



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

Tiago Roberto da Cunha Costa Neves

**COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO CÍCLICO
DA LIGA DE ALUMÍNIO 7075-T651**

**Dissertação no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, na área de
Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares
Branco e pelo Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa e apresentada ao
Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologias da
Universidade de Coimbra**

setembro de 2019

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Comportamento elasto-plástico cíclico da liga de alumínio 7075-T651

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

Cyclic elasto-plastic behavior of 7075-T651 aluminum alloy

Autor

Tiago Roberto da Cunha Costa Neves

Orientadores

Professor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco

Professor José Domingos Moreira da Costa

Júri

Presidente	Professor Doutor José António Martins Ferreira Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogal	Professor Doutor Luís Filipe Pires Borrego Professor Coordenador do Instituto Superior de Engenharia de Coimbra



Faculdade de Ciências e Tecnologias da
Universidade de Coimbra

Coimbra, setembro, 2019

Aos meus pais.

Licínia, Vítor

Ao meu irmão.

Vítor

Aos meus avós.

Manel, Idalina, António, Lucinda

Agradecimentos

Ao longo do meu percurso académico foi-me dada a oportunidade de conhecer um conjunto de pessoas que amplamente contribuíram para o meu desenvolvimento intelectual e académico.

Assim sendo, gostaria de agradecer aos meus orientadores: Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco e Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa pela sua orientação irrepreensível, através de conselhos, sugestões e revisão crítica do texto. Deixar um agradecimento à disponibilidade, acessibilidade e cordialidade que sempre demonstraram para comigo. Também gostaria de deixar um especial agradecimento à Professora Doutora Ana Paula Piedade pela ajuda na análise por microscopia por varrimento eletrónico.

Quero aqui demonstrar o meu apreço para com todos os meus amigos: os do grupo de jovens mensageiros da alegria, os com quem me cruzei no futebol, aos que partilharam comigo o programa de mobilidade *Erasmus+* na República Checa e aos amigos que conviveram comigo durante estes cinco magníficos anos de faculdade.

Por fim, estou eternamente grato aos meus pais, que muito para além do apoio financeiro, foram o meu esteio emocional ao longo de todos estes anos. Ao meu irmão quero agradecer tudo o que representa na minha vida.

A todos vocês um obrigado

Resumo

As ligas de alumínio da série 7000 são utilizadas num largo número de aplicações, tais como aplicações estruturais no setor aeroespacial e no setor aeronáutico. Estas apresentam uma boa combinação de propriedades mecânicas, entre as quais: elevada resistência mecânica específica, boa resistência à corrosão e boa tenacidade à fratura. Pelo facto dos componentes fabricados para a área aeroespacial e aeronáutica sofrerem solicitações dinâmicas, com ciclos de tensão e deformação variáveis durante o seu período de vida, estes tornam-se particularmente vulneráveis a ruírem pelo fenómeno de fadiga. Deste modo é importante à luz da área de projeto mecânico a utilização de modelos de previsão de vida o mais rigorosos possível. Para isso a presente dissertação tem como objetivo caracterizar o comportamento elasto-plástico da liga de alumínio 7075-T651 em regime de fadiga oligocíclica, assim como determinar as suas propriedades cíclicas.

Os ensaios de fadiga oligocíclica são realizados em controlo de deformação. A amplitude de deformação, $\Delta\varepsilon/2$, varia entre 0,5% e 2,75% e a razão de deformação é igual a $R_\varepsilon = -1$. Para completar o estudo são realizados ensaios que apresentam carregamentos com duas amplitudes de deformação diferentes, contudo a deformação máxima mantém-se constante ao longo do ensaio. Os ensaios são compostos por dois estágios, um estágio simétrico ($R_\varepsilon = -1$) e outro assimétrico ($R_\varepsilon \neq -1$). É adotada como sequência de carregamento a ordem: simétrico-assimétrico e a contrária. No estágio simétrico a amplitude de deformação toma o valor de 1% e 1,25%, já o estágio assimétrico toma valores de 0,5% e 0,7%. As previsões de vida dos ensaios de amplitude variável são efetuadas com base nos modelos SWT, densidade de energia de deformação total e densidade de energia de deformação total acumulada. A acumulação de dano associada a cada bloco de carga é estimada através da lei de Miner. No final dos ensaios as superfícies de fratura são analisadas por microscopia eletrónica de varrimento, de modo a identificar os principais mecanismos de fratura.

Palavras-chave: Liga de alumínio; Fadiga oligocíclica; Circuitos de Histerese; Controlo de deformação; Densidade de energia de deformação total acumulada; Densidade de energia de deformação total; Lei de Miner.

Abstract

High-strength 7000-series aluminum alloys are used in a large number of applications, such as structural applications in aerospace and aeronautics sectors. These alloys have balanced mechanical properties, including: high specific mechanical strength, good corrosion resistance and good fracture toughness. Due to the fact that components made for aerospace and aeronautic applications undergo dynamic stress, with varying stress and strain cycles over their lifetime, they are particularly vulnerable to fatigue failure. Therefore, it is important for safe mechanical design to apply accurate life prediction models. For this purpose, the present dissertation aims to characterize the elasto-plastic behavior of the 7075-T651 aluminum alloy under low-cycle fatigue conditions, as well as to determine its cyclic properties.

Low-cycle fatigue tests are performed under strain-controlled conditions. The strain amplitude, $\Delta\varepsilon/2$, varies between 0,5% and 2,75% and the strain ratio is equal to $R_\varepsilon = -1$. To complete the study, additional tests are carried out with two different strain amplitudes, however, the maximum strain remains constant throughout the test. Tests are composed of two stages, one is symmetrical ($R_\varepsilon = -1$), and another is asymmetric ($R_\varepsilon \neq -1$). Two loading sequences have been adopted: symmetrical-asymmetrical and the opposite. In the symmetrical stage, the strain amplitude takes values of 1% and 1,25%, while the asymmetric stage takes values of 0,5% and 0,7%. Lifetime predictions for the variable amplitude tests are determined via the SWT, the total strain energy density and the cumulated total strain energy density models. Cumulative damage associated with each load block is estimated by Miner's law. After the tests, fracture surfaces are analyzed by scanning electron microscopy in order to identify the main fracture mechanisms.

Keywords Aluminum alloys; Low-cycle fatigue; Hysteresis loops; Strain-controlled; Cumulated total strain energy density; Total strain energy density; Miner's law.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xiii
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Siglas e Acrónimos.....	xviii
1. Introdução.....	1
1.1. Introdução	1
1.2. Objetivos da investigação	2
2. Revisão bibliográfica.....	3
2.1. Fenómeno de fadiga.....	3
2.2. Filosofias de projeto à fadiga.....	7
2.3. Histórico de carga	9
2.4. Fadiga oligocíclica.....	11
2.4.1. Resposta tensão-deformação cíclica.....	11
2.4.2. Relação vida-deformação	17
2.4.3. Relação vida-energia	19
3. Procedimento experimental	23
3.1. Material.....	23
3.2. Geometria dos provetes	25
3.3. Ensaio de fadiga oligocíclica.....	26
3.4. Equipamento utilizado	28
3.5. Análise das superfícies de fratura	29
4. Análise e discussão de resultados.....	31
4.1. Ensaio de fadiga oligocíclica.....	31
4.1.1. Resposta tensão-deformação cíclica.....	34
4.1.2. Relação vida-deformação	42
4.1.3. Relação vida-energia	48
4.2. Análise das superfícies de fratura	61
5. Conclusões.....	63
5.1. Conclusão.....	63
5.2. Propostas para investigações futuras	65
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	67

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Principais estágios de rotura por fadiga (Farahmand, Bockrath, & Glasso, 1997).....	4
Figura 2.2. Formação de bandas de escorregamento que conduzem à iniciação de fenda como resultado de um carregamento cíclico (Farahmand et al., 1997).....	5
Figura 2.3. Esquema dos três modos básicos de fratura: a) modo I; b) modo II; c) modo III (Socie, 2000).	6
Figura 2.4. Carregamento: a) a amplitude de tensão constante; b) a amplitude de tensão aleatória; c) com blocos de amplitude de tensão constante (adaptado de Branco, 2013).....	10
Figura 2.5. Representação esquemática da resposta tensão-deformação típicas para diferentes variáveis de entrada cíclica: a) endurecimento cíclico por deformação; b) amaciamento cíclico por deformação; c) fenómeno de relaxação da tensão média; d) fenómeno de <i>ratcheting</i> .(Ellyin, 1997).	12
Figura 2.6. Representação gráfica de um circuito de histerese saturado (Ellyn, 1997).....	13
Figura 2.7. Esquema ilustrativo da posição relativa da curvas de tensão-deformação cíclica e tensão-deformação monótona sobreposta sobre os circuitos de histerese saturados para vários valores de amplitude de formação (adaptado de Landgraf, 1970).....	14
Figura 2.8. Representação esquemática da <i>master curve</i> num anel de histerese saturado (Ellyin, 1997).....	16
Figura 2.9. Relação das amplitudes de deformação, elástica, plástica e total, com o número de reversões até ocorrer rotura (Ellyin, 1997).	19
Figura 2.10. Representação esquemática da energia de deformação para um estudo uniaxial (Koh, 2002).	22
Figura 3.1. Geometria dos provetes da primeira série utilizada nos ensaios de fadiga oligocíclica.	25
Figura 3.2. Geometria dos provetes da segunda série utilizada nos ensaios de fadiga oligocíclica.	25
Figura 3.3. Esquemática do histórico de carregamento para ensaios: a) do grupo I e grupo II; b) do grupo III com sequência alto baixo (ABx) c) do grupo III com sequência baixo alto (BAX)	27
Figura 3.4. Equipamento utilizado nos ensaios de fadiga oligocíclica.....	29
Figura 4.1. Anéis de histerese tensão-deformação: a) $R\epsilon = -1, \Delta\epsilon/2 = \pm 1,00\%$; b) $R\epsilon = -1, \Delta\epsilon/2 = \pm 1,25\%$ (Exemplos ilustrativos do grupo I).....	32
Figura 4.2. Anéis de histerese tensão-deformação: a) $R\epsilon = -1, \Delta\epsilon/2 = \pm 2,75\%$, b) $R\epsilon = -1, \Delta\epsilon/2 = \pm 2,25\%$ (Exemplos ilustrativos do grupo II).....	32

Figura 4.3. Anéis de histerese tensão-deformação: a) $\Delta\epsilon_1/2 = \pm 1,25\%$, $\Delta\epsilon_2/2 = \pm 0,70\%$, b) $\Delta\epsilon_1/2 = \pm 0,70\%$, $\Delta\epsilon_2/2 = \pm 1,25\%$ (Exemplo ilustrativo do grupo III).....	33
Figura 4.4. Evolução da gama de tensão para $R\epsilon = -1$ em função: a) do número de ciclos, b) da vida adimensional; para diferentes amplitudes de deformação (condições de controlo de deformação).....	35
Figura 4.5. Evolução da tensão média para os ensaios do grupo III em função do número de ciclos com amplitude de deformação de 1,25% e 0,70% (condições de controlo de deformação).....	36
Figura 4.6. Relação entre a amplitude de deformação plástica, $\Delta\epsilon_p/2$, e amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$	38
Figura 4.7. Curva tensão deformação-cíclica representada sobre os circuitos de histerese de fadiga oligocíclica da liga de alumínio 7075-T651.....	38
Figura 4.8. Curva monótona, resultados experimentais dos ensaios de fadiga oligocíclica e respetiva curva cíclica para a liga de alumínio 7075-T651.....	39
Figura 4.9. Variação do grau de amaciamento cíclico (CS1) e do desvio CS2 com a amplitude de deformação.....	40
Figura 4.10: a) Curva tensão-deformação <i>Masing</i> , curva tensão-deformação cíclica e representação de anéis de histerese de meia-vida. b) Curva de tensão-deformação <i>master curve</i> , curva tensão-deformação cíclica e representação dos anéis de histerese e respetiva representação do desvio do comportamento <i>Masing</i>	41
Figura 4.11: Resultados experimentais da deformação elástica em função do número de reversões até à rotura e comparação da curva ajustada da deformação elástica com a curva ajustada adaptada de Zhao & Jiang, 2008.....	42
Figura 4.12: Resultados experimentais da deformação plástica em função do número de reversões até à rotura e comparação da curva ajustada da deformação plástica com a curva ajustada adaptada de Zhao & Jiang, 2008.....	44
Figura 4.13: Representação da curva ajustada para a amplitude de deformação total, deformação elástica (curva vida-resistência) e deformação plástica (curva vida-ductilidade) em função do número de reversões até à rotura.....	45
Figura 4.14: Representação da vida calculada pelo método de previsão SWT <i>versus</i> a vida medida experimentalmente para ensaios do grupo III.....	47
Figura 4.15: Representação dos resultados experimentais da densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo e respetiva curva ajustada, da densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo calculada para um comportamento do tipo <i>Masing</i> e do tipo <i>non-Masing</i> em função do número de reversões até à rotura.....	49
Figura 4.16: Representação da densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo calculada para um comportamento do tipo <i>Masing</i> e do tipo <i>non-Masing versus</i> o resultado experimental da densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo.....	50

Figura 4.17: Representação dos dados experimentais da densidade de energia de deformação total por ciclo e respectiva curva de ajustamento e representação da densidade de energia de deformação plástica em função do número de reversões até à rotura.	51
Figura 4.18: Evolução da densidade de energia de deformação total em função do número de ciclos para dois ensaios do grupo III (ensaio AB1 e BA1)	52
Figura 4.19: Comparação do circuito de histerese de meia-vida do ensaio 50_1S (azul) com o circuito de histerese de meia vida do primeiro estágio do ensaio: a) BA3 b) BA4; e representação esquemática da densidade de energia de deformação elástica positiva de cada circuito de histerese	55
Figura 4.20: Representação da vida calculada pelo método de previsão da densidade de energia de deformação total <i>versus</i> a vida medida experimentalmente para ensaios do grupo III.....	55
Figura 4.21: Representação da densidade de energia de deformação plástica, elástica positiva e total dissipada que foi acumulada durante todo o ensaio medida experimentalmente	56
Figura 4.22: Representação da densidade de energia de deformação total acumulada em função da densidade de energia de deformação total (ensaios realizados em $R\epsilon = -1$).	57
Figura 4.23: Representação da densidade de energia de deformação total acumulada em função do número de reversões até à rotura (ensaios realizados em $R\epsilon = -1$)..	58
Figura 4.24: Representação da vida calculada pelo método de previsão da densidade de energia total acumulada <i>versus</i> a vida obtida experimentalmente para ensaios do grupo III.....	60
Figura 4.25: Micografias SEM, das superfícies de fratura, para os ensaios com a mesma razão de deformação ($R\epsilon = -1$) e amplitude de deformação igual a $\Delta\epsilon/2=1,25\%$ (ampl: 35x)	61
Figura 4.26: Micografias SEM, das superfícies de fratura, para os ensaios com a mesma razão de deformação ($R\epsilon = -1$) e amplitudes de deformação igual a $\Delta\epsilon/2=0,50\%$ (ampl: 35x).	62

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Possíveis métodos para a obtenção de uma curva tensão-deformação cíclica (Ellyin, 1997).]	15
Tabela 3.1. Elemento de liga maioritário para cada série das ligas de alumínio (adaptado de Budynas & Nisbett (2008))	23
Tabela 3.2. Composição química da liga de alumínio 7075-T651 (wt.%) (adaptado de (Pandey <i>et al.</i> 2017))	24
Tabela 3.3. Propriedade mecânicas monótonas da liga de alumínio 7075-T651 (adaptado de Zhao & Jiang, 2008)	24
Tabela 3.4. Parâmetros associados a cada ensaio de fadiga oligocíclica	28
Tabela 4.1. Resultados obtidos nos ensaios de fadiga oligocíclica para $R\epsilon = -1$ (grupo I e grupo II).	34
Tabela 4.2. Resultados obtidos nos ensaios de fadiga oligocíclica para grupo III.	34
Tabela 4.3. Redução percentual do número de ciclos entre ensaios com as amplitudes de deformação, mas aplicados com sequências diferentes.	37
Tabela 4.4. Propriedades da curva cíclica da liga de alumínio 7075-T651	38
Tabela 4.5. Propriedades da <i>master curve</i> da liga de alumínio 7075-T651	41
Tabela 4.6. Constantes de resistência à fadiga para liga de alumínio 7075-T651	43
Tabela 4.7. Constantes de ductilidade à fadiga para a liga de alumínio 7075-T651	44
Tabela 4.8. Número de ciclos até à rotura para cada estágio dos ensaios do grupo III calculados pelo método de previsão SWT	46
Tabela 4.9. Número de ciclos teóricos até à rotura calculados com base no método de previsão SWT para os ensaios do grupo III.	47
Tabela 4.10. Parâmetros da equação (4.18) para a alumínio 7075-T651	48
Tabela 4.11. Parâmetros da equação (4.21) para a alumínio 7075-T651	50
Tabela 4.12. Resultados experimentais da ΔWp , ΔWe +, e ΔWt e resultados teóricos de ΔWp para $R\epsilon = -1$	51
Tabela 4.13. Resultados experimentais da densidade de energia de deformação total para cada bloco de carregamento dos ensaios do grupo III.	53
Tabela 4.14. Número de ciclos teórico até à rotura calculados com base no método de previsão da densidade de energia de deformação total para os ensaios do grupo III.	54
Tabela 4.15. Resultados das densidades de energia de deformação acumulada para $R\epsilon = -1$ (grupo I e grupo II).	57
Tabela 4.16. Densidade de energia de deformação total acumulada para cada estágio dos ensaios do grupo III.	58

Tabela 4.17. Número de ciclos teórico até à rotura calculados com base no método da densidade de energia de deformação total acumulada	59
--	----

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

$2N_f$	número de reversões até à rotura
$2N_T$	número de reversões de transição
b	expoente de resistência cíclica
c	expoente de ductilidade cíclica
CS_1	grau de amaciamento cíclico
CS_2	desvio da curva cíclica em relação à curva monótona
D	dano total
$d\varepsilon/dt$	taxa de deformação
E	módulo de Young
f	frequência de carregamento
k'	coeficiente de encruamento cíclico
k^*	coeficiente de encruamento cíclico da <i>master curve</i>
n'	expoente de encruamento cíclico
n^*	o expoente de encruamento cíclico da <i>master curve</i>
N_{ABx}	número de ciclos dos ensaios com dois estágios com maior amplitude de deformação no primeiro estágio
N_{BAx}	número de ciclos dos ensaios com dois estágios com maior amplitude de deformação no segundo estágio
N_f	número de ciclos até à rotura
N_f^{total}	número de ciclos até à rotura dos ensaios com dois estágios
$N_{f\ SWT}^i$	número de ciclos até à rotura para um ensaio com as características do bloco de ordem i dos ensaios com dois estágios calculado pelo método SWT

$N_{f \Delta W_t}^i$	número de ciclos até à rotura para um ensaio com as características do bloco de ordem i dos ensaios com dois estágios calculado pelo método de previsão da densidade de energia de deformação total
$N_{f \Delta W_t^{ac}}^i$	número de ciclos até à rotura para um ensaio com as características do bloco de ordem i dos ensaios com dois estágios calculado pelo método de previsão da densidade de energia de deformação total acumulada
$N_{fteórico}^{total}$	número de ciclos teórico até à rotura para os ensaios com dois estágios
N_f^i	número de ciclos até à rotura para a amplitude de tensão σ_i do ciclo de ordem i
N_T	número de ciclos de transição
N_t	o número de total de ciclos de todo o espectro do carregamento
N^i	o número de ciclos do bloco de ordem i dos ensaios com dois blocos
R	razão de tensão
r	coeficiente de correlação
R_ε	razão de deformação
R_ε^i	razão de deformação do bloco de ordem i dos ensaios com dois estágios
ε_a	amplitude de deformação
ε_f'	coeficiente de ductilidade cíclica
ε_m	deformação média
$\varepsilon_{máx}$	deformação máxima
$\varepsilon_{mín}$	deformação mínima
σ^M	tensão da curva monótona para a mesma deformação do ensaio de fadiga
σ_R	tensão de rotura
σ_a	amplitude de tensão
σ_c	tensão de cedência
σ_c'	tensão de cedência cíclica
σ_f'	coeficiente de resistência cíclica
σ_m	tensão média

$\sigma_{m\acute{a}x}$	tensão máxima
$\sigma_{m\acute{i}n}$	tensão mínima
$\sigma_{m\acute{a}x}^i$	tensão máxima do ciclo de meia-vida do bloco de ordem i dos ensaios com dois estágios
ΔW_{e+}	densidade de energia de deformação elástica positiva
ΔW_{e+}^{ac}	densidade de energia de deformação elástica positiva acumulada ao longo de todo o ensaio
ΔW_0	energia elástica no limite de fadiga
ΔW^{ac}	densidade de energia de deformação acumulada ao longo de todo o ensaio
ΔW_e	densidade de energia de deformação elástica
ΔW_p	densidade de energia de deformação plástica
ΔW_p^{ac}	densidade de energia de deformação plástica acumulada ao longo de todo o ensaio
ΔW_t	densidade de energia de deformação total
ΔW_t^i	densidade de energia de deformação total no o ciclo de meia-vida do bloco de ordem i dos ensaios com dois estágios
$\Delta \varepsilon_i/2$	amplitude de deformação do bloco de ordem i dos ensaios com dois estágios
$\Delta \varepsilon^*$	gama de deformação num sistema de coordenadas auxiliares
$\Delta \varepsilon_e/2$	amplitude de deformação elástica
$\Delta \varepsilon_p$	gama de deformação plástica
$\Delta \varepsilon_p/2$	amplitude de deformação plástica
ΔN	variação do número de ciclos até à rotura dos ensaios com dois estágios
$\Delta \varepsilon$	gama de deformação
$\Delta \sigma$	gama de tensão
$\Delta \sigma^*$	gama de tensão num sistema de coordenadas auxiliares
$\Delta \sigma^{c1}$	gama de tensão do primeiro ciclo de vida
$\Delta \sigma^{MV}$	gama de tensão do ciclo de meia-vida

$\delta\sigma_0$ medida de expansão cíclica da gama elástica

ν coeficiente de Poisson

Siglas e Acrónimos

ASM American Society for Metals

ASTM American Society for Testing and Materials

DEM Departamento de Engenharia Mecânica

FCTUC Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra

IST Incremental step test

JPEG Joint Photographic Experts Group

LCF Low-cycle fatigue

MST Multiple step test

OM Optical microscope

SE Secondary electrons

SEM Scanning electron microscope (Microscopia eletrónica de varrimento)

SST Single step test

SWT Parâmetro Smith, Watson & Topper

TIFF Tagged Image File Format

1. INTRODUÇÃO

1.1. Introdução

A fadiga oligocíclica é um fenómeno de fadiga com elevado interesse de estudo, uma vez que muitos componentes mecânicos o experimentam, i.e. muitas aplicações em engenharia são caracterizadas por terem muitas descontinuidades geométricas, locais onde os carregamentos nominais, apesar de estarem no regime elástico, podem levar a acumulação de deformação plástica cíclica. Daí que se torna muito importante conhecer o comportamento elasto-plástico em regime de fadiga oligocíclica. Por outro lado, cerca de 80% das solicitações de componentes mecânicos têm um carácter flutuante, com carregamentos de amplitude variável caracterizados por sequências de aplicação aleatórias. Deste modo, um dos aspetos mais importantes em termos de projeto destes componentes mecânicos é fazer uma contabilização adequada do dano de fadiga associado a cada sequência de carregamento.

As ligas de alumínio da série 7000 são amplamente usadas num número de aplicações estruturais, pelo facto de apresentarem uma elevada relação resistência mecânica/peso, elevada rigidez específica, boa resistência à corrosão e elevada tenacidade à fratura. Em particular, a liga de alumínio 7075 constitui uma importante solução em engenharia de materiais para aplicações na área da engenharia espacial e aeronáutica. O principal elemento de liga adicionado a esta é o zinco. Esta liga pode ser facilmente maquinada, contudo não é facilmente soldável e quanto à resistência à corrosão é francamente pior que outras ligas da mesma série. Com o objetivo de melhorar a resistência à corrosão é lhe aplicado o tratamento térmico T651 a fim de melhorar esse parâmetro.

No presente trabalho o material estudado foi a liga de alumínio 7075-T651. Pretende-se, numa primeira fase, estudar o comportamento elasto-plástico no regime de fadiga oligocíclica. Posteriormente, são efetuados ensaios com carregamentos de amplitude de deformação variável que combinam blocos simétricos ($R_{\epsilon} = -1$) com blocos assimétricos ($R_{\epsilon} \neq -1$) aplicados com diferentes sequências de carregamento.

1.2. Objetivos da investigação

Como objetivos específicos podem-se enumerar os seguintes:

- Estudar o comportamento cíclico, em regime de fadiga oligocíclica, da liga de alumínio 7075-T651 para diferentes níveis de amplitude de deformação, considerando uma razão de deformação igual a $R_\epsilon = -1$;
- Estudar a resposta tensão-deformação cíclica do material para diferentes níveis de amplitude de deformação total;
- Estudar a forma dos circuitos estáveis de histerese para diferentes níveis de amplitude de deformação total para a razão de deformação igual a $R_\epsilon = -1$;
- Determinar as propriedades cíclicas de fadiga do material para a razão de deformação igual a $R_\epsilon = -1$;
- Identificar os principais micro-mecanismos de rotura associados aos diferentes níveis de amplitude de deformação;
- Estimar a vida de fadiga para os ensaios de amplitude variável aplicando os modelos SWT, da densidade de energia de deformação total e da densidade de energia de deformação total acumulada juntamente com a lei de dano linear de Miner.

