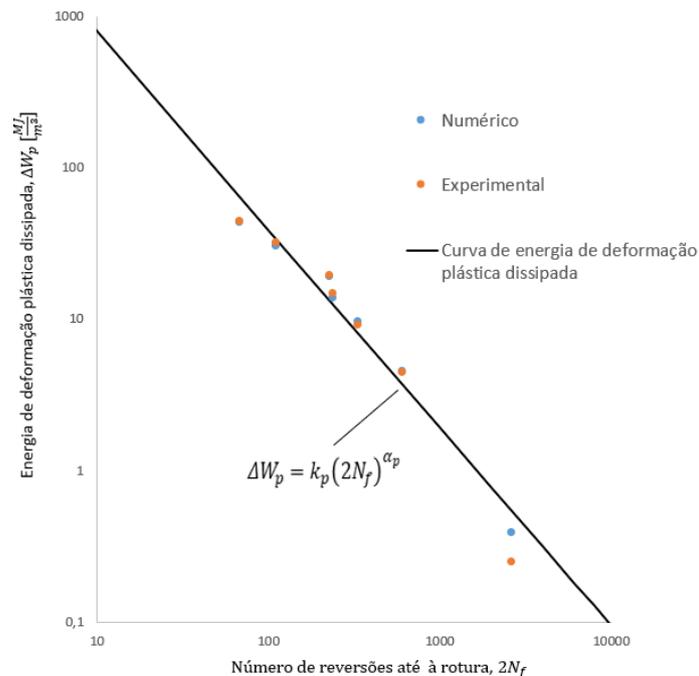
O conhecimento da relação vida-energia trata-se de outro aspeto importante no projeto à fadiga de um componente. Esta relação permite relacionar o número de ciclos até o material atingir a rotura com a densidade de energia de deformação. Para tal, a análise é muitas vezes efetuada a partir dos ciclos de tensão-deformação estáveis. A área desse ciclo resulta na densidade de energia de deformação plástica,  $\Delta W_p$ . Através da integração do ciclo estável correspondente a cada amplitude de deformação, é possível obter o valor da densidade de energia de deformação plástica.

Através da equação (2.10), é possível a determinação da densidade de energia de deformação plástica,  $\Delta W_p$ . (dizer como foi calculada a dens. De energia de def. plástica) O cálculo das constantes que constituem a equação (2.10) ( $K_p$  e  $a_p$ ), foi feito através do método dos mínimos quadrados e estão expostos, juntamente com o coeficiente de correlação, na Tabela 4.5. Tal como na relação vida-deformação, não serão considerados os resultados da amplitude de deformação de 0.50%.

**Tabela 4.5 – Componentes correspondentes à equação (2.10) da liga de alumínio 7075 -T651**

Coefficiente de densidade de energia de deformação plástica, $K_p$ [MJ/m <sup>3</sup> ]	15827
Expoente de densidade de energia de deformação plástica, $a_p$	-1.305
Coefficiente de correlação, $r$	0.983

O gráfico da Figura 4.9 representa a relação entre o número de reversões até à rotura com a densidade de energia de deformação plástica. Apresenta em simultâneo a curva dada pela equação (2.10) com os pontos de densidade de energia de deformação plástica dissipada numéricos que ela origina.



**Figura 4.9 - Comparação dos resultados da densidade de energia de deformação plástica dissipada experimental com a numérica em função do número de reversões**

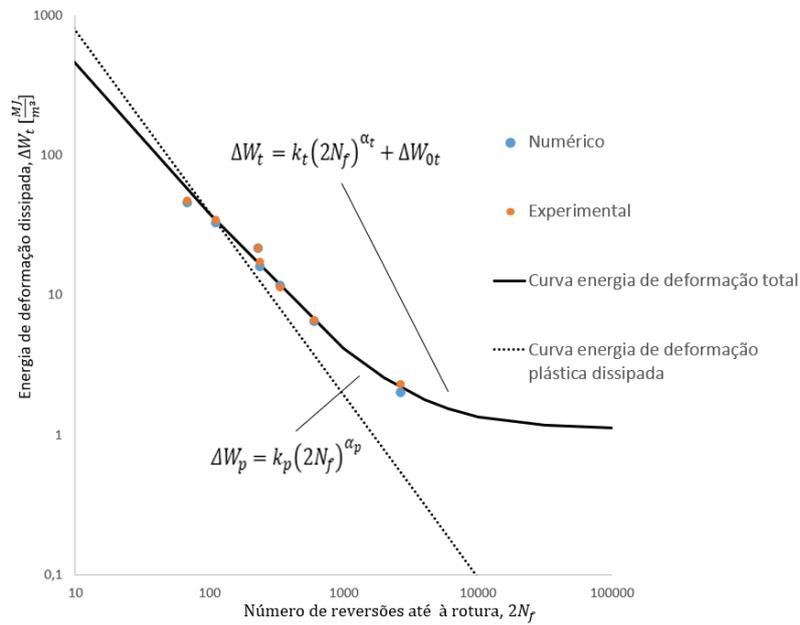
Pela análise da Figura 4.9, é possível concluir que a discrepância entre os valores numéricos da densidade de energia de deformação plástica dissipada e os valores obtidos por via experimental é bastante pequena.

A soma da densidade de energia de deformação plástica,  $\Delta W_p$ , com a densidade de energia de deformação elástica positiva (equação (2.13)) resulta na densidade de energia de deformação total por ciclo,  $\Delta W_t$  (equação 2.14). Os valores das duas constantes ( $K_t$  e  $a_t$ ) podem ser consultados na Tabela 4.6 juntamente com o seu valor de correlação.

