



UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

José Miguel Craveiro Santana

**ESTUDO DO EFEITO DA PRÉ-DEFORMAÇÃO NO
COMPORTAMENTO À FADIGA DA LIGA DE
MAGNÉSIO WE43**

**Dissertação no âmbito do Mestrado 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.**

Julho de 2023

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Estudo do efeito da pré-deformação no comportamento à fadiga da liga de magnésio WE43

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

Study of the pre-strain effect on the fatigue behaviour of WE43 magnesium alloy

Autor

José Miguel Craveiro Santana

Orientadores

Ricardo Nuno Madeira Soares Branco

José Domingos Moreira da Costa

Júri

Presidente	Professor Doutor Diogo Mariano Neto Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Catedrático da Universidade de Coimbra Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Associado com Agregação da Universidade de Coimbra

Vogais



Faculdade de
Ciências e
Tecnologias da
Universidade de
Coimbra

Coimbra, julho, 2023

Education is not the learning of facts, but the training of the mind to think.

Albert Einstein

Aos meus pais.

Agradecimentos

A realização desta dissertação de mestrado só foi conseguida com a colaboração e apoio de um conjunto de pessoas, a quem gostaria de deixar algumas palavras de agradecimento.

Aos orientadores, Professor Doutor Ricardo Branco e ao Professor Doutor José Domingos por toda a disponibilidade, dedicação, simpatia e excelente orientação ao longo da realização desta dissertação.

Ao Instituto Pedro Nunes pela disponibilidade e colaboração na análise por microscopia eletrónica de varrimento.

Aos meus pais, Graça Craveiro e Fernando Santana, pelo suporte e confiança que depositaram em mim ao longo destes anos e aos meus padrinhos pela inspiração e encorajamento para atingir o meu máximo potencial.

A todos os meus colegas de trabalho por todo o companheirismo e positivismo ao longo do meu percurso.

A todos os meus amigos, pelas vivências e memórias que levo comigo para a vida.

Resumo

As ligas de magnésio são cada vez mais utilizadas na indústria dada a sua elevada resistência mecânica tendo em conta a sua densidade. Devido a estas características, este tipo de materiais tem tido especial aplicação no setor aeronáutico. Neste setor, como em vários outros, os materiais estão sujeitos a carregamentos cíclicos. Deste modo, a rotura por fadiga torna-se num dos fatores mais prováveis para a falha em serviço destes componentes. Assim sendo, é importante conhecer as propriedades mecânicas cíclicas destes materiais para deste modo reduzir o risco de rotura por fadiga. Por outro lado, como os componentes são suscetíveis à ocorrência de estágios de pré-deformação, quer durante a fase de produção, quer durante a fase de montagem, é também importante perceber qual o efeito da pré-deformação no comportamento à fadiga.

Nesta dissertação, pretende-se estudar o efeito da pré-deformação na liga de magnésio WE43 quando solicitada no regime de fadiga oligocíclica. Numa primeira fase, realizaram-se ensaios de fadiga oligocíclica em controlo de deformação, com amplitudes de deformação a variar entre 0,5% e 1,1%, considerando valores de pré-deformação de 0%, 4% e 8%. Numa segunda fase, analisou-se a resposta tensão-deformação, tal como a relação deformação-vida e a relação energia-vida, comparando-se sempre o efeito da pré-deformação. Por fim, realizou-se uma análise das superfícies de fratura por microscopia eletrónica de varrimento para a observação dos principais mecanismos de fratura.

Os resultados obtidos a partir das curvas deformação-vida mostram que, para vidas mais curtas, a liga aparenta ter um melhor comportamento à fadiga quando é aplicada uma pré-deformação de 8%. Para vidas mais longas, a liga sem pré-deformação apresenta um melhor comportamento à fadiga.

Palavras-chave: Liga de magnésio, Fadiga oligocíclica, Pré-deformação, Amplitude de deformação, Ciclos de histerese.

Abstract

Magnesium alloys are progressively being used in industry due to their high mechanical strength in view of their density. Due to these characteristics, this type of material has special application in the aeronautical sector. In this sector, as in others, materials are subject to cyclic loading. Consequently, fatigue failure becomes one of the most likely factors for these components to fail in service. Therefore, it is important to know the cyclic mechanical properties of these materials to reduce the risk of failure due to fatigue. On the other hand, as the components experience pre-strain, either during the production phase or during the assembly phase, it is also important to understand the effect of pre-strain on the fatigue behaviour.

The main objective of the work presented is to study the pre-strain effect on the fatigue behaviour of WE43 magnesium alloy. In a first phase, tests were carried out in strain control, with strain amplitudes going from 0.5% to 1.1%, considering pre-strain values of 0%, 4% and 8%. In a second phase, the stress-strain response and the strain-life and energy-life relationships were obtained, always assessing the effect of pre-strain. Finally, the fracture surfaces were observed by scanning electron microscopy in order to identify the main fracture mechanisms.

The results from the strain-life curves showed that for shorter lives, the alloy seems to have better fatigue behaviour when an 8% pre-strain is applied. For longer lives, the alloy without pre-strain has better fatigue behaviour.

Keywords: Magnesium alloy, Low-cycle fatigue, Pre-strain, Strain amplitude, Hysteresis loop.

Índice

Índice de Figuras.....	ix
Índice de Tabelas.....	xi
Simbologia e Siglas.....	xiii
Simbologia.....	xiii
Siglas.....	xv
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Objetivos da investigação.....	2
1.2. Estrutura da dissertação.....	2
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
2.1. Fenómeno de fadiga.....	3
2.1.1. Efeito do carregamento.....	6
2.2. Fadiga Oligocíclica.....	8
2.2.1. Resposta tensão-deformação.....	8
2.2.2. Relação deformação-vida e tensão-vida.....	14
2.2.3. Relação energia-vida.....	15
2.3. Efeito da Pré-deformação.....	18
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	19
3.1. Material.....	19
3.2. Geometria dos provetes.....	20
3.3. Ensaio de fadiga oligocíclica.....	20
3.4. Equipamento utilizado.....	22
3.5. Análise das superfícies de fratura.....	22
4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS.....	25
4.1. Ensaio de fadiga oligocíclica.....	25
4.1.1. Resposta tensão-deformação cíclica.....	29
4.1.2. Resposta deformação-vida.....	37
4.1.3. Resposta energia-vida.....	40
4.2. Análise das superfícies de fratura.....	44
5. CONCLUSÕES.....	47
5.1. Conclusão.....	47
5.2. Propostas para investigações futuras.....	48
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	49

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Representação dos diferentes estágios do fenómeno de fadiga.....	4
Figura 2.2. Representação esquemática das bandas de escorregamento que conduzem à iniciação de fendas (B. Farahmand, G. Bockrath 1997).....	5
Figura 2.3. Representação dos diferentes tipos de carregamento: a) amplitude de tensão constante; b) amplitude de tensão variável; c) blocos de amplitudes de tensão alternados.....	6
Figura 2.4. Representação de tensão-deformação para diferentes variáveis de entrada cíclica: a) encruamento cíclico; b) amaciamento cíclico; c) relaxação da tensão média; d) <i>ratcheting</i> por deformação cíclica (F. Ellyin 1997).....	9
Figura 2.5. Representação gráfica de um circuito de histerese saturado (F. Ellyin 1997)..	10
Figura 2.6. Esquema ilustrativo da posição das curvas tensão-deformação cíclica e monótona relativamente aos circuitos estáveis.....	11
Figura 2.7. Representação esquemática da <i>master curve</i> num anel de histerese saturado (F. Ellyin 1997).....	13
Figura 2.8. Representação esquemática da <i>master curve</i> num anel de histerese saturado (F. Ellyin 1997).....	15
Figura 2.9. Representação gráfica da energia de deformação para um estado uniaxial de tensão (S. K. Koh 2002).	18
Figura 3.1. Geometria dos provetes utilizados nos ensaios de fadiga oligocíclica (unidades: mm).....	20
Figura 3.2. Equipamento utilizado nos ensaios de fadiga oligocíclica.....	22
Figura 4.1. Circuitos de histerese tensão-deformação em controlo de deformação de 0,5%: a) Sem pré-deformação; b) Pré-deformação de 4%; c) Pré-deformação de 8%...	27
Figura 4.2. Representação dos circuitos de histerese sobrepostos em controlo de deformação de 0,5% com 0%, 4% e 8% de pré-deformação.....	28
Figura 4.3. Variação da amplitude de tensão em função do número de ciclos, em controlo de deformação com razão de deformação, $R\epsilon = -1$: a) Para as amplitudes de deformação $\Delta\epsilon/2 = \pm 0,5\%$ e $\pm 0,8\%$, variando as pré-deformações (0%; 4%; 8%); b) Para as pré-deformações de 0% e 4%, variando as amplitudes de deformação $\Delta\epsilon/2 = \pm 0,5\%$, $\pm 0,7\%$, $\pm 0,8\%$, $\pm 0,9\%$, $\pm 1,0\%$, $\pm 1,1\%$	31
Figura 4.4. Variação da amplitude de tensão em função da vida adimensional, em controlo de deformação com razão de deformação, $R\epsilon = -1$: a) Para as amplitudes de deformação $\Delta\epsilon/2 = \pm 0,5\%$ e $\pm 0,8\%$, variando as pré-deformações (0%; 4%; 8%); b) Para as pré-deformações de 0% e 4%, variando as amplitudes de deformação $\Delta\epsilon/2 = \pm 0,5\%$, $\pm 0,7\%$, $\pm 0,8\%$, $\pm 0,9\%$, $\pm 1,0\%$, $\pm 1,1\%$	32
Figura 4.5. Curvas cíclicas da liga para as diferentes pré-deformações.....	34

Figura 4.6. Curvas de tensão-deformação cíclica para todas as amplitudes de deformação: a) Pré-deformação de 0%; b) Pré-deformação de 4%.....	35
Figura 4.7. Forma dos ciclos de histerese em coordenadas relativas, para as diferentes amplitudes de deformação e pré-deformações.....	36
Figura 4.8. Grau de amaciamento cíclico, CS , em função da amplitude de deformação para pré-deformações de 0%, 4% e 8%.....	37
Figura 4.9. Representação das curvas para a amplitude de deformação (elástica, plástica e total) em função do número de reversões até à rotura.	39
Figura 4.10. Variação da energia de deformação plástica dissipada por ciclo com o número de reversões até à rotura, em escala bi-logarítmica.	41
Figura 4.11. Representação gráfica dos valores para a energia de deformação plástica e total dissipada obtidos por ensaios experimentais e através de curvas ajustadas segundo a Equação (2.25) e da Equação (2.29).	43
Figura 4.12. Imagens dos provetes analisados por microscopia eletrónica de varrimento (SEM).	44
Figura 4.13. Micrografias SEM das superfícies de fratura da liga para diferentes amplitudes de deformação e pré-deformações: a) amplitude de deformação 0,5% com 0PD; b) amplitude de deformação 1,1% com 0PD, c) amplitude de deformação 0,5% com 4PD, d) amplitude de deformação 1,1% com 4PD.....	45
Figura 4.14. Micrografias SEM das superfícies de fratura da liga para diferentes amplitudes de deformação e pré-deformações: a) amplitude de deformação 0,5% com 0PD; b) amplitude de deformação 0,5% com 4PD; c) amplitude de deformação 1,1% com 0PD; d) amplitude de deformação 1,1% com 4PD.....	46

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1. Representação dos diferentes métodos utilizados para obtenção de uma curva tensão-deformação e respetivos esquemas de ciclos de deformação aplicados (F. Ellyin 1997).....	12
Tabela 3.1. Composição química da liga em estudo (wt.%) (Pereira et al. 2019).	19
Tabela 3.2. Parâmetros dos ensaios de fadiga oligocíclica.	21
Tabela 4.1. Parâmetros dos ensaios de fadiga oligocíclica.	29
Tabela 4.2. Constantes da curva tensão-deformação cíclica.....	33
Tabela 4.3. Constantes de resistência cíclica.	38
Tabela 4.4. Constantes de ductilidade cíclica.....	38
Tabela 4.5. Constantes da Equação (2.25).....	40
Tabela 4.6. Constantes da Equação (2.29).....	41
Tabela 4.7. Valores experimentais de ΔW_p , ΔW_t e valores teóricos ΔW_p e ΔW_t	43