A presente dissertação encontra-se estruturada em cinco capítulos. No capítulo seguinte é apresentada uma revisão da literatura sobre o fenómeno de fadiga, sob o ponto de vista introdutório. Também serão apresentadas algumas teorias e filosofias utilizadas em projeto com o objetivo de estudar o fenómeno de fadiga. As técnicas laboratoriais utilizadas no trabalho experimental são descritas no terceiro capítulo. Os resultados experimentais e a respetiva discussão são apresentados no capítulo seguinte. Por último, no quinto capítulo, são retiradas as principais conclusões deste trabalho, e são efetuadas sugestões para trabalhos futuros que merecem investigação adicional.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Fenómeno de fadiga

Na área de projeto mecânico existem diversos critérios de dimensionamento para solicitações estáticas durante um intervalo de tempo bem definido. Para estes critérios é utilizada como referência um determinado valor de tensão ou deformação que não se deve ultrapassar, para que a aplicação não seja comprometida. Este valor também tem a designação de tensão admissível ou deformação admissível. A tensão admissível é determinada através da divisão da tensão de cedência, ou da tensão de rotura do material por um coeficiente de segurança. Este coeficiente de segurança dá alguma confiança ao projetista que, muitas vezes, não consegue quantificar com precisão todos os parâmetros relativos à aplicação que está a conceber, bem como às características do próprio material. Contudo, aquando da fase de projeto deve-se ter em conta que, sensivelmente, em 80% das aplicações as cargas não são estáticas, mas sim cargas variáveis no tempo, também designadas como solicitações dinâmicas. Neste caso existe degradação progressiva do material, designada por fadiga, conduzindo à rotura do material para valores de tensão aplicada tipicamente inferiores à tensão de cedência. O fenómeno de fadiga também pode ser condicionado pela ação combinada de vários fatores de dano, tais como corrosão, fadiga termodinâmica, fluência, contacto deslizante ou rolante e fretting (Suresh, 1998).

Durante o século XIX, o Engenheiro alemão August Wöhler (1819-1914) interessou-se pelo o fenómeno de fadiga, realizando uma investigação exaustiva (Wöhler, 1871) sobre eixos de locomotivas na indústria ferroviária, pelo facto destes sofrerem rotura para valores muito inferiores aos da tensão de cedência, pois o seu dimensionamento, até então, era feito apenas segundo critérios de resistência estática. Wöhler implementou, pela primeira vez, as curvas S-N, i.e. curvas que relacionam a tensão aplicada com o número de ciclos necessários para levar os componentes utilizados à rotura. Esta abordagem acabou por se estender a diversas áreas da engenharia, pois como foi dito anteriormente 80% das cargas têm carácter flutuante.

O processo de rotura por fadiga é um processo sequencial e progressivo que compreende três estágios diferentes (Figura 2.1). A primeira fase compreende a nucleação

microscópica da fenda e, conseqüente, iniciação da fenda. O segundo estágio constitui a fase de propagação de fenda, nesta fase a fenda propaga de um modo estável. Numa fase posterior, a fenda atinge uma dimensão crítica e a restante secção do componente solicitado deixa de ser capaz de suportar a carga aplicada. Neste terceiro período a fenda propaga instavelmente, sendo mais difícil prever o comportamento da mesma, culminando com a rotura do componente.

A iniciação de fenda é um fenómeno local, que ocorre geralmente à superfície do componente mecânico. São várias as razões que podem explicar este facto, entre as quais, a maior concentração de tensões devido a um acabamento superficial deficiente, a variação brusca na geometria da peça, ou efeito de um tratamento térmico. Por outro lado, o fenómeno de iniciação de fenda também pode ser explicado pelo menor nível de constrangimento presente na superfície do material.

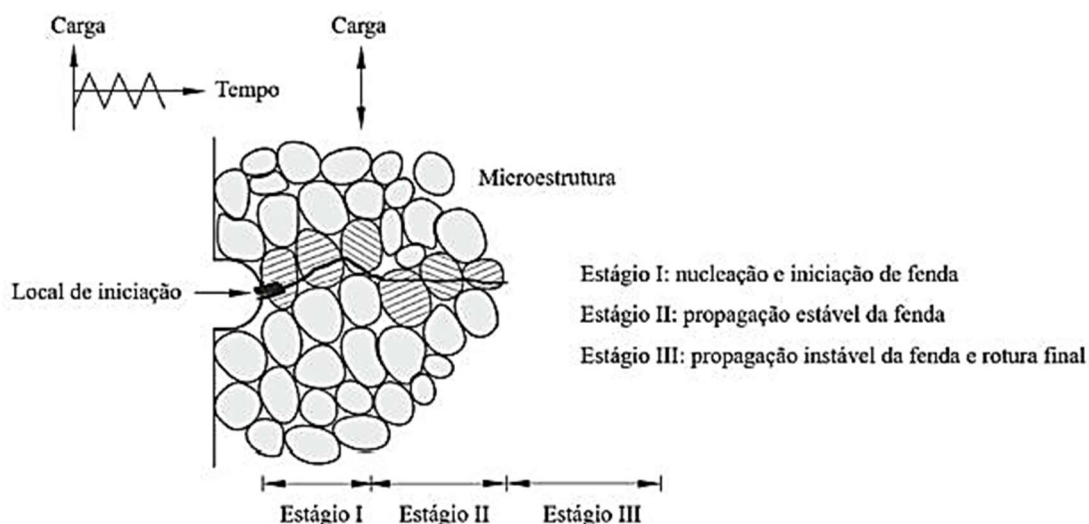


Figura 2.1. Principais estágios de rotura por fadiga (Farahmand, Bockrath, & Glasso, 1997).

Segundo a teoria de Ewing e Humfrey (1903), a nucleação de fendas inicia-se a partir de micro-fendas em bandas de escorregamento. Apesar de estudos mais recentes indicarem que a nucleação de fenda ocorre numa fase inicial do fenómeno de fadiga, esta fase não tem qualquer efeito durante a maior parte da vida dos componentes. O escorregamento cíclico das bandas de escorregamento está diretamente relacionado com a forma, tamanho de grão, orientação cristalográfica dos próprios grãos e anisotropia do material. Deste facto resulta que existe maior probabilidade do escorregamento cíclico em certos grãos do que noutros.

Como apresentado através do esquema da Figura 2.2, o processo de iniciação de fenda superficial de um provete, de um material dúctil, sujeito a um carregamento uniaxial indica que as bandas de escorregamento surgem orientadas com um ângulo de 45° relativamente à direção da carga aplicada.

Aquando do início da fase de iniciação de fenda (estágio I - Figura 2.1), as bandas de escorregamento são visíveis enquanto o provete experimenta a parte do ciclo de carregamento sujeito a tensões de tração e desaparecem quando a tensão diminui. Após alguns ciclos, este processo até então reversível deixa de o ser e as bandas de escorregamento tornam-se permanentes resultando em extrusões e intrusões. Por isso, nestes pontos, surgem concentrações de tensões propícias ao desenvolvimento de micro-fendas. Com a continuação do carregamento cíclico a fenda continua a crescer estavelmente, nesta o crescimento não é perpendicular à carga aplicada, mas depende da orientação da banda de escorregamento primária como é apresentado na Figura 2.2. Na segunda fase da propagação de fenda (estágio II - Figura 2.1) a fenda tem tendência a propagar na direção normal à carga aplicada, até atingir uma dimensão crítica. Sendo que depois de atingir a dimensão crítica de fenda, ocorre rotura do componente, pelo facto da secção resistente já não conseguir suportar a carga aplicada.

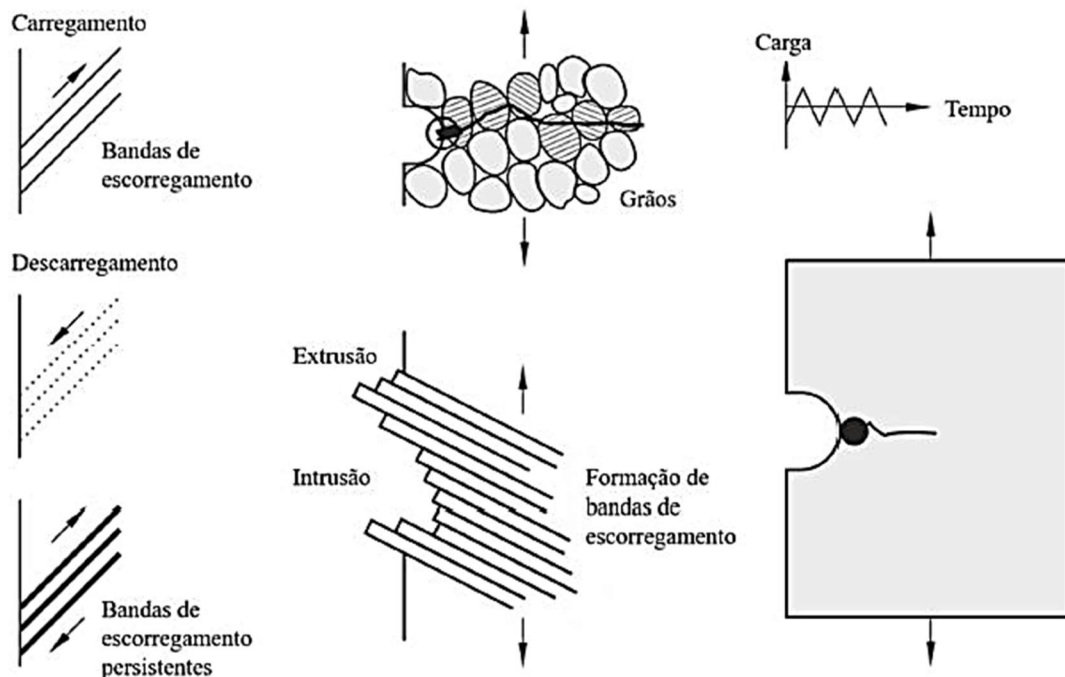


Figura 2.2. Formação de bandas de escorregamento que conduzem à iniciação de fenda como resultado de um carregamento cíclico (Farahmand et al., 1997).

É de salientar que no caso de metais policristalinos as bandas de escorregamento nem sempre resultam da orientação favorável dos grãos com a direção do carregamento. As ligas de alumínio e aços de alta resistência constituem um exemplo sólido de metais policristalinos. Nestes casos, podemos mencionar outros aspetos a ter em conta no processo de nucleação descrito, tais como: a presença de precipitados, impurezas e inclusões; resultando no facto de que é a estrutura cristalina que define o plano de escorregamento e, conseqüentemente, a direção da banda de escorregamento. Ao analisar a presença de inclusões num componente mecânico, esta pouco afeta a resistência mecânica estática do elemento em causa, contudo reduz a sua ductilidade e interage com o escorregamento cíclico. Uma inclusão pode ser analisada como um micro-entalhe capaz de alterar a distribuição de tensão localmente e, assim, possibilitar a nucleação de fenda.

No primeiro estágio de propagação (Figura 2.1) a fenda propaga desde o grão à superfície para o grão seguinte. Neste estágio a fenda tende a propagar segundo o plano de tensão de corte máximo (Figura 2.3b). Já no segundo estágio a fenda propaga segundo o modo I de fratura (Figura 2.3a), i.e. o plano de fenda muda de sentido propagando, preferencialmente, segundo a direção normal ao eixo de aplicação da carga. A microestrutura do material e a tensão aplicada são os parâmetros mais significativos no que diz respeito à transição entre os dois estágios, esta transição ocorre ao longo de alguns grãos. Podemos estabelecer algumas relações para tentar ter uma relação relativa entre os dois primeiros estágios, estas são enunciadas a seguir: com um menor o valor de tensão o tempo associado ao estágio I tende a aumentar, assim como o aumento do tamanho de grão do material faz aumentar o tempo associado ao estágio I (Borrego, 2001).

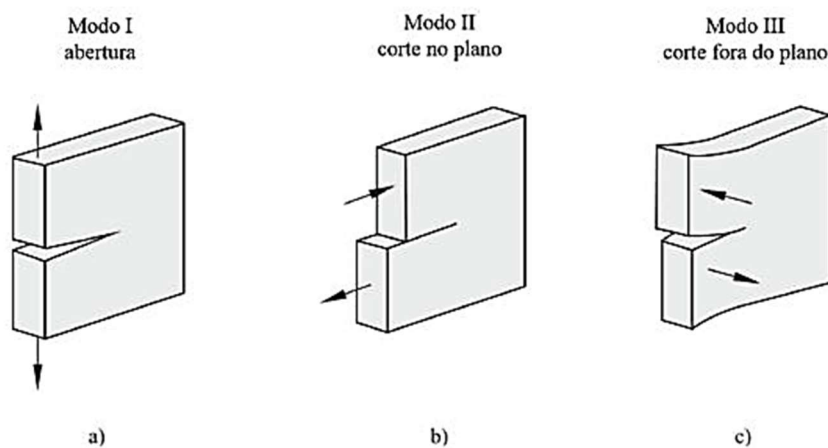


Figura 2.3. Esquema dos três modos básicos de fratura: a) modo I; b) modo II; c) modo III (Socie, 2000).

Em conclusão, o fenómeno de fadiga é um fenómeno bastante complexo influenciado por diversos fatores, tais como a geometria, a microestrutura do material, tamanho de grão, técnicas de processamento, espectro de carga e meio ambiente (Ellyin, 1997).

2.2. Filosofias de projeto à fadiga

Uma filosofia de projeto, em engenharia mecânica, será tão mais próxima da realidade quanto melhor for desenvolvida a sua complexidade, i.e. quanto melhor, for a sua aproximação à realidade. Cerca de 80% das aplicações em engenharia estão sujeitas a solicitações dinâmicas, por conseguinte é importante adotar uma boa filosofia de projeto à fadiga. Seguem descritas abaixo as filosofias básicas de projeto à fadiga, denominadas de: vida infinita; vida segura; tolerância de dano; e falha segura.

Vida infinita: este critério assume que a tensão máxima a que o componente está sujeito é inferior ao valor de tensão a que poderá ocorrer rotura por fadiga. Por este pressuposto considera-se que o componente tem uma vida infinita. Esta filosofia revela maior importância para aplicações sujeitas a um elevado número de ciclos, tipicamente, com um carregamento uniforme num ambiente não corrosivo. Desta filosofia resultam componentes pesados e pouco eficientes, tais como molas de válvulas de motores e elementos rotativos de máquinas, esta desvantagem tem como principal consequência a inviabilidade económica do projeto. Por outro lado, na prática, esta filosofia oferece como vantagem o facto de ser apenas necessário um valor como limite de resistência, e não ser necessário o conhecimento total da curva S-N, contudo devido à dispersão de resultados intrínsecos aos ensaios de fadiga, deve ser aplicado um fator de segurança adequado.

Vida segura: tendo em conta que componentes e estruturas mecânicas, na maioria das vezes, são dimensionadas para a vida infinita e que isso conduz a componentes pesados, pouco eficientes e economicamente inviáveis e para tentar contornar o problema da filosofia anterior e conseguir elementos mecanicamente mais eficientes, esta filosofia sugere que no dimensionamento à fadiga seja considerada a tensão admissível para uma determinada vida útil do componente. Na prática, em contrapartida ao apresentado na filosofia da vida infinita, é necessário o conhecimento integral da curva S-N para poder retirar o valor de tensão limite de fadiga para um número de ciclos predefinido, mas também se deve usar um fator de segurança tanto na tensão admissível como na vida esperada. As

curvas S-N são obtidas a partir de análise experimental ou por análise numérica. A título de exemplo, a maioria dos componentes de um veículo espacial é submetida a um conjunto de ciclos muito baixo, na ordem das centenas, durante a sua vida útil. Neste tipo de aplicações cujo desempenho é a restrição mais importante, a tensão admissível à fadiga deve ser tal que a vida útil necessária para um *design* eficiente seja respeitada.

Tolerância de dano: nas duas teorias apresentadas não se tem em consideração que as fendas podem estar presentes em qualquer estrutura e a sua propagação resulta do modo como é solicitada. Através da mecânica da fratura é possível prever e analisar o crescimento da fenda bem como determinar o seu tamanho crítico que estabelece o limite, a partir do qual a rotura súbita é provável. Por isso, é importante ter em conta a escolha de materiais com elevada tenacidade à fratura, para tentar minimizar a probabilidade de rotura súbita. Na vertente prática, a manutenção é realizada através de inspeções periódicas com o objetivo de detetar fendas com tamanhos próximos do tamanho crítico. Através dos diversos exemplos da indústria aeronáutica é perceptível a necessidade de alterar os calendários de inspeção sempre que os danos considerados inicialmente como desprezáveis deixem de o ser. A frequência de reinspeção é um processo fulcral e iterativo, uma vez que o peso da responsabilidade de vidas humanas reduz a margem de segurança e a inspeção destas estruturas deve ser acompanhada de um rigor profissional sempre que é feita de modo a que o reagendamento de uma nova inspeção seja uma decisão preventiva para que possam ser detetadas fendas ainda em estado embrionário.

Falha segura: esta filosofia apresenta uma visão mais integrada à luz do projeto final em si, i.e. este método assenta no facto de a falha por fadiga ser possível e que existe uma redistribuição de carga assim que a fenda se começa a propagar e, tendo em conta este facto, o projeto é concebido integrando elementos alternativos capazes de suportar a solicitação. Estes elementos não permitem a propagação de fenda, deste modo a presença da fenda pode ser detetada e, posteriormente, reparada ainda antes de atingir o tamanho crítico. No caso da indústria aeronáutica, pode-se dar como exemplos os detalhes estruturais nas asas e na fuselagem, estes detalhes restringem a propagação de fendas, diminuindo a probabilidade de a fenda atingir uma dimensão crítica entre inspeções agendadas periodicamente.

2.3. Histórico de carga

O histórico de carga que um determinado componente mecânico experimenta é um fator a ter em conta na vida à fadiga desse mesmo componente. O caso mais simples caracteriza-se por um ciclo com uma amplitude de tensão constante, invariável ao longo do tempo. Tipicamente os componentes mecânicos sujeitos a este tipo de solicitações opera sempre à mesma velocidade. Contudo, do ponto de vista prático, não existe uma relação bem definida entre as tensões que o material experimenta e o seu intervalo de tempo, pois oitenta por cento das solicitações têm um carácter aleatório. Assim sendo com o objetivo de estudar este fenómeno considera-se uma sucessão de blocos de ciclos com diferentes amplitudes de tensão.

Os ciclos a tensão constante são uma aproximação razoável aos casos reais, desde que se garanta que os possíveis desvios nos valores de amplitude de tensão não são significativos. A gama de tensão, $\Delta\sigma$, é dada pela equação (2.1),

$$\Delta\sigma = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n} \quad (2.1)$$

sendo $\sigma_{m\acute{a}x}$ e $\sigma_{m\acute{i}n}$ a tensão máxima e tensão mínima para um ciclo de carga completo. Dois parâmetros importantes que podem ser obtidos pela tensão máxima e tensão mínima são a amplitude de tensão, σ_a , e a tensão média, σ_m , que podem ser calculados, respetivamente, pela equação (2.2) e pela equação (2.3).

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.2)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.3)$$

Para uma melhor compreensão do tipo de carregamento também é definido outro parâmetro: a razão de tensão, R . Este parâmetro é definido pela razão entre a tensão mínima e a tensão máxima durante um ciclo completo (equação (2.4)). Os valores da razão de tensão mais comuns são $R = -1$ e $R = 0$. No primeiro caso, o ensaio diz-se alternado e apresenta uma tensão média nula, já no segundo diz-se que o ensaio é pulsante e tensão mínima é nula.

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

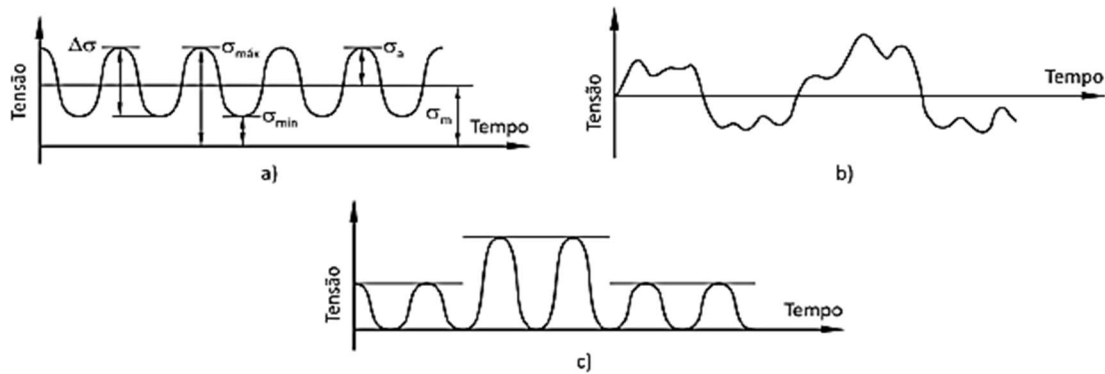


Figura 2.4. Carregamento: a) a amplitude de tensão constante; b) a amplitude de tensão aleatória; c) com blocos de amplitude de tensão constante (adaptado de Branco, 2013).

A nomenclatura apresentada também pode ser apresentada em função da deformação, quando esta é a variável controlada. Assim, teremos os seguintes parâmetros: a deformação máxima, $\varepsilon_{máx}$; a deformação mínima, $\varepsilon_{mín}$; a gama de deformação, $\Delta\varepsilon$; a amplitude de deformação, ε_a ; a deformação média, ε_m ; e a razão de deformação, R_ε . Que podem ser calculadas respetivamente pela equação (2.5), equação (2.6), equação (2.7) e equação (2.8).

$$\Delta\varepsilon = \varepsilon_{máx} - \varepsilon_{mín} \quad (2.5)$$

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\varepsilon_{máx} - \varepsilon_{mín}}{2} \quad (2.6)$$

$$\varepsilon_m = \frac{\varepsilon_{máx} + \varepsilon_{mín}}{2} \quad (2.7)$$

$$R_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{mín}}{\varepsilon_{máx}} \quad (2.8)$$

Para a análise de carregamentos com amplitude de tensão variável a lei de Miner é o critério mais básico de ruína à fadiga (Fatemi & Vangt, 1998). O critério baseia-se na hipótese de que cada ciclo causa um determinado dano microestrutural, sendo que o dano total, D , pode ser definido pela equação (2.9),

$$D = \sum_{i=1}^{N_t} \frac{N^i}{N_f^i} = 1 \quad (2.9)$$

sendo N_f^i o número de ciclos até á rotura para a amplitude de tensão σ_i do ciclo de ordem i , N^i o número de ciclos do bloco de ordem i e N_t o número de total de ciclos de todo o espectro do carregamento.

2.4. Fadiga oligocíclica

2.4.1. Resposta tensão-deformação cíclica

Um material metálico quando submetido a deformações plásticas reversíveis apresenta um comportamento diferente do comportamento monótono, isto porque o material acumula dano a cada ciclo de solicitação.

A fadiga oligocíclica, designada na nomenclatura anglo-saxónica por *low cycle fatigue* (LCF) é caracterizada por um baixo número de ciclos até à rotura do material e um nível de tensões relativamente elevado. Este é o modo de fadiga muito estudado para prever o comportamento de um material quando sujeito a um carregamento, tipicamente, característico do fenómeno de fadiga. Este é justificado pelo facto de haver um grande número de falhas com as características da fadiga oligocíclica: baixo número de ciclos até à rotura e elevado nível de tensões. Também é importante ter em atenção que este tipo de fadiga apesar de apresentar baixo número de ciclos poderá apresentar grandes intervalos de vida útil, pois a frequência de solicitação poderá ser bastante baixa.

No âmbito das práticas laboratoriais levadas a cabo para caracterizar o comportamento que um dado material apresenta, a escolha da variável controlada durante o ensaio pode alterar severamente a resposta do mesmo. Esta resposta é apresentada pela relação tensão *versus* deformação. Na Figura 2.5 são apresentadas as respostas típicas tensão-deformação para cada variável controlada. A Figura 2.5a), b), c) ilustram o método mais adotado, no qual a variável controlada é a deformação. Este pode apresentar dois comportamentos característicos: um em que a tensão máxima apresenta valores de tensão cada vez maiores a cada ciclo, este fenómeno denomina-se por encruamento cíclico (Figura 2.4a)); e outro em que o nível de tensão diminui progressivamente ao longo da solicitação, sendo este conhecido como amaciamento cíclico (Figura 2.5b)). Um fenómeno característico deste tipo de carregamento é o fenómeno de relaxação da tensão média (Figura 2.5c)), este acontece aquando dum carregamento, por exemplo, de natureza pulsante em que com o aumento do número de ciclos a tensão média tende a diminuir e, no limite, podemos obter um carregamento alternado. A Figura 2.5d) representa outro caso típico, desta vez a variável controlada é a tensão, denominado de *ratcheting* por deformação cíclica. Um aspeto relevante sobre o fenómeno de relaxação da tensão média e do *ratcheting* por deformação cíclica é que estes são caracterizados por circuitos de histerese abertos.