**Tabela 4.6 – Constantes relativas à equação (2.14) da liga de alumínio 7075 -T651**

Coeficiente de densidade de energia de deformação plástica, $K_t$ [M]/ $m^3$ ]	5470.1
Expoente de densidade de energia de deformação plástica, $a_t$	-1.084
Energia associada à componente elástica positiva para a tensão limite de fadiga, $\Delta W_{0_t}$ [M]/ $m^3$ ]	1.0974
Coeficiente de correlação, $r$	0.991

A curva de densidade de energia de deformação total por ciclo,  $\Delta W_t$ , obtida a partir da equação (2.14), representada na Figura 4.10, relaciona a densidade de energia de deformação total por ciclo com o número de reversões até à rotura. Na mesma figura, apresenta-se a curva de energia de deformação plástica dissipada (equação (2.10)) bem como os valores de  $\Delta W_t$  obtidos por via experimental e por via numérica. Teoricamente, a curva de energia de deformação total, quando a vida tende para zero, tende a aproximar-se da curva de energia de deformação plástica dissipada, não se sobrepondo. Porém, neste caso, para vidas curtas, as curvas ajustadas mostram alguma incoerência. Este acontecimento deve-se ao facto de o ponto do ensaio com menor deformação plástica (Figura 4.9) se desviar bem mais da curva de energia de deformação plástica dissipada do que todos os outros que a constituem. Este desvio leva a que a curva obtida seja menos precisa, ocorrendo assim um cruzamento entre as curvas das equações (2.10) e (2.14).



**Figura 4.10 - Comparação dos resultados da densidade de energia de deformação total experimental com a numérica em função do número de reversões até à rotura**

Os valores obtidos da densidade de energia de deformação total, plástica dissipada e elástica positiva juntamente com o erro relativo podem ser consultados na Tabela 4.7.

**Tabela 4.7 - Valores obtidos da densidade de energia de deformação total numérica, plástica dissipada, elástica positiva e total experimental para  $R_\epsilon = -1$**

$\frac{\Delta\epsilon}{2}$ (%)	$2N_f$ [34]	$\Delta W_{e^+} \left[ \frac{MJ}{m^3} \right]$	$\Delta W_p \left[ \frac{MJ}{m^3} \right]$	$\Delta W_t \left[ \frac{MJ}{m^3} \right]$	$\Delta W_t$ exp. [34] $\left[ \frac{MJ}{m^3} \right]$	Erro relativo [%]
0.70	2650	1.627	0.387	2.013	2.295	12.270
1.00	604	2.022	4.479	6.501	6.550	0.7444
1.25	334	2.134	9.608	11.742	11.310	-3.820
1.50	238	2.416	13.680	16.033	17.115	6.319
1.75	230	2.353	19.021	21.501	21.721	1.015
2.25	112	2.479	30.37	32.851	34.180	3.890
2.75	68	2.624	42.981	45.461	46.783	2.837

#### 4.4. Relação Vida-Energia Acumulada

A previsão da densidade de energia de deformação total acumulada,  $\Delta W^{ac}$ , é dada pela seguinte equação:

$$\Delta W^{ac} = \int_1^{N_f} \Delta W dN \quad (4.1)$$

onde  $\Delta W$  e  $N_f$  correspondem, respetivamente, à densidade de energia de deformação dissipada por ciclo e ao número de ciclos até à rotura. A densidade de energia de deformação total acumulada,  $\Delta W_t^{ac}$ , é dada pela soma da densidade de energia de deformação elástica positiva acumulada,  $\Delta W_{e^+}^{ac}$ , com a densidade de energia de deformação plástica dissipada acumulada,  $\Delta W_p^{ac}$ , conforme a equação (4.2).

$$\Delta W_t^{ac} = \Delta W_p^{ac} + \Delta W_{e^+}^{ac} = \int_1^{N_f} \Delta W_p dN + \int_1^{N_f} \Delta W_{e^+} dN \approx (\Delta W_p + \Delta W_{e^+}) N_f \quad (4.2)$$

onde  $\Delta W_p$  é a densidade de energia de deformação plástica dissipada,  $\Delta W_{e^+}$  é a densidade de energia de deformação elástica positiva e  $N_f$  é o número de ciclos até à rotura. A Tabela 4.8 descreve a densidade de energia de deformação total acumulada para os ensaios numéricos de  $R_\varepsilon = -1$ .

**Tabela 4.8 - Densidade de energia de deformação total acumulada para os ensaios numéricos para  $R_\varepsilon = -1$**

$\frac{\Delta\varepsilon}{2}$ (%)	$2N_f$ [34]	$\Delta W_t^{ac} \left[ \frac{MJ}{m^3} \right]$
0.70	2650	2667.46
1.00	604	1963.24
1.25	334	1960.24
1.50	238	1907.94
1.75	230	2472.59
2.25	112	1839.64
2.75	68	1545.67

A Figura 4.11 representa a relação entre o número de reversões até à rotura,  $2N_f$ , com a densidade de energia de deformação total acumulada,  $\Delta W_t^{ac}$ , e a curva de densidade

de energia de deformação total acumulada dos ensaios numéricos e experimentais para  $R_\varepsilon = -1$ .

Como se verifica, existe uma boa analogia entre os resultados obtidos da densidade de energia de deformação total acumulada numéricos e experimentais, para cada amplitude de deformação. Para amplitudes de deformação inferiores a 0.70%, observa-se uma leve divergência entre os resultados obtidos numericamente com os via experimental.