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
 f – Frequência de carregamento
 m – Número de blocos de carga
 n' – Expoente de encruamento cíclico
 n^* – Expoente de encruamento cíclico da *master curve*
 k^* – Coeficiente de encruamento cíclico da *master curve*
 k' – Coeficiente de encruamento cíclico
 CS – Grau de amaciamento cíclico
 D – Dano total
 E – Módulo de elasticidade
 N^i – Número de ciclos do bloco de carga i
 N_f^i – Número de ciclos até à rotura do bloco de carga i
 N_f – Número de ciclos até a rotura
 R – Razão de tensão
 R_ε – Razão de deformação
 R^2 – Coeficiente de correlação
 W – Densidade de energia de deformação acumulada
 $\sigma_{m\acute{a}x}$ – Tensão máxima
 $\sigma_{m\acute{i}n}$ – Tensão mínima
 σ_R – Tensão de rotura
 σ_C – Tensão de cedência
 σ_a – Amplitude de tensão
 σ_m – Tensão média

σ_f' – Coeficiente de resistência cíclica

$\sigma_{m\acute{a}x}^1$ – Tensão máxima no primeiro ciclo

$\sigma_{m\acute{a}x}^{MV}$ – Tensão máxima no ciclo da meia vida

ε_a – Amplitude de deformação

$\varepsilon_{m\acute{a}x}$ – Deformação máxima

$\varepsilon_{m\acute{i}n}$ – Deformação mínima

ε_a – Amplitude de deformação

ε_m – Deformação média

ε_f' – Coeficiente de ductilidade cíclica

$\Delta\sigma$ – Gama de tensão

$\Delta\sigma/2$ – Amplitude de tensão

$\Delta\sigma^*$ – Gama de tensão no sistema de coordenadas auxiliares

$\Delta\varepsilon$ – Gama de deformação

$\Delta\varepsilon/2$ – Amplitude de deformação

$\Delta\varepsilon_p$ – Gama de deformação plástica

$\Delta\varepsilon_e$ – Gama de deformação elástica

$\Delta\varepsilon_p/2$ – Amplitude de deformação plástica

$\Delta\varepsilon_e/2$ – Amplitude de deformação elástica

$\Delta\varepsilon^*$ – Gama de deformação no sistema de coordenadas auxiliares

$\delta\sigma_0$ – Medida de expansão cíclica da gama elástica

ΔW – Densidade de energia de deformação dissipada por ciclo

ΔW_e – Densidade de energia de deformação elástica

ΔW_p – Densidade de energia de deformação plástica

ΔW_t – Densidade de energia de deformação total

ΔW_0 – Densidade de energia de deformação elástica no limite de fadiga

ΔW_e^+ – Densidade de energia de deformação elástica positiva

ΔW_{0t} – Densidade de energia de deformação elástica positiva no limite de fadiga

$d\varepsilon/dt$ – Taxa de deformação

Siglas

ASTM – *American Society for Testing and Materials*

IST – *Incremental step test*

MST – *Multiple step test*

SEM – Microscopia eletrónica de varrimento

SST – *Single step test*

PD – Pré-deformação

1. INTRODUÇÃO

As ligas de magnésio são ligas com uma densidade muito baixa comparativamente com as ligas convencionais mais utilizadas. Estas estão a ser bastante utilizadas na indústria aeronáutica. As ligas de magnésio estão a ser cada vez mais valorizadas e sendo até apontadas como um material de futuro no que toca à redução de peso estrutural. Estas ligas apresentam elevada resistência mecânica específica o que as torna fortes candidatas a projetos estruturais leves. No entanto, ainda têm uma aplicabilidade relativamente reduzida no ramo da engenharia, dado que as suas propriedades microestruturas e mecânicas ainda não são bem conhecidas e, por outro lado, têm um custo elevado. Dentro das várias ligas de magnésio é de destacar a liga WE43 por ser não inflamável e por apresentar uma resistência à corrosão considerada superior às restantes ligas de magnésio mais utilizadas, podendo até ser comparada com algumas ligas de alumínio utilizadas na área da aeronáutica (Pereira et al. 2019).

Componentes compostos por esta liga estão normalmente sujeitos a cargas cíclicas, sendo o risco de rotura por fadiga uma preocupação. Os valores de pré-deformação a que estes componentes estão sujeitos na fase de fabrico e de montagem são normalmente ignorados na fase de projeto, mas podem afetar, significativamente, a resistência à fadiga. Sendo assim, o estudo do fenómeno de fadiga, considerando cenários de pré-deformação, deve ser estudado para reduzir o risco de falha em serviço.

A falha por fadiga é um fenómeno sequencial caracterizado por três fases. Uma fase inicial onde ocorre a iniciação da fenda, uma segunda fase onde existe uma propagação estável da fenda e, por fim, uma fase onde ocorre rotura do material (Branco 2013).

Apesar dos estudos feitos nos últimos anos, vários fatores que afetam o comportamento à fadiga não estão bem compreendidos e, deste modo, é necessária uma investigação mais aprofundada. No que diz respeito à liga de magnésio escolhida nesta dissertação, o efeito da pré-deformação é um dos fatores que pode influenciar a vida dos componentes. Por outro lado, o seu comportamento elastoplástico cíclico também não está bem estudado. Deste modo, o principal objetivo passa por tentar quantificar o efeito da pré-deformação no comportamento da liga em regime de fadiga oligocíclica.

1.1. Objetivos da investigação

De forma sucinta, esta dissertação tem como objetivos:

- Estudar o comportamento da liga de magnésio WE43 em regime de fadiga oligocíclica em provetes sem pré-deformação;
- Estudar o comportamento da liga de magnésio em regime de fadiga oligocíclica em provetes com diferentes níveis de pré-deformação uniaxial de tração;
- Estudar o grau de amaciamento cíclico sem pré-deformação e para as diferentes pré-deformações aplicadas;
- Estudar as relações tensão-vida, deformação-vida e energia-vida, com e sem pré-deformação;
- Analisar as superfícies de fratura por microscopia eletrónica de varrimento e identificar os principais mecanismos de fratura.

1.2. Estrutura da dissertação

Esta dissertação encontra-se dividida em cinco capítulos. Neste capítulo, é feita uma introdução ao tema da dissertação e uma descrição sucinta dos objetivos principais da investigação. No capítulo dois, é realizada uma revisão bibliográfica sobre o fenómeno de fadiga em geral. No capítulo três, são realizadas as descrições dos procedimentos experimentais, assim como do material, dos equipamentos utilizados, da geometria do provete usado nos ensaios e dos carregamentos aplicados. No capítulo quatro, apresentam-se e discutem-se os resultados obtidos. Por fim, o capítulo cinco é dedicado às principais conclusões deste trabalho e à identificação de algumas propostas para investigações futuras.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Fenómeno de fadiga

A fadiga é uma alteração estrutural localizada, progressiva e permanente que ocorre em componentes sujeitos a diferentes tipos de deformação causados por tensões nominais de intensidades inferiores à resistência à tração do material. Através de um número variável de ciclos de carga, podem surgir fendas no material que podem levar à rotura deste (ASTM International n.d.). A fadiga pode ser descrita como sendo o fenómeno responsável pela diminuição gradual da capacidade de carga do material, levando assim à sua degradação, mesmo quando este está sujeito a tensões inferiores à tensão de rotura ou à tensão de cedência (E. da Rosa 2002). A fadiga pode surgir associada a outros fatores de dano, tais como fadiga-fluência, fadiga termomecânica, fadiga-corrosão, fadiga por contacto deslizante, fadiga por contacto rolante, fadiga por atrito, etc. (Suresh 1998), o que torna os fenómenos de acumulação de dano mais complexos.

O estudo do comportamento dos materiais em relação às falhas por fadiga foi iniciado pelo engenheiro alemão August Wöhler (1819-1914), que estudou o comportamento de eixos ferroviários quando sujeito a cargas cíclicas, dado que ocorria rotura para valores inferiores à tensão de cedência (Wohler 1871). Após esses primeiros estudos sobre o comportamento do material à fadiga, passou-se a caracterizar a fadiga por meio de curvas que relacionam a tensão aplicada com o número de ciclos até à rotura. Estas curvas são habitualmente denominadas por curvas S-N e a sua aplicação tem vindo a ser cada vez mais usual em diversas áreas de engenharia (B. Farahmand, G. Bockrath 1997).

Visualizando a Figura 2.1, a falha por fadiga é um processo sequencial caracterizado por três etapas. Uma primeira onde ocorre nucleação microscópica e a iniciação da fenda. Esta iniciação da fenda tende a ser mais recorrente num ponto da superfície do material. Existem várias razões que têm sido apontadas para este fenómeno, um deles diz que esta se forma através de distribuições de tensões não homogéneas causadas devido a um conjunto de fatores: um mau acabamento superficial, uma variação na dimensão da geometria ou a existência de entalhes, levando assim a picos de tensão na superfície. Esta iniciação pode

também ocorrer devido a rugosidades ou efeitos nefastos semelhantes, como corrosão ou fadiga por *fretting*.

A segunda etapa consiste na propagação estável da fenda até que esta tome dimensões críticas, deixando o componente incapaz de suportar a carga aplicada. A última etapa consiste no período de propagação instável da fenda que pode culminar na fratura repentina da secção transversal do componente mecânico (B. Farahmand, G. Bockrath 1997).

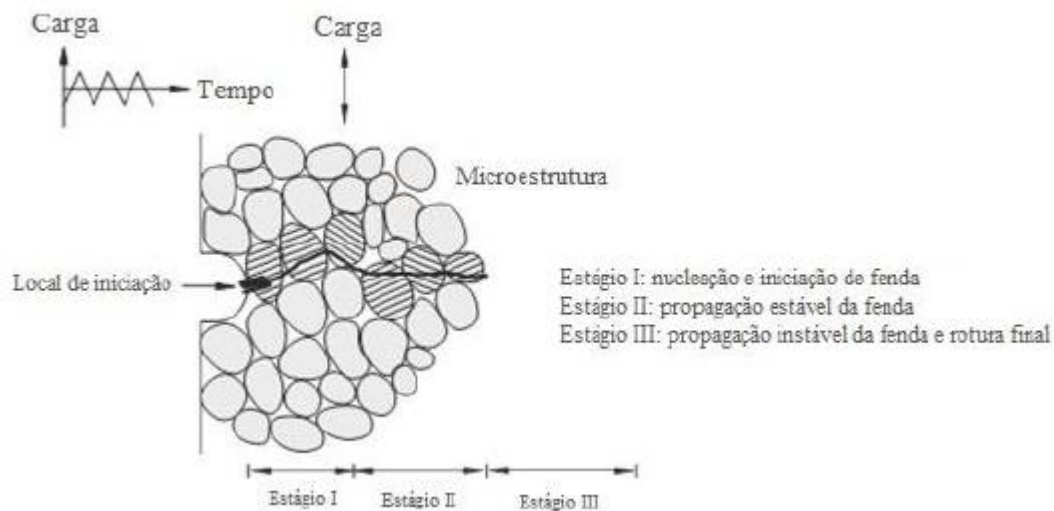


Figura 2.1. Representação dos diferentes estágios do fenómeno de fadiga.

De acordo com o estudo de Ewing e Humfrey (1903), a nucleação de fendas inicia-se a partir de micro-fendas em bandas de deslizamento. Estudos mais recentes demonstram que a nucleação destas microfissuras tende a surgir numa fase inicial do fenómeno de fadiga, no entanto, estas são praticamente invisíveis ao longo da vida dos componentes. Estas bandas de deslizamento são normalmente causadas devido a tensões de corte cíclicas, no entanto, estas tensões de corte nos planos cristalográficos variam consoante os grãos, dado que o escorregamento cíclico depende de vários fatores, tais como: o tamanho e forma do grão, orientação cristalográfica e anisotropia do material. Deste modo, à superfície do material existe maior tendência à ocorrência de escorregamento em alguns grãos do que noutros (Humfrey 1903).

Um material dúctil, sujeito a uma tensão uniaxial cíclica, é suscetível ao processo de iniciação de fendas à superfície. Este processo está representado na Figura 2.2. Como se pode verificar, no início há o aparecimento de bandas de escorregamento localizadas na superfície do material. Estas bandas podem também não só aparecer na superfície do

material, mas também em grãos orientados com a direção da carga aplicada. Inicialmente estas bandas têm um comportamento reversível, isto é, com a ação do carregamento, elas tornam-se visíveis, mas quando o nível de carregamento diminui elas desaparecem. Com o decorrer dos ciclos de carga, estas bandas podem tornar-se irreversíveis e permanentes no material, podendo resultar na aparição de extrusões e intrusões que se caracterizam como locais propícios ao aparecimento de microfissuras devido às concentrações de tensão. Na fase de propagação estável da fenda, é de notar que devido à orientação das bandas de escorregamento primárias, esta não segue obrigatoriamente uma direção perpendicular à direção da carga. Isso, geralmente, ocorre numa fase mais avançada, para a qual a fenda já tende a progredir perpendicularmente. Quando a fenda chega a um comprimento crítico, esta passa para uma propagação instável levando à rotura final do componente.