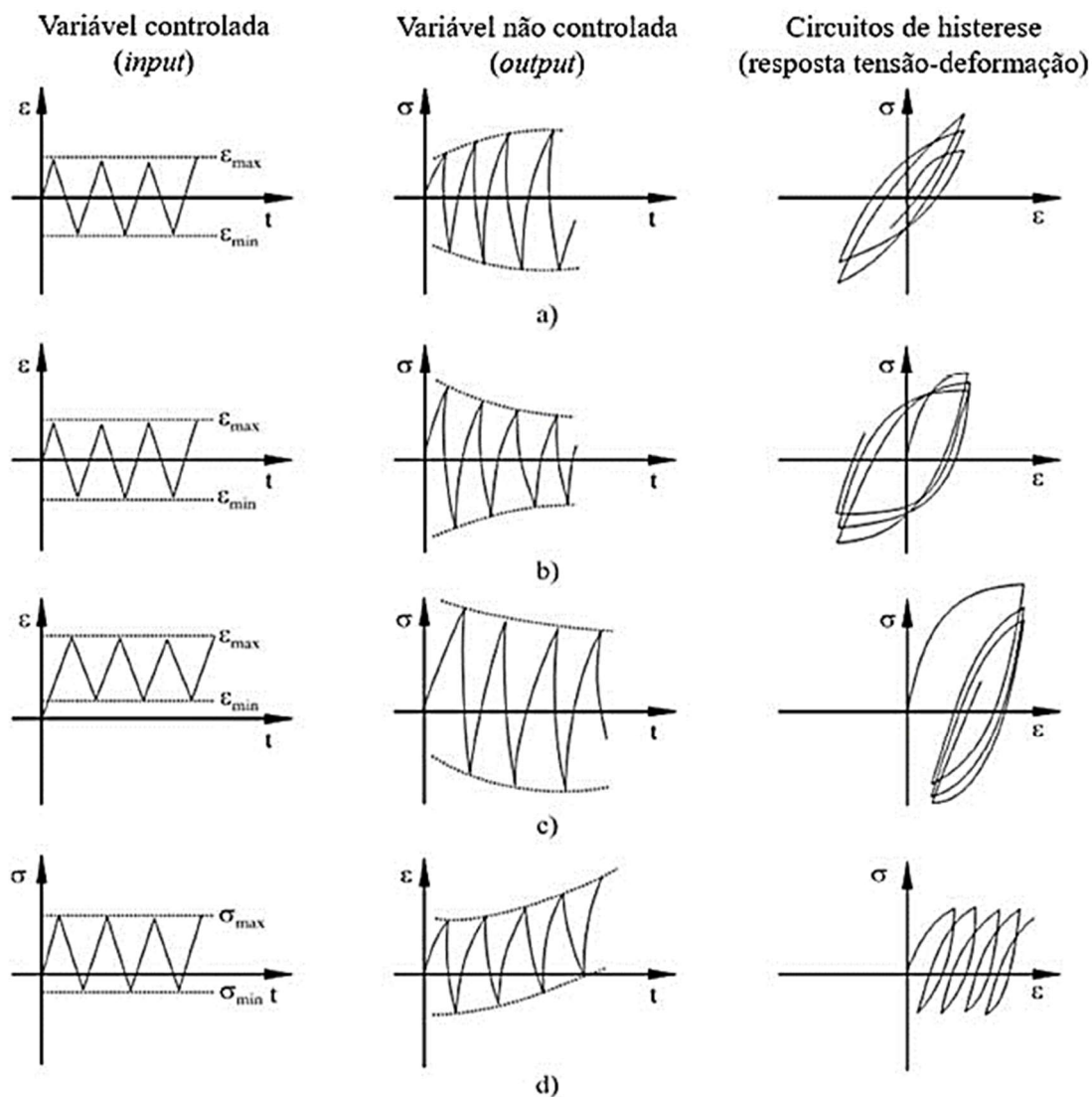


Figura 2.5. Representação esquemática da resposta tensão-deformação típicas para diferentes variáveis de entrada cíclica: a) endurecimento cíclico por deformação; b) amaciamento cíclico por deformação; c) fenómeno de relaxação da tensão média; d) fenómeno de *ratcheting* .(Ellyin, 1997).

Existe uma forma expedita para tentar antever o comportamento do material, esta pode ser concretizada através das propriedades monótonas. Duma forma geral quando a razão entre a tensão de rotura, σ_R , e a tensão de cedência, σ_c , tem um valor superior a 1,4 (Equação (2.10)) o material endurece ciclicamente, por outro lado quando a razão é inferior a 1,2 (Equação (2.11)), o material amacia ciclicamente (Smith, 1963).

$$\frac{\sigma_R}{\sigma_c} > 1,4 \quad (2.10)$$

$$\frac{\sigma_R}{\sigma_c} < 1,2 \quad (2.11)$$

Para relações entre os valores 1,2 e 1,4 o material apresenta um comportamento misto, sofrendo umas vezes endurecimento e outras amaciamento. Na prática, materiais duros têm maior probabilidade em sofrer amaciamento cíclico e, por contraste, materiais mais macios, por exemplo algumas ligas de alumínio, apresentam endurecimento cíclico (Campbell, 2008).

A resposta do material tem uma parte dominante, durante quase oitenta a noventa por cento da vida do componente, ou seja durante esse período de tempo pouco ou nada altera a resposta tensão *versus* deformação do material, podendo acrescentar-se que nesse período a energia de plastificação não sofre alteração, pois os anéis de histerese mantêm a sua forma constante. A Figura 2.6 representa o que é, tipicamente, a resposta tensão-deformação cíclica quando a variável controlada é a deformação. Esta pode ser caracterizada por duas variáveis principais: a amplitude de tensão saturada, $\Delta\sigma/2$, e a amplitude de deformação saturada, $\Delta\varepsilon/2$. Dessas duas variáveis, é possível deduzir uma terceira, a amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p/2$, através da equação (2.12), sendo E o módulo de Young.

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \frac{\Delta\varepsilon}{2} - \frac{\Delta\sigma}{2E} \quad (2.12)$$

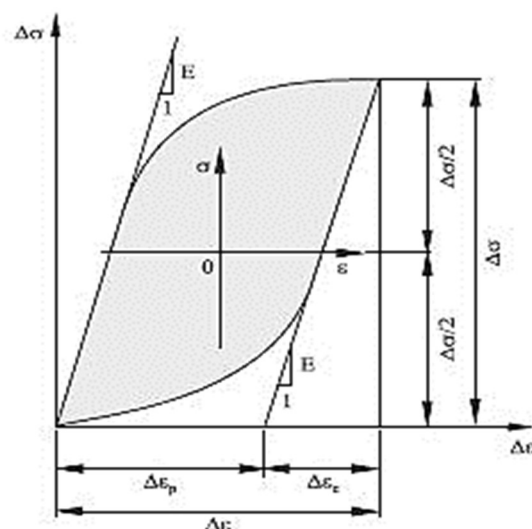


Figura 2.6. Representação gráfica de um circuito de histerese saturado (Ellyn, 1997).

Tendo em vista uma análise global de todo o espectro de amplitude de deformação estudado utiliza-se a curva de tensão-deformação cíclica (Figura 2.7). Para ensaios realizados com razão de deformações com: $R_\varepsilon = -1$, esta curva é gerada ligando as

extremidades do circuito de histerese saturado para os diferentes valores de amplitude de deformação. Por análise da posição relativa da curva cíclica e da curva monótona pode-se prever o comportamento cíclico do material, i.e. nos casos em que a curva cíclica se encontra abaixo da curva monótona, o material tende a amaciar ciclicamente; na situação contrária, o material encrua.

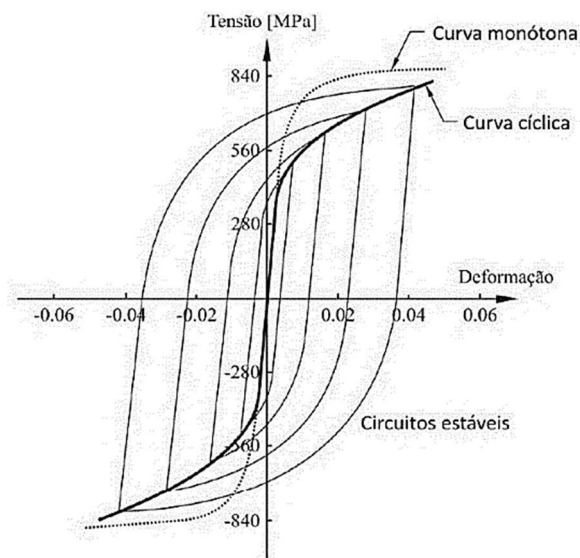
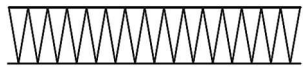
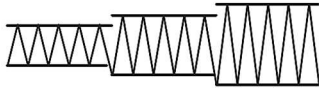
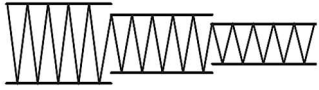
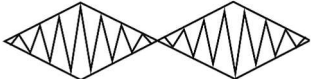


Figura 2.7. Esquema ilustrativo da posição relativa da curvas de tensão-deformação cíclica e tensão-deformação monótona sobreposta sobre os circuitos de histerese saturados para vários valores de amplitude de formação (adaptado de Landgraf, 1970)

Dos vários métodos que possibilitam a conceção da curva tensão-deformação cíclica: *single step test* (SST), *multiple step test* de sequência crescente ou decrescente (MST) e o *incremental step test* (IST) (Tabela 2.1); destaca-se o método SST, mais demorado, mas o mais preciso. Neste método utiliza-se, tipicamente, um conjunto de amostras semelhantes com um acabamento superficial, teoricamente, perfeito sujeito a uma série de testes em controlo de deformação até ocorrer rotura. Como já referido, a resposta tensão-deformação do material tem um período estável, correspondente a um período de oitenta a noventa por cento da vida total. De uma forma geral, é habitual considerar-se, como anel de histerese representativo o circuito de histerese da meia-vida. Na Tabela 2.1 são apresentadas outras abordagens de teste. O *multiple step test* (MST) submete o provete a diversos blocos com amplitudes de deformação diferentes, ora com valores crescentes de bloco para bloco ora com valores decrescentes. O método da sequência decrescente evita o efeito da tensão média e, por isso, é o mais aconselhável. O *incremental step test* (IST) rege-se pela aplicação de blocos com amplitude de deformação crescente e decrescente. Para

representar a resposta tensão-deformação cíclica basta, à semelhança do *Single step test* (SST), utilizar os circuitos de histerese em que o circuito de histerese se encontra saturado. O MST e o IST são métodos de aproximação ao SST, para tentar contornar o facto deste último ser um processo demorado.

Tabela 2.1. Possíveis métodos para a obtenção de uma curva tensão-deformação cíclica (Ellyin, 1997).]

Método de teste	Esquema de ciclos de deformação
<i>Single step test</i> (SST)	
<i>Multiple step test</i> (MST) (sequência crescente)	
<i>Multiple step test</i> (MST) (sequência decrescente)	
<i>Incremental step test</i> (IST)	

O comportamento estável de tensão-deformação de um material sujeito a um ensaio de fadiga oligocíclica caracteriza-se, matematicamente, pela lei de potência (Morrow, 1965) dada pela equação (2.13).

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = k' \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \right)^{n'} \quad (2.13)$$

As variáveis, k' e n' representam, respetivamente o coeficiente de encruamento cíclico e o expoente de encruamento cíclico. Estes parâmetros são estimados através da interpolação linear utilizando os resultados experimentais, característicos do circuito de histerese relativo a um valor de amplitude de deformação.

A resposta de tensão-deformação cíclica pode ser expressa através dum arranjo da equação (2.12) e da equação (2.13), obtendo a equação (2.14) que relaciona a amplitude de deformação total e a amplitude de tensão (Ramberg & Osgood, 1943).

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2k'} \right)^{1/n'} \quad (2.14)$$

A variável $\Delta\varepsilon_e/2$ representa a amplitude de deformação elástica. Apesar desta equação descrever a relação entre tensão estável e amplitude de deformação, esta não fornece qualquer tipo de informação sobre a forma dos anéis de histerese. Porém, essa informação é importante para explicar o comportamento cíclico dos materiais, e deve ser tida em conta para o efeito. À luz desse pressuposto, Masing (1926) realizou os primeiros estudos a fim de quantificar essas formas. Foi definido o conceito do material de tipo Masing, como sendo um material em que os ramos superiores dos seus circuitos de histerese podem ser descritos pela duplicação da curva tensão-deformação cíclica (Ramberg & Osgood, 1943) (Equação (2.15)).

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma}{2k'} \right)^{1/n'} \quad (2.15)$$

Assim, tomando os circuitos de histerese saturados, para diferentes amplitudes de deformação, aplicando-lhes uma translação para uma origem comum definida pela tensão máxima de compressão, obtemos uma curva única nos ramos superiores.

Um material polifásico pode-se dizer do tipo Masing sempre que seja cumprido o requisito de que a interação entre partículas e deslocações seja pouco importante para a deformação plástica, quando comparada com a interação entre deslocações. (Christ & Mughrabi, 1996). Para os casos em que o material não apresenta comportamento do tipo Masing, a *master curve* é uma forma alternativa que permite quantificar o desvio da descrição que caracteriza um material Masing. Através da Figura 2.8 é perceptível que a representação da *master curve* é obtida sobrepondo o ramo superior do circuito de histerese das diversas amplitudes de tensão.

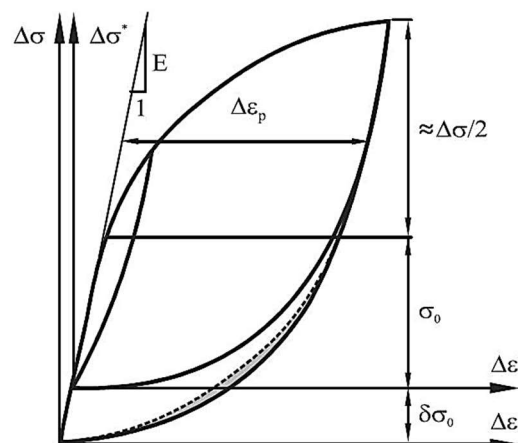


Figura 2.8. Representação esquemática da *master curve* num anel de histerese saturado (Ellyin, 1997).

Nesta representação é importante a existência de um sistema de coordenadas auxiliares uma vez que apenas um circuito de histerese tem o ponto, correspondente ao valor máximo de compressão, coincidente com a origem do sistema de coordenadas $(\Delta\sigma, \Delta\varepsilon)$, daí a necessidade dum sistema de coordenadas auxiliares $(\Delta\sigma^*, \Delta\varepsilon^*)$. Com base no novo sistema de coordenadas podemos definir a *master curve* através da equação (2.16),

$$\Delta\varepsilon^* = \frac{\Delta\sigma^*}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma^*}{2k^*} \right)^{1/n^*} \quad (2.16)$$

sendo k^* e n^* o coeficiente e o expoente de encruamento cíclico da *master curve* determinados em relação às coordenadas da origem 0^* . Os dois sistemas estão relacionados através das equações (2.17) a (2.20).

$$\Delta\sigma^* = \Delta\sigma - \delta\sigma_0 \quad (2.17)$$

$$\Delta\varepsilon_p^* = \Delta\varepsilon_p \quad (2.18)$$

$$\Delta\varepsilon_e^* = \Delta\varepsilon_e - \frac{\delta\sigma_0}{E} \quad (2.19)$$

$$\Delta\sigma^* = 2k^* \left(\frac{\Delta\varepsilon_p^*}{2} \right)^{n^*} \quad (2.20)$$

A variável $\delta\sigma_0$ representa uma medida de expansão cíclica da gama elástica, ou seja, ela representa o aumento do limite de tensão proporcional. Na Figura 2.8 a área compreendida entre o ramo inferior do anel de histerese com o ponto de máxima compressão na origem do gráfico $(\Delta\sigma, \Delta\varepsilon)$ e o ramo inferior do anel de histerese com ponto de máxima compressão na origem do gráfico $(\Delta\sigma^*, \Delta\varepsilon^*)$ é uma medida do desvio do comportamento tipo Masing. Assim sendo, quanto maior a área maior é o desvio.

2.4.2. Relação vida-deformação

Os métodos de previsão constituem uma possibilidade com relativo valor no contexto de projeto mecânico. As propriedades de um material ciclicamente estável podem ser usadas para prever a vida à fadiga de um componente mecânico. A gama de deformação elástica do circuito de histerese pode ser relacionada com o número de reversões até à rotura através da equação (2.21) (Basquin, 1910)

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f(2N_f)^b \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e E}{2} = \sigma'_f(2N_f)^b \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b \quad (2.21)$$

sendo σ'_f e b , respetivamente, o coeficiente e o expoente de resistência cíclica e $2N_f$ representa o número de reversões até à rotura. A componente plástica da deformação pode ser expressa através da equação (2.22) (Coffin, 1954; Manson, 1954).

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f(2N_f)^c \quad (2.22)$$

A variável ε'_f representa o coeficiente de ductilidade cíclica e c representa o expoente de ductilidade cíclica. Assim pela análise da Figura 2.9 quanto maior o expoente de resistência cíclica, b , e menor o coeficiente de resistência cíclica, σ'_f , menor é a vida expectável à fadiga. A mesma análise pode ser executada sobre a componente plástica, daí que de um modo análogo à análise gráfica da componente elástica, quanto menor o coeficiente de ductilidade à fadiga, ε'_f , e menor o expoente de ductilidade à fadiga, menor será a vida expectável. Na Figura 2.9 também é representada uma terceira curva, a curva vida-deformação total, cuja descrição matemática consiste na soma algébrica da equação (2.21) e (2.22), resultando na equação (2.23).

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b + \varepsilon'_f(2N_f)^c \quad (2.23)$$

Também na Figura 2.9 é feita uma referência ao número de reversões de transição, $2N_T$, para o qual os valores da componente elástica e da componente plástica são iguais, sendo que estas duas componentes apresentam a mesma contribuição em termos de deformação total. O valor de $2N_T$ pode ser calculado igualando a equação (2.21) à equação(2.22) e substituindo N_f por N_t , obtendo, deste modo, o resultado apresentado na equação (2.24).

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \Leftrightarrow \frac{\sigma'_f}{E}(2N_T)^b = \varepsilon'_f(2N_T)^c \Leftrightarrow 2N_T = \left(\frac{\varepsilon'_f E}{\sigma'_f}\right)^{\frac{1}{c-b}} \quad (2.24)$$

Com base no valor de $2N_T$ é possível concluir, conforme a Figura 2.9, que para valores superiores a $2N_T$ a componente plástica perde quase total importância para a vida do componente, passando esta a ser governada pela componente elástica. Em contraste ao analisar a Figura 2.9 para valores inferiores a $2N_T$, prevalece o domínio da componente

plástica. Tipicamente, o número de ciclos até à rotura associado ao ponto de transição está compreendido no intervalo entre $10^3 - 10^4$.

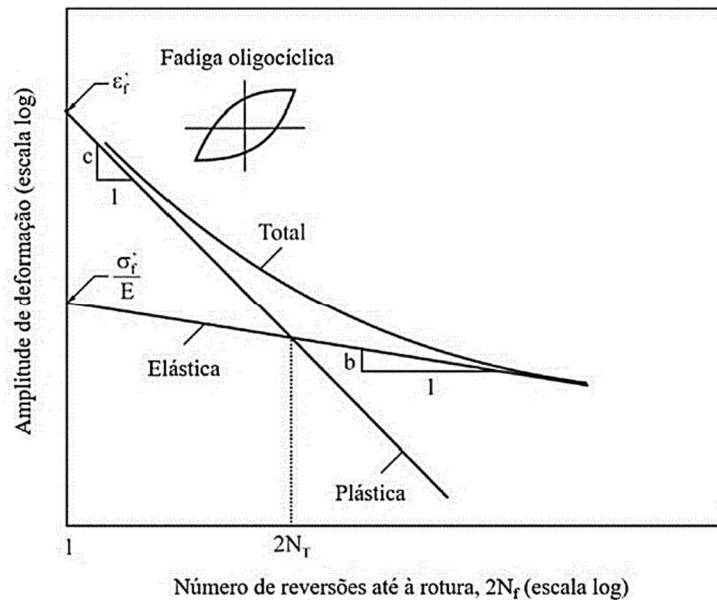


Figura 2.9. Relação das amplitudes de deformação, elástica, plástica e total, com o número de reversões até ocorrer rotura (Ellyin, 1997).

O modelo proposto por Smith, Watson & Topper (1970) assume que a falha por fadiga se deve à densidade de energia de deformação que atua no plano crítico. O parâmetro vulgarmente conhecido como parâmetro SWT foi desenvolvido originalmente para considerar o efeito da tensão média em casos de carregamento uniaxial (equação (2.25)), apesar disso o parâmetro pode ser aplicado a situações de carregamento multiaxial nas quais a falha por rotura esteja associada ao primeiro modo de fratura (Socie, 1987).

$$\sigma_{m\acute{a}x} \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (2.25)$$

Sendo $\sigma_{m\acute{a}x}$ a tensão normal máxima e $\Delta\varepsilon/2$ a amplitude de deformação total.

2.4.3. Relação vida-energia

A energia fornecida durante um carregamento cíclico é parcialmente absorvida pelo material, sendo que a restante parte é dissipada em forma de calor, restando uma ínfima parte da energia dissipada para outras formas de perda de energia, tal como por propagação de ondas sonoras. Por sua vez, a energia absorvida pelo material tem duas componentes uma

de carácter recuperável e outra de carácter irrecuperável. A energia armazenada no material é responsável pela modificação da estrutura de deslocações do material (Costa, 1991)

Pela análise da resposta tensão-deformação é possível obter o valor da densidade de energia de deformação plástica. Para um material com comportamento do tipo *Masing* o valor da densidade de energia de deformação plástica, ΔW_p , pode ser calculado pela equação (2.26) (Morrow, 1965).

$$\Delta W_p = \frac{1 - n'}{1 + n'} \Delta \sigma \Delta \varepsilon_p \quad (2.26)$$

sendo que n' representa o expoente de encruamento cíclico, $\Delta \sigma$ e $\Delta \varepsilon_p$ representam, respetivamente, a gama de tensão e a gama de deformação plástica. Contudo se o material não apresentar um comportamento do tipo *Masing* podemos recorrer à equação (2.27) proposta por Lefebvre & Ellyin, (1984) para calcular a densidade de energia de deformação plástica correspondente,

$$\Delta W_p = \frac{1 - n^*}{1 + n^*} \Delta \sigma \Delta \varepsilon_p + \frac{2n^*}{1 + n^*} \delta \sigma_0 \Delta \varepsilon_p \quad (2.27)$$

sendo n^* o expoente de encruamento da *master curve* e $\delta \sigma_0$ representa uma medida de expansão cíclica da gama elástica utilizada para o cálculo da *master curve* ($\delta \sigma_0 = \Delta \sigma - \Delta \sigma^*$). E as variáveis $\Delta \sigma$ e $\Delta \varepsilon_p$ são comuns à equação (2.26) representando, respetivamente, a gama de tensão e a gama de deformação plástica.

Bairstow (1910) propôs que a quantificação da energia de histerese é um fator importante para análise do fenómeno de fadiga. Mais tarde, Lefebvre & Ellyin, (1984) verificou que existe um limite para a quantidade de energia que um material consegue absorver até ao momento em que se inicia o fenómeno de propagação de fenda. Considerando que os ensaios são efetuados em condições de controlo de deformação, o anel de histerese apresenta um comportamento, praticamente, constante ao longo da vida do provete. A energia de deformação plástica, ΔW_p , é representada graficamente na Figura 2.10 pela área a cinzento escuro.

Ellyin (1997) relacionou a energia de deformação plástica com o número de ciclos até à rotura. Essa formulação é apresentada pela equação (2.28),

$$\Delta W_p = k_p (2N_f)^{\alpha_p} \quad (2.28)$$

os coeficientes k_p e α_p são calculados através de resultados experimentais usando uma técnica de ajustamento. Através da Figura 2.9 é perceptível que para vidas próximas do limite de fadiga do material a componente de deformação plástica torna-se um parâmetro pouco preciso, pois torna-se muito pequena e difícil de determinar de forma rigorosa. Assim sendo, nessa região é preferível recorrer à energia de deformação total, ΔW_t , pois tem um carácter unificador, podendo ser aplicada, quer no regime de fadiga oligocíclica, quer no regime de fadiga supercíclica. A energia total de deformação pode ser definida como a soma da energia de deformação elástica, ΔW_e , e da energia de deformação plástica, apresentada na equação (2.29).

$$\Delta W_t = \Delta W_e + \Delta W_p \quad (2.29)$$

Na Figura 2.10 a energia de deformação elástica é representada pela área a cinzento claro. Tendo em consideração esta abordagem, é possível relacionar a energia de deformação total com a vida à fadiga através da equação (2.32),

$$\Delta W_t = k(2N_f)^\alpha + \Delta W_0 \quad (2.30)$$

analogamente k e α são os coeficientes calculados através dos dados experimentais obtidos e ΔW_0 assume o valor correspondente à energia elástica no limite de fadiga. Contudo, estes dois critérios não contemplam o efeito da tensão média, sendo que estes só podem ser aplicados em ensaios de tensão alternada. Deste modo, (Golos & Ellyin, 1987, 1988) adotou uma abordagem diferente que utiliza um novo parâmetro, definindo como a densidade de energia de deformação total que é o resultado da soma da densidade de energia de deformação plástica com a densidade de energia de deformação elástica positiva, ΔW_{e+} . Na Figura 2.10 é definida como a região cinzento claro tracejado. A equação (2.31) implementa o novo parâmetro proposto por Golos & Ellyin (1987, 1988).

$$\Delta W_t = \Delta W_{e+} + \Delta W_p \quad (2.31)$$

Desta abordagem surge um novo critério de rotura à fadiga representado pela equação (2.32):

$$\Delta W_t = k_t(2N_f)^{\alpha_t} + \Delta W_{0_t} \quad (2.32)$$

À semelhança da equação (2.28) e (2.30), k_t e α_t são dois coeficientes resultantes da interpolação dos dados experimentais e ΔW_{0_t} é a energia associada à componente elástica positiva no limite de fadiga do material.