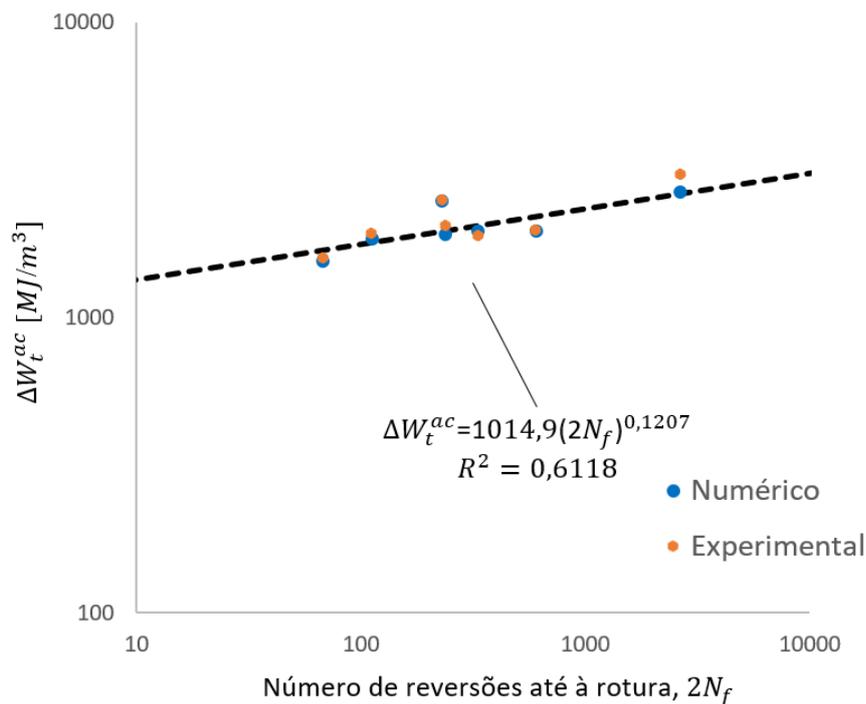


Figura 4.11 – Ilustração da relação do número de reversões até à rotura com a densidade de energia de deformação total acumulada dos ciclos estáveis numéricos e experimentais ( $R_\varepsilon = -1$ )

## 4.5. Modelos de Previsão de Vida

### 4.5.1. Previsões de vida com base no modelo SWT

Reunindo os resultados numéricos dos ensaios de amplitudes variáveis (Tabela 4.9), estes permitiram prever o número de ciclos até à rotura para cada ensaio por meio da equação (2.9).

**Tabela 4.9 – Valores do número de ciclos até à rotura para cada bloco dos grupos 2 e 3 alcançados pelo método SWT**

Referência	$\frac{\Delta\varepsilon_1}{2}$ [%]	$\sigma_{m\acute{a}x}^1$ [MPa]	$N_{f_{SWT}}^1$	$\frac{\Delta\varepsilon_2}{2}$ [%]	$\sigma_{m\acute{a}x}^2$ [MPa]	$N_{f_{SWT}}^2$
SA1	1.250	548.167	184	0.700	559.060	791
SA2	1.000	534.880	315	0.700	541.189	889
SA3	1.250	548.167	184	0.500	542.095	3764
SA4	1.000	534.880	315	0.500	517.492	4730
AS1	0.700	559.060	791	1.250	548.167	184
AS2	0.700	541.189	889	1.000	534.880	315
AS3	0.500	542.095	3764	1.250	548.167	184
AS4	0.500	517.492	4730	1.000	534.880	315

Os ensaios estudados com amplitude variável são constituídos por dois blocos distintos. Para tal, foi empregue o modelo linear de acumulação de dano de Miner para estimar o número de ciclos do ensaio total (equação (4.3)), que determina que a falha do componente ocorre a partir do momento em que o dano acumulado ( $D^{SWT}$ ) é igual a 1.

$$D^{SWT} = \frac{N^1}{N_{f_{SWT}}^1} + \frac{N_{te\acute{o}rico\ SWT}^2}{N_{f_{SWT}}^2} = 1 \quad (4.3)$$

As componentes  $N^1$  e  $N_{te\acute{o}rico\ SWT}^2$  representam, respetivamente, o número experimental de ciclos do primeiro bloco e o número de ciclos teórico do segundo bloco considerando o dano gerado pelo primeiro bloco. Pela equação (4.3), foram obtidos os valores de  $N_{f_{SWT}}^1$  e  $N_{f_{SWT}}^2$  que constituem o número de ciclos até à rotura para cada bloco. A relação entre o número de ciclos até à rotura experimental com o número de ciclos numéricos e experimentais até à rotura alcançados pela equação de SWT aliada com a lei de Miner (equação ((4.4)) apresenta-se na Figura 4.12, cujos valores estão expostos na Tabela 4.10.

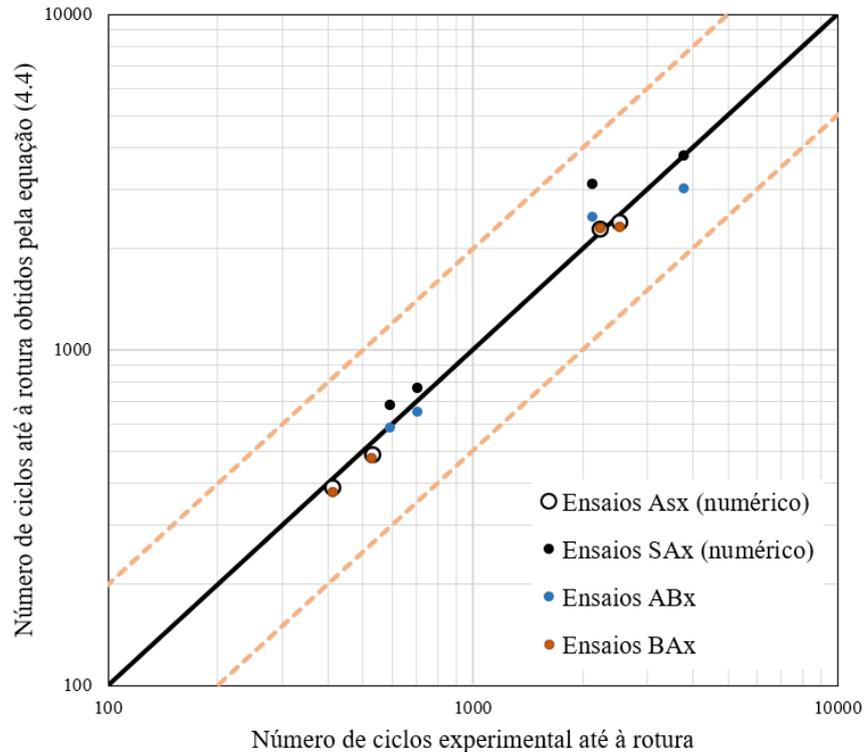
$$N_{f_{te\acute{o}rico\ SWT}}^{total} = N^1 + \left(1 - \frac{N^1}{N_{f_{SWT}}^1}\right) N_{f_{SWT}}^2 \quad (4.4)$$

As linhas a tracejado na Figura 4.12 representam um desvio de 100% entre o número de ciclos até à rotura obtidos pela equação (4.4) e os experimentais. Os “Ensaio

ASx” e “Ensaio SAx” correspondem aos ensaios numéricos e os “Ensaio ABx” e “Ensaio BAx” correspondem aos ensaios experimentais.