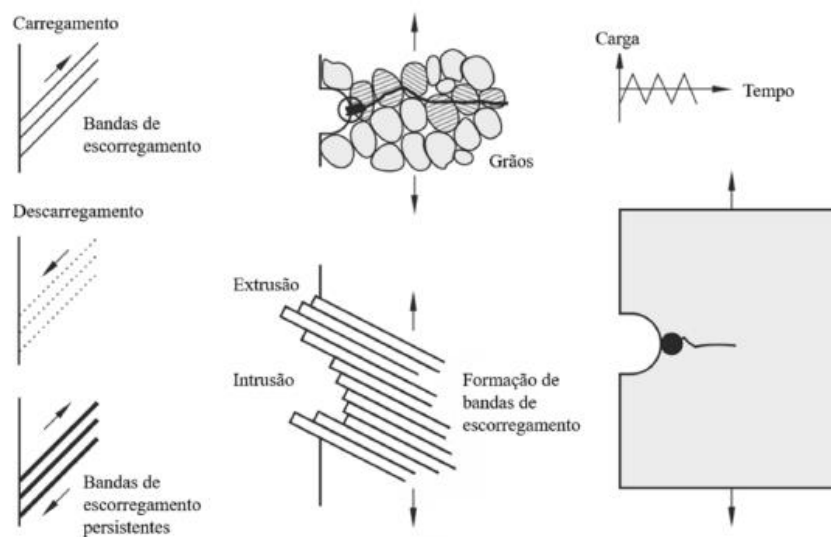


Figura 2.2. Representação esquemática das bandas de escorregamento que conduzem à iniciação de fendas (B. Farahmand, G. Bockrath 1997).

Estas bandas de escorregamento podem resultar de outros fatores. Um exemplo disso são os materiais policristalinos em que as bandas de escorregamento podem também resultar da orientação favorável dos grãos, mas também do movimento de deslocações no interior de grãos individuais ao longo de um plano de escorregamento. Este processo é diferenciado nestes materiais devido à existência de impurezas, precipitados, fronteiras de grão e inclusões que afetam os deslocamentos (Branco 2013).

Deste modo, devido à existência de diversas variáveis, tais como, a geometria, a microestrutura do material, o tamanho de grão, o carregamento e o ambiente, o fenômeno de fadiga é visto como um processo de degradação muito complexo (F. Ellyin 1997).

2.1.1. Efeito do carregamento

Todo o histórico de carga a que um componente mecânico está sujeito é um fator que se deve ter sempre em atenção no que toca à vida à fadiga desse mesmo componente. Existem diferentes ciclos de carga a que o componente pode estar sujeito. O mais simples, ocorre quando se obtém uma amplitude de tensão constante ao longo do tempo (Figura 2.3 a)). Ciclos como o representado na Figura 2.3 b) em que as amplitudes de tensão são aleatórias com o tempo são geralmente problemas de fadiga de difícil análise em termos de história de carga. Desse modo, para facilitar a análise, utilizam-se blocos de carga constituídos por ciclos com amplitudes de tensão constante, como se pode verificar na Figura 2.3 c).

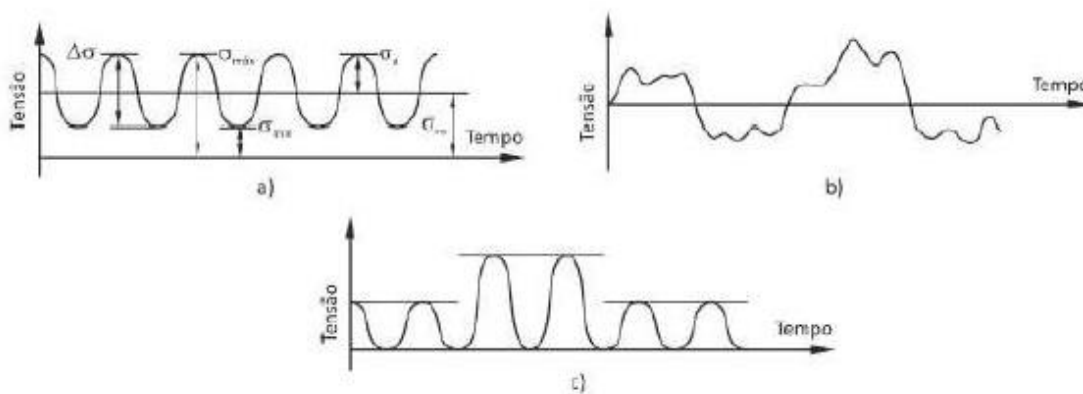


Figura 2.3. Representação dos diferentes tipos de carregamento: a) amplitude de tensão constante; b) amplitude de tensão variável; c) blocos de amplitudes de tensão alternados.

De entre os vários casos referidos anteriormente, os ciclos de tensão com amplitude constante são bastante próximos do que acontece em casos reais desde que se garanta que não existem desvios do histórico de carga. A gama de tensão, $\Delta\sigma$, é calculada através da seguinte equação:

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

onde $\sigma_{m\acute{a}x}$ e $\sigma_{m\acute{i}n}$ representam a tens\~ao m\~axima e a tens\~ao m\~inima, respetivamente, para um ciclo de carga completo. Tendo estas tens\~oes, pode-se assim calcular a amplitude de tens\~ao, σ_a , e a tens\~ao m\~edia, σ_m , com base na Equa\~cao (2.2) e na Equa\~cao (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 definir mais facilmente o tipo de carregamento aplicado, calcula-se, geralmente, um outro par\~ametro denominado por raz\~ao de tens\~ao, R . Esta raz\~ao de tens\~ao \~e obtida pela raz\~ao entre a tens\~ao m\~inima e a tens\~ao m\~axima para um ciclo de carga completo (Equa\~cao (2.4)). Em ensaios experimentais, h\~a dois valores de raz\~ao de tens\~ao que s\~ao muito utilizados, $R = -1$ e $R = 0$. Quando se utiliza uma raz\~ao de tens\~ao igual a 1, o ensaio diz-se alternado e apresenta uma tens\~ao m\~edia nula; j\~a quando este valor \~e 0, o ensaio diz-se pulsante e tem uma tens\~ao m\~inima nula.

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

Para estudos onde a vari\~avel de controlo \~e a deforma\~cao, existem express\~oes an\~alogas para a raz\~ao de deforma\~cao, R_ϵ , para a gama de deforma\~cao, $\Delta\epsilon$, para a amplitude de deforma\~cao, ϵ_a , e para a deforma\~cao m\~edia, ϵ_m , conforme as Equa\~coes (2.5), (2.6), (2.7) e (2.8).

$$R_\epsilon = \frac{\epsilon_{m\acute{i}n}}{\epsilon_{m\acute{a}x}} \quad (2.5)$$

$$\Delta\epsilon = \epsilon_{m\acute{a}x} - \epsilon_{m\acute{i}n} \quad (2.6)$$

$$\epsilon_a = \frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\epsilon_{m\acute{a}x} - \epsilon_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.7)$$

$$\epsilon_m = \frac{\epsilon_{m\acute{a}x} + \epsilon_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.8)$$

onde $\epsilon_{m\acute{i}n}$ e $\epsilon_{m\acute{a}x}$ s\~ao a deforma\~cao m\~inima e a deforma\~cao m\~axima, respetivamente.

A análise de carregamentos com amplitude de tensão variável pode ser feita a partir de modelos de acumulação de dano (Yang 1998). Segundo a lei de Miner, um dos modelos para esta análise, considera que cada ciclo causa um determinado dano microestrutural que influencia o dano total, D , induzido até à rotura (M.A. 1945). Esta lei pode escrever-se na forma seguinte:

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

sendo este dano causado por m blocos de carga, em que N^i é número de ciclos aplicados no bloco i e N_f^i o número total de ciclos até a rotura resultante da aplicação do bloco de carga i .

2.2. Fadiga Oligocíclica

De uma forma geral, a fadiga pode dividir-se em fadiga supercíclica e fadiga oligocíclica. No caso da fadiga supercíclica, as falhas costumam ocorrer acima dos 10^4 ciclos, dado que, esta está associada a tensões relativamente baixas para as quais prevalece a deformação elástica. A fadiga oligocíclica resulta de estados sujeitos a deformação plástica cíclica e está associada a tensões mais elevadas, levando assim a que as falhas ocorram normalmente abaixo dos 10^4 ciclos. Devido ao elevado número de falhas por fadiga oligocíclica, há necessidade de conhecer este tipo de fadiga de modo antecipar o comportamento do material quando sujeito a estas condições de carregamento (Hwang 2019).

2.2.1. Resposta tensão-deformação

Um material metálico quando submetido a deformação plástica apresenta um comportamento diferente do seu comportamento monótono, dado que este acumula dano para cada ciclo de carregamento. Este comportamento denomina-se por comportamento cíclico do material.

Na caracterização do material quando se realizam os ensaios laboratoriais, a escolha da variável controlada durante os ensaios pode levar a diferentes respostas. A partir da Equação (2.4) pode-se observar várias respostas tensão-deformação em função da variável

de controlo. Tendo como variável de controlo a deformação e uma razão de deformação, R_ϵ , de -1, pela Figura 2.4 a) e b), verifica-se a ocorrência de dois fenómenos diferentes. No caso da Figura 2.4 a), verifica-se a ocorrência de encruamento cíclico, isto é, com o aumento do número de ciclos existe um aumento da tensão. Na Figura 2.4 b), verifica-se amaciamento cíclico, ou seja, ocorre a diminuição da tensão com o aumento do número de ciclos. Existem outros tipos de resposta, mantendo-se como variável de controlo a deformação, conforme representado na Figura 2.4 c). Neste caso ocorre o fenómeno designado por relaxação da tensão média, ou seja, a tensão média vai diminuindo com o aumento do número de ciclos. No caso da Figura 2.4 d), pode-se ainda observar um outro fenómeno denominado por *ratcheting* por deformação cíclica, que é originado em controlo de tensão. A partir da Figura 2.4 c) e d) pode-se verificar que tanto o fenómeno de relaxação da tensão média como o fenómeno de *ratcheting* por deformação cíclica são caracterizados por ciclos de histerese abertos.

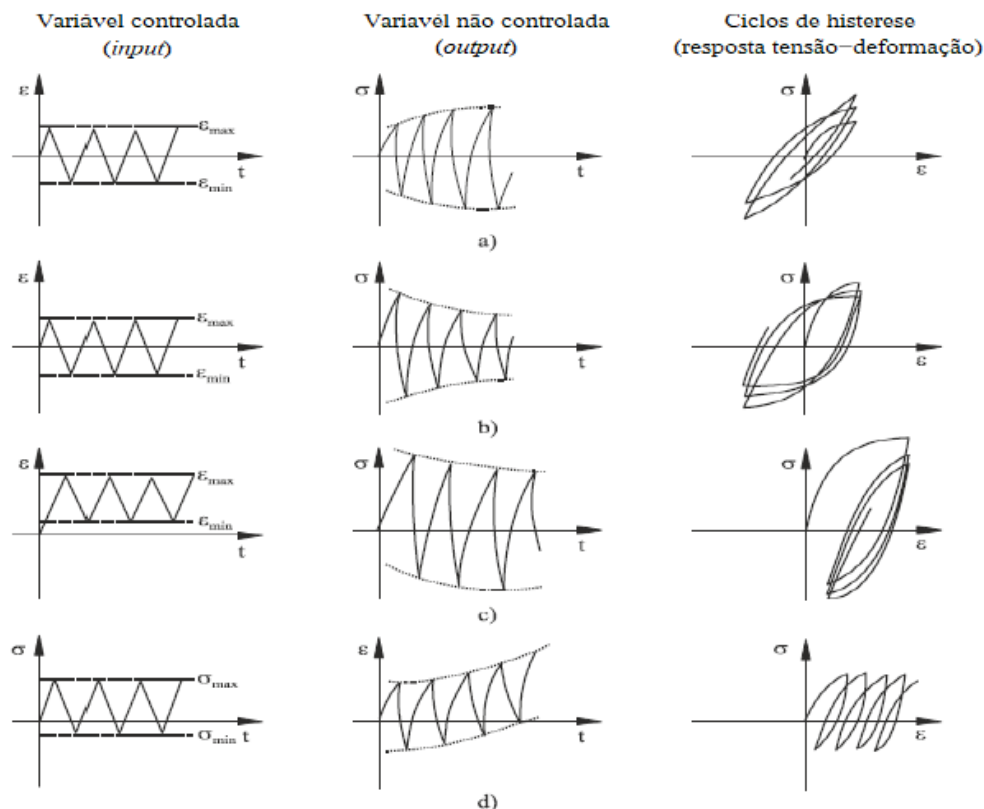


Figura 2.4. Representação de tensão-deformação para diferentes variáveis de entrada cíclica: a) encruamento cíclico; b) amaciamento cíclico; c) relaxação da tensão média; d) *ratcheting* por deformação cíclica (F. Ellyin 1997).