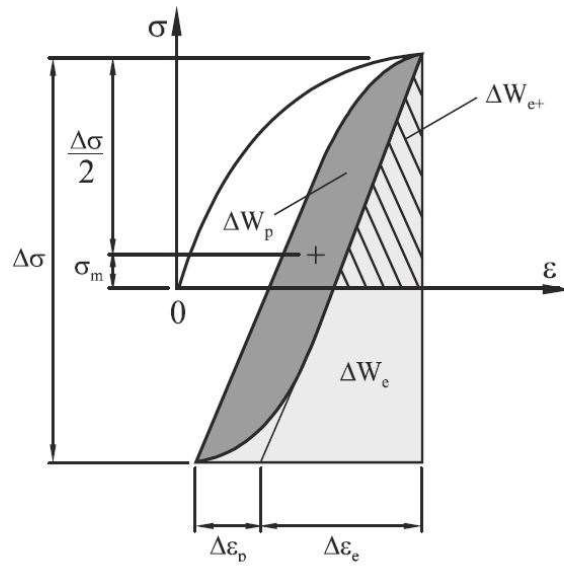


Figura 2.10. Representação esquemática da energia de deformação para um estudo uniaxial (Koh, 2002).

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1. Material

As propriedades mecânicas de qualquer material dependem da microestrutura e composição química. As ligas de alumínio estão subdivididas em oito séries, o que as distingue são os elementos adicionados ao alumínio em estado puro, estes concedem propriedades melhor ajustadas à aplicação pretendida. Do grupo de elementos que podem ser adicionados ao alumínio destacam-se: o cobre (2xxx), manganês (3xxx), silício (4xxx e 6xxx), magnésio (5xxx e 6xxx) e o zinco (7xxx) (Tabela 3.1). Em geral, a quantidade total destes elementos é expressa em percentagem de peso e representa até 10% da composição da liga. Também é possível a existência de elementos residuais, que normalmente constituem 0,15 % para ligas de alumínio.

Tabela 3.1. Elemento de liga maioritário para cada série das ligas de alumínio (adaptado de Budynas & Nisbett (2008))

Série	1xxx	2xxx	3xxx	4xxx	5xxx	6xxx	7xxx	8xxx
Elemento de liga maioritário	-	Cobre	Manganês	Silício	Magnésio	Magnésio e Silício	Zinco	Outros elementos

No presente estudo utiliza-se uma liga de alumínio da série 7xxx. Pela Tabela 3.1 é perceptível que o elemento adicionado maioritário é o zinco (com quantidades entre 1 e 8%), contudo é possível encontrar outros elementos de liga, tais como cobre, zircónio, crómio e magnésio. A combinação do zinco com uma menor percentagem de magnésio determina que a liga, de moderada a alta resistência, pode ser tratada termicamente. A série 7000 oferece um conjunto de ligas com elevadas tensões de cedência (na ordem dos 500 MPa). Contudo, apesar da elevada relação entre tensão de cedência e densidade, as ligas de alumínio da série 7000 apresentam baixa resistência à corrosão. Para contornar este facto estas são submetidas a tratamentos térmicos com o objetivo de maximizar a resistência mecânica e resistência à corrosão. As aplicações mais comuns desta liga são no setor aeronáutico, aeroespacial, automóvel e, mais recentemente, na nova geração de produtos para ferrovia (Zhang *et al.* 2018).

Como material de estudo desta investigação utilizou-se a liga de alumínio de alta resistência: 7075-T651. Uma liga da série 7xxx com o segundo dígito igual a zero, tem o significado que a liga se apresenta na sua forma original, os dois últimos dígitos não têm um significado especial, tendo apenas carácter diferenciador para ligas do mesmo grupo. Após estes quatro dígitos segue-se a designação do processo de conformação, no caso em estudo, T651, um tratamento térmico que compreende quatro fases distintas pela seguinte ordem: solubilização, têmpera, envelhecimento artificial e alívio de tensões residuais. O tratamento térmico T651 é realizado a uma temperatura entre 406°C e 565°C para dissolver os elementos de liga, posteriormente é aplicada uma têmpera (normalmente utilizando água) para reter os elementos de liga em estado sólido. Na fase seguinte o material é envelhecido artificialmente a uma temperatura de 115°C a 195°C para que os elementos de liga possam precipitar e ter um tamanho e distribuição ótima. Por fim é realizado um alívio de tensões por alongamento (1-3%) com o propósito de eliminar as tensões residuais provocadas pelo gradiente de temperatura que o material experimentou durante o processo de têmpera (Ghali, 2010).

O tratamento térmico T651 concede ao material uma boa resistência mecânica através do mecanismo de endurecimento por precipitação, com base numa boa dispersão de partículas de segunda fase, as quais dificultam o movimento das deslocações.

A Tabela 3.2 apresenta a composição química em percentagem de peso e na Tabela 3.3 encontram-se as principais propriedades mecânicas.

Tabela 3.2. Composição química da liga de alumínio 7075-T651 (wt.%) (adaptado de (Pandey *et al.* 2017))

Zn	Mg	Cu	Si	Fe	Mn	Al
4,89	2,12	1,52	0,33	0,007	0,09	Rem.

Tabela 3.3. Propriedade mecânicas monótonas da liga de alumínio 7075-T651 (adaptado de Zhao & Jiang, 2008)

Módulo de elasticidade, E [GPa]	71,7
Tensão de rotura, σ_R [MPa]	561
Tensão de cedência, σ_c [MPa]	501
Alongamento [%]	9,7
Coefficiente de Poisson, ν	0,306

3.2. Geometria dos provetes

Os provetes utilizados para a realização da presente investigação encontram-se esquematizados nas Figura 3.1 e Figura 3.2. Os ensaios foram realizados seguindo o procedimento descrito na norma ASTM E606, (2004).

O provete esquematizado na Figura 3.1 apresenta uma zona de prova com 6mm de diâmetro e 19mm de comprimento e extremidades roscadas M12x1. Por seu turno, o provete apresentado na Figura 3.2 apresenta uma zona de prova com 8mm de diâmetro e 15 mm de comprimento, também com extremidades roscadas com M18x1.

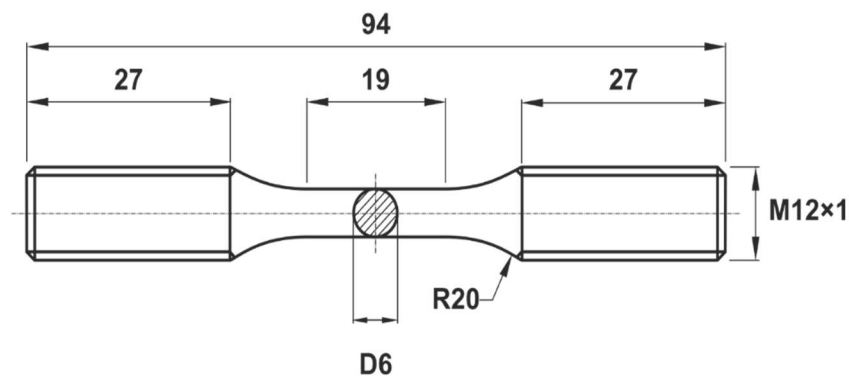


Figura 3.1. Geometria dos provetes da primeira série utilizada nos ensaios de fadiga oligocíclica.

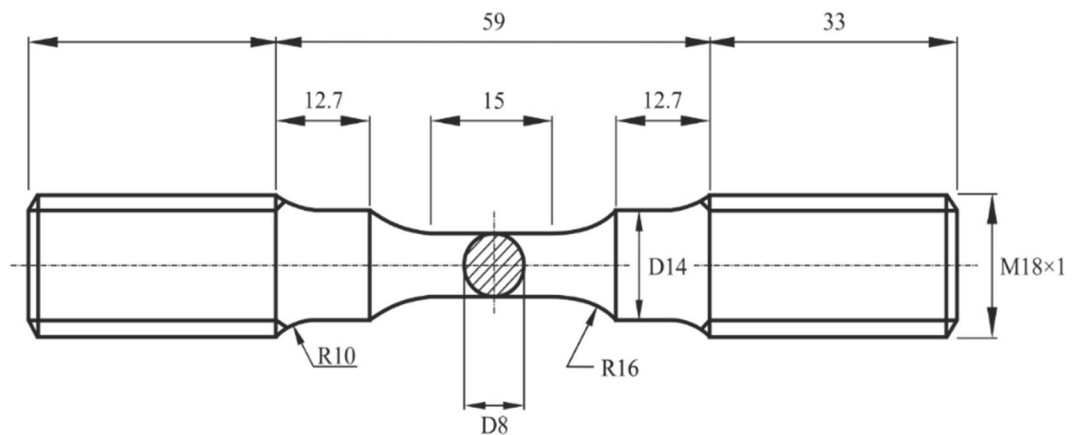


Figura 3.2. Geometria dos provetes da segunda série utilizada nos ensaios de fadiga oligocíclica.

Antes do começo dos ensaios experimentais recorreu-se a um polimento da superfície da zona de prova. Uma vez que o fenómeno de fadiga se caracteriza pela iniciação de fenda à superfície, o objetivo deste polimento é o de diminuir as rugosidades à superfície, para dificultar o processo de iniciação de fenda que caracteriza o fenómeno de fadiga e tentar obter um acabamento superficial espelhado. Para o polimento de alta velocidade recorreu-se a um torno mecânico e lixas de carboneto de silício (P180-grit, P320-grit, P600-grit, P1000-

grit, P2500-grit, P4000-grit). As lixas foram utilizadas durante cerca de cinco minutos pela ordem apresentada, diminuindo a granulometria a cada iteração. Para a conclusão da preparação do provete foi aplicada pasta de alumina $3\mu\text{m}$ com o fim de melhorar o acabamento superficial.

3.3. Ensaios de fadiga oligocíclica

Os ensaios de fadiga oligocíclica foram realizados em controlo de deformação recorrendo a uma onda do tipo sinusoidal. Os ensaios estão divididos em 3 grupos. Com os provetes da geometria apresentada na Figura 3.1 foi aplicada uma amplitude de deformação, $\Delta\varepsilon_1/2$, entre 0,6% e 1,25% com uma razão de deformação, R_ε , igual a -1, estes constituem o primeiro dos três grupos. A justificação para usar provetes com outra geometria (Figura 3.2) prende-se pelo facto de que com a primeira geometria (Figura 3.1) o provete encurvou para amplitudes de deformação superiores a 1,25%. A geometria da Figura 3.2 não foi utilizada inicialmente porque não estava disponível aquando do início dos ensaios experimentais. Ao segundo grupo foi aplicada uma amplitude de deformação, $\Delta\varepsilon_1/2$, entre 1,5% e 2,75% com uma razão de deformação, R_ε , igual a -1. O terceiro grupo considera ensaios caracterizados por carregamentos com amplitude de deformação variável como é apresentado na Figura 3.3b e Figura 3.3c). Nos ensaios deste grupo a deformação máxima manteve-se constante ao longo de todo o ensaio. Os ensaios com a descrição ABx (“alto-baixo”) (Tabela 3.4) apresentam dois estágios. O primeiro estágio simétrico ($R_\varepsilon = -1$) tem uma amplitude de deformação maior que o segundo. Este segundo é um estágio assimétrico com $R_\varepsilon \neq -1$. Já os ensaios com a descrição BAx (“baixo-alto”) apresentam como primeiro estágio o estágio assimétrico e depois o estágio simétrico. Na Tabela 3.4 são descritos os parâmetros básicos, tais como as referências de cada ensaio e a amplitude de deformação aplicada.

Um parâmetro importante para a realização dos ensaios experimentais é a frequência de carregamento, f , que pode ser calculada pela equação (3.1), tendo-se considerado a taxa de deformação, $d\varepsilon/dt$, constante e igual a $8 \times 10^{-3} [s^{-1}]$, durante a realização dos ensaios. Isto implica que a frequência de carregamento depende apenas da amplitude de deformação.

$$f = \frac{d\varepsilon/dt}{4(\Delta\varepsilon/2)} \Rightarrow f = \frac{8 \times 10^{-3}}{4(\Delta\varepsilon/2)} \quad (3.1)$$

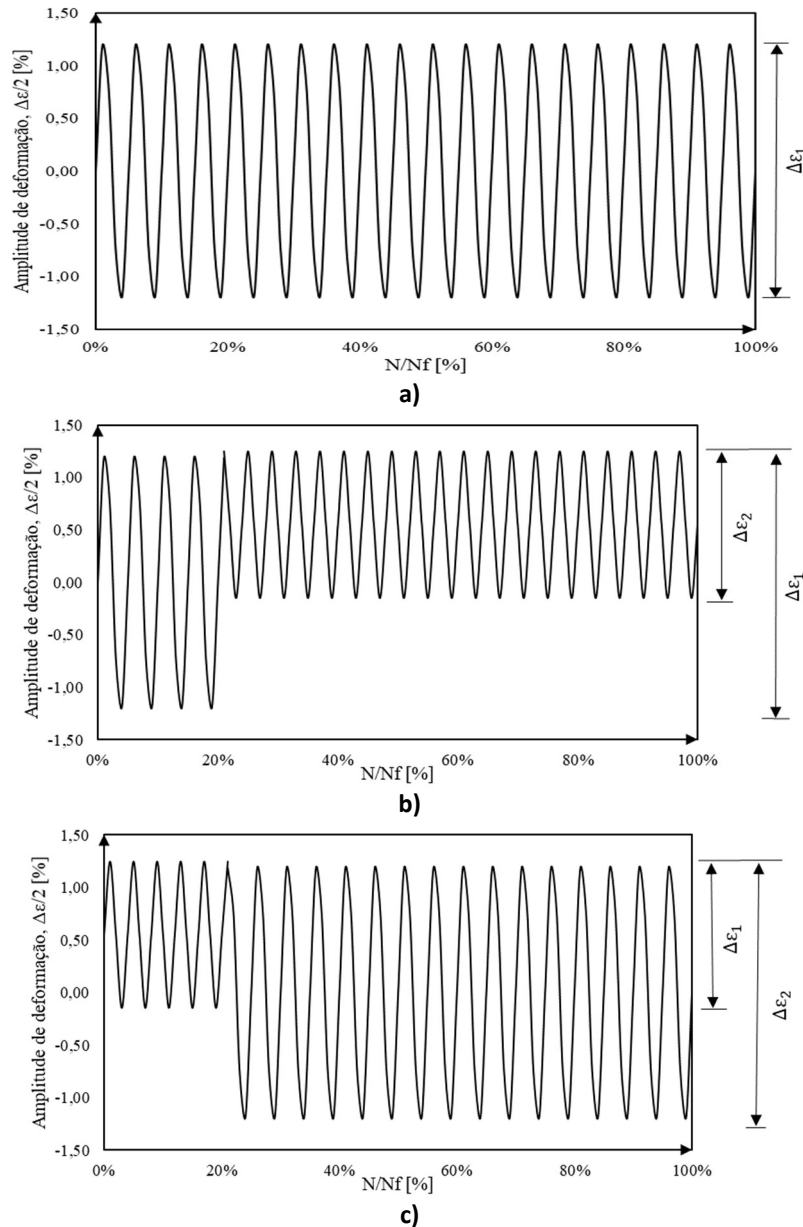


Figura 3.3. Esquematização do histórico de carregamento para ensaios: a) do grupo I e grupo II; b) do grupo III com sequência alto baixo (ABx) c) do grupo III com sequência baixo alto (BAx)

Todos os ensaios seguiram o método *single step test* já apresentado no segundo capítulo do presente trabalho. Como anteriormente exposto este método é o mais usado para o estudo de um material quando sujeito a ensaios de fadiga. Os ensaios foram interrompidos sempre que o provete sofria rotura total ou quando a tensão máxima sofria uma redução de 40% relativamente ao valor inicial.

Tabela 3.4. Parâmetros associados a cada ensaio de fadiga oligocíclica

Grupo (Geometria)	Referência da amostra	$\Delta\varepsilon_1/2$ (%)	R_ε^1	$\Delta\varepsilon_2/2$ [%]	R_ε^2
I (Figura 3.1)	50_1S	0,50	-1	-	-
	70_1S	0,70			
	80_1S	0,80			
	100_1S	1,00			
	125_1S	1,25			
II (Figura 3.2)	150_1S	1,50	-1	-	-
	175_1S	1,75			
	225_1S	2,25			
	275_1S	2,75			
III (Figura 3.1)	AB1	1,25	-1	0,70	-0,12
	AB2	1,00	-1	0,70	-0,40
	AB3	1,25	-1	0,50	0,20
	AB4	1,00	-1	0,50	0
	BA1	0,70	-0,12	1,25	-1
	BA2	0,70	-0,40	1,00	-1
	BA3	0,50	0,20	1,25	-1
	BA4	0,50	0	1,00	-1

Total: 17 amostras

3.4. Equipamento utilizado

A análise experimental teve lugar no Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra. Recorreu-se a uma máquina de ensaios servo-hidráulica DARTEC com 100 kN de capacidade de carga, controlada por computador (Figura 3.4). Os provetes foram fixados na máquina com o recurso a duas amarras roscadas nas extremidades dos mesmos, garantido sempre a solução mais próxima da coaxialidade perfeita, isto para que fossem desprezados esforços de flexão no provete. Para medir a deformação do provete utilizou-se o extensómetro axial elétrico

Instron 2620-601 que tem 12,5 mm entre as suas lâminas. Este foi fixado na zona de prova dos provetes com o auxílio de alguns elásticos (Figura 3.4). O *software* disponibilizado para análise de fadiga oligocíclica denomina-se: Instron LCF, versão 7.02. A taxa de aquisição foi de 200 pontos por ciclo.

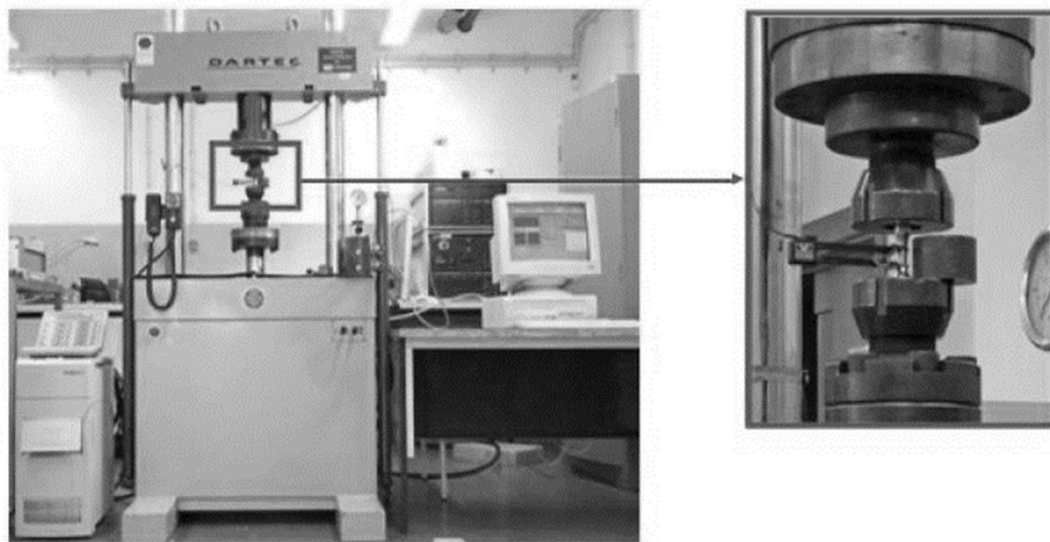


Figura 3.4. Equipamento utilizado nos ensaios de fadiga oligocíclica.

3.5. Análise das superfícies de fratura

Posteriormente à realização dos ensaios de fadiga oligocíclica analisou-se a superfície de fratura de alguns exemplares, com o objetivo de identificar e caracterizar a morfologia das superfícies de fratura, bem como os principais mecanismos de rotura associados às diferentes amplitudes de deformação. Para isso realizou-se uma análise por microscopia eletrónica de varrimento (SEM) com recurso a um microscópio Philips XL30. As micrografias foram guardadas em formato TIFF. As imagens foram criadas através da deteção de eletrões secundários (SE) com aceleração de voltagem (Acc. V) de 10 kV, dimensões de ponto (Spot) de 6 e ampliações (Magn) de 2×10^3 vezes.

Foram analisados provetes do grupo I ($R_\epsilon = -1$) com amplitudes de deformação de 0,5% e 1,25%. Também foram analisados provetes do grupo III, com amplitudes de deformação 0,5% e 1,25%. Previamente à sua análise os provetes foram cortados com uma serra de diamante e limpos por ultrassom numa solução tricloroetileno e depois água destilada. Cada processo demorou cerca de 10 minutos.

4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

4.1. Ensaios de fadiga oligocíclica

A análise do comportamento da liga de alumínio 7075-T651 foi realizada com recurso a provetes com as duas geometrias apresentadas pela Figura 3.1 e pela Figura 3.2. Os ensaios foram realizados de acordo com a norma ASTM E606 (2004) utilizando o método *single step test* (SST).

Os provetes do grupo I (Tabela 3.4) foram submetidos a ensaios em controlo de deformação com uma razão de deformação: $R_\varepsilon = -1$; e amplitudes de deformação com valores compreendidos entre 0,5% e 1,25%. O grupo I é constituído por cinco amostras. As quatro amostras do grupo II também foram submetidas a ensaios em controlo de deformação com uma razão de deformação: $R_\varepsilon = -1$; a estas foram aplicadas amplitudes de deformação entre 1,5% e 2,75%. O grupo III (Tabela 3.4) é constituído por oito ensaios, realizados em controlo de deformação. Os quatro ensaios do grupo III com a descrição ABx têm amplitudes de deformação de 1,25% e 1% no primeiro estágio e no segundo de 0,70% e 0,50%. Os ensaios do grupo III com a descrição BAx têm amplitudes de deformação de 0,70% e 0,50% no primeiro estágio e no segundo de 1,25% e 1%. No grupo III o estágio de qualquer ensaio com maior amplitude de deformação é realizado com razão de deformação igual a -1 . Os estágios dos ensaios do grupo III apresentam deformação máxima constante. A duração do primeiro estágio dos ensaios do grupo III tem o valor de 20% do número de ciclos correspondente ao ensaio de igual amplitude de deformação realizado para $R_\varepsilon = -1$ (grupo I).

As Figura 4.1 e a Figura 4.2 ilustram a resposta tensão-deformação para uma razão de deformação: $R_\varepsilon = -1$. A Figura 4.1 expõem ensaios realizados com provetes do grupo I, de menor amplitude de deformação, enquanto que na Figura 4.2 os provetes utilizados são os característicos do grupo II e correspondem a maiores amplitudes de deformação. Na Figura 4.1 ocorre o fenómeno de amaciamento para os dois ensaios, ainda que de forma bastante ténue, pois a tensão não controlada diminui sucessivamente a cada ciclo. No entanto, na Figura 4.2 é possível observar o fenómeno de encruamento, também

bastante ténue, havendo progressivamente um aumento da tensão não controlada com o número de ciclos.

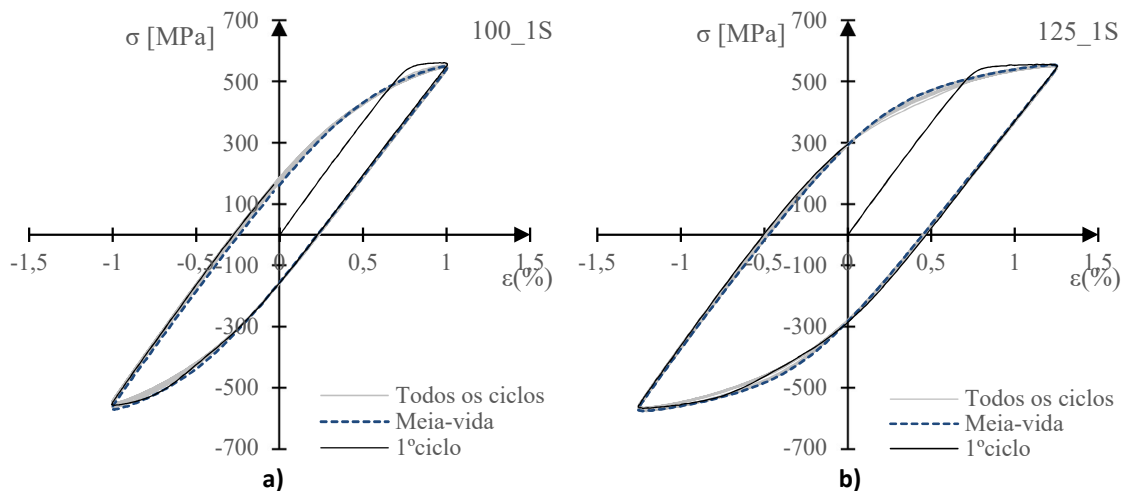


Figura 4.1. Anéis de histerese tensão-deformação: a) $R_\epsilon = -1, \Delta\epsilon/2 = \pm 1,00\%$; b) $R_\epsilon = -1, \Delta\epsilon/2 = \pm 1,25\%$ (Exemplos ilustrativos do grupo I).