**Tabela 4.10 - Valores do número de ciclos teórico até à rotura dos grupos 2 e 3 alcançados pelo método SWT**

Referência	$\frac{\Delta\varepsilon_1}{2}$ [%]	$N^1$ [34]	$\frac{\Delta\varepsilon_2}{2}$ [%]	$N^2$ [34]	$N_f^{total}$ [34]	$N_{teórico_{SWT}}^2$	$N_{f\ teórico_{SWT}}^{total}$
SA1	1.250	33	0.700	559	592	649	682
SA2	1.000	68	0.700	637	705	697	765
SA3	1.250	33	0.500	2091	2124	3088	3121
SA4	1.000	68	0.500	3719	3787	3708	3776
AS1	0.700	265	1.250	1510	415	122	387
AS2	0.700	265	1.000	267	532	221	486
AS3	0.500	2216	1.250	26	2242	76	2292
AS4	0.500	2216	1.000	319	2535	167	2383



**Figura 4.12 – Ilustração da relação entre o número de ciclos até à rotura experimental [34] com o número de ciclos até à rotura alcançados pela equação de SWT**

De um modo geral, obtiveram-se valores próximos daqueles obtidos via experimental de número de ciclos até à rotura, apenas com alguma discrepância para ciclos com amplitudes de deformação mais pequena. O desvio máximo não passou os 70% quando se compara o número de ciclos até à rotura obtidos pela equação (4.4) e os experimentais.

#### 4.5.2. Previsões de Vida com Base na Densidade de Energia de Deformação Total

Na Tabela 4.11, estão apresentados os valores da densidade de deformação total dos ciclos estáveis de cada bloco, cujos ensaios evidenciam uma amplitude variável em que,  $\Delta W_t^1$ , representa a densidade de deformação total para o primeiro bloco e,  $\Delta W_t^2$ , para o segundo. As densidades de deformação total referentes a cada bloco foram calculadas através da integração do ciclo estável correspondente a cada amplitude de deformação, é possível obter o valor da densidade de energia de deformação plástica. De modo a prever o número de ciclos até à rotura de cada bloco, recorreu-se à equação (2.14), reproduzida na Figura 4.10.

**Tabela 4.11 – Valores da densidade de deformação total e número de ciclos até à rotura dos ciclos estáveis de cada bloco dos grupos 2 e 3**

Referência	$\frac{\Delta \varepsilon_1}{2}$ (%)	$\Delta W_t^1$ [ $\frac{MJ}{m^3}$ ]	$N_f^1 \Delta W_t$	$\frac{\Delta \varepsilon_2}{2}$ (%)	$\Delta W_t^2$ [ $\frac{MJ}{m^3}$ ]	$N_f^2 \Delta W_t$
SA1	1.250	11.742	158	0.700	2.598	966
SA2	1.000	5.404	365	0.700	2.452	1061
SA3	1.250	11.742	158	0.500	2.104	1395
SA4	1.000	5.404	365	0.500	1.912	1696
AS1	0.700	2.598	966	1.250	11.742	158
AS2	0.700	2.452	1061	1.000	5.404	365
AS3	0.500	2.104	1395	1.250	11.742	158
AS4	0.500	1.912	1696	1.000	5.404	365

Tal como para o cálculo de  $N_{teórico\ SWT}^2$  (equação (4.3)), o cálculo de  $N_{teórico\ \Delta W_t}^2$  (número de ciclos teórico do segundo bloco) foi feito através do modelo linear de

acumulação de dano de Miner (equação (4.5)) que estabelece que a falha do componente ocorre a partir do momento em que o dano acumulado ( $D^{\Delta W_t}$ ), é igual a 1.

$$D^{\Delta W_t} = \frac{N^1}{N_{f\Delta W_t}^1} + \frac{N_{teórico\Delta W_t}^2}{N_{f\Delta W_t}^2} = 1 \quad (4.5)$$

Na Tabela 4.12 estão exibidos os valores do número de ciclos teórico correspondentes ao segundo bloco,  $N_{teórico\Delta W_t}^2$ , e o número total de ciclos teórico (equação 4.6).

$$N_{f\Delta W_t}^{total} = N^1 + \left(1 - \frac{N^1}{N_{f\Delta W_t}^1}\right) N_{f\Delta W_t}^2 \quad (4.6)$$

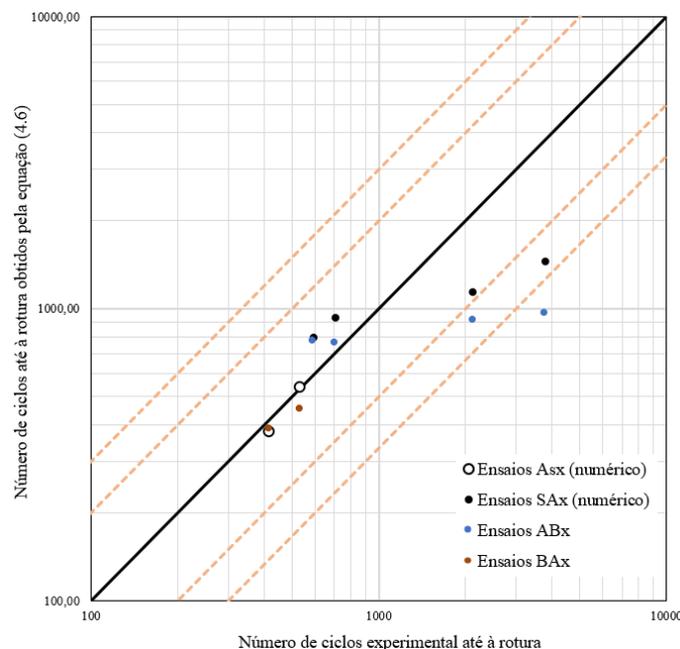
**Tabela 4.12 - Valores do número de ciclos teórico até à rotura calculados pela equação (4.6) dos grupos 2 e 3**