O comportamento do material em termos de endurecimento cíclico ou amaciamento cíclico pode ser previsto com base nas propriedades monótonas. De uma forma geral, os

materiais com uma relação entre a tensão de rotura (σ_R) e a tensão de cedência (σ_C) superior a 1,4 tendem a encruar. Quando esta relação é inferior a 1,2 o comportamento dos materiais tende a amaciar (R. W. Smith, M. H. Hirschberg 1963). Nos restantes casos, os materiais podem comportar-se de diferentes modos, isto é, podem sofrer encruamento, amaciamento, ou até apresentar um comportamento misto.

Durante ensaios que admitem carregamento cíclico, a resposta tensão-deformação do material pode não ser constante. Porém, é expectável que durante um determinado período o comportamento do material seja estável, ou seja o material apresenta ciclos de histerese com uma forma constante, ou quase constante, com o número de ciclos. Tipicamente, os ensaios realizados em controlo de deformação, quando se analisa a resposta tensão-deformação cíclica, apresentam uma resposta idêntica à representada na (Figura 2.5). A resposta tensão-deformação cíclica pode ser definida pelas amplitudes de tensão e deformação saturadas, representadas por $\Delta\sigma/2$ e por $\Delta\varepsilon/2$ respetivamente. A componente plástica da amplitude de deformação, $\Delta\varepsilon_p/2$, pode ser obtida através da relação entre as amplitudes de tensão total e de deformação total e do módulo de elasticidade, E , conforme Equação (2.10).

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \frac{\Delta\varepsilon}{2} - \frac{\Delta\sigma}{2E} \tag{2.10}$$

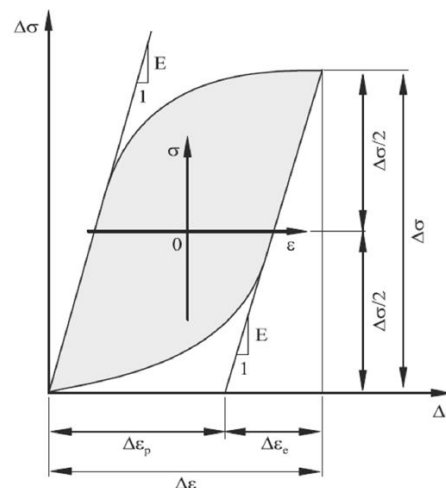


Figura 2.5. Representação gráfica de um circuito de histerese saturado (F. Ellyin 1997).

O comportamento cíclico de um material em regime estável pode ser descrito pela curva cíclica de tensão-deformação e esta pode ser conseguida através da junção das

extremidades de ciclos de histerese para diferentes amplitudes de deformação, obtidos através de ensaios experimentais realizados em controlo de deformação com razão de deformação, $R_\epsilon = -1$, como é visível na Figura 2.6.

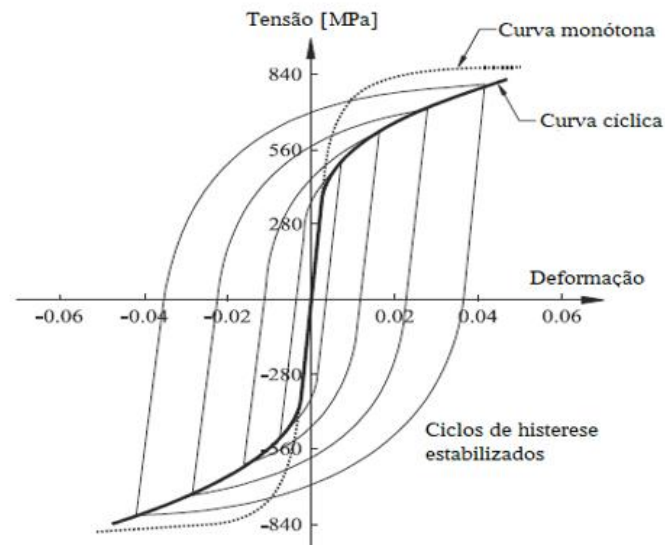
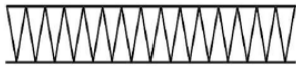
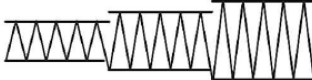
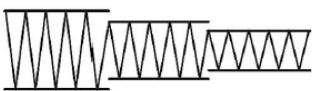



Figura 2.6. Esquema ilustrativo da posição das curvas tensão-deformação cíclica e monótona relativamente aos circuitos estáveis.

A obtenção da curva de tensão-deformação cíclica pode ser conseguida através de diferentes métodos, o *single step test* (STT), o *multiple step test* de sequência crescente ou decrescente (MST) e o *incremental step test* (IST). Dentro destes, destaca-se o SST, dado ser o método com maior precisão, sendo, por isso, o mais utilizado. Neste método, os ensaios são realizados para uma amplitude de deformação constante até à rotura do provete, e analisa-se a resposta estável do material, recorrendo, por norma, ao ciclo de meia-vida. Apesar de ser o método mais eficiente, este é o mais demorado e mais dispendioso. Já no método MST são aplicados blocos de deformação na amostra. Normalmente é mais frequente utilizarem-se blocos crescentes de deformação, porém é aconselhável a utilização de sequências decrescentes de deformação para evitar o efeito da tensão média. No método IST, aplicam-se blocos com amplitude de deformação crescente e decrescente. Este método é muito semelhante ao SST dado que para a representação da resposta tensão-deformação cíclica é suficiente utilizar os circuitos de histerese que se encontram saturados. Os métodos MST e o IST são utilizados como aproximações do método SST (R. Hales, S. R. Holdsworth, M. P. O'Donnell, I. J. Perrin 2002). Na Tabela 2.1 estão esquematizados os métodos definidos anteriormente.

Tabela 2.1. Representação dos diferentes métodos utilizados para obtenção de uma curva tensão-deformação e respetivos esquemas de ciclos de deformação aplicados (F. Ellyin 1997).

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

O comportamento estável tensão-deformação de um material sujeito a cargas de fadiga pode ser caracterizado, matematicamente, pela lei da potência (J. D. Morrow 1965) dada pela equação (2.11).

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = k' \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \right)^{n'} \quad (2.11)$$

As variáveis k' e n' representam, respetivamente, o coeficiente de encruamento cíclico e o expoente de encruamento cíclico. Estes parâmetros podem ser obtidos através da interpolação linear utilizando resultados experimentais. Relacionando a Equação (2.10) e a Equação (2.11), pode-se obter a curva de tensão-deformação cíclica, que se define pela Equação (2.12) e que relaciona a amplitude de deformação total e a amplitude de tensão total (Osgood 1943):

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (2.12)$$

onde $\Delta\varepsilon_e/2$ representa a amplitude de deformação elástica. Para a análise da resposta dos materiais sujeitos a carregamentos cíclicos, um aspeto muito importante é o conhecimento da forma dos anéis de histerese, o que não se consegue obter através da equação anterior. Deste modo, Georg Masing (1885-1956) foi um dos investigadores pioneiros a realizar estudos sobre a forma dos ciclos de histerese (Masing 1926). Desde então, um material diz-

se ter um comportamento do tipo *Masing* quando os ramos superiores dos ciclos de histerese podem ser descritos pela duplicação da curva tensão-deformação cíclica, descrita pela Equação (2.13) (Osgood 1943):

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma}{2k'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (2.13)$$

Para diferentes amplitudes de deformação, quando as extremidades dos circuitos sujeitos a compressão, sofrem uma translação para uma origem comum definida pela tensão de compressão máxima, estes originam uma única curva nos ramos superiores dos ciclos de histerese. O comportamento do tipo *Masing*, para um material polifásico, é criado quando as interações entre partículas e deslocações são pouco importantes para a deformação plástica, quando comparada com a interação entre deslocações (H. J. Christ and H. Mughrabi 1996).

Quando o efeito de *Masing* não existe nos materiais, pode-se recorrer à *master curve*, para se medir o desvio relativamente a um material do tipo *Masing*, sendo esta obtida considerando a resposta linear dos ramos superiores dos ciclos de histerese obtidos para diversas amplitudes de deformação, como está representado na Figura 2.7.

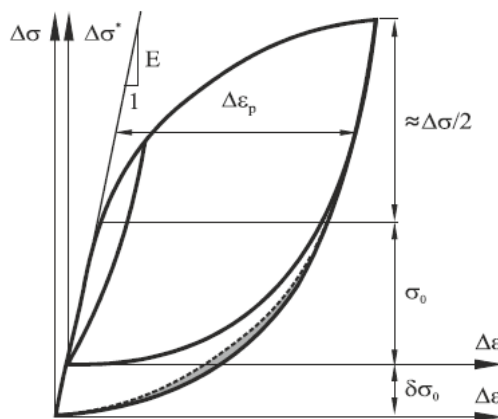


Figura 2.7. Representação esquemática da *master curve* num anel de histerese saturado (F. Ellyin 1997).

A *master curve* é representada pela Equação (2.14):

$$\Delta\varepsilon^* = \frac{\Delta\sigma^*}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma^*}{2k^*} \right)^{\frac{1}{n^*}} \quad (2.14)$$

sendo que nesta o ciclo de histerese tem o valor máximo de compressão coincidente com a origem do sistema de coordenadas ($\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon$). Como se pode verificar pela Figura 2.7, é utilizado um sistema de coordenadas auxiliares ($\Delta\sigma^*$, $\Delta\varepsilon^*$). As constantes k^* e n^* representam o coeficiente de encruamento cíclico e o expoente de encruamento cíclico,

respetivamente, medidos relativamente à origem 0^* . Ambos os sistemas de coordenadas podem ser relacionados pelas Equações (2.15) a (2.18) (F. Ellyin 1997):

$$\Delta\sigma^* = \Delta\sigma - \delta\sigma_0 \quad (2.15)$$

$$\Delta\varepsilon_p^* = \Delta\varepsilon_p \quad (2.16)$$

$$\Delta\varepsilon_e^* = \Delta\varepsilon_e - \frac{\delta\sigma_0}{E} \quad (2.17)$$

$$\Delta\varepsilon^* = 2k^* \left(\frac{\Delta\varepsilon_p^*}{2} \right)^{n^*} \quad (2.18)$$

em que $\delta\sigma_0$ representa o aumento do limite de tensão proporcional. Para se avaliar o desvio do comportamento do tipo *Masing* para um ciclo de histerese estável, pode-se recorrer à área entre o ramo inferior do ciclo de histerese original em regime estável ($\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon$) e o ramo inferior do ciclo de histerese associado à mudança de referencial ($\Delta\sigma^*$, $\Delta\varepsilon^*$), representado na Figura 2.7 pela pequena zona a cinzento. Desta forma podemos concluir que o desvio será maior quando a área compreendida entre os dois ramos for maior.

2.2.2. Relação deformação-vida e tensão-vida

Para se realizar uma previsão da vida à fadiga de um componente, é necessário o conhecimento das propriedades do material no estado estável. No que toca à relação deformação-vida, esta amplitude de deformação elástica pode ser definida pela Equação (2.19), que relaciona a amplitude de tensão e o número de reversões até à rotura (O. H. Basquin 1910):

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_f' (2N_f)^b \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e E}{2} = \sigma_f' (2N_f)^b \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b \quad (2.19)$$

sendo σ_f' o coeficiente de resistência cíclica, $2N_f$ o número de reversões até à rotura e b o expoente de resistência cíclica. Para a obtenção da amplitude de deformação plástica, recorre-se à Equação (2.20):

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (2.20)$$

onde ε_f' representa o coeficiente de ductilidade cíclica e c representa o expoente de ductilidade cíclica. Deste modo, pode-se obter a amplitude de deformação total somando algebricamente a amplitude de deformação elástica com a amplitude de deformação plástica, que resulta na Equação (2.21), designada como relação deformação-vida (Figura 2.8).