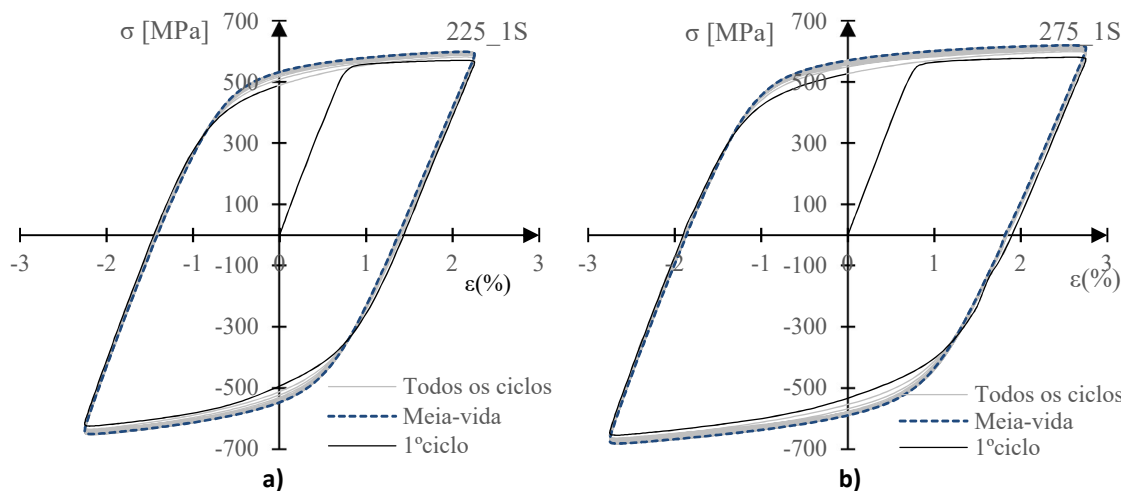


Figura 4.2. Anéis de histerese tensão-deformação: a) $R_\epsilon = -1, \Delta\epsilon/2 = \pm 2,75\%$; b) $R_\epsilon = -1, \Delta\epsilon/2 = \pm 2,25\%$ (Exemplos ilustrativos do grupo II).

A Figura 4.3 mostra a resposta tensão-deformação para dois ensaios do grupo III. Na Figura 4.3a) o primeiro bloco aplicado caracteriza-se por uma amplitude de deformação $\Delta\epsilon_1/2 = 1,25\%$; e uma razão de deformação: $R_\epsilon = -1$; e o segundo bloco tem como características principais: uma amplitude de deformação $\Delta\epsilon_2/2 = 0,70\%$ e uma deformação máxima $\epsilon_{máx} = 1,25\%$, o que se traduz numa razão de deformação deste bloco igual a $R_\epsilon = -0,12$. Por seu turno, a Figura 4.3b) apresenta um primeiro bloco com uma amplitude de deformação $\Delta\epsilon_1/2 = 0,70\%$ e uma razão de deformação $R_\epsilon = -0,12$; no segundo bloco a

amplitude de deformação toma o valor de $\Delta\varepsilon_1/2 = 1,25\%$ e uma razão de deformação $R_\varepsilon = -1$.

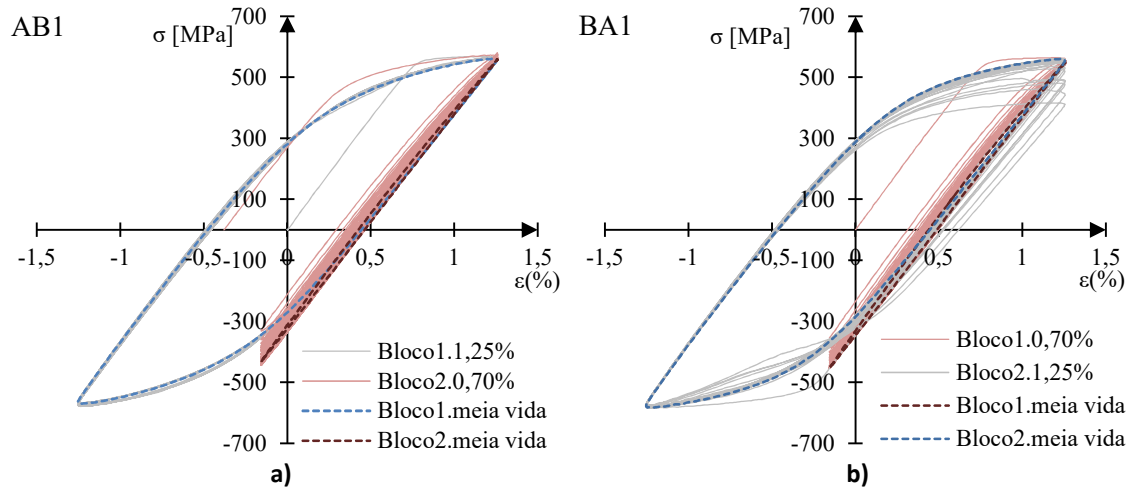


Figura 4.3. Anéis de histerese tensão-deformação: a) $\Delta\varepsilon_1/2 = \pm 1,25\%$, $\Delta\varepsilon_2/2 = \pm 0,70\%$, b) $\Delta\varepsilon_1/2 = \pm 0,70\%$, $\Delta\varepsilon_2/2 = \pm 1,25\%$ (Exemplo ilustrativo do grupo III).

A gama de deformação e a gama de tensão foram calculadas por análise gráfica dos anéis de histerese de meia vida. A gama de deformação total é constituída por duas componentes: a gama de deformação elástica, $\Delta\varepsilon_e$, e gama de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p$, que podem ser relacionadas pela equação (4.1).

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p \quad (4.1)$$

$$\Delta\varepsilon_e = \frac{\Delta\sigma}{E} \quad (4.2)$$

Através da lei de Hooke (equação (4.2)) podemos substituir a componente elástica da deformação na equação (4.1). Isolando posteriormente a componente plástica da deformação obtemos a equação (4.3).

$$\Delta\varepsilon_p = \Delta\varepsilon - \frac{\Delta\sigma}{E} \quad (4.3)$$

Na Tabela 4.1 estão resumidos os resultados mais relevantes dos ensaios de fadiga realizados para $R_\varepsilon = -1$. Também na Tabela 4.2 são apresentados os principais resultados para os ensaios compostos do grupo III.

Tabela 4.1. Resultados obtidos nos ensaios de fadiga oligocíclica para $R_\varepsilon = -1$ (grupo I e grupo II).

Grupo (Geometria)	Referência da amostra	$\Delta\sigma/2$ [MPa]	$\Delta\varepsilon/2$ (%)	$\Delta\varepsilon_e/2$ (%)	$\Delta\varepsilon_p/2$ (%)	N_f	$2N_f$
I (Figura 3.1)	50_1S	373,8	0,506	0,505	0,001	11084	22168
	70_1S	492,9	0,707	0,666	0,041	1325	2650
	80_1S	541,8	0,807	0,732	0,075	609	1218
	100_1S	562,7	1,005	0,760	0,245	302	604
	125_1S	567,6	1,254	0,767	0,487	167	334
II (Figura 3.2)	150_1S	605,7	1,504	0,818	0,685	119	238
	175_1S	592,7	1,754	0,801	0,953	115	230
	225_1S	626,5	2,253	0,847	1,406	56	112
	275_1S	652,8	2,753	0,882	1,871	34	68

Tabela 4.2. Resultados obtidos nos ensaios de fadiga oligocíclica para grupo III.

Grupo (Geometria)	Referência da amostra	$\Delta\sigma_1/2$ [MPa]	$\Delta\varepsilon_1/2$ (%)	N^1	$\Delta\sigma_2/2$ [MPa]	$\Delta\varepsilon_2/2$ (%)	N^2	N_f^{total}
III (Figura 3.1)	AB1	569,3	1,255	33	496,6	0,708	559	592
	AB2	550,5	1,005	68	498,4	0,708	637	705
	AB3	565,9	1,254	33	356,3	0,506	2091	2124
	AB4	544,3	1,004	68	358,7	0,506	3719	3787
	BA1	501,7	0,707	265	571,2	1,254	150	415
	BA2	481,1	0,708	265	538,0	1,006	267	532
	BA3	377,6	0,508	2216	605,6	1,255	26	2242
	BA4	367,6	0,507	2216	559,4	1,005	319	2535

4.1.1. Resposta tensão-deformação cíclica

A relação entre a gama de tensão e o número de ciclos até à rotura para as diferentes amplitudes de deformação, $\Delta\sigma/2$, em condições de controlo de deformação, com razão de deformação $R_\varepsilon = -1$ é apresentada na Figura 4.4a). Para a sua representação foram tidos em conta os valores que quantificam a diferença de tensão entre o ponto com a tensão de tração máxima e o ponto com a tensão de compressão máxima em cada ciclo para cada

amplitude de deformação. Por observação do gráfico da Figura 4.4a) não é possível identificar um comportamento bem definido do fenómeno de encruamento ou do fenómeno de amaciamento. Contudo, para valores de amplitude de deformação inferiores a 1,25% é possível constatar que o material sofre amaciamento, à exceção do ensaio com amplitude de deformação de 0,70% para o qual o material apresenta um fenómeno de encruamento. Para valores de amplitude de deformação superior a 1,50% o material apresenta um fenómeno de encruamento bem definido. Na Figura 4.4b) é apresentada a gama de tensão em função da vida adimensional: N/N_f [%]. Apesar do comportamento misto do material, existe uma estabilização da gama de tensão entre os 10% e os 90% da vida total, sendo que após os 90% existe uma queda de tensão, terminando com a rotura do provete.

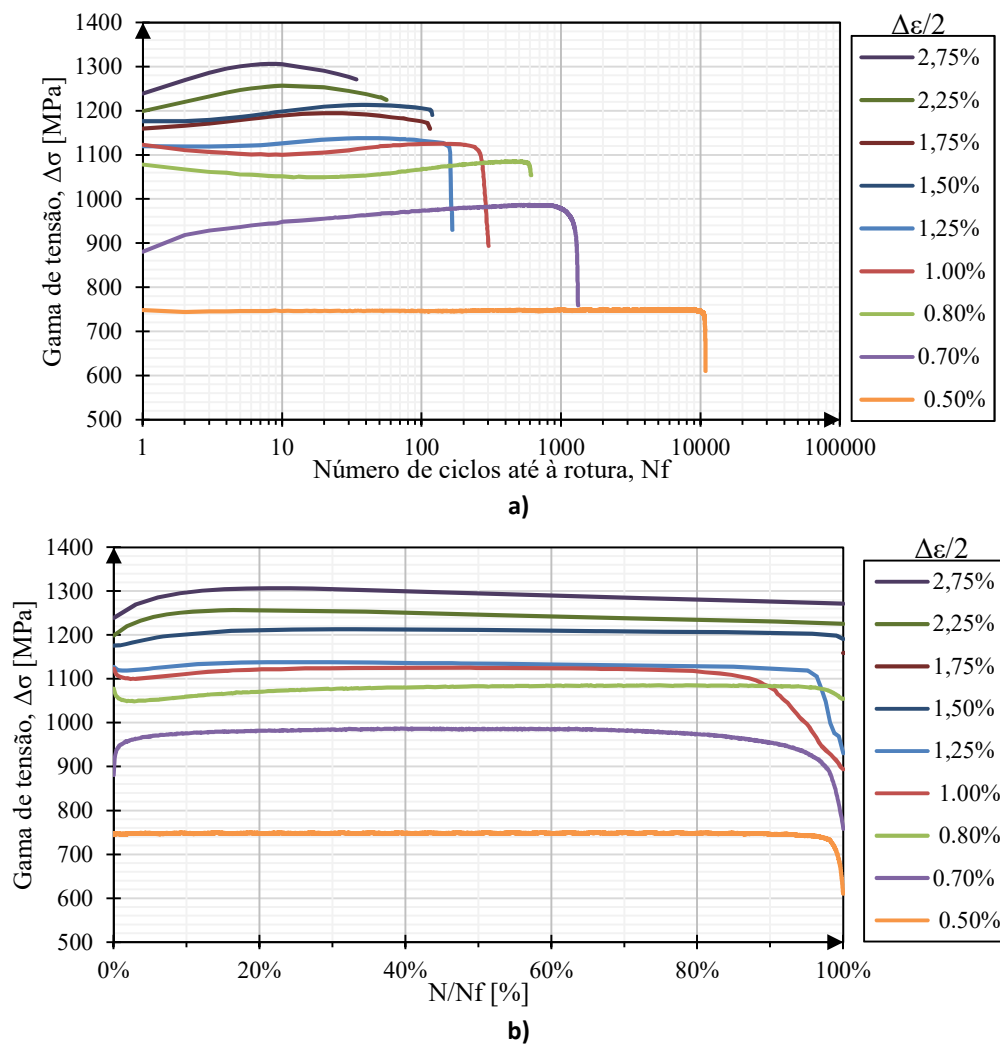


Figura 4.4. Evolução da gama de tensão para $R_\epsilon = -1$ em função: a) do número de ciclos, b) da vida adimensional; para diferentes amplitudes de deformação (condições de controlo de deformação).

Na Figura 4.5 é representada a evolução da tensão média em função do número de ciclos até à rotura para duas sequências de carregamento dos ensaios realizados para o grupo III. É notória uma redução da tensão média em qualquer um dos ensaios representados com o aumento do número de ciclos, sendo que o ensaio cujo primeiro bloco tem uma razão de deformação diferente de -1 sofre um fenómeno de relaxação de tensão média mais visível que o ensaio cujo primeiro bloco tem uma razão de deformação igual a -1 , pois neste último caso, devido à simetria do ciclo de carga, a tensão média é próxima de zero.

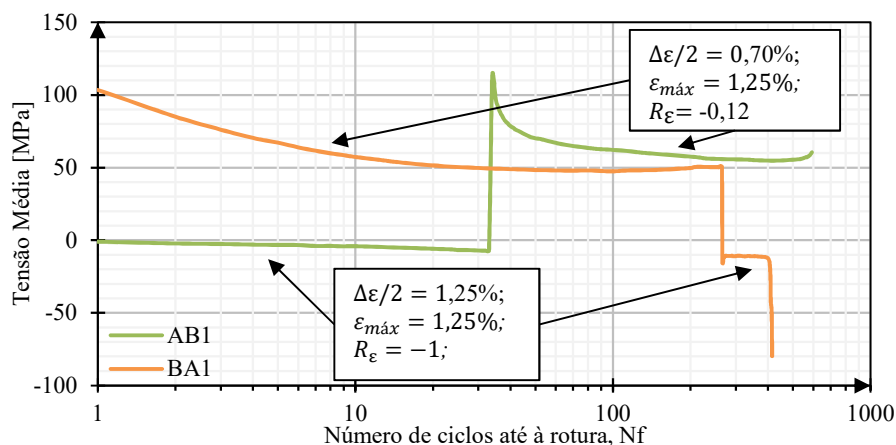


Figura 4.5. Evolução da tensão média para os ensaios do grupo III em função do número de ciclos com amplitude de deformação de 1,25% e 0,70% (condições de controlo de deformação).

No exemplo exposto na Figura 4.5 o ensaio denominado de AB1 tem um total de 592 ciclos até à rotura e o outro ensaio com a designação de BA1 o número de ciclos até à rotura é de 415 ciclos. Sendo que do primeiro ensaio para o segundo a redução do número de ciclos ronda os 30%. Na Tabela 4.3 é apresentada a variação percentual do número de ciclos, $\Delta N[\%]$, para dois ensaios com as mesmas características de carregamento mas aplicados com sequências diferentes, através da equação (4.4),

$$\Delta N(\%) = \frac{N_{BAx} - N_{ABx}}{N_{ABx}} \times 100 \quad (4.4)$$

sendo que N_{ABx} representa o número de ciclos total para o ensaio com a sequência de carregamento simétrico-assimétrico (“alto-baixo”) e N_{BAx} quantifica o número de ciclos total para o ensaio com a sequência de carregamento assimétrico-simétrico (baixo-alto).

Tabela 4.3. Redução percentual do número de ciclos entre ensaios com as amplitudes de deformação, mas aplicados com sequências diferentes.

Grupo (Geometria)	Ref. Amostra	$\Delta\varepsilon_1/2$ (%)	R_ε^1	N^1	$\Delta\varepsilon_2/2$ (%)	R_ε^2	N^2	N_f^{total}	Varição do número de ciclos (%) (equação (4.4))
III (Figura 3.1)	AB1	1,255	-1,00	33	0,708	-0,12	559	592	-29,9
	BA1	0,707	-0,12	265	1,254	-1,00	150	415	
	AB2	1,005	-1,00	68	0,708	-0,40	637	705	-24,5
	BA2	0,708	-0,40	265	1,006	-1,00	267	532	
	AB3	1,254	-1,00	33	0,506	0,20	2091	2124	5,5
	BA3	0,508	0,20	2216	1,255	-1,00	26	2242	
	AB4	1,004	-1,00	68	0,506	0,00,	3719	3787	-33,1
	BA4	0,507	0,00	2216	1,005	-1,00	319	2535	

Para conseguir representar a resposta estável, Walter Ramberg & Osgood (1943) apresentou a curva tensão-deformação cíclica, dada pela equação (4.5).

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2k'}\right)^{1/n'} \quad (4.5)$$

Para a representação desta curva é necessário conhecer os dois parâmetros: n' e k' , que representam o expoente de encruamento cíclico e coeficiente de encruamento cíclico, respetivamente. Para tal recorreu-se à equação (4.6) proposta por Morrow, (1965) que relaciona a amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$, e a amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p/2$, tendo sido realizada uma interpolação linear usando o método dos mínimos quadrados.

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = k' \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}\right)^{n'} \quad (4.6)$$

Na Figura 4.6 está representada a variação da amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$, em função da amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p/2$. Na Tabela 4.4 são apresentadas as variáveis k' e n' , i.e. o coeficiente de encruamento cíclico e o expoente de encruamento cíclico, respetivamente, e também o coeficiente de correlação: r .

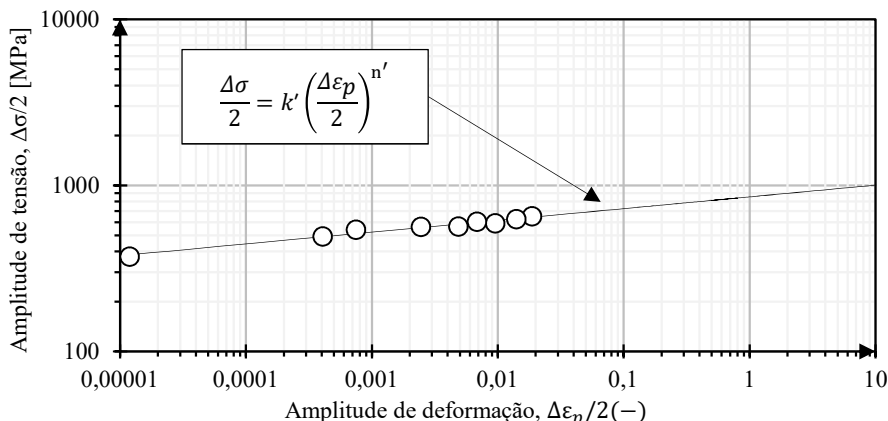


Figura 4.6. Relação entre a amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p/2$, e amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$.

Tabela 4.4. Propriedades da curva cíclica da liga de alumínio 7075-T651

Coefficiente de encruamento cíclico, k' [MPa]	853,82
Expoente de encruamento cíclico, n'	0,071
Coefficiente de correlação, r	0,985

Na Figura 4.7 estão representados os anéis de histerese saturados para diferentes amplitudes de deformação com uma razão de deformação: $R_\varepsilon = -1$, bem como a curva tensão-deformação cíclica representada com base na equação (4.5). Pela análise da Figura 4.7 é notório que as extremidades dos circuitos de histerese estão bastante próximas da curva tensão-deformação, contudo a aproximação é melhor na parte positiva da curva tensão-deformação cíclica quando comparada com a parte negativa da mesma.

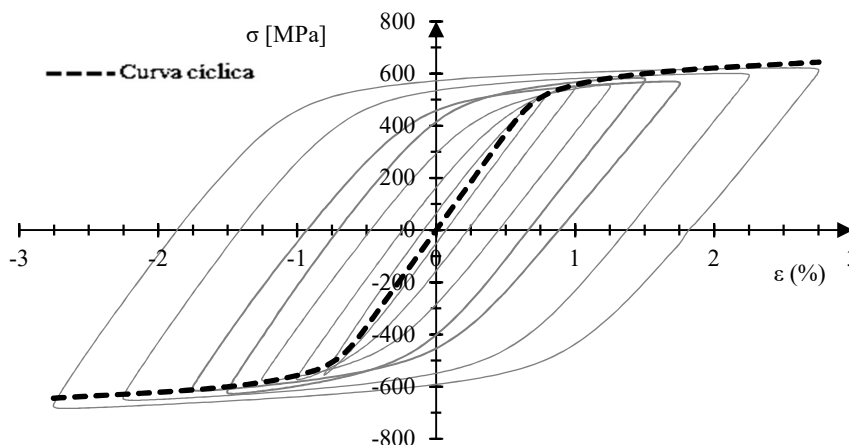


Figura 4.7. Curva tensão deformação-cíclica representada sobre os circuitos de histerese de fadiga oligocíclica da liga de alumínio 7075-T651.

A Figura 4.8 apresenta a comparação da curva tensão-deformação cíclica com a curva monótona. Pela sua análise é possível observar que a curva cíclica tem uma parte abaixo da curva monótona para valores abaixo de 1,1% de amplitude de deformação, daí que para valores de amplitude de deformação menores que 1,1% é expectável que o material amacie, enquanto que para valores superiores, o material ter maior probabilidade de sofrer encruamento. Outro fator importante é o da tensão de cedência cíclica, σ'_c , que tem um valor de 520 MPa. Este valor é, portanto, menor que o valor de 565,4 MPa correspondente à tensão de cedência monótona.

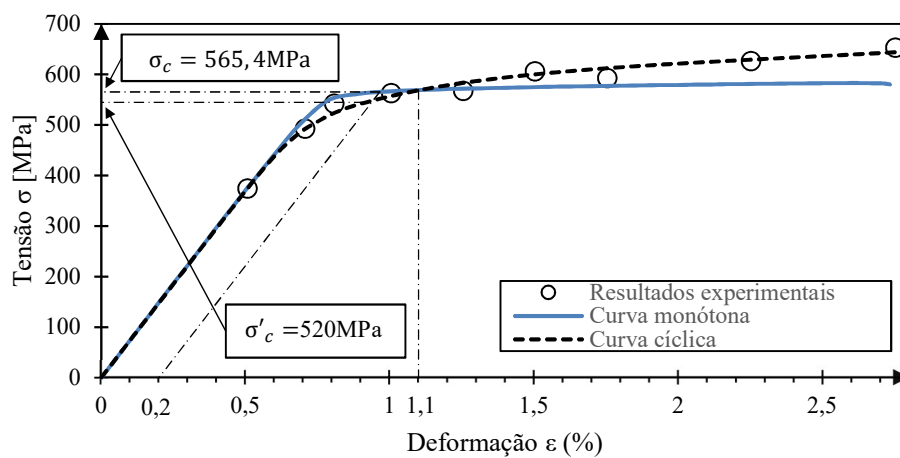


Figura 4.8. Curva monótona, resultados experimentais dos ensaios de fadiga oligocíclica e respetiva curva cíclica para a liga de alumínio 7075-T651.

O grau de amaciamento cíclico, CS_1 , pode ser avaliado relacionando a amplitude de tensão do primeiro ciclo de vida, $\Delta\sigma^{c1}/2$, e a amplitude de tensão do ciclo de meia-vida, $\Delta\sigma^{MV}/2$, pela equação (4.7).

$$CS_1 = \frac{\Delta\sigma^{c1} - \Delta\sigma^{MV}}{\Delta\sigma^{MV}} \quad (4.7)$$

Uma definição alternativa, CS_2 , é apresentada na equação (4.8) sendo esta definida a partir da amplitude de tensão do ciclo de meia-vida, $\Delta\sigma^{MV}/2$, e da tensão da curva monótona para a mesma deformação, σ^M .

$$CS_2 = \frac{\sigma^M - \frac{\Delta\sigma^{MV}}{2}}{\frac{\Delta\sigma^{MV}}{2}} \quad (4.8)$$

A Figura 4.9 compara os valores do grau de amaciamento cíclico, CS_1 , e os valores de CS_2 em percentagem. O grau de amaciamento cíclico varia com valor de

amplitude de deformação. Essa variação é tanto maior quanto maior o valor da amplitude de deformação. Considerando o desvio do valor da tensão máxima do ciclo de meia-vida em relação à tensão monótona, CS_2 , este mantém-se praticamente constante para valores de amplitude de deformação menores que 1,25%, sendo que para valores superiores a 1,25% o desvio deixa de ser constante, aparentando uma relação linear. Por exemplo, no caso da liga 7050-T6 também foram observadas relações lineares entre o grau de amaciamento e a amplitude de deformação (Branco *et al.*, 2019).