Referência	$\frac{\Delta\varepsilon_1}{2}$ (%)	$N^1$ [34]	$\frac{\Delta\varepsilon_2}{2}$ (%)	$N^2$ [34]	$N_f^{total}$ [34]	$N_{teórico\Delta W_t}^2$	$N_{f\Delta W_t}^{total}$
SA1	1.250	33	0.700	559	592	764	797
SA2	1.000	68	0.700	637	705	864	932
SA3	1.250	33	0.500	2091	2124	1105	1138
SA4	1.000	68	0.500	3719	3787	1380	1448
AS1	0.700	265	1.250	1510	415	115	380
AS2	0.700	265	1.000	267	532	274	539
AS3	0.500	2216	1.250	26	2242	-	-
AS4	0.500	2216	1.000	319	2535	-	-

Os valores do número de ciclos teórico correspondente ao segundo bloco de AS3 e AS4 foram omitidos pelo facto de, para estes ensaios, no primeiro bloco o número de ciclos experimental ser superior ao número de ciclos teórico ( $N^1 > N_{f\Delta W_t}^1$ ), o que leva a que o componente atinja a rotura antes de terminar o primeiro bloco. Este acontecimento também ocorreu no estudo de Neves [34] e, visto que as curvas estáveis estão bastante similares às obtidas nesse estudo, obteve-se o mesmo resultado. A hipótese proposta é que, para os ensaios cuja amplitude de deformação é igual a 0.5%, como o valor de energia de

deformação elástica positiva é bastante superior no primeiro bloco dos ensaios do grupo 3 ( $\Delta W_{e+}^1 \approx 2 \frac{MJ}{m^3}$ ) em relação ao ensaio do grupo 1 ( $\Delta W_{e+} = 0.89 \frac{MJ}{m^3}$ ), isto leva a que o valor da densidade de energia de deformação total seja superior no caso dos ensaios do grupo 3 e, conseqüentemente, o número de ciclos será menor (Figura 4.10).

As relações entre o número de ciclos teórico até à rotura numéricos e experimentais obtidos através da equação (4.6) e o número de ciclos até à rotura experimentais estão retratadas na Figura 4.13 em que, os valores de AS3 e AS4 foram omitidos pelas razões acima descritas. As linhas a tracejado representam um desvio de 100% e de 200% entre o número de ciclos até à rotura obtidos pela equação (4.6) e os experimentais. Os “Ensaio ASx” e “Ensaio SAX” correspondem aos ensaios numéricos e os “Ensaio ABx” e “Ensaio BAX” correspondem aos ensaios experimentais.



**Figura 4.13 – Representação da relação entre os números de ciclos teórico até à rotura numéricos obtidos através da equação (4.6) e o número de ciclos até à rotura experimentais [34]**

Mais uma vez, os resultados obtidos por via numérica apresentam uma boa correlação com os resultados obtidos por via experimental para amplitudes de deformação superiores a 0.7%. Para amplitudes de deformação inferiores, os resultados obtidos numericamente, apresentam um desvio superior a 90%, o que leva a constatar que este modelo não é o melhor na previsão de vida para essas amplitudes.

### 4.5.3. Previsão de Vida Baseada na Densidade de Energia de Deformação Acumulada

De modo a prever a vida baseada na densidade de energia de deformação total acumulada, primeiro, é necessário obter os valores da densidade de energia de deformação total acumulada para os ciclos em que  $R_\varepsilon \neq -1$ . Para tal, esses valores foram alcançados através da curva de ajustamento que relaciona a densidade de energia de deformação total acumulada,  $\Delta W_t^{ac}$ , com a densidade de energia de deformação total dos ciclos estáveis (Tabela 4.7),  $\Delta W_t$ , ilustrada na Figura 4.14. Esta curva provém de ciclos em que  $R_\varepsilon = -1$ .

Com o  $\Delta W_t^{ac}$  calculado para cada ciclo em que  $R_\varepsilon \neq -1$ , é possível calcular o número de ciclos até à rotura através da curva ajustada dada, na Figura 4.11, pela relação do número de reversões até à rotura,  $2N_f$ , com a densidade de energia de deformação total acumulada,  $\Delta W_t^{ac}$ .

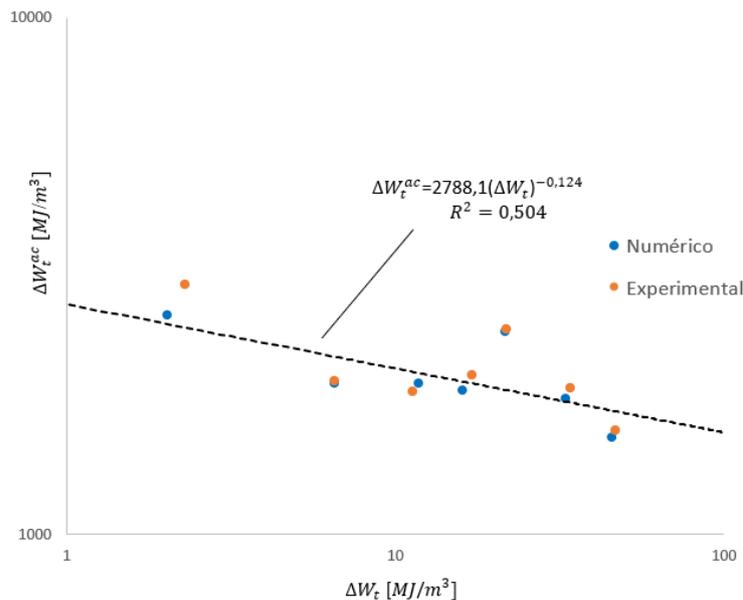


Figura 4.14 – Ilustração da relação da densidade de energia de deformação total acumulada com a densidade de energia de deformação total dos ciclos estáveis numéricos e experimentais ( $R_\varepsilon = -1$ )

Os valores obtidos da densidade de energia de deformação total acumulada para cada bloco e do número de ciclos até à rotura dos grupos 2 e 3 estão representados na Tabela 4.13.