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

Analisando a Figura 2.8, é assim possível identificar o ponto da vida em que a componente elástica da deformação coincide com a componente plástica. Este ponto é identificado através do número de reversões de transição, $2N_T$. Para a obtenção do valor do número de reversões de transição, pode-se igualar a Equação (2.19), à Equação (2.20), substituindo-se N_f por N_T , dando origem à Equação (2.22).

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \Leftrightarrow \frac{\sigma'_f}{E} (2N_T)^b = \varepsilon'_f (2N_T)^c \Leftrightarrow 2N_T = \left(\frac{\varepsilon'_f \cdot E}{\sigma'_f} \right)^{-\frac{1}{c-b}} \quad (2.22)$$

Pode-se também constatar que, até ao número de reversões de transição, a componente plástica da deformação é dominante sobre a componente elástica. Após este número de ciclos, a componente elástica passa a ser dominante em relação à componente plástica.

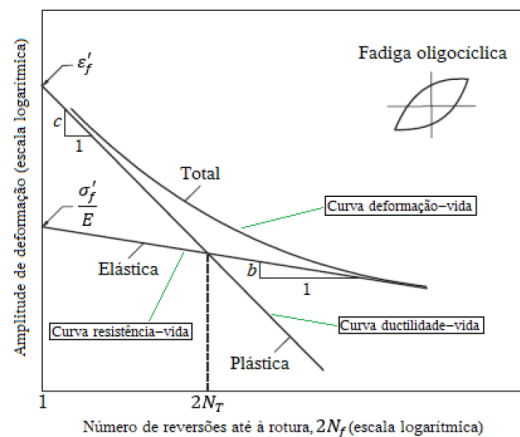


Figura 2.8. Relação entre as amplitudes de deformação elástica, plástica e total e o número de reversões até à rotura.

2.2.3. Relação energia-vida

Quando se trata de materiais submetidos a um carregamento cíclico, parte da energia fornecida é absorvida, sendo a restante praticamente dissipada na forma de calor. A energia absorvida, pode-se dividir em duas componentes, uma de carácter recuperável e outra de carácter irrecuperável. A energia absorvida é responsável pela alteração da estrutura de deslocações do material (Plumtree and Abdel-Raouf 2001).

Através da análise da resposta tensão-deformação é possível adquirir o valor da densidade de energia de deformação plástica. Quando se trata de um material do tipo *Masing*,

o valor da densidade de energia de deformação plástica, ΔW_p , pode ser calculado a partir da Equação (2.23) (J. D. Morrow 1965):

$$\Delta W_p = \frac{1-n'}{1+n'} \Delta\sigma \Delta\varepsilon_p \quad (2.23)$$

sendo $\Delta\sigma$ e $\Delta\varepsilon_p$ as gamas de tensão e de deformação, respetivamente, e n' o expoente de encruamento cíclico. Quando não se trata de um comportamento do tipo *Masing*, o valor da densidade de energia de deformação plástica pode ser obtido pela Equação (2.24) (D. Lefebvre and F. Ellyin 1984):

$$\Delta W_p = \frac{1-n'}{1+n'} \Delta\sigma \Delta\varepsilon_p + \frac{2n^*}{1+n^*} \delta\sigma_0 \Delta\varepsilon_p \quad (2.24)$$

onde $\delta\sigma_0$ representa uma medida de expansão cíclica da gama elástica (Figura 2.7) e n^* é o expoente de encruamento da *master curve*.

Leonard Bairstow (1880-1963), em 1910, demonstrou a importância da energia associada aos ciclos de histerese para a investigação do fenómeno de fadiga (L. Bairstow 1910). Mais recentemente, Lefebvre & Ellyin verificaram que cada material possui um limite de energia que consegue absorver e quando ultrapassado esse limite, dá-se o aparecimento de fendas que poderão conduzir à rotura do material (D. Lefebvre and F. Ellyin 1984). A análise realizada com base na densidade de energia de deformação considera normalmente duas componentes (Figura 2.9): a densidade de energia elástica, ΔW_e , representada pela zona cinzenta clara; e a densidade de energia de deformação plástica, ΔW_p , representada pela zona cinzenta escura. Em 1997, Ellyin relacionou a densidade de energia de deformação plástica com o número de ciclos até à rotura, através da seguinte equação (2.25) (F. Ellyin 1997):

$$\Delta W_p = k_p (2N_f)^{\alpha_p} \quad (2.25)$$

onde k_p e α_p são as constantes do material, sendo obtidas através de ensaios experimentais. Pode-se verificar, através da Figura 2.9, à medida que a vida de fadiga aumenta a componente da densidade de energia da deformação plástica deixa de ser um parâmetro fácil de calcular com precisão. Deste modo, é aconselhável utilizar a densidade de energia de deformação total, ΔW_t . Esta pode ser calculada através da soma das densidades de energia de deformação elástica e plástica, de acordo com a Equação (2.26).

$$\Delta W_t = \Delta W_e + \Delta W_p \quad (2.26)$$

Através desta abordagem, pode-se relacionar a energia de deformação total com a vida à fadiga segundo a equação (2.27):

$$\Delta W_t = k(2N_f)^\alpha + \Delta W_0 \quad (2.27)$$

onde k e α são constantes do material calculadas através de dados experimentais e ΔW_0 corresponde à densidade de energia elástica no limite de fadiga. Uma vez que esta abordagem não contempla o efeito da tensão média, Golos e Ellyin propuseram uma nova formulação para ter em conta esse efeito (Ellyin 1987) (Ellyin 1988). Esta formulação considera a soma algébrica da densidade de energia de deformação plástica, ΔW_p (zona cinzenta escura da Figura 2.9), com a densidade de energia da deformação elástica positiva, ΔW_{e+} (zona a tracejado da Figura 2.9) e pode ser expressa pela Equação (2.28).

$$\Delta W_t = \Delta W_p + \Delta W_{e+} \quad (2.28)$$

Segundo esta abordagem, surge um novo critério de rotura à fadiga definido pela Equação (2.29):

$$\Delta W_t = k_t(2N_f)^{\alpha_t} + \Delta W_{0_t} \quad (2.29)$$

sendo k_t e α_t constantes do material resultantes da interpolação dos dados experimentais, e ΔW_{0_t} a densidade de energia associada à componente elástica positiva no limite de fadiga do material.

A densidade de energia de deformação acumulada, W , também designada por tenacidade à fadiga, pode ser calculada pela soma da energia de deformação dissipada por ciclo durante todo o ensaio, conforme a Equação (2.30):

$$W = \int_1^{N_f} \Delta W \, dN \quad (2.30)$$

onde ΔW representa a energia de deformação dissipada por ciclo e N_f o número de ciclos até à rotura.

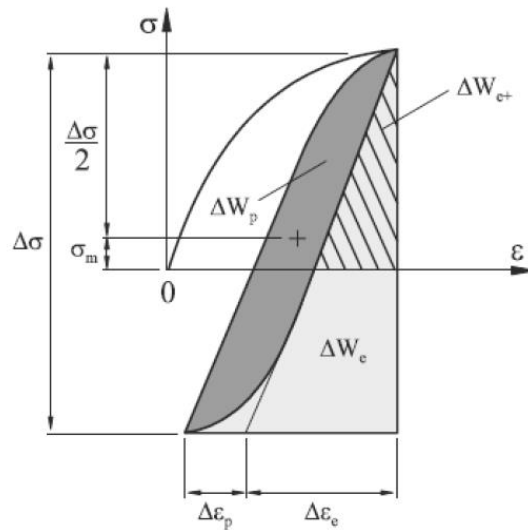


Figura 2.9. Representação gráfica da energia de deformação para um estado uniaxial de tensão (S. K. Koh 2002).

2.3. Efeito da Pré-deformação

Os fenômenos de fadiga são, mais frequentemente, estudados em materiais sem pré-deformação. Porém, embora não existam muitos estudos na literatura sobre esta temática, a pré-deformação tem-se revelado uma variável com influência no comportamento à fadiga. Alguns estudos têm identificado benefícios enquanto outros mostram ser prejudicial. Contudo, estas conclusões parecem depender do tipo de material e do valor da pré-deformação aplicada no material (Gustavwn and Melander 1995) (Garware, Kridli, and Mallick 2010). Os mecanismos associados a este fenômeno não são, ainda, muito claros.

Alguns estudos realizados em molas de alta resistência (Yang and Wang 1996) com diferentes níveis de pré-deformação foram um pouco inconclusivos, não tendo sido possível estabelecer relações bem definidas entre os graus de endurecimento ou amaciamento cíclico e os valores de pré-deformação aplicados. Em estudos realizados para outros materiais foram identificadas diferenças no comportamento à fadiga devido à aplicação de carregamentos de pré-deformação (Arora and Raghavan 1973) (White et al. 2018).

O efeito da pré-deformação pode afetar não apenas a vida à fadiga, mas também a forma dos ciclos de histerese. Alguns estudos mostram a ocorrência de assimetria dos ciclos de histerese bem como uma redução da amplitude de tensão para o mesmo valor de amplitude de deformação, podendo resultar num aumento da vida à fadiga dos materiais em relação aos provetes sem pré-deformação (Mroziński et al. 2023).

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo, é descrito o procedimento experimental utilizado para realizar os ensaios de fadiga oligocíclica na liga de magnésio WE43 realizados com e sem pré-deformação. Descreve-se, também, a metodologia adotada para observar as superfícies de fratura resultantes dos diferentes cenários de carregamento estudados.

3.1. Material

O material em estudo é a liga de magnésio WE43, que apresenta diversas vantagens quando comparada com outras ligas leves. Uma das vantagens é que o magnésio é um dos materiais mais abundantes na terra e no mar, sendo 100% reciclável e apresentando uma baixa densidade de cerca de 1.80g/cm^3 . Estas ligas possibilitam a produção de componentes com uma redução de peso de até 1/3 em relação a componentes constituídos por ligas de alumínio, igualmente utilizadas na indústria aeronáutica. Uma outra vantagem associada a estas ligas é a alta resistência mecânica específica, o que as torna fortes candidatas para aplicação em projetos estruturais leves. No entanto, estas ligas são mais caras do que as ligas de alumínio e o seu comportamento mecânico está menos estudado (Pereira et al. 2019).

Para o estudo em questão foi utilizado um material WE43 no estado T5 (Pereira et al. 2019). A composição química da liga em estudo encontra-se listada na Tabela 3.1.

Tabela 3.1. Composição química da liga em estudo (wt.%) (Pereira et al. 2019).

Elementos	Mínimo	Máximo
Mg	<i>Bal.</i>	
Y	3,7	4,3
Nd	2,0	2,5
Zr	0,2	1,0
Outros	---	1,0

3.2. Geometria dos provetes

A geometria dos provetes utilizados para a realização desta dissertação encontra-se representada na Figura 3.1. Os ensaios de fadiga oligocíclica foram realizados de acordo com as recomendações da norma ASTM E606 (2004).

Os provetes apresentam uma zona de prova com secção transversal retangular de 8 mm de largura, 3 mm de espessura e 15 mm de comprimento.

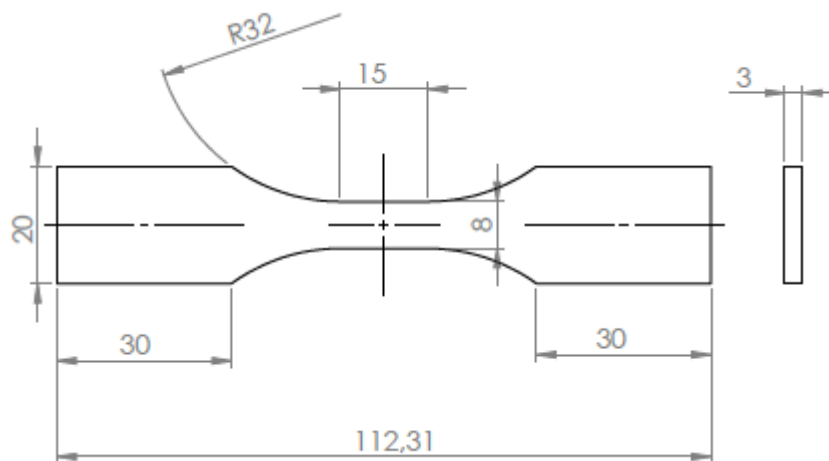


Figura 3.1. Geometria dos provetes utilizados nos ensaios de fadiga oligocíclica (unidades: mm).