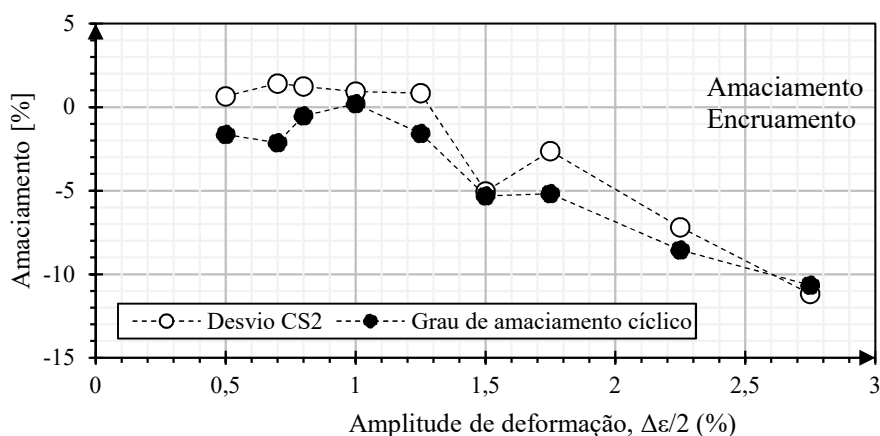


Figura 4.9. Variação do grau de amaciamento cíclico (CS_1) e do desvio CS_2 com a amplitude de deformação.

A amplitude de tensão e a amplitude de deformação em ensaios com razão de deformação: $R_\epsilon = -1$; é descrita pela curva tensão-deformação cíclica, contudo esta apresenta um ponto negativo, pois não é capaz de descrever a forma dos anéis de histerese. Foi Masing (1926), quem realizou o primeiro estudo sobre a forma dos anéis de histerese. Diz-se que um material apresenta um comportamento do tipo Masing se a curva tensão-deformação cíclica, quando multiplicada por um fator de dois, coincidir com os ramos superiores dos anéis de histerese, depois destes sofrerem uma translação tal, que os pontos de compressão máxima de cada circuito de histerese fiquem coincidentes com uma origem comum. Assim sendo, para um material do tipo Masing a equação (2.15) descreve a curva formada pelos ramos superiores dos circuitos de histerese. Na Figura 4.10a) está representada a curva Masing calculada através da equação (2.15). Conclui-se que esta não consegue descrever os ramos superiores dos anéis de histerese.

Assim sendo, como o material não apresenta um comportamento Masing, a *master curve* surge como uma opção viável para quantificar o desvio do comportamento Masing. A *master curve* é obtida sobrepondo os ramos superiores dos circuitos de histerese.

Esta é calculada através da equação (4.9). A Figura 4.10b) apresenta a *master curve* calculada a partir da equação (4.9).

$$\Delta\varepsilon^* = \frac{\Delta\sigma^*}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma^*}{2k^*} \right)^{1/n^*} \quad (4.9)$$

Os parâmetros n^* e k^* representam o expoente de encruamento da *master curve* e o coeficiente de encruamento da *master curve* e são apresentados na Tabela 4.5. Contudo não foi possível fazer um ajuste com uma única curva pelo que se criou uma função definida por ramos como proposto por Ellyin (1997). Na Tabela 4.5 é apresentado o coeficiente de encruamento e o expoente de encruamento da *master curve* para deformações menores que 1,25% e superiores a 1,25%.

Tabela 4.5. Propriedades da *master curve* da liga de alumínio 7075-T651

Amplitude de deformação, $\Delta\varepsilon/2$ (%)	0% a 1,25% linha contínua (Figura 4.10b))	1,25% a 2,75% linha a tracejado (Figura 4.10b))
Coeficiente de encruamento da <i>master curve</i> , k^* [MPa]	969,6	746,1
Expoente de encruamento da <i>master curve</i> , n^*	0,082	0,034
Coeficiente de correlação, r	0,991	0,999

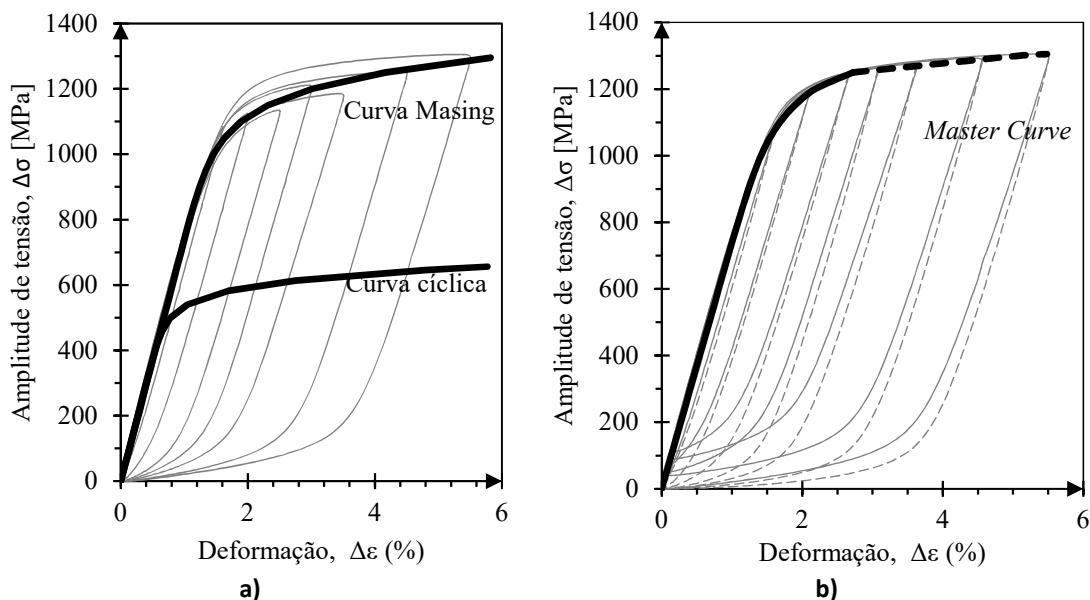


Figura 4.10. a) Curva tensão-deformação *Masing*, curva tensão-deformação cíclica e representação de anéis de histerese de meia-vida. b) Curva de tensão-deformação *master curve*, curva tensão-deformação cíclica e representação dos anéis de histerese e respetiva representação do desvio do comportamento *Masing*.

4.1.2. Relação vida-deformação

As representações gráficas na área do estudo do fenómeno de fadiga apresentam, tipicamente, um escala bi-logarítmica, uma vez que as leis que regem o fenómeno de fadiga são leis de potência. Deste modo a análise dos gráficos torna-se mais fácil nesta escala. Basquin (1910) apresentou a equação (4.10), que relaciona a amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$, e o número de reversões até à rotura, $2N_f$,

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (4.10)$$

sendo σ'_f e b o coeficiente de resistência à fadiga e o expoente de resistência à fadiga, respetivamente. Neste trabalho, estes dois parâmetros foram calculados pelo método dos mínimos quadrados. A reta obtida está exposta na Figura 4.11. Nessa figura também está representada uma reta ajustada com base nos resultados publicados por Zhao & Jiang (2008) para as mesmas condições do presente estudo.

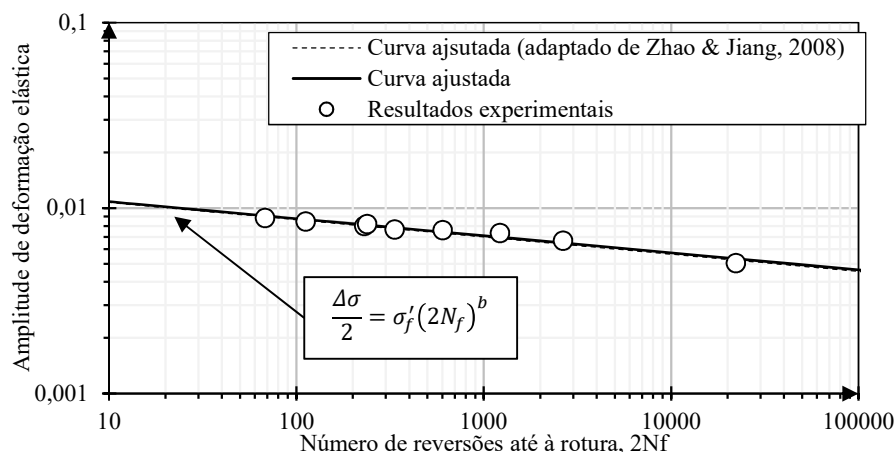


Figura 4.11. Resultados experimentais da deformação elástica em função do número de reversões até à rotura e comparação da curva ajustada da deformação elástica com a curva ajustada adaptada de Zhao & Jiang, 2008.

Pela análise da Figura 4.11 é possível constatar que a diferença entre as duas curvas ajustadas é praticamente inexistente. O coeficiente de resistência à fadiga, σ'_f , quantifica o valor de amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$, para um número de reversões: $2N_f = 1$; já o expoente de resistência à fadiga, b , quantifica o declive da reta apresentada na Figura 4.11. Os parâmetros das curvas ajustadas encontram-se na Tabela 4.6, bem como os fatores de correlação das curvas ajustadas, r .

Tabela 4.6. Constantes de resistência à fadiga para liga de alumínio 7075-T651

	Presente estudo	Zhao & Jiang (2008)
Coefficiente de resistência à fadiga, σ'_f [MPa]	991,6	984,2
Expoente de resistência à fadiga, b	-0,092	-0,093
Coefficiente de correlação, r	0,980	0,973

Deste modo a partir da equação de Basquin (equação (4.10)) e da Lei de Hooke (equação (4.2)) é possível relacionar a amplitude de deformação elástica, $\Delta\varepsilon_e/2$, e o número de reversões até à rotura, $2N_f$, obtendo a equação (4.11).

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f(2N_f)^b \Rightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = 0,0134(2N_f)^{-0,092} \quad (4.11)$$

Em regime de fadiga oligocíclica a componente plástica da deformação sobrepõe-se à componente elástica, como ficou provado com os estudos de Coffin (1954) e Manson (1954), isto acontece porque os circuitos de histerese em fadiga oligocíclica são circuitos de histerese fechados com uma grande área entre o ramo superior e o ramo inferior da resposta tensão-deformação. Usualmente diz-se que a deformação plástica é maior que a deformação elástica: $\Delta\varepsilon_p > \Delta\varepsilon_e$.

A equação (4.12) (Coffin, 1954; Manson, 1954) relaciona a amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p/2$, e o número de reversões até à rotura, $2N_f$.

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f(2N_f)^c \quad (4.12)$$

Os parâmetros ε'_f e c são designados de coeficiente de ductilidade cíclica e expoente de ductilidade cíclica, respetivamente. Estas constantes podem ser calculadas pelo método dos mínimos quadrados utilizando os dados experimentais.

Na Figura 4.12 está representada a reta obtida, nessa figura também é visível uma reta obtida a partir do trabalho realizado por Zhao & Jiang (2008) nas mesmas condições do presente estudo.

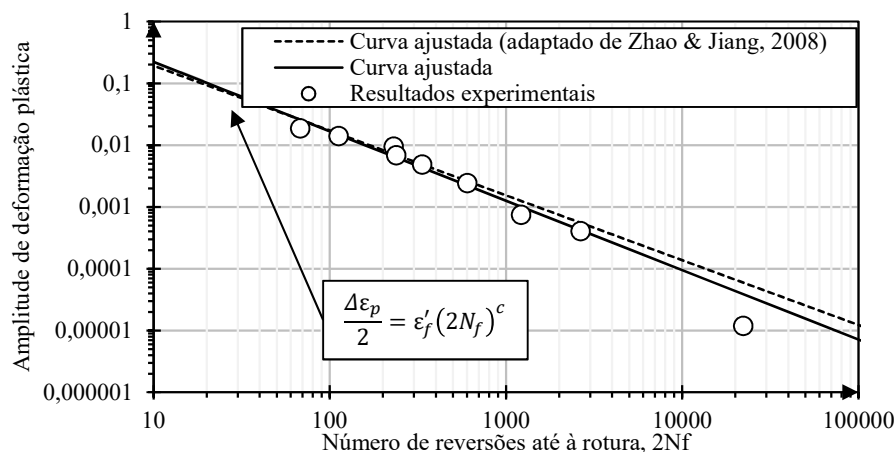


Figura 4.12. Resultados experimentais da deformação plástica em função do número de reversões até à rotura e comparação da curva ajustada da deformação plástica com a curva ajustada adaptada de Zhao & Jiang, 2008.

O coeficiente de ductilidade cíclica, ϵ'_f , quantifica o valor de amplitude de deformação plástica, $\Delta\epsilon_p/2$, para um número de reversões: $2N_f = 1$, já o expoente de ductilidade cíclica, b , quantifica o declive da reta apresentada na Figura 4.12. Os parâmetros das curvas ajustadas, bem como os fatores de correlação das curvas ajustadas, r , encontram-se resumidos na Tabela 4.7. É perceptível que para traçar a curva de ajustamento se desprezou o ponto com o maior valor de reversões à rotura, correspondente ao valor de amplitude de deformação: $\Delta\epsilon/2 = 0,5\%$, tal como sugere a norma ASTM E739-91 (1998).

Tabela 4.7. Constantes de ductilidade à fadiga para a liga de alumínio 7075-T651

	Presente estudo	Zhao & Jiang (2008)
Coeficiente de ductilidade cíclica, ϵ'_f [MPa]	2,94	2,155
Expoente de ductilidade cíclica, c	-1,123	-1,049
Coeficiente de correlação, r	0,986	0,992

Assim é possível reescrever a equação (4.12) obtendo-se a equação (4.13).

$$\frac{\Delta\epsilon_p}{2} = \epsilon'_f (2N_f)^c \Rightarrow \frac{\Delta\epsilon_p}{2} = 2,94(2N_f)^{-1,123} \quad (4.13)$$

A deformação total é a soma algébrica da componente de deformação elástica com a componente de deformação plástica, assim sendo pode-se obter a equação (4.14), que relaciona a amplitude de deformação total, $\Delta\epsilon/2$, com o número de reversões até à rotura, $2N_f$.

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0,0134(2N_f)^{-0,092} + 2,94(2N_f)^{-1,123} \quad (4.14)$$

Na Figura 4.13 estão representadas: a curva de deformação total em função do número de reversões à rotura (equação (4.14)); a curva vida-resistência (equação (4.11)), que relaciona a deformação elástica com o número de reversões até à rotura; e a curva vida-ductilidade (equação (4.13)) que relaciona a deformação plástica e o número de reversões até à rotura.

O número de reversões de transição, $2N_T$, é o número de reversões para o qual a componente plástica da deformação e a componente elástica da deformação se igualam., pois para valores superiores a componente plástica torna-se quase insignificante para a vida do material. Neste caso, o número de reversões de transição toma um valor muito baixo: $2N_T = 196$. Pode, portanto, concluir-se que para vidas superiores a 196 reversões, ou seja, vidas superiores a 98 ciclos, a amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$, terá de ser inferior a 610,16 MPa (equação (4.11)), e exigirá que a amplitude de deformação, $\Delta\varepsilon/2$, tenha um valor inferior a 1,61% (equação (4.14)).

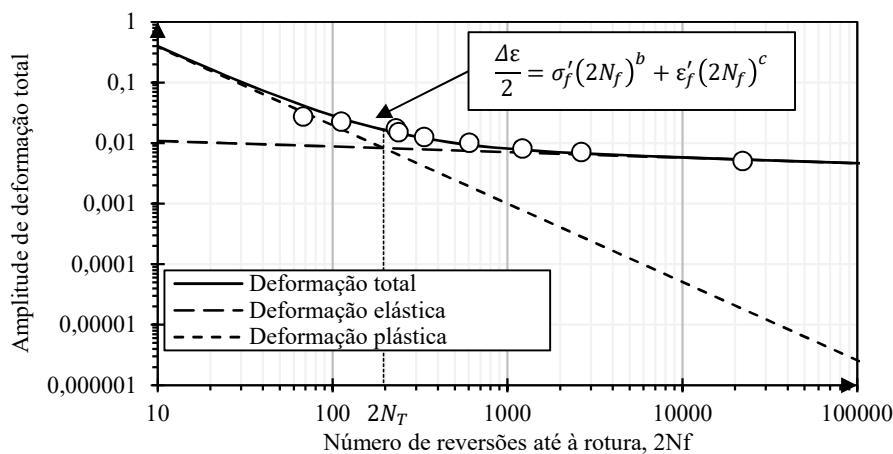


Figura 4.13. Representação da curva ajustada para a amplitude de deformação total, deformação elástica (curva vida-resistência) e deformação plástica (curva vida-ductilidade) em função do número de reversões até à rotura.

Com recurso às propriedades cíclicas Smith, Watson & Topper (1970) propuseram como método de previsão o parâmetro vulgarmente conhecido como parâmetro SWT (equação (4.15)).

$$\sigma_{m\acute{a}x} \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (4.15)$$

Com os resultados experimentais dos ensaios do grupo III (Tabela 4.8) foi realizada a previsão para o número de reversões, para cada estágio, recorrendo à equação (4.15).

Tabela 4.8. Número de ciclos até à rotura para cada estágio dos ensaios do grupo III calculados pelo método de previsão SWT

Grupo (Geometria)	Referência da Amostra	$\Delta\varepsilon_1/2$ (%)	$\sigma_{m\acute{a}x}^1$ [MPa]	$N_{f_{SWT}}^1$	$\Delta\varepsilon_2/2$ (%)	$\sigma_{m\acute{a}x}^2$ [MPa]	$N_{f_{SWT}}^2$
III (Figura 3.1)	AB1	1,255	563,490	167	0,708	559,060	690
	AB2	1,005	544,118	282	0,708	541,189	772
	AB3	1,254	556,108	171	0,506	542,095	3042
	AB4	1,004	534,333	295	0,506	517,492	3836
	BA1	0,707	550,133	732	1,254	560,286	169
	BA2	0,708	524,407	862	1,006	530,740	298
	BA3	0,508	503,414	4998	1,255	589,729	139
	BA4	0,507	526,764	3499	1,005	547,492	278

Como os ensaios do grupo III apresentam dois estágios de carregamentos diferentes, utilizou-se o modelo linear de acumulação de dano de Miner, que define que a ruína do provete se dá quando o dano acumulado, neste caso D^{SWT} , é igual a 1 (equação (4.16)), para calcular o número de ciclos esperado para o ensaio total

$$D^{SWT} = \frac{N^1}{N_{f_{SWT}}^1} + \frac{N_{te\acute{o}rico_{SWT}}^2}{N_{f_{SWT}}^2} = 1 \quad (4.16)$$

sendo N^1 o número experimental de ciclos do primeiro estágio e $N_{te\acute{o}rico_{SWT}}^2$ o número de ciclos teórico do segundo estágio tendo em conta o dano provocado pelo primeiro estágio do ensaio. Os parâmetros $N_{f_{SWT}}^1$, $N_{f_{SWT}}^2$ representam o número de ciclos até à rotura calculado através da equação (4.15) para as características de cada estágio, este cálculo recorre à amplitude de deformação e tensão máxima do primeiro e do segundo estágio, respetivamente (Tabela 4.8). A Figura 4.14 apresenta graficamente o número de ciclos até à rotura obtido experimentalmente *versus* o número de ciclos até à rotura obtido pelo método SWT combinado com a lei de Miner (equação (4.17)), estes resultados encontram-se sistematicamente apresentados na Tabela 4.9.

$$N_{f_{teórico_{SWT}}^{total}} = N^1 + \left(1 - \frac{N^1}{N_{f_{SWT}}^1}\right) N_{f_{SWT}}^2 \quad (4.17)$$

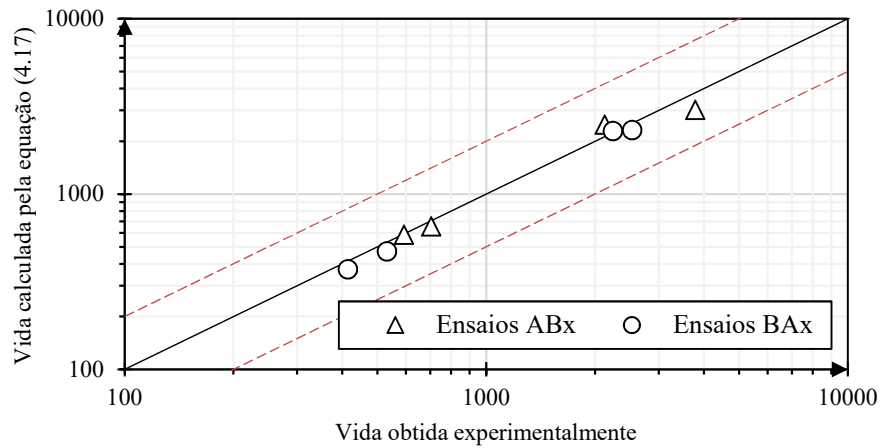


Figura 4.14. Representação da vida calculada pelo parâmetro SWT *versus* a vida medida experimentalmente para ensaios do grupo III.

Na Figura 4.14 estão representadas duas linhas vermelhas a tracejado estas representam um desvio de 50% entre a vida experimental e a vida obtida pelo método de previsão SWT.

Tabela 4.9. Número de ciclos teóricos até à rotura calculados com base no método de previsão SWT para os ensaios do grupo III.

Grupo (Geometria)	Referência da Amostra	$\Delta\varepsilon_1/2$ (%)	N^1	$\Delta\varepsilon_2/2$ (%)	N^2	N_f^{total}	$N_{teórico_{SWT}}^2$	$N_{f_{teórico_{SWT}}^{total}}$
III (Figura 3.1)	AB1	1,255	33	0,708	559	592	553	586
	AB2	1,005	68	0,708	637	705	585	653
	AB3	1,254	33	0,506	2091	2124	2455	2488
	AB4	1,004	68	0,506	3719	3787	2951	3019
	BA1	0,707	265	1,254	150	415	108	373
	BA2	0,708	265	1,006	267	532	206	471
	BA3	0,508	2216	1,255	26	2242	68	2284
	BA4	0,507	2216	1,005	319	2535	102	2318

4.1.3. Relação vida-energia

Para o cálculo da densidade de energia de deformação plástica, ΔW_p , é necessário o conhecimento da forma do circuito de histerese saturado. No presente estudo foi utilizado o anel de histerese da meia-vida. A área do circuito de histerese traduz a densidade de energia de deformação plástica, ΔW_p .

Fazendo a integração do anel de histerese de meia-vida correspondente a cada amplitude de deformação é possível obter o valor experimental da densidade de energia de deformação plástica. Através da equação (4.18) (Ellyin, 1997), representada graficamente em escala bi-logarítmica, é possível relacionar o valor de densidade de energia de deformação plástica, ΔW_p , com o número de reversões até à rotura, $2N_f$, conforme a equação (4.18).

$$\Delta W_p = k_p (2N_f)^{\alpha_p} \quad (4.18)$$

Os parâmetros k_p e α_p representam, respetivamente, a densidade de energia de deformação plástica dissipada para uma reversão e o declive da reta. Ambos os valores são apresentados na Tabela 4.10, bem como o coeficiente de correlação. Na Figura 4.15 a equação (4.18) é representada como a linha a tracejado, nela também são apresentados os valores medidos experimentalmente da densidade de energia de deformação plástica dissipada.

Tabela 4.10. Parâmetros da equação (4.18) para a alumínio 7075-T651

Coefficiente k_p [MJ/m ³]	50542
Expoente α_p	-1,518
Coefficiente de correlação, r	0,991

Por outro lado, é importante para o estudo do fenómeno de fadiga existirem métodos de previsão capazes de definir as suas principais variáveis. Para a densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo, ΔW_p , Morrow (1965) definiu a equação (4.19) para materiais do tipo Masing.

$$\Delta W_p = \frac{1 - n'}{1 + n'} \Delta \sigma \Delta \varepsilon_p \quad (4.19)$$

A gama de tensão, a gama de deformação plástica e o coeficiente de encruamento cíclico são, respetivamente, representados por: $\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon_p$, n' . Tendo por base a equação (4.19) foi feita a previsão do comportamento do material, apresentada de forma sistemática na Tabela 4.12 e representada graficamente na Figura 4.15.

Também existe uma expressão para materiais que não apresentam comportamento Masing. Para estes Lefebvre, (1984) propôs a equação (4.20).

$$\Delta W_p = \frac{1 - n^*}{1 + n^*} \Delta\sigma \Delta\varepsilon_p + \frac{2n^*}{1 + n^*} \delta\sigma_0 \Delta\varepsilon_p \quad (4.20)$$

sendo n^* o expoente de encruamento da *master curve* e $\delta\sigma_0$ uma medida de expansão cíclica da gama elástica utilizada para o cálculo da *master curve* ($\delta\sigma_0 = \Delta\sigma - \Delta\sigma^*$); e as variáveis $\Delta\sigma$ e $\Delta\varepsilon_p$ representam, respetivamente, a gama de tensão e a gama de deformação plástica. Na Figura 4.15 estão representados, graficamente, os valores da previsão para a densidade de energia plástica dissipada por ciclo, ΔW_p , obtidos por esta via, e na Tabela 4.12 são apresentados os valores de forma sistemática.