Com recurso à Lei de Miner (equação (4.7)), foi determinado o valor do número de ciclos teórico do segundo bloco,  $N_{teórico \Delta W_t^{ac}}^2$ , considerando o dano sofrido no primeiro bloco.

$$D^{\Delta W_t^{ac}} = \frac{N^1}{N_{f \Delta W_t^{ac}}^1} + \frac{N_{teórico \Delta W_t^{ac}}^2}{N_{f \Delta W_t^{ac}}^2} = 1 \quad (4.7)$$

A equação (4.8) representa o número de ciclos teórico total de cada ensaio,  $N_{f teórico \Delta W_t^{ac}}^{total}$ , dado pela soma do número de ciclos experimental do primeiro bloco,  $N^1$ , com o número de ciclos teórico do segundo bloco,  $N_{teórico \Delta W_t^{ac}}^2$ .

$$N_{f teórico \Delta W_t^{ac}}^{total} = N^1 + \left(1 - \frac{N^1}{N_{f \Delta W_t^{ac}}^1}\right) N_{f \Delta W_t^{ac}}^2 \quad (4.8)$$

**Tabela 4.13 – Valores da densidade de energia de deformação total acumulada de cada bloco dos grupos 2 e 3**

Referência	$\frac{\Delta \varepsilon_1}{2}$ (%)	$\Delta W_t^{ac1}$ [ $\frac{MJ}{m^3}$ ]	$N_{f \Delta W_t^{ac}}^1$	$\frac{\Delta \varepsilon_2}{2}$ (%)	$\Delta W_t^{ac2}$ [ $\frac{MJ}{m^3}$ ]	$N_{f \Delta W_t^{ac}}^2$
SA1	1.250	2054.279	172	0.700	2476.857	811
SA2	1.000	2261.815	382	0.700	2494.681	861
SA3	1.250	2054.279	172	0.500	2542.446	1008
SA4	1.000	2261.815	382	0.500	2572.759	1112
AS1	0.700	2476.857	811	1.250	2054.279	172
AS2	0.700	2494.681	861	1.000	2261.815	382
AS3	0.500	2542.446	1008	1.250	2054.279	172
AS4	0.500	2572.759	1112	1.000	2261.815	382

Na Tabela 4.14 estão representados os valores do número de ciclos teórico do segundo bloco,  $N_{teórico \Delta W_t^{ac}}^2$ , e do número de ciclos teórico total de cada ensaio,  $N_{f teórico \Delta W_t^{ac}}^{total}$ .

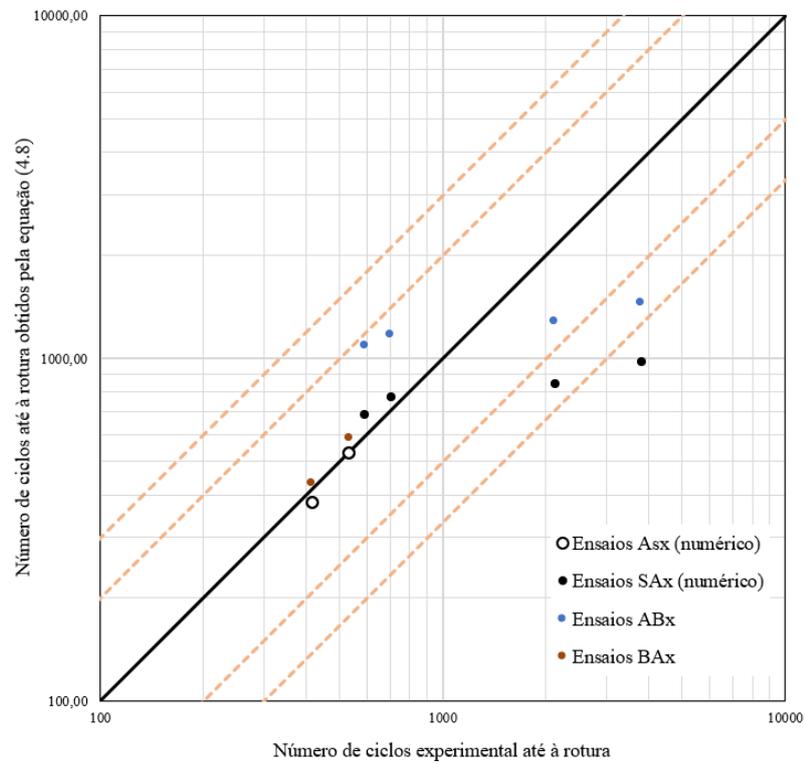
Tal como aconteceu na previsão da densidade de energia de deformação total, e pelas mesmas razões, não foi possível a obtenção dos valores do número teórico de ciclos do segundo bloco dos ensaios AS3 e AS4 e do número de ciclos teórico total.

A Figura 4.15 revela a relação do número de ciclos até à rotura experimentais com o número de ciclos até à rotura obtidos através da equação (4.8), para os ensaios em que foi possível determinar este valor. Para uma melhor análise, a figura é constituída por 4 linhas a tracejado que representam a diferença percentual entre ambas as parcelas, de 100% e 200%.