Inicialmente, os provetes foram submetidos a um polimento na superfície da zona de prova. Este polimento foi necessário uma vez que o fenómeno de fadiga caracteriza-se pela iniciação de fendas à superfície. Com este polimento consegue-se diminuir a rugosidade, dificultando o processo de iniciação de fenda, obtendo-se um acabamento superficial espelhado. Este polimento foi executado manualmente através de 3 lixas (P500, P1200 e P2400), com duração de cerca de 3 minutos por lixa, diminuindo a granulometria das mesmas a cada execução. Para concluir o polimento, aplicou-se pasta de diamante de 3 μ m, a fim de melhorar o acabamento superficial.

3.3. Ensaios de fadiga oligocíclica

Os ensaios de fadiga oligocíclica foram realizados à temperatura ambiente, em controlo de deformação, com uma razão de deformação de -1, i.e, $R_{\epsilon} = -1$, recorrendo a uma onda do tipo sinusoidal. Para a realização destes ensaios experimentais, foi aplicado o

método SST, dado ser o método mais utilizado para ensaios de fadiga, com o intuito de obter as propriedades cíclicas do material.

Antes da realização dos ensaios de fadiga oligocíclica, aplicou-se, em alguns provetes, os valores de pré-deformação a considerar nos ensaios cíclicos. Na Tabela 3.2, estão descritas as variáveis consideradas neste estudo, tais como o número de provetes, as amplitudes de deformação e os valores da pré-deformação aplicados. As amplitudes de deformação total, $\Delta\varepsilon/2$, variaram entre $\pm 0,50\%$ e $\pm 1,10\%$. Um lote de provetes foi submetido a valores de pré-deformação de 4% e outro a valores de 8%. O ensaio terminou quando ocorreu rotura total do provete ou quando existiu uma queda na tensão de 50%.

A frequência de carregamento, f , é função da razão entre a taxa de deformação, $\frac{d\varepsilon}{dt}$, e a amplitude de deformação, $\Delta\varepsilon/2$, conforme a Equação (3.1). Nos ensaios efetuados foi utilizada uma taxa de deformação, $d\varepsilon/dt$, igual a $8 \times 10^{-3} s^{-1}$.

$$f = \frac{(d\varepsilon/dt)}{4(\Delta\varepsilon/2)} \quad (3.1)$$

Tabela 3.2. Parâmetros dos ensaios de fadiga oligocíclica.

Pré-deformação aplicada [%]	Referência da amostra	Amplitude de deformação total, $\Delta\varepsilon/2$ [%]
0%	D050	0,50
	D050_2	0,50
	D070	0,70
	D070_2	0,70
	D080	0,80
	D090	0,90
	D100	1,00
	D110	1,10
	4%	D050-PD4
D050_2-PD4		0,50
D070-PD4		0,70
D080-PD4		0,80
D080_2-PD4		0,80
D090-PD4		0,90
D100-PD4		1,00
D110-PD4		1,10
8%	D050-PD8	0,50
	D070-PD8	0,70
	D080-PD8	0,80
Total: 19 amostras		

3.4. Equipamento utilizado

Todos os ensaios foram realizados no Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra. A máquina utilizada nos ensaios foi uma máquina servo-hidráulica DARTEC, com 100 kN de capacidade de carga e controlada por computador (Figura 3.2). Foi utilizado o *software* Instron LCF, versão 7.02, tendo-se definido uma taxa de aquisição de duzentos pontos por ciclo. Os provetes foram fixados à máquina através de amarras hidráulicas. Nos ensaios, com o objetivo de medir a deformação, foi utilizado um extensómetro axial elétrico Instron 2620-601, com 12,5 mm entre lâminas. O extensómetro foi fixado na zona de prova com o auxílio de elásticos, conforme é possível visualizar na Figura 3.2.

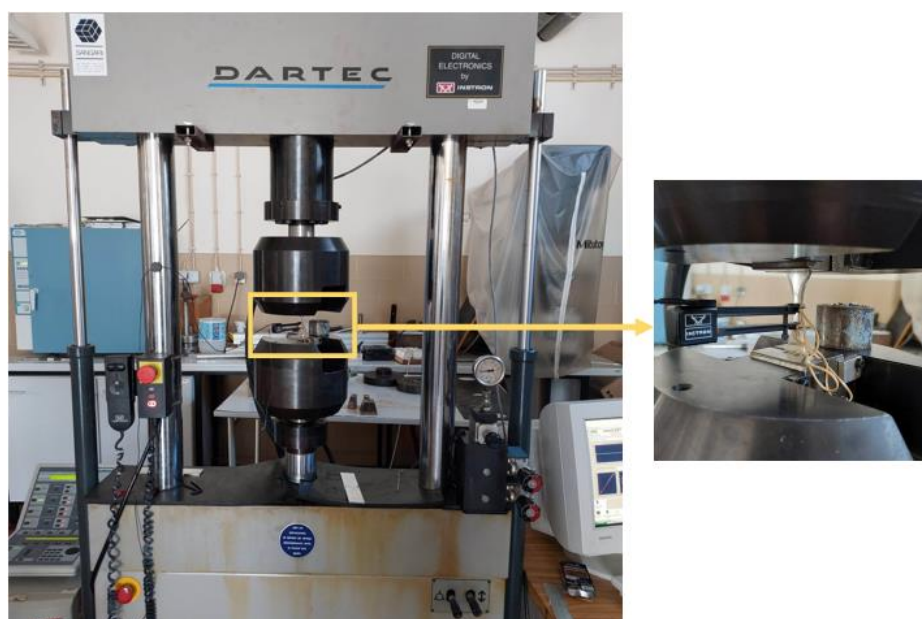


Figura 3.2. Equipamento utilizado nos ensaios de fadiga oligocíclica.

3.5. Análise das superfícies de fratura

O principal objetivo da análise das superfícies de fratura consiste em caracterizar as diferentes morfologias das amostras e identificar os principais mecanismos de rotura associados às diferentes amplitudes de deformação aplicadas, bem como às diferentes taxas de pré-deformação estudadas.

Após os ensaios de fadiga oligocíclica, analisou-se a superfície de fratura de alguns provetes através da microscopia eletrónica de varrimento (SEM) com recurso a um microscópio ZEISS Merlin. As micrografias foram guardadas em formato TIF.

Foram analisados provetes com gamas de deformação de 0,50% para taxas de pré-deformação de 0% e 4% e provetes com gamas de deformação de 1,10% para taxas de pré-deformação de 0% e 4%. Anteriormente à sua análise, os provetes foram cortados, com auxílio de uma serra mecânica, perpendicularmente ao seu eixo longitudinal. De seguida, procedeu-se à limpeza dos provetes por ultrassons, em banho de álcool, com uma duração de dez minutos por provete.

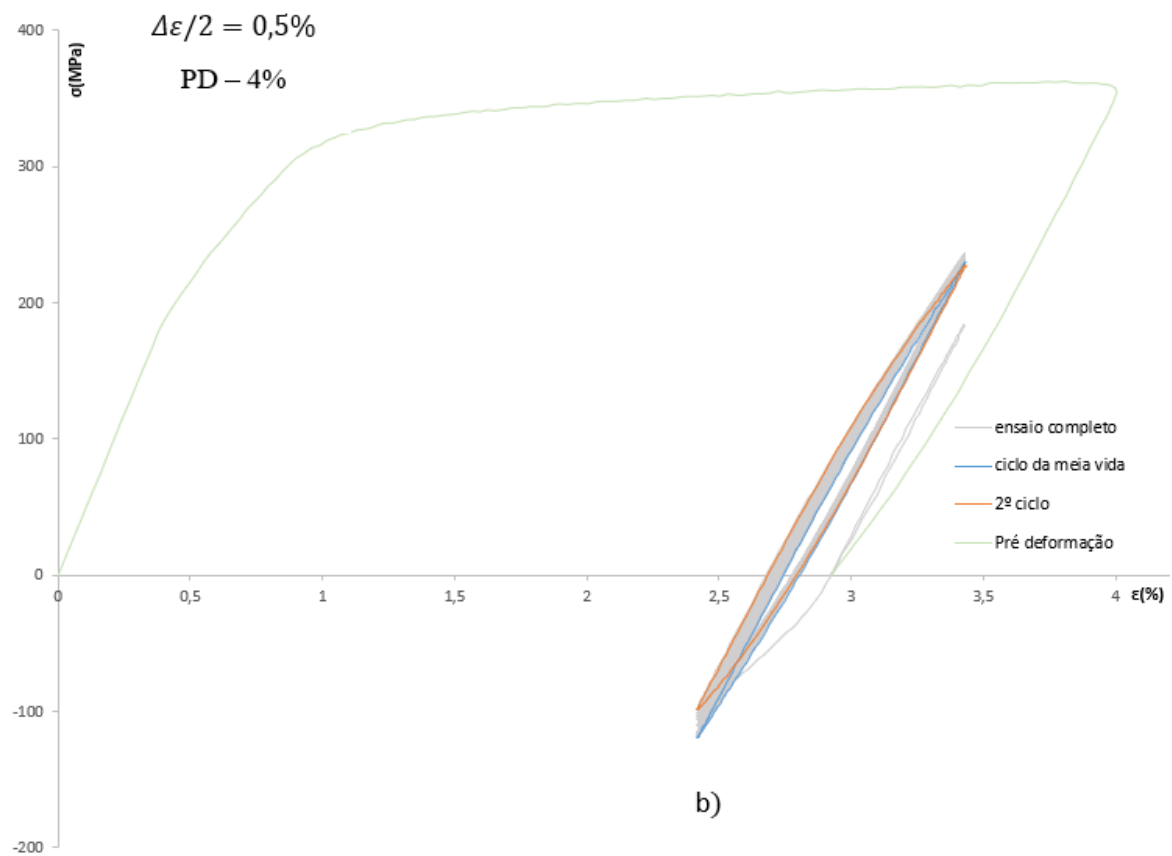
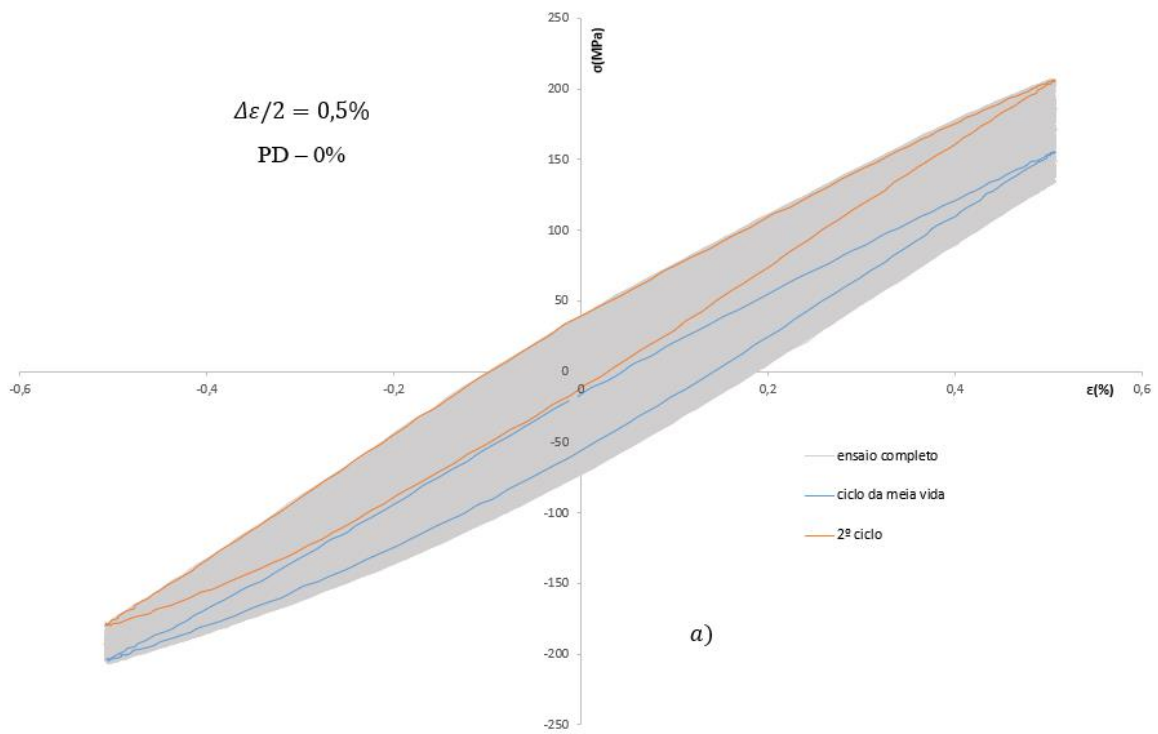
4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

4.1. Ensaio de fadiga oligocíclica

Os ensaios de fadiga oligocíclica foram realizados segundo a norma ASTM E606 (2004) recorrendo ao método *single step test* (SST), como referido anteriormente. Os ensaios foram efetuados em controlo de deformação com uma razão de deformação, R_ϵ , igual a -1, para amplitudes de deformação entre 0,5% e 1,1%. Foram estudados três lotes de provetes, um sem pré-deformação, e dois com valores de pré-deformação de 4% e 8%.