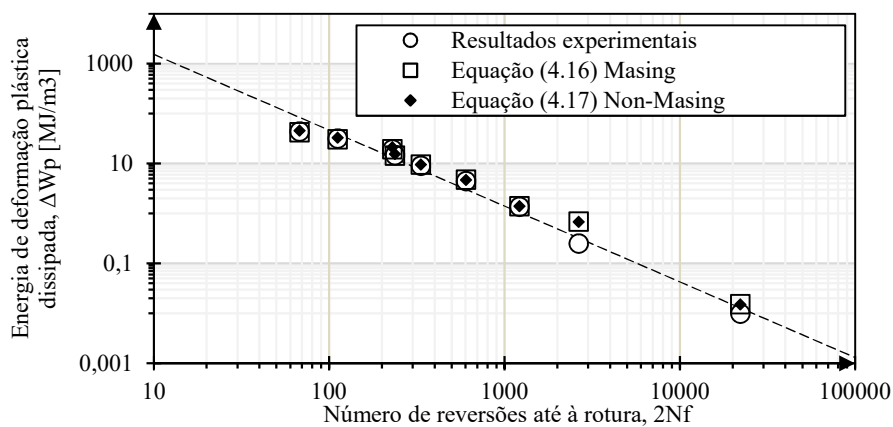


Figura 4.15. Representação dos resultados experimentais da densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo e respetiva curva ajustada, da densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo calculada para um comportamento do tipo Masing e do tipo *non*-Masing em função do número de reversões até à rotura.

Na Figura 4.16 é apresentada a comparação entre a densidade de energia de deformação plástica por ciclo medida experimentalmente com as calculadas pela abordagem que considera um material com comportamento do tipo Masing (equação (4.19)) e um material *non*-Masing (equação (4.20)). Na Figura 4.16 foram introduzidas duas linhas vermelhas a tracejado com uma tolerância de desvio de 50%. Como se verifica, há uma boa correlação entre os valores de energia obtidos por diferentes vias.

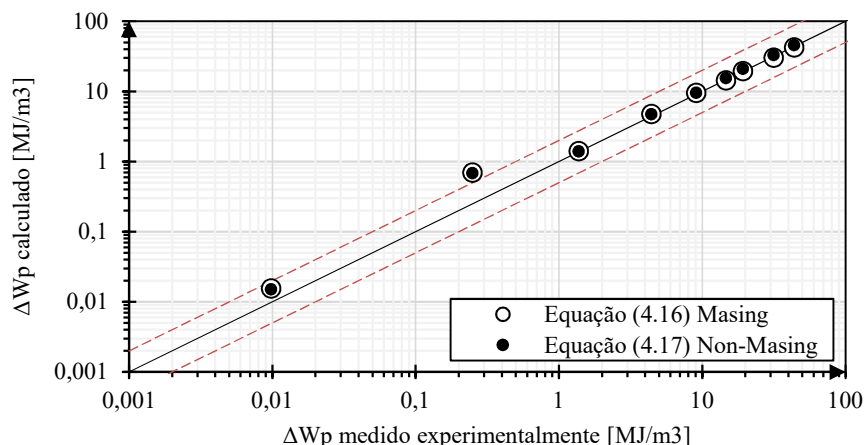


Figura 4.16. Representação da densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo calculada para um comportamento do tipo Masing e do tipo *non-Masing* versus o resultado experimental da densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo.

A densidade de energia de deformação total por ciclo, ΔW_t , calculada pela soma algébrica da densidade de energia de deformação plástica com a densidade de energia de deformação elástica positiva (equação (2.31)), pode ser relacionada com o número de reversões até à rotura, $2N_f$, pela equação (4.21)

$$\Delta W_t = \Delta W_p + \Delta W_{e+} = k_t (2N_f)^{\alpha_t} + \Delta W_{0_t} \quad (4.21)$$

sendo k_t e α_t dois coeficientes resultantes da interpolação dos dados experimentais e ΔW_{0_t} a energia associada à componente elástica positiva no limite de fadiga do material. Estes parâmetros são apresentados na Tabela 4.11.

Tabela 4.11. Parâmetros da equação (4.21) para a alumínio 7075-T651

Coefficiente k_t [MJ/m ³]	47223
Expoente α_t	-1,51
Energia associada à componente elástica positiva no limite de fadiga, ΔW_{0_t} [MJ/m ³]	1,063
Coefficiente de correlação, r	0,974

Os resultados experimentais da densidade de energia de deformação total e da densidade de energia de deformação elástica positiva são apresentados na Tabela 4.12. Na Figura 4.17 é representada a curva de ajustamento para a densidade de energia de deformação total, também a curva ajustada (equação (4.18) para a evolução da densidade de energia de deformação plástica em função do número de reversões até à rotura é representada na Figura 4.17.

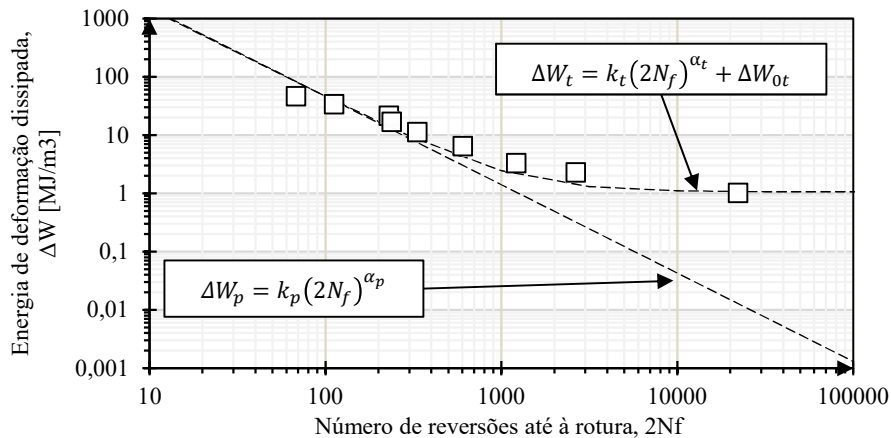


Figura 4.17. Representação dos dados experimentais da densidade de energia de deformação total por ciclo e respectiva curva de ajustamento e representação da densidade de energia de deformação plástica em função do número de reversões até à rotura.

Tabela 4.12. Resultados experimentais da ΔW_p , ΔW_{e^+} , e ΔW_t e resultados teóricos de ΔW_p para $R_\varepsilon = -1$

Grupo (Geometria)	Referência da amostra	$\Delta\varepsilon/2$ (%)	$2N_f$	ΔW_p [MJ/m^3]	ΔW_{e^+} [MJ/m^3]	ΔW_t [MJ/m^3]	ΔW_p Masing (equação(4.19))	ΔW_p Non-Masing (equação(4.20))
I (Figura 3.1)	50_1S	0,506	22168	0,010	1,014	1,024	0,016	0,015
	70_1S	0,707	2650	0,250	2,045	2,295	0,697	0,696
	80_1S	0,807	1218	1,377	1,957	3,333	1,408	1,415
	100_1S	1,005	604	4,420	2,130	6,550	4,785	4,779
	125_1S	1,254	334	9,088	2,222	11,310	9,598	9,667
II (Figura 3.2)	150_1S	1,504	238	14,663	2,452	17,115	14,403	14,413
	175_1S	1,754	230	19,242	2,479	21,721	19,609	19,440
	225_1S	2,253	112	31,492	2,688	34,180	30,569	30,432
	275_1S	2,753	68	43,794	2,959	46,783	42,377	42,064

Na Figura 4.18 está representada a evolução da energia de deformação total durante o ensaio AB1 e BA1. Estes ensaios são caracterizados por apresentarem os mesmos blocos de carregamento, mas com ordem de aplicação contrária. O carregamento AB1 é um exemplo dos ensaios do grupo III com a nomenclatura do tipo ABx, em que o primeiro estágio tem uma amplitude de deformação maior que o segundo. Por esse facto, a densidade de energia de deformação total, ΔW_t , é maior nesse estágio, comparativamente ao estágio com menor amplitude de deformação. Além disso, pode observar-se de forma clara que a densidade de energia de deformação total apresenta valores constantes ao longo de cada

estágio. O ensaio BA1 é um exemplo dos ensaios com nomenclatura BAx em que o primeiro estágio tem uma amplitude de deformação mais pequena que o segundo estágio. A evolução da densidade de energia de deformação total no ensaio BA1 apresenta no primeiro estágio uma redução na densidade de energia de deformação total logo nos primeiros ciclos de vida, contudo estabiliza ao fim desses.

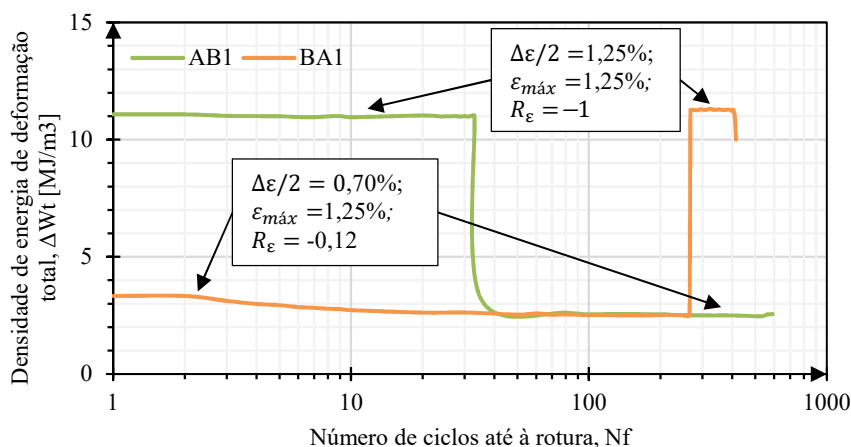


Figura 4.18. Evolução da densidade de energia de deformação total em função do número de ciclos para dois ensaios do grupo III (ensaio AB1 e BA1)

Assim como o exemplo apresentado na Figura 4.18, os restantes ensaios do grupo III apresentam uma variação de densidade de energia de deformação total ao longo de cada estágio praticamente desprezável, o que demonstra que este parâmetro é bastante estável. Assim sendo, na Tabela 4.13 são apresentados os resultados experimentais para a densidade de energia de deformação total para o ciclo de meia-vida de cada estágio dos ensaios do grupo III, sendo esta variável definida por ΔW_t^1 para o primeiro estágio e ΔW_t^2 para o segundo.

A equação (4.21), representada graficamente na Figura 4.17, relaciona a densidade de energia de deformação total com o número de reversões até à rotura para $R_\epsilon = -1$. Com recurso a ela é possível prever o número de ciclos até à rotura para a densidade de energia de deformação total de cada estágio dos ensaios do grupo III (Tabela 4.13).

Tabela 4.13. Resultados experimentais da densidade de energia de deformação total para cada bloco de carregamento dos ensaios do grupo III.

Grupo (Geometria)	Referência da amostra	$\Delta\varepsilon_1/2$ (%)	ΔW_t^1 [MJ/m ³]	$N_{f\Delta W_t}^1$	$\Delta\varepsilon_2/2$ (%)	ΔW_t^2 [MJ/m ³]	$N_{f\Delta W_t}^2$
III (Figura 3.1)	AB1	1,255	11,030	136	0,708	2,497	491
	AB2	1,005	6,490	203	0,708	2,371	521
	AB3	1,254	11,096	135	0,506	2,168	583
	AB4	1,004	6,378	206	0,506	1,959	670
	BA1	0,707	2,502	490	1,254	11,278	134
	BA2	0,708	2,485	494	1,006	6,519	203
	BA3	0,508	1,804	762	1,255	13,961	115
	BA4	0,507	2,014	645	1,005	6,553	202

Como os ensaios do grupo III apresentam dois estágios com carregamentos diferentes utilizou-se o modelo linear de acumulação de dano de Miner que define que a ruína do provete se dá quando o dano acumulado, neste caso $D^{\Delta W_t}$, for igual a 1 (equação (4.22)) com o objetivo de calcular o número de ciclos esperado para o ensaio total.

$$D^{\Delta W_t} = \frac{N^1}{N_{f\Delta W_t}^1} + \frac{N_{teórico\Delta W_t}^2}{N_{f\Delta W_t}^2} = 1 \quad (4.22)$$

O número de ciclos teórico (equação (4.23)), bem como o número de ciclos teórico para o segundo estágio, $N_{teórico\Delta W_t}^2$, encontram-se sistematicamente apresentados na Tabela 4.14.

$$N_{fteórico\Delta W_t}^{total} = N^1 + \left(1 - \frac{N^1}{N_{f\Delta W_t}^1}\right) N_{f\Delta W_t}^2 \quad (4.23)$$

Tabela 4.14. Número de ciclos teórico até à rotura calculados com base no método de previsão da densidade de energia de deformação total para os ensaios do grupo III.

Grupo (Geometria)	Referência da amostra	$\Delta\varepsilon_1/2$ (%)	N^1	$\Delta\varepsilon_2/2$ (%)	N^2	$N_{teórico}^2 \Delta W_t$	N_f^{total}	$N_{fteórico}^{total} \Delta W_t$
III (Figura 3.1)	AB1	1,255	33	0,708	559	743	592	776
	AB2	1,005	68	0,708	637	694	705	762
	AB3	1,254	33	0,506	2091	882	2124	915
	AB4	1,004	68	0,506	3719	898	3787	966
	BA1	0,707	265	1,254	150	123	415	388
	BA2	0,708	265	1,006	267	188	532	453
	BA3	0,508	2216	1,255	26	-	2242	-
	BA4	0,507	2216	1,005	319	-	2535	-

De notar que na Tabela 4.14 não é apresentado o valor do número teórico de ciclos para o segundo estágio do ensaio BA3 e do ensaio BA4. Para o seu cálculo é necessária a determinação do fator $N^1/N_f^1 \Delta W_t$ (equação (4.23)). Contudo, nos ensaios BA3 e BA4 o número de ciclos experimental é maior que o número de ciclos teórico para aquele estágio ($N^1 > N_f^1 \Delta W_t$), pelo que o dano acumulado atinge um valor superior a 1 ainda antes do final do primeiro bloco. Isto poderá ser explicado pelo facto de no método de previsão da densidade de energia de deformação total se ter considerado que esta última é a soma da densidade de energia de deformação plástica, ΔW_p , e da densidade de energia elástica positiva, ΔW_{e+} . Uma vez que o primeiro bloco do ensaio BA3 ($\Delta\varepsilon/2 = 0,50\%$) apresenta uma energia de deformação elástica positiva francamente maior que a do ensaio 50_1S realizado com $R_\varepsilon = -1$ (conforme representado na Figura 4.19a)), o que se justifica pelo facto de não ter ocorrido relaxação total da tensão média no primeiro estágio do ensaio BA3, e por isso a energia elástica positiva é relativamente maior do que no ensaio 50_1S. Assim sendo, foi considerada uma densidade de energia de deformação total, no primeiro bloco do ensaio BA3, superior ao que seria previsto. Sendo que por análise da Figura 4.17 quanto maior é a densidade de energia de deformação total, menor será o número de ciclos. A Figura 4.19b) é apresentada uma comparação entre o ensaio 50_1S e BA4, da qual se podem tirar as mesmas conclusões retiradas da Figura 4.19a).

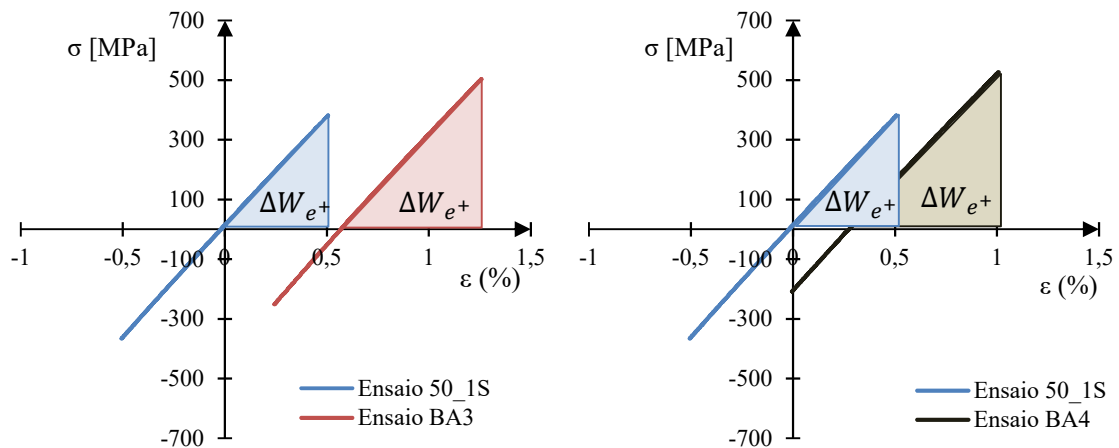


Figura 4.19. Comparação do circuito de histerese de meia-vida do ensaio 50_1S (azul) com o circuito de histerese de meia-vida do primeiro estágio do ensaio: a) BA3 b) BA4; e representação esquemática da densidade de energia de deformação elástica positiva de cada circuito de histerese

Na Figura 4.20 é representado o número de ciclos teórico até à rotura calculado através do método de previsão da densidade de energia de deformação total *versus* o número de ciclos até à rotura obtidos experimentalmente. Pelas razões referidas atrás, os ensaios BA3 e BA4 não estão representados. Também na Figura 4.20 são representadas 4 linhas de desvio percentual (50% e 66,7%) entre a vida determinada pelo método de previsão e a vida obtida experimentalmente.

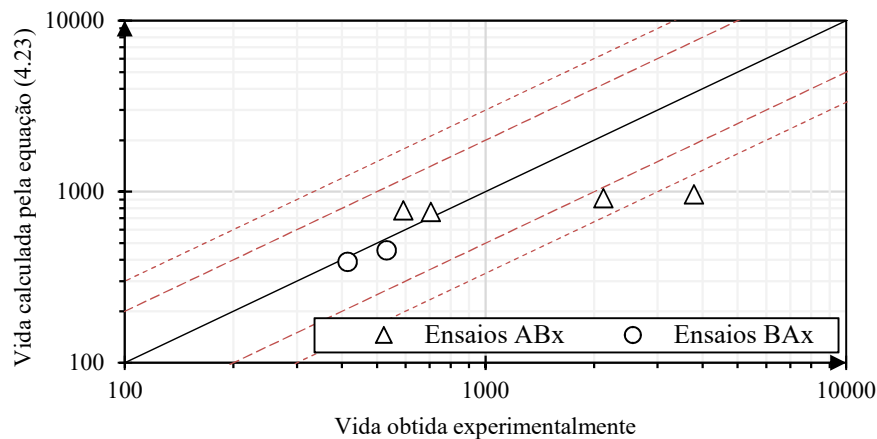


Figura 4.20. Representação da vida calculada pelo método de previsão da densidade de energia de deformação total *versus* a vida medida experimentalmente para ensaios do grupo III.

Um parâmetro energético menos estudado é a densidade de energia de deformação acumulada, ΔW^{ac} , podendo este ser calculado pela equação (4.24)

$$\Delta W^{ac} = \int_1^{N_f} \Delta W dN \quad (4.24)$$

sendo ΔW a densidade de energia de deformação dissipada por ciclo, e N_f o número de ciclos até à rotura.

Na Tabela 4.15 apresentam-se os valores da densidade de energia de deformação plástica acumulada, ΔW_p^{ac} , calculados através da equação (4.25), para os ensaios com razão de deformação igual a -1 , de forma aproximada, uma vez que se considerou que a densidade de energia de deformação plástica não sofre variações durante todo o estágio.

$$\Delta W_p^{ac} = \int_1^{N_f} \Delta W_p dN \Leftrightarrow \Delta W_p^{ac} \approx \Delta W_p N_f \quad (4.25)$$

sendo ΔW_p a densidade de energia de deformação plástica dissipada no ciclo de meia-vida, e N_f o número de ciclos até à rotura. Analogamente fez-se o cálculo da densidade de energia elástica positiva acumulada (Tabela 4.15), através da equação (4.26).

$$\Delta W_{e^+}^{ac} = \int_1^{N_f} \Delta W_{e^+} dN \Leftrightarrow \Delta W_{e^+}^{ac} \approx \Delta W_{e^+} N_f \quad (4.26)$$

sendo ΔW_{e^+} a densidade de energia de deformação plástica dissipada no ciclo de meia-vida. Da equação (4.25) e (4.26) é possível deduzir a densidade de energia de deformação total acumulada apresentada pela equação (4.27).

$$\Delta W_t^{ac} = \Delta W_p^{ac} + \Delta W_{e^+}^{ac} \Leftrightarrow \Delta W_t^{ac} \approx (\Delta W_p + \Delta W_{e^+}) N_f \quad (4.27)$$

A Figura 4.21 apresenta os resultados experimentais da densidade de energia de deformação total, plástica e elástica positiva acumulada em função do número de reversões até à rotura, $2N_f$. Estes encontram-se esquematizados na Tabela 4.15.

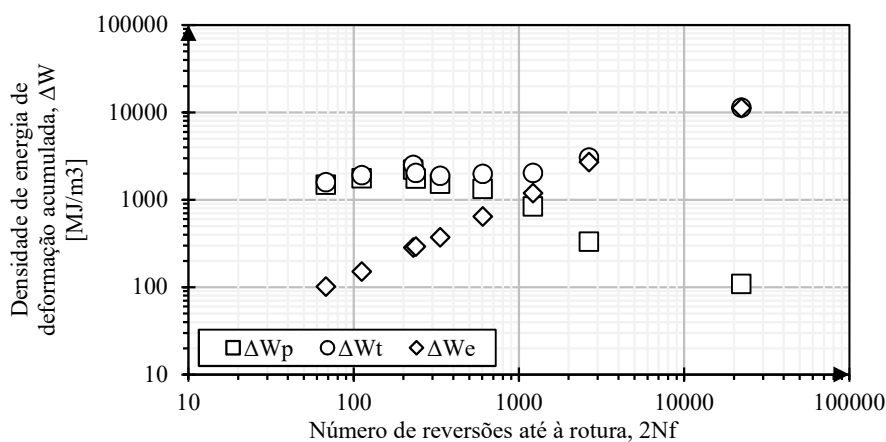
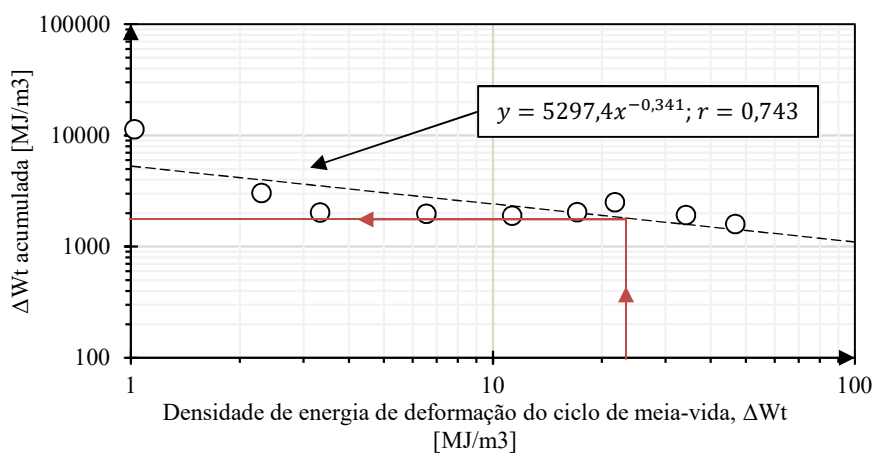


Figura 4.21. Representação da densidade de energia de deformação plástica, elástica positiva e total dissipada que foi acumulada durante todo o ensaio medida experimentalmente.

Tabela 4.15. Resultados das densidades de energia de deformação acumulada para $R_\varepsilon = -1$ (grupo I e grupo II).

Grupo (Geometria)	Referência da amostra	$\Delta\varepsilon/2$ (%)	$2N_f$	ΔW_p^{ac} [MJ/m ³] (equação (4.25))	$\Delta W_{e^+}^{ac}$ [MJ/m ³] (equação (4.26))	ΔW_t^{ac} [MJ/m ³] (equação (4.27))
I (Figura 3.1)	50_1S	0,506	22168	108,664	11237,719	11346,383
	70_1S	0,707	2650	330,933	2709,587	3040,521
	80_1S	0,807	1218	838,367	1191,654	2030,022
	100_1S	1,005	604	1334,829	643,139	1977,968
	125_1S	1,254	334	1517,728	371,060	1888,788
II (Figura 3.2)	150_1S	1,504	238	1744,872	291,758	2036,630
	175_1S	1,754	230	2212,873	285,085	2497,959
	225_1S	2,253	112	1763,555	150,531	1914,086
	275_1S	2,753	68	1488,984	101,643	1590,628

Com o objetivo de aplicar um método de previsão tendo por base a análise da densidade de energia de deformação total acumulada para os ensaios realizados com dois estágios, na Figura 4.22 é apresentada a relação da densidade de energia de deformação total acumulada (Tabela 4.15), com a densidade de energia de deformação total para o ciclo de meia-vida (Tabela 4.12) para os ensaios realizados com $R_\varepsilon = -1$ e uma curva de ajustamento. Por outro lado, também se relacionou, com base nos resultados experimentais, a densidade de energia de deformação total acumulada com o número de reversões até à rotura, também para os ensaios realizados com $R_\varepsilon = -1$ (Figura 4.23).

**Figura 4.22.** Representação da densidade de energia de deformação total acumulada em função da densidade de energia de deformação total (ensaios realizados em $R_\varepsilon = -1$).