**Tabela 4.14 - Valores do número de ciclos teórico do segundo bloco e do número de ciclos teórico total obtidos pela equação (4.8) dos grupos 2 e 3**

Referência	$\frac{\Delta\varepsilon_1}{2}$ (%)	$N^1$ [34]	$\frac{\Delta\varepsilon_2}{2}$ (%)	$N^2$ [34]	$N_f^{total}$ [34]	$N_{teórico\Delta W_t^{ac}}^2$	$N_{f\ teórico\Delta W_t^{ac}}^{total}$
SA1	1.250	33	0.700	559	592	656	689
SA2	1.000	68	0.700	637	705	708	776
SA3	1.250	33	0.500	2091	2124	815	848
SA4	1.000	68	0.500	3719	3787	614	982
AS1	0.700	265	1.250	1510	415	116	381
AS2	0.700	265	1.000	267	532	265	530
AS3	0.500	2216	1.250	26	2242	-	-
AS4	0.500	2216	1.000	319	2535	-	-

Pela análise da Figura 4.15, nos ensaios em que a amplitude de deformação é mais alta no bloco cuja razão de deformação é diferente de -1, obteve-se um valor bastante próximo do número de ciclos experimental, melhores até que aqueles obtidos pela previsão através dos ciclos obtidos pelos ensaios experimentais. Para os casos em que a amplitude de deformação é mais baixa (inferiores a 0.50%), os resultados obtidos afastam-se mais do ideal, apresentando um desvio superior a 50%.



**Figura 4.15 - Representação da relação entre os números de ciclos teórico até à rotura numéricos obtidos através da equação (4.8) e o número de ciclos até à rotura experimentais [34]**

## 5. CONCLUSÃO

O objetivo principal deste trabalho consistiu no desenvolvimento de modelos de previsão de vida à fadiga para a liga de alumínio 7075-T651 considerando carregamentos em controlo de deformação com amplitude variável. Numa primeira fase, foi ajustado um modelo constitutivo para simulação do comportamento elasto-plástico cíclico a partir de uma série de ensaios uniaxiais de fadiga oligocíclica efetuados para diferentes amplitudes de deformação com razão de deformação,  $R_\epsilon$ , igual a -1. Estes permitiram simular curvas tensão-deformação estáveis para carregamentos simétricos e assimétricos. Partindo destas simulações, foi possível comparar a forma dos circuitos de histerese bem como as relações deformação-vida e energia-vida. Seguidamente, desenvolveram-se três modelos de previsão de vida à fadiga para análise de histórias de carga com sequências alto-baixo (simétrico-assimétrico) e baixo-alto (assimétrico-simétrico) baseados no parâmetro SWT, na densidade de energia de deformação total, e na densidade de energia de deformação total acumulada. A acumulação de dano foi avaliada a partir da lei de dano linear de Miner.

Com base neste trabalho, é possível retirar as seguintes conclusões:

- para amplitudes de deformação baixas, como se trata de um regime maioritariamente elástico, o valor dos parâmetros de encruamento cinemático, mais concretamente o valor de saturação do encruamento cinemático exponencial, é muito superior ao obtido para amplitudes de deformação maiores;
- os circuitos de histerese obtidos numericamente têm formas relativamente próximas das formas dos circuitos de histerese experimentais;
- a relação deformação-vida obtida foi bastante aproximada dos valores experimentais, em que o erro relativo máximo não excedeu os 41%,

sendo possível estabelecer uma relação linear entre o número de ciclos até à rotura e a amplitude de deformação;

- no que diz respeito à densidade de energia de deformação total, os resultados obtidos foram também bastante próximos daqueles que se obtiveram experimentalmente, cujo o erro relativo máximo menor que 12%;
- a análise energética revelou que, do mesmo modo, existe uma relação de linearidade, em escalas bi-logarítmicas, entre o número de ciclos até à rotura e a densidade de energia de deformação total;
- foram analisados 3 métodos de previsão de vida à fadiga dos quais se destacou o método baseado no parâmetro SWT para o qual o desvio máximo entre as vidas experimentais e as vidas numéricas foi inferior a 50%;
- os outros 2 métodos, baseados na densidade de energia de deformação, provaram ser menos precisos, especialmente para amplitudes de deformação inferiores a 0.70%;

Esta dissertação permitiu alcançar diversos objetivos com sucesso para esta liga de alumínio. No entanto, é possível identificar uma lista de assuntos que merecem investigação futura, nomeadamente:

- Estudar a previsão de vida à fadiga da liga de alumínio 7075-T651 para ensaios com condições térmicas diferentes;
- Tentar aplicar os modelos desenvolvidos, especialmente o modelo baseado no parâmetro SWT, em casos de peças entalhadas;
- Testar a aplicabilidade dos métodos de previsão aqui desenvolvidos para outros espectros de carga e avaliar o efeito do histórico de carga para ensaios com amplitudes de deformação e razões de deformação diferentes das utilizadas neste trabalho.

- Testar os modelos de previsão de vida para outras sequências de carregamentos, outras histórias de carga, e outras leis de dano, especialmente leis de dano não lineares.
- Estudar a previsão de vida à fadiga da liga de alumínio 7075-T651 para os mesmos modelos de previsão de vida com estas condições, mas através de ciclos obtidos através de uma simulação de forma analítica;