É possível observar na Figura 4.1 a), b) e c) as respostas tensão-deformação para a amplitude de deformação de 0,5%, obtidas aplicando valores de pré-deformação de 0%, 4% e 8%. Após o segundo ciclo de carga, que corresponde ao primeiro ciclo completo, pode-se verificar na Figura 4.1 a), a ocorrência de um comportamento de amaciamento cíclico por deformação, ou seja, há uma diminuição da tensão não controlada com o aumento do número de ciclos até atingir um comportamento estável. O mesmo já não é visível nas Figura 4.1 b) e c), pois o seu comportamento cíclico por deformação é de encruamento, isto é, dá-se um aumento da tensão não controlada com o aumento do número de ciclos. Após estes fenómenos, o material tende a atingir um comportamento estável após um certo número de ciclos, que pode ser caracterizado pelo ciclo da meia vida.

Este comportamento estável é atingido ao fim de, aproximadamente, 1785 ciclos para a Figura 4.1 a), ao fim de 1359 ciclo para a Figura 4.1 b) e ao fim de 1182 ciclos para a Figura 4.1 c). Na Figura 4.2, pode-se verificar que quando é aplicada pré-deformação, existe um aumento da tensão máxima inicial e uma menor variação das formas dos ciclos de histerese ao longo do ensaio.



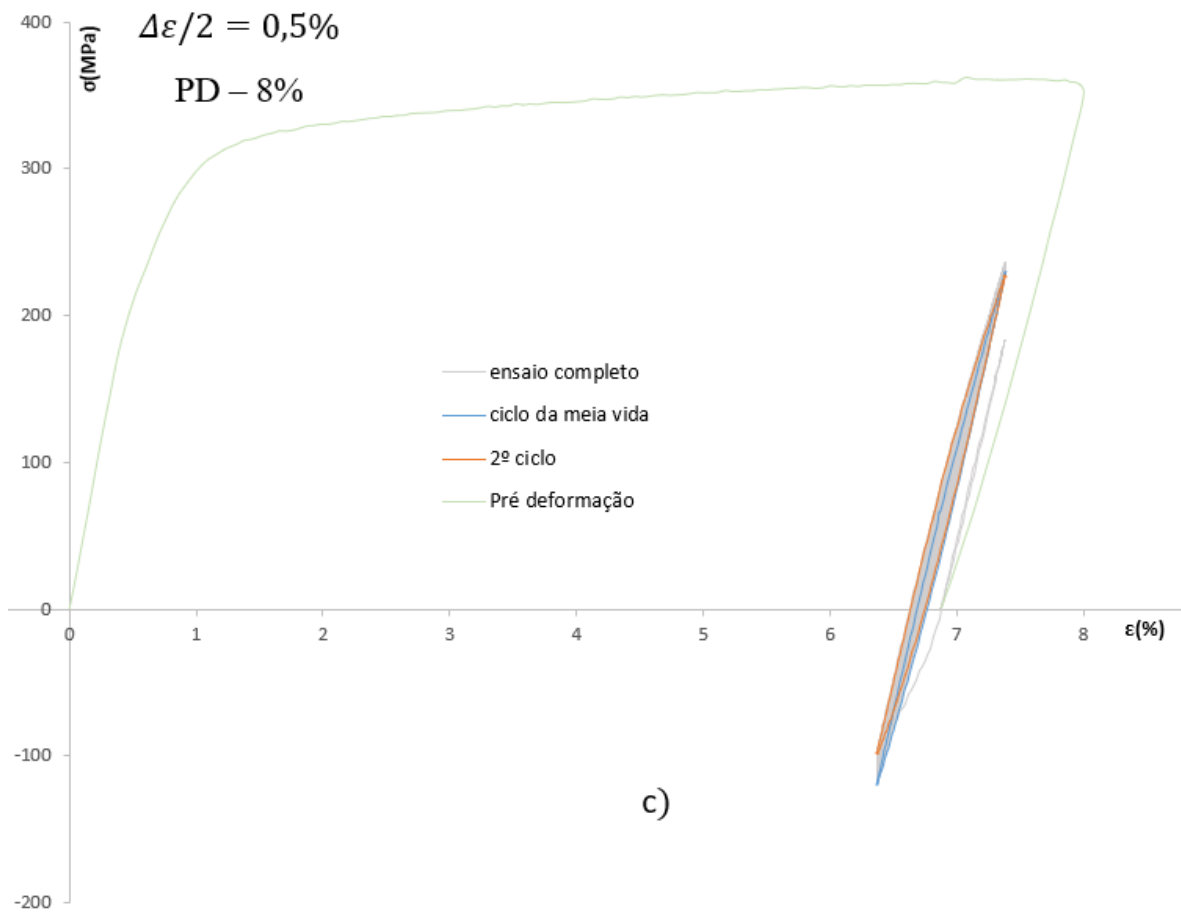


Figura 4.1. Circuitos de histerese tensão-deformação em controlo de deformação de 0,5%: a) Sem pré-deformação; b) Pré-deformação de 4%; c) Pré-deformação de 8%.

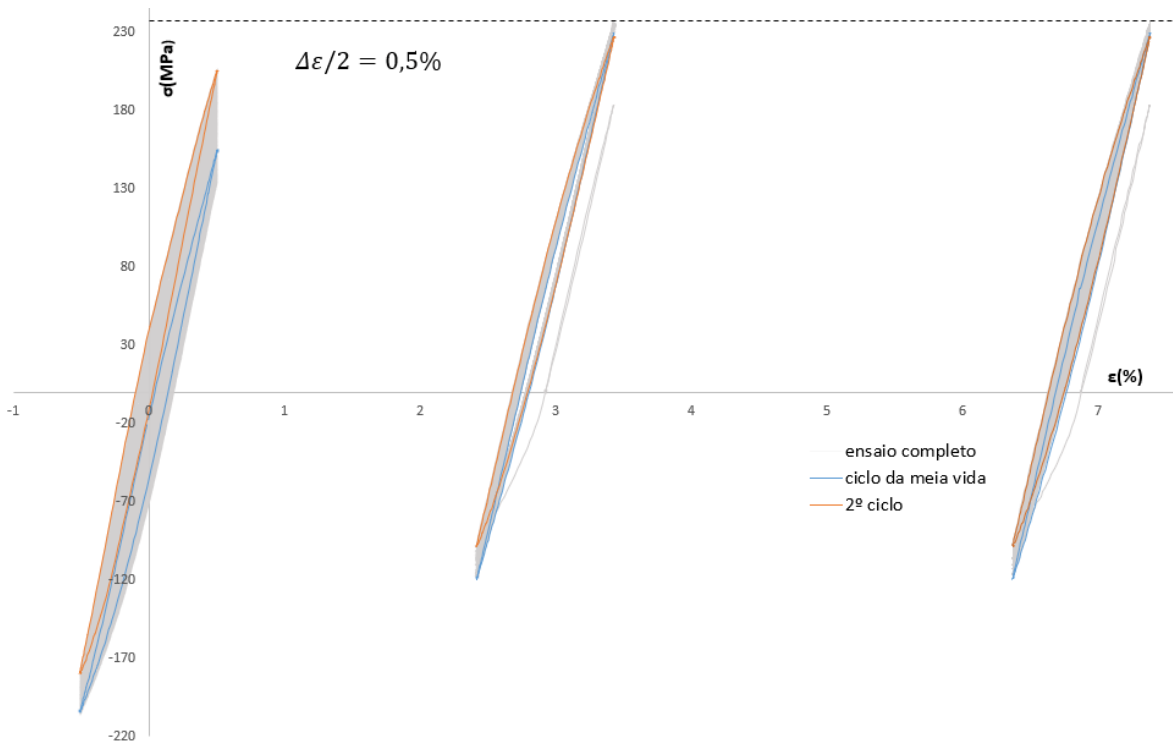


Figura 4.2. Representação dos circuitos de histerese sobrepostos em controlo de deformação de 0,5% com 0%, 4% e 8% de pré-deformação.

Com recurso aos ciclos de histerese é possível obter a gama de tensão, $\Delta\sigma$, e a gama de deformação, $\Delta\varepsilon$. A gama de deformação, $\Delta\varepsilon$, é obtida através da soma da gama de deformação elástica, $\Delta\varepsilon_e$, e da gama de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p$, como se pode verificar na Equação (4.1).

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

Para a obtenção da gama de deformação elástica, pode-se recorrer à lei de Hooke, conforme a Equação (4.2).

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

Substituindo na Equação (4.1) a Equação (4.2), podemos chegar ao valor da gama de deformação plástica resultando assim na Equação (4.3).

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

A Tabela 4.1, apresenta a listagem dos principais resultados obtidos nos ensaios de fadiga oligocíclica: amplitude de tensão ($\Delta\sigma/2$), amplitude de deformação ($\Delta\varepsilon/2$), amplitude de deformação elástica ($\Delta\varepsilon_e/2$) e amplitude de deformação plástica ($\Delta\varepsilon_p/2$) para

o ciclo da meia vida, bem como o número de ciclos até a rotura (N_f) e o número de reversões até a rotura ($2N_f$).

Tabela 4.1. Parâmetros dos ensaios de fadiga oligocíclica.

Pré-deformação aplicada [%]	Referência da amostra	$\Delta\sigma/2$ [MPa]	$\Delta\varepsilon/2$ [%]	$\Delta\varepsilon_e/2$ [%]	$\Delta\varepsilon_p/2$ [%]	N_f	$2N_f$
0%	D050	196,5	0,50670	0,44449	0,06221	2043	4086
	D050_2	179,8	0,50067	0,44449	0,06221	3579	7158
	D070	230,2	0,70549	0,52077	0,18472	1149	2298
	D070_2	249,0	0,70698	0,56332	0,14366	806	1612
	D080	246,6	0,80596	0,55799	0,24797	689	1378
	D090	248,9	0,90476	0,56322	0,34154	448	896
	D100	272,2	1,00625	0,61582	0,39043	229	458
	D110	269,5	1,10387	0,60972	0,49415	226	452
4%	D050-PD4	174,9	0,50679	0,39563	0,1116	2718	5436
	D050_2-PD4	191,7	0,50746	0,43364	0,07382	1499	2998
	D070-PD4	200,5	0,70590	0,45351	0,25239	1630	3260
	D080-PD4	242,0	0,80657	0,54760	0,25898	496	992
	D080_2-PD4	238,9	0,80590	0,54046	0,26544	515	1030
	D090-PD4	242,9	0,90427	0,54964	0,35462	506	1012
	D100-PD4	266,7	1,00426	0,60347	0,40078	289	578
	D110-PD4	248,9	1,10345	0,56311	0,54034	281	562
8%	D050-PD8	188,9	0,50635	0,42734	0,07901	2362	4724
	D070-PD8	221,6	0,70657	0,50132	0,20525	1105	2210
	D080-PD8	247,5	0,80616	0,55985	0,24631	558	1116

4.1.1. Resposta tensão-deformação cíclica

Na Figura 4.3 estão representadas as variações da amplitude de tensão com o número de ciclos até à rotura. Na Figura 4.3 a) foram escolhidas duas amplitudes de deformação ($\Delta\varepsilon/2 = \pm 0,5\%$ e $\pm 0,8\%$) e variaram-se as pré-deformações aplicadas no material (0%, 4% e 8%). Na Figura 4.3 b) escolheram-se duas pré-deformações (0% e 4%) e variaram-se as amplitudes de deformação ($\Delta\varepsilon/2 = \pm 0,5\%$, $\pm 0,7\%$, $\pm 0,8\%$, $\pm 0,9\%$, $\pm 1,0\%$, $\pm 1,1\%$). Observando os gráficos, qualquer que seja a amplitude de deformação, quando aplicada uma pré-deformação, o material apresenta um comportamento caracterizado por um reduzido encruamento cíclico nos primeiros ciclos, seguindo-se depois uma fase estável até à rotura.