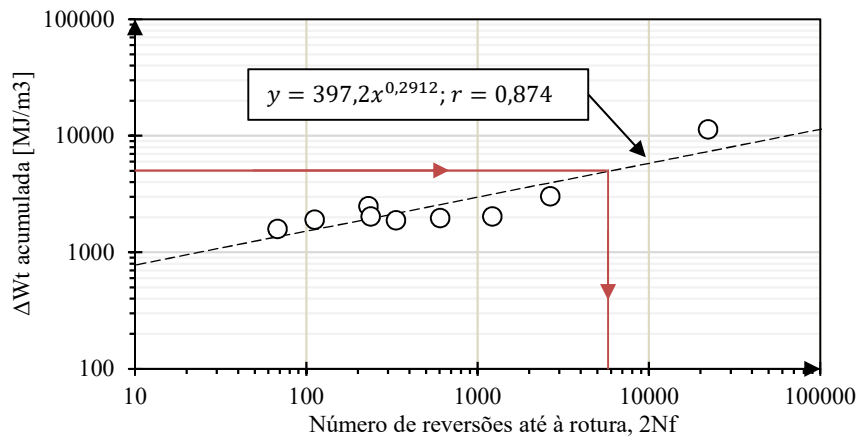


Figura 4.23. Representação da densidade de energia de deformação total acumulada em função do número de reversões até à rotura (ensaios realizados em $R_\epsilon = -1$).

Com recurso aos valores da densidade de energia de deformação total de cada estágio dos ensaios do grupo III (Tabela 4.13) e à curva de ajustamento apresentada na Figura 4.22 é possível calcular a densidade de energia de deformação total acumulada para cada bloco de carregamento.

Tabela 4.16. Densidade de energia de deformação total acumulada para cada estágio dos ensaios do grupo III.

Grupo (Geometria)	Referência da amostra	$\Delta\epsilon_1/2$ (%)	ΔW_t^{ac1} [MJ/m ³]	$N_{f_{\Delta W_t^{ac}^1}}^1$	$\Delta\epsilon_2/2$ (%)	ΔW_t^{ac2} [MJ/m ³]	$N_{f_{\Delta W_t^{ac}^2}}^2$
III (Figura 3.1)	AB1	1,255	2336,393	220	0,708	3875,956	1249
	AB2	1,005	2799,546	409	0,708	3944,859	1327
	AB3	1,254	2331,641	218	0,506	4067,317	1474
	AB4	1,004	2816,168	417	0,506	4209,110	1658
	BA1	0,707	3875,033	1248	1,254	2318,732	214
	BA2	0,708	3883,662	1257	1,006	2795,264	406
	BA3	0,508	4331,594	1829	1,255	2155,941	167
	BA4	0,507	4172,173	1608	1,005	2790,076	404

Posteriormente, com esse valor e utilizando a curva ajustada da Figura 4.23 é possível realizar uma previsão para o número de ciclos até à rotura para as características de cada bloco (Tabela 4.16). Com o objetivo de ter em conta o dano acumulado em cada estágio é aplicado um desenvolvimento da lei de Miner (equação (4.28)). Com a aplicação da Lei de

Miner é possível calcular o número de ciclos teórico do segundo bloco tendo em conta o dano no primeiro bloco.

$$D_{\Delta W_t^{ac}} = \frac{N^1}{N_f^1 \Delta W_t^{ac}} + \frac{N_{teórico}^2 \Delta W_t^{ac}}{N_f^2 \Delta W_t^{ac}} = 1 \quad (4.28)$$

Os parâmetros $N_f^1 \Delta W_t^{ac}$ e $N_f^2 \Delta W_t^{ac}$ representam o número de ciclos teórico até à rotura para um ensaio realizado com razão de deformação $R_\varepsilon = -1$, com as características dos blocos 1 e 2 dos ensaios do grupo III. O número de ciclos teórico total, $N_{fteórico}^{total} \Delta W_t^{ac}$, (equação (4.29)), assim como o número de ciclos teórico para o segundo bloco do ensaio, $N_{teórico}^2 \Delta W_t^{ac}$, encontram-se sistematicamente apresentados na Tabela 4.17.

$$N_{fteórico}^{total} \Delta W_t^{ac} = N^1 + \left(1 - \frac{N^1}{N_f^1 \Delta W_t^{ac}} \right) N_f^2 \Delta W_t^{ac} \quad (4.29)$$

Tabela 4.17. Número de ciclos teórico até à rotura calculados com base no método da densidade de energia de deformação total acumulada

Grupo (Geometria)	Referência da amostra	$\Delta\varepsilon_1/2$ (%)	N^1	$\Delta\varepsilon_2/2$ (%)	N^2	$N_{teórico}^2 \Delta W_t^{ac}$	N_f^{total}	$N_{fteórico}^{total} \Delta W_t^{ac}$
III (Figura 3.1)	AB1	1,255	33	0,708	559	1061	592	1094
	AB2	1,005	68	0,708	637	1106	705	1174
	AB3	1,254	33	0,506	2091	1251	2124	1284
	AB4	1,004	68	0,506	3719	1387	3787	1455
	BA1	0,707	265	1,254	150	169	415	434
	BA2	0,708	265	1,006	267	321	532	586
	BA3	0,508	2216	1,255	26	-	2242	-
	BA4	0,507	2216	1,005	319	-	2535	-

Da mesma maneira que no método de previsão da densidade de energia de deformação total, também na Tabela 4.17 são omitidos os valores do número teórico de ciclos do segundo bloco dos ensaios do grupo III. A razão da omissão é a mesma pela qual foram omitidos os valores para o método de previsão da densidade de energia de deformação total para o ensaio BA3 e BA4, i.e. como o número de ciclos experimental é maior que o

número de ciclos até à rotura no primeiro estágio ($N^1 > N_{f_{\Delta W_{ac}}}^1$) e, por isso, o dano associado ao primeiro estágio é superior a 1. A razão pela qual este erro poderá estar a acontecer é o facto da densidade de energia de deformação total no ensaio BA3 e BA4 ser significativamente superior à do ensaio 50_1S realizado em $R_e = -1$ (conforme representado na Figura 4.19).

Na Figura 4.24 é apresentado o número de ciclos até à rotura calculado através do método de previsão da densidade de energia de deformação total acumulada *versus* o número de ciclos até à rotura obtidos experimentalmente. Pelas razões apresentadas o ensaio BA3 e BA4 não são representados. Também na Figura 4.24 são apresentadas 4 linhas de desvio percentual (50% e 66,7%) entre a vida determinada pelo método de previsão e a vida obtida experimentalmente.

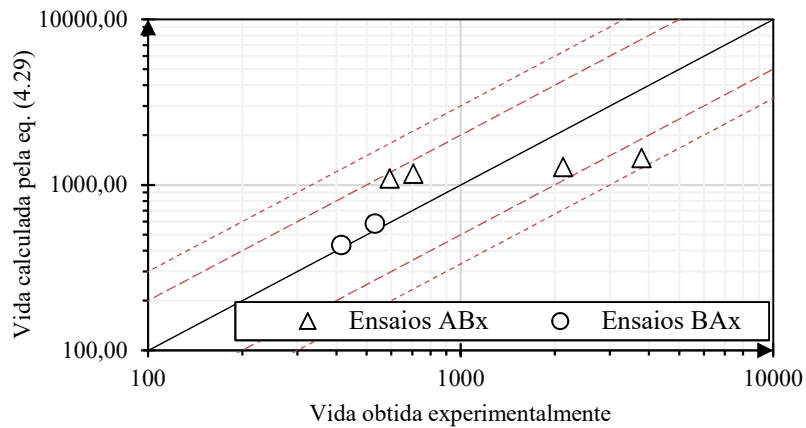


Figura 4.24. Representação da vida calculada pelo método de previsão da densidade de energia total acumulada *versus* a vida obtida experimentalmente para ensaios do grupo III.

4.2. Análise das superfícies de fratura

Depois da realização dos testes de fadiga oligocíclica as micrografias das superfícies de fratura analisadas foram obtidas por microscopia eletrônica de varrimento (SEM). As micrografias obtidas por SEM constituem superfícies de fratura obtidas com uma baixa ampliação e alta ampliação perto do local de iniciação de fenda, para as amplitudes de deformação de 0,5% e 1,25%, com razão de deformação: $R_\epsilon = -1$.

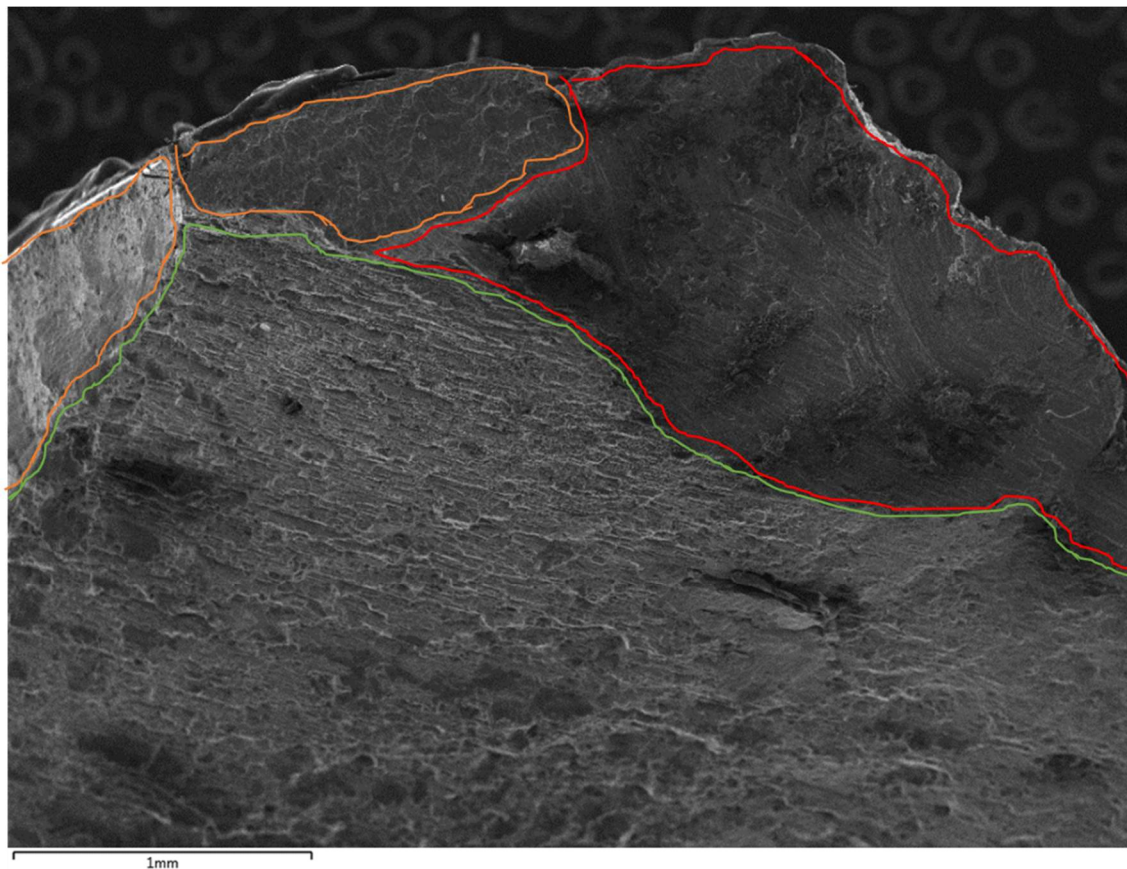


Figura 4.25. Micrografias SEM, das superfícies de fratura, para os ensaios com a mesma razão de deformação ($R_\epsilon = -1$) e amplitude de deformação igual a $\Delta\epsilon/2=1,25\%$ (ampl: 35x)

Na Figura 4.25 é possível observar duas zonas delimitadas por uma linha laranja, nessa zona dá-se a iniciação de fenda. Dessas duas zonas, a zona mais à direita apresenta alguma micro clivagem.

Na zona delimitada pela linha verde a fenda propaga estavelmente e a zona delimitada pela linha amarela representa a parte do provete que sofreu rotura total, apresentando grande deformação dúctil. É apresentada uma zona de iniciação de fenda relativamente pequena, típica de altos valores de amplitude de deformação

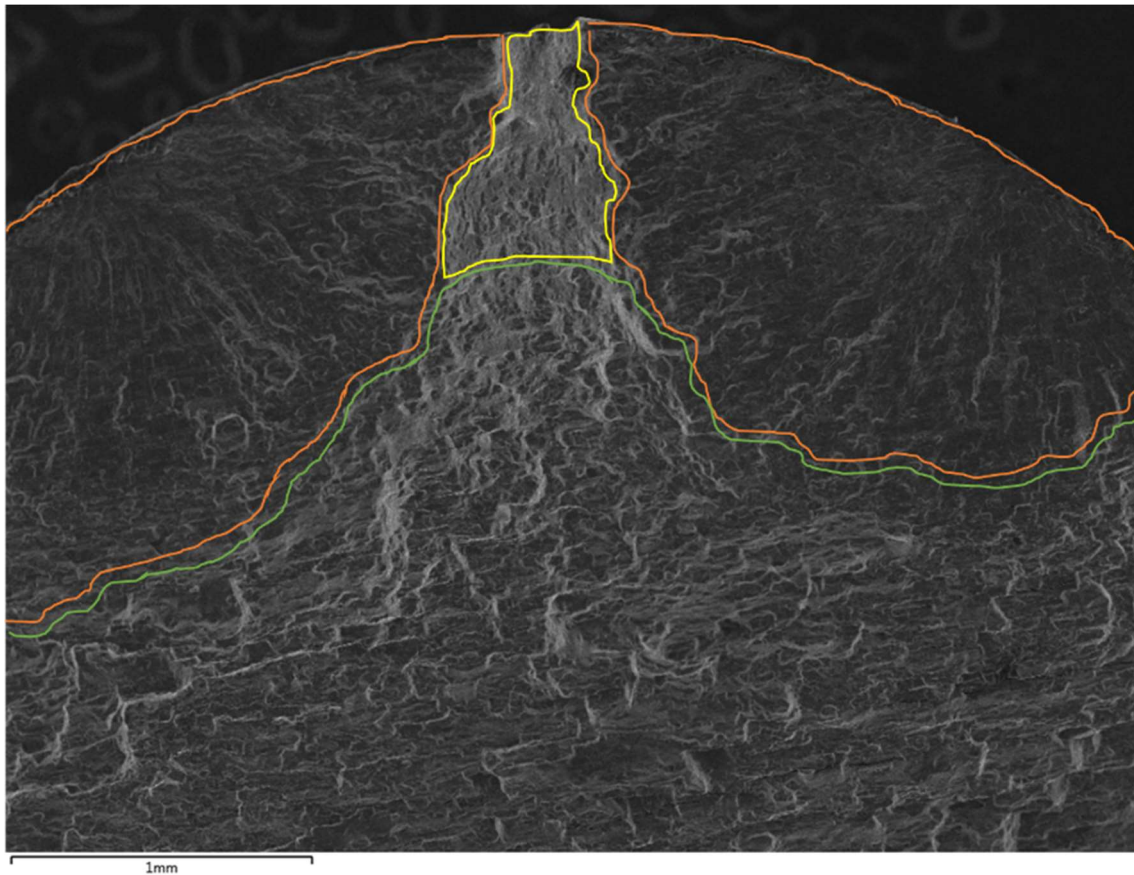


Figura 4.26. Micografias SEM, das superfícies de fratura, para os ensaios com a mesma razão de deformação ($R_\epsilon = -1$) e amplitudes de deformação igual a $\Delta\epsilon/2=0,50\%$ (ampl: 35x).

Na Figura 4.26 é perceptível a iniciação de fenda a partir de dois defeitos, áreas delimitadas a laranja, que posteriormente se unem, área delimitada a amarelo e a verde, propagando posteriormente de forma estável como uma única fenda. A diferença entre a zona delimitada a amarelo tem valores de propagação mais altos. As zonas delimitadas a laranja apresentam alguma micro clivagem e uma grande área, dado que a fase de iniciação de fenda é mais demorada para amplitudes de deformação menores.

Não são mencionados os ensaios do grupo III com dois estágios de carregamento diferentes, uma vez que, no geral a morfologia e os micro-mecanismos foram semelhantes aos dos ensaios realizados com maiores amplitudes de deformação $R_\epsilon = -1$, uma possível explicação será que a deformação máxima se mantém.

Sendo a liga de alumínio 7075-T651 uma liga de alta resistência torna-se um pouco difícil a análise das superfícies de fadiga, uma vez que estas não apresentam zonas com um micro-mecanismo típico de cada fase do fenómeno de fadiga, mas zonas com uma mistura de vários, entre os quais: micro-clivagem e coalescência de vazios.

5. CONCLUSÕES

5.1. Conclusão

Com o estudo realizado foi possível caracterizar o comportamento cíclico da liga de alumínio 7075-T651 no regime de fadiga oligocíclica, assim como prever a vida à fadiga para ensaios compostos por dois blocos com amplitudes de deformação distintas através de vários métodos de previsão.

O procedimento experimental abrangeu a caracterização da microestrutura do material e da resposta tensão-deformação cíclica, assim como a determinação das propriedades de resistência cíclica e ductilidade cíclica e aplicar três métodos de previsão de vida à fadiga para os ensaios compostos por dois estágios caracterizados por duas amplitudes de deformação distintas. Os ensaios foram realizados em controlo de deformação e segundo a norma ASTM E606 (2004). Da presente investigação conseguiram-se retirar algumas conclusões apresentadas a seguir:

- a liga de alumínio 7075-T651 apresentou um comportamento misto entre amaciamento e encruamento cíclico, sendo que para valores de amplitude de deformação inferiores a 1,1% o material apresentou comportamento de amaciamento cíclico e para valores superiores o material encruou;
- o grau de amaciamento cíclico não apresentou um comportamento linear para amplitudes de deformação mais baixas, contudo para amplitudes mais altas apresenta um comportamento linear decrescente;
- a forma dos anéis de histerese revela que o material se desvia do comportamento do tipo Masing;
- através da análise das curvas vida-deformação elástica e vida-deformação plástica foi possível calcular o número de reversões de transição ($2N_T = 196$);
- pela análise do número de ciclos até à rotura dos ensaios compostos (grupo III) é possível constatar que a troca da ordem dos blocos de carregamento não originou variações percentuais superiores a 33%;

- pela análise energética adotada é possível observar que existe uma boa correlação entre os valores medidos da densidade de energia de deformação plástica e os valores obtidos pelas equações que caracterizam um material do tipo Masing e *non*-Masing;
- através da comparação da curva de densidade de energia de deformação total com a curva de densidade de energia de deformação plástica (ambas função do número de reversões até à rotura) é possível afirmar que para vidas baixas, i.e. para amplitudes de deformação altas a densidade de energia de deformação elástica positiva é desprezável, sendo a densidade de energia de deformação plástica a que tem maior importância para a vida à rotura.
- foram desenvolvidos três modelos de previsão de vida à fadiga: o primeiro tendo por base o parâmetro SWT, sendo que este revelou melhor correlação entre a vida obtida teoricamente e a vida experimental; o segundo e o terceiro tiveram por base a densidade de energia de deformação total e a densidade de energia de deformação total acumulada, respetivamente, sendo que tanto um como o outro não tiveram uma boa aplicação para a amplitude de deformação de 0,5%;
- a análise das superfícies de fratura por SEM revelou os principais mecanismos para a rotura, sendo estes tipicamente clivagem e coalescência de vazios.

5.2. Propostas para investigações futuras

Com a presente dissertação foi possível estudar o comportamento elasto-plástico da liga de alumínio 7075-T651 e utilizar vários métodos de previsão para ensaios com amplitude de deformação variável. Contudo, é possível enumerar algumas questões que poderão ser desenvolvidas com em futuras investigações, tais como:

- Desenvolver um modelo numérico elasto-plástico capaz de definir o comportamento elasto-plástico cíclico da liga de alumínio 7075-T651;
- Estudar o efeito de pré-deformação cíclica e monótona, e o efeito da aplicação de sobrecargas periódicas no comportamento elasto-plástico cíclico desta liga de alumínio no domínio de fadiga oligocíclica;
- Reformular o método de previsão da densidade de energia de deformação total e da densidade de energia de deformação total acumulada, utilizando a densidade de energia de deformação elástica no lugar da densidade de energia de deformação elástica positiva.
- Estudar o efeito da variação do tempo de aplicação de cada bloco de carregamento na vida à fadiga para as diferentes amplitudes e razões de deformação utilizadas;
- Utilizar as propriedades obtidas para previsão de vida em peças entalhadas sujeitas a carregamentos uniaxiais e multiaxiais;
- 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.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASTM E606. (2004). *Standard practice for strain -controlled fatigue testing*. ASTM International, West Conshohocken, PA, DOI: 10.1520/E0606-04E01.
- ASTM E739-91. (1998). *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress Life (S-N) and Strain-Life (e-N) Fatigue Data*.
- Bairstow, L. (1910). The elastic limits of iron and steel under cyclical stress variations. *Phil. Trans. Roy. Soc. A*, 210.
- Basquin, O. H. (1910). *The exponential law of endurance tests*. American Society for testing and Materials, ASTM 10 (II), 625-630.
- Borrego, L. P. (2001). *Fatigue crack growth under variable amplitude load in an AlMgSi alloy*. PhD Thesis. Departamento de Engenharia Mecânica. Universidade de Coimbra.
- Branco, R., Costa, J. D., Borrego, L. P., Wu, S. C., Long, X. L., & Zhang, F. Y. (2019). Effect of strain ratio on cyclic deformation behaviour of 7050-T6 aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*, 129(May), 105234. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.105234>
- Budynas, R. G., & Nisbett, J. K. (2008). *Mechanical Engineering Design* (p. 57). p. 57. McGraw-Hill Education, 10th edition.
- Campbell, F. C. (2008). *Elements of metallurgy and engineering alloys*. Materials Park; OH: ASM International.
- Christ, H. J., & Mughrabi, H. (1996). *Cyclic stress-strain response and microstructure under variable amplitude loading*. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 19, 335-348.
- Coffin, L. F. (1954). *A study effects of cyclic thermal stresses on ductile metal*. *Transactions of ASME* 76, 931-950.
- Costa, J. D. (1991). *Análise da tolerância de defeitos em ligas de alumínio*. PhD Thesis. Departamento de Engenharia Mecânica. Universidade de Coimbra.
- Ellyin, F. (1997). *Fatigue damage, crack growth and life prediction*. Chapman & Hall, First edition, ISBN: 0-412-59600-8.
- Ewing, J. A., & Humfrey, J. C. (1903). *The fracture of metals under repeated alternations of stress* (pp. 241–250). pp. 241–250. *Philosophical Transactions of the Royal Society A200*.
- Farahmand, B., Bockrath, G., & Glasso, J. (1997). *Fatigue and Fracture Mechanics of High Risk Parts: Application of LEFM & FMDM theory*. Chapman & Hall, ISBN: 0-412-12991-4.
- Fatemi, A., & Vangt, L. (1998). <Cumulative fatigue damage and life.pdf>. 20(I), 9–34.
- Ghali, E. (2010). *Corrosion of Aluminum and Magnesium Alloys Understanding*,

Performance and Testing. Wiley Online Library.

- Golos, K., & Ellyin, F. (1987). *Generalization of cumulative damage criterion to multilevel cyclic loading*. (pp. 169–176). pp. 169–176. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 7.
- Golos, K., & Ellyin, F. (1988). *A total strain energy density theory for cumulative damage*. (pp. 36–41). pp. 36–41. *Journal of Pressure Vessel Technology* 110.
- Landgraf, R. (1970). *Achivement of high fatigue resistance in metals and alloys*. American Society for Testing and Materials, ASTM STP-467, 3-36.
- Lefebvre, D., & Ellyin, F. (1984). Cyclic response and inelastic strain energy in low cycle fatigue. *International Journal of Fatigue*, 6(1), 9–15.
- Manson, S. S. (1954). *Behaviour of materials under conditions of thermal stress*. NACA TN-2933, National Advisory Committee for Aeronautics.
- Masing, G. (1926). *Eigenspannungen und verfestigung beim messing*. 2nd International Congresso of Applied Mechanics. Zurich: Orell Fussli Verlag, 332-335.
- Morrow, J. D. (1965). *Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals*. International Friction, Damping and Cyclic Plasticity, American Society for Testing and Materials, ASTM STP 378, Philadelphia, 45-87.
- Pandey, V., Chattopadhyay, K., Santhi Srinivas, N. C., & Singh, V. (2017). Role of ultrasonic shot peening on low cycle fatigue behavior of 7075 aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*, 103, 426–435. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.06.033>
- Ramberg, W., & Osgood, W. R. (1943). *Description of stress-strain curves by three parameters*.
- Smith, R., Watson, & Topper, T. (1970). *A stress-strain parameter for the fatigue of metals*. (pp. 767–778). pp. 767–778. *Journal of materials*.
- Socie, D. (1987). *Multiaxial fatigue damage models* (pp. 293–298). pp. 293–298. *Journal of Engineering, Materials and Technology* 109.
- Steel, S., & Karl, J. O. (2013). *Thermomechanical Fatigue Life Prediction of Notched*.
- Suresh, S. (1998). *Fatigue of materials*. Cambridge University Press, 2nd Edition, ISBN: 9780521578479.
- Wöhler, A. (1871). *Tests to determine the forces acting on railway carriage axles and the capacity of resistance of the axles*. *Engineering*, 11.
- Zhang, Xuesong, Yongjun Chen, junling H. (2018). *Recent advances in the development of aerospace materials* (pp. 22–34). pp. 22–34. *Prog Aerosp Sci* 2018.
- Zhao, T., & Jiang, Y. (2008). Fatigue of 7075-T651 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue*, 30(5), 834–849. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2007.07.005>