---

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] X. Guo, L. Wang, Z. Shen, J. Zou, e L. Liu, «Constitutive model of structural aluminum alloy under cyclic loading», *Constr. Build. Mater.*, vol. 180, pp. 643–654, 2018.
- [2] Y. Türe e C. Türe, «An assessment of using Aluminum and Magnesium on CO2 emission in European passenger cars», *J. Clean. Prod.*, vol. 247, 2020.
- [3] T. W. Siwowski, «Structural behaviour of aluminium bridge deck panels», *Eng. Struct.*, vol. 31, n. 7, pp. 1349–1353, 2009.
- [4] F. Nogueira, J. Cunha, A. Mateus, C. Malça, J. D. Costa, e R. Branco, «ScienceDirect Cyclic plastic behaviour of 7075 aluminium alloy», *Procedia Struct. Integr.*, vol. 00, n. 2019, pp. 1–7, 2019.
- [5] D. Agius, C. Wallbrink, e K. I. Kourousis, «Cyclic Elastoplastic Performance of Aluminum 7075-T6 Under Strain- and Stress-Controlled Loading», *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 26, n. 12, pp. 5769–5780, 2017.
- [6] I. K. Leong, «Aluminium 7075-T6 Cyclic Fatigue Testing at Elevated Temperatures», pp. 1–30, 2008.
- [7] S. Suresh, *Fatigue of Materials*. Cambridge University Press, 1998.
- [8] S. Y. Yarema, «Formation of the science of fatigue of metals. 1870-1940», *Mater. Sci.*, vol. 43, n. 6, pp. 869–885, 2007.
- [9] S. Gürgen, M. C. Kuşhan, e S. F. Diltemiz, «Fatigue failure in aircraft structural components», em *Handbook of Materials Failure Analysis with Case Studies from the Aerospace and Automotive Industries*, Elsevier Inc., 2016, pp. 261–277.
- [10] B. Farahmand, G. Bockrath, e J. Glassco, *Fatigue and Fracture Mechanics of High Risk Parts*. Springer US, 1997.
- [11] J. A. Ewing e M. J. C. W. Humfrey, «VI. The fracture of metals under repeated alternations of stress», *Philos. Trans. R. Soc. London. Ser. A, Contain. Pap. a Math.*

- or Phys. Character*, vol. 200, n. 321–330, pp. 241–250, Jan. 1903.
- [12] D. Socie, «Multiaxial fatigue damage models», *J. Eng. Mater. Technol. Trans. ASME*, vol. 109, n. 4, pp. 293–298, Out. 1987.
- [13] L. P. Borrego, J. M. Ferreira, e J. M. Costa, «Fatigue crack growth and crack closure in an AlMgSi alloy», *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 24, n. 4, pp. 255–265, 2001.
- [14] F. Ellyin, *Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction*. Springer Netherlands, 1996.
- [15] D. S. Assoc. Prof. Robert Basan e M. S. Tea Marohnić, «FACULTY OF ENGINEERING CONSTITUTIVE MODELING AND MATERIAL BEHAVIOR Interim Report ~ work in progress ~ FACULTY OF ENGINEERING Interim Report», p. 44, 2016.
- [16] N. Ottosen e M. Ristinmaa, *The Mechanics of Constitutive Modeling*. Elsevier Ltd, 2005.
- [17] N. Dowling, *Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue*, 4th ed. Boston: Pearson, 2013.
- [18] R. Smith, M. Hirschberg, e S. Manson, «Fatigue Behavior of Materials under Strain Cycling in Low and Intermediate Life Range», *undefined*, 1963.
- [19] E. W. C. Wilkins, «Cumulative damage in fatigue», em *Colloquium on Fatigue / Colloque de Fatigue / Kolloquium über Ermüdungsfestigkeit*, Springer Berlin Heidelberg, 1956, pp. 321–332.
- [20] F. E. Richart e N. M. Newmark, «An Hypothesis for the Determination of Cumulative Damage in Fatigue», *undefined*, 1975.
- [21] S. Marco, W. S.-T. Asme, e *undefined* 1954, «A concept of fatigue damage».
- [22] BASQUIN e OH, «The exponential law of endurance tests», *Proc Am Soc Test Mater*, vol. 10, pp. 625–630, 1910.
- [23] L. F. Coffin, Jr., *A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal /*. 1954.
- [24] S. Manson, «Behavior of materials under conditions of thermal stress», 1953.
- [25] P. Smith, K.N., Topper, T.H., Watson, «A stress–strain function for the fatigue of

- 
- metals (stress-strain function for metal fatigue including mean stress effect)», *J Mater.*, vol. 5, n. January 1970, pp. 767–778, 1970.
- [26] J. D. M. da Costa, «Análise da tolerância de defeitos em ligas de alumínio», 1991.
- [27] L. Bairstow e W. Sch, «The elastic limits of iron and steel under cyclical variations of stress», *Proc. R. Soc. London. Ser. A, Contain. Pap. a Math. Phys. Character*, vol. 82, n. 557, pp. 483–485, Jul. 1909.
- [28] D. Lefebvre e F. Ellyin, «Cyclic response and inelastic strain energy in low cycle fatigue», *Int. J. Fatigue*, vol. 6, n. 1, pp. 9–15, Jan. 1984.
- [29] K. Golos e F. Ellyin, «Generalization of cumulative damage criterion to multilevel cyclic loading», *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 7, n. 3, pp. 169–176, Jun. 1987.
- [30] R. v. Mises, «Mechanik der festen Körper im plastisch- deformablen Zustand», *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Math. Klasse*, pp. 582–592, 1913.
- [31] ADINA R & D, «Theory and Modeling Guide», vol. I, n. December, p. 1166, 2012.
- [32] J. L. Chaboche, «A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories», *Int. J. Plast.*, vol. 24, n. 10, pp. 1642–1693, Out. 2008.
- [33] P. A. Prates, A. F. G. Pereira, N. A. Sakharova, M. C. Oliveira, e J. V. Fernandes, «Inverse Strategies for Identifying the Parameters of Constitutive Laws of Metal Sheets», *Advances in Materials Science and Engineering*, vol. 2016. Hindawi Limited, 2016.
- [34] Neves; Tiago, «Comportamento Elasto-Plástico Cíclico Da Liga De Alumínio 7075-T651», Universidade de Coimbra, 2019.
- [35] T. Zhao e Y. Jiang, «Fatigue of 7075-T651 aluminum alloy», *Int. J. Fatigue*, vol. 30, n. 5, pp. 834–849, 2008.
- [36] S. K. Koh, «Fatigue damage evaluation of a high pressure tube steel using cyclic strain energy density», *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 79, n. 12, pp. 791–798, Dez. 2002.