Um comportamento idêntico foi observado para a liga de alumínio 7050 quando sujeita a carregamentos de pré-deformação uniaxiais de tração (Martins 2019).

Analisando a Figura 4.3, constata-se que aumentando a amplitude de deformação, qualquer que seja a pré-deformação aplicada, o material apresenta um menor número de ciclos até à rotura. Analisando o efeito da amplitude de deformação na amplitude de tensão obtida, verifica-se que existe um aumento da amplitude de tensão com o aumento da amplitude de deformação.

A resposta tensão-deformação cíclica também pode ser obtida através da relação da amplitude de tensão versus vida adimensional (N/N_f), como se verifica na Figura 4.4 a) e b). Fazendo uma primeira análise, verifica-se que, fixando a amplitude de deformação e variando o valor da pré-deformação, o material tem um comportamento idêntico, ou seja, a duração dos três estágios do ensaio, é semelhante. Outra análise possível, é que independentemente da amplitude de deformação, a fase estável do ensaio é conseguida após 10% da vida. Já nos 10% finais, o material começa a perder resistência até ocorrer a rotura final por fadiga.

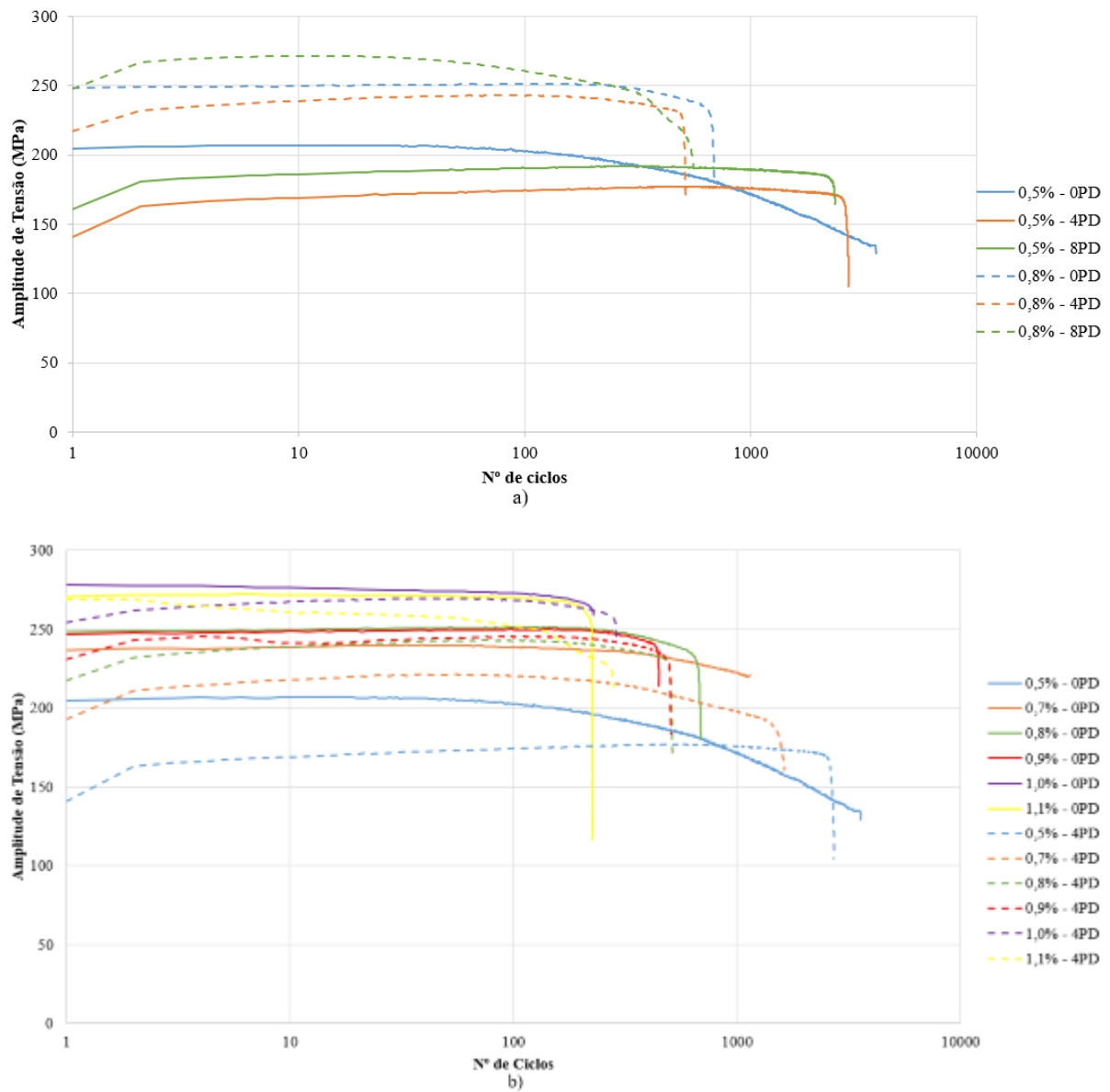


Figura 4.3. Variação da amplitude de tensão em função do número de ciclos, em controlo de deformação com razão de deformação, $R_\varepsilon = -1$: a) Para as amplitudes de deformação $\Delta\varepsilon/2 = \pm 0,5\%$ e $\pm 0,8\%$, variando as pré-deformações (0%; 4%; 8%); b) Para as pré-deformações de 0% e 4%, variando as amplitudes de deformação $\Delta\varepsilon/2 = \pm 0,5\%$, $\pm 0,7\%$, $\pm 0,8\%$, $\pm 0,9\%$, $\pm 1,0\%$, $\pm 1,1\%$.

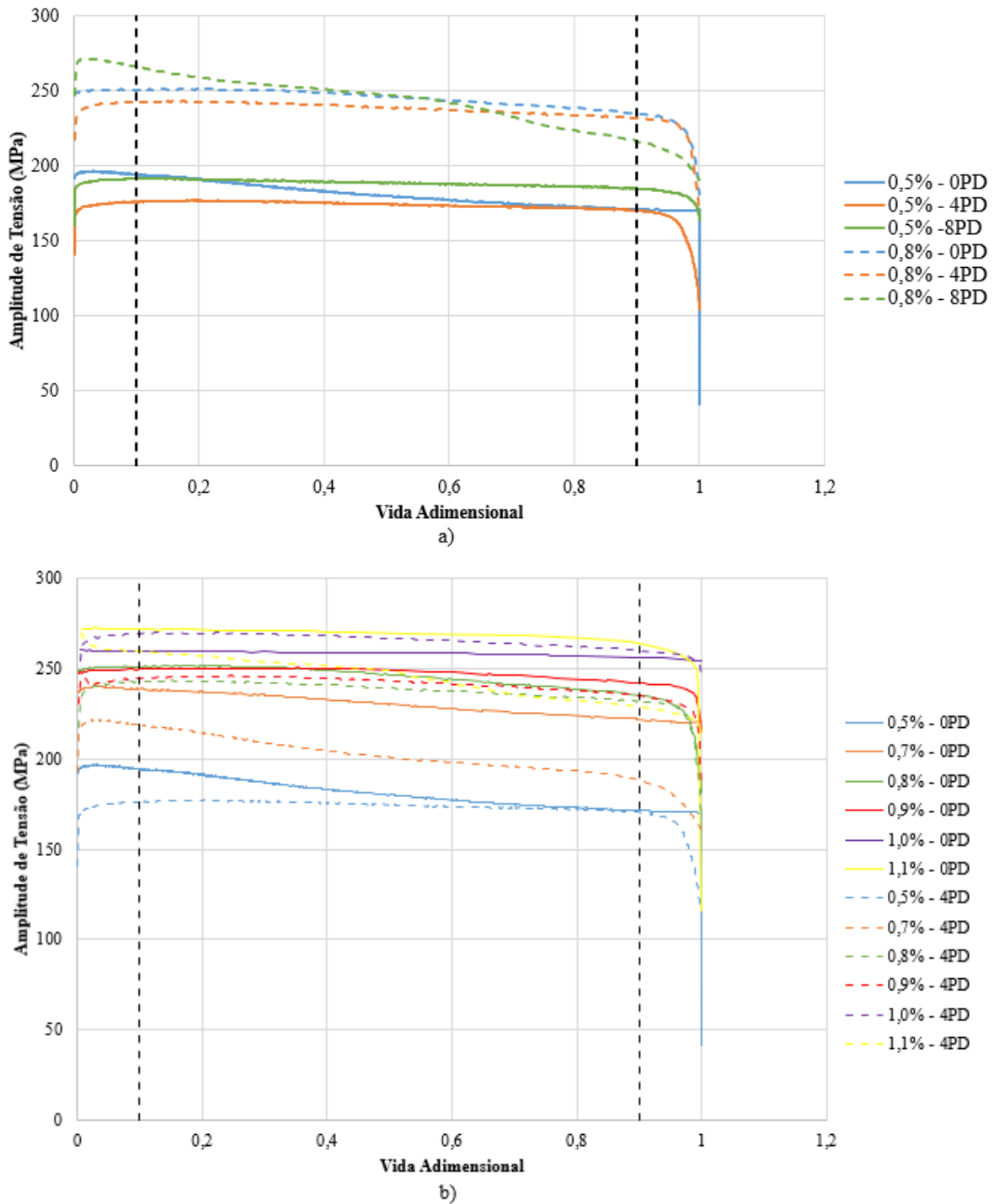


Figura 4.4. Variação da amplitude de tensão em função da vida adimensional, em controlo de deformação com razão de deformação, $R_\epsilon = -1$: a) Para as amplitudes de deformação $\Delta\epsilon/2 = \pm 0,5\%$ e $\pm 0,8\%$, variando as pré-deformações (0%; 4%; 8%); b) Para as pré-deformações de 0% e 4%, variando as amplitudes de deformação $\Delta\epsilon/2 = \pm 0,5\%$, $\pm 0,7\%$, $\pm 0,8\%$, $\pm 0,9\%$, $\pm 1,0\%$, $\pm 1,1\%$.

Para obter a resposta estável do material podemos recorrer à curva tensão-deformação cíclica, dada pela Equação (2.12). É possível relacionar a amplitude de deformação plástica com a amplitude de tensão do ciclo da meia vida, através da constante k' , i.e, o coeficiente de encruamento cíclico e da constante n' , i.e, o expoente de encruamento cíclico, conforme a Equação (2.11). Na Tabela 4.2 estão indicados os valores de k' e n' que foram obtidos através do método dos mínimos quadrados para os diferentes níveis de pré-deformação.

Tabela 4.2. Constantes da curva tensão-deformação cíclica.

Pré-deformação aplicada [%]	Coeficiente de encruamento cíclico, k' [MPa]	Expoente de encruamento cíclico, n'	Coeficiente de correlação, R^2
0%	717,03	0,1801	0,7699
4%	708,02	0,1912	0,7211
8%	867,99	0,2144	0,9185

Na Figura 4.5 estão representadas as curvas tensão-deformação cíclicas da liga de magnésio WE43. Analisando a figura, é possível comparar as curvas cíclicas obtidas para os diferentes níveis de pré-deformação bem como relacionar a amplitude de tensão com a amplitude de deformação. No entanto, estas curvas não consideram as formas dos ciclos de histerese. As curvas cíclicas, como foi referido anteriormente, foram obtidas com recurso à Equação (2.12). A partir da Figura 4.5 é possível verificar que até à amplitude de deformação de 0,9% a curva cíclica de OPD (0% de pré-deformação) apresenta uma maior amplitude de tensão em comparação com as restantes curvas. Também é possível verificar que o material apresenta uma maior tensão limite de cedência cíclica quando não se aplica pré-deformação e apresenta uma menor tensão limite de cedência cíclica para uma pré-deformação de 4%. De notar que todas as curvas cíclicas se encontram abaixo da curva monótona, indicando assim a existência de amaciamento cíclico.

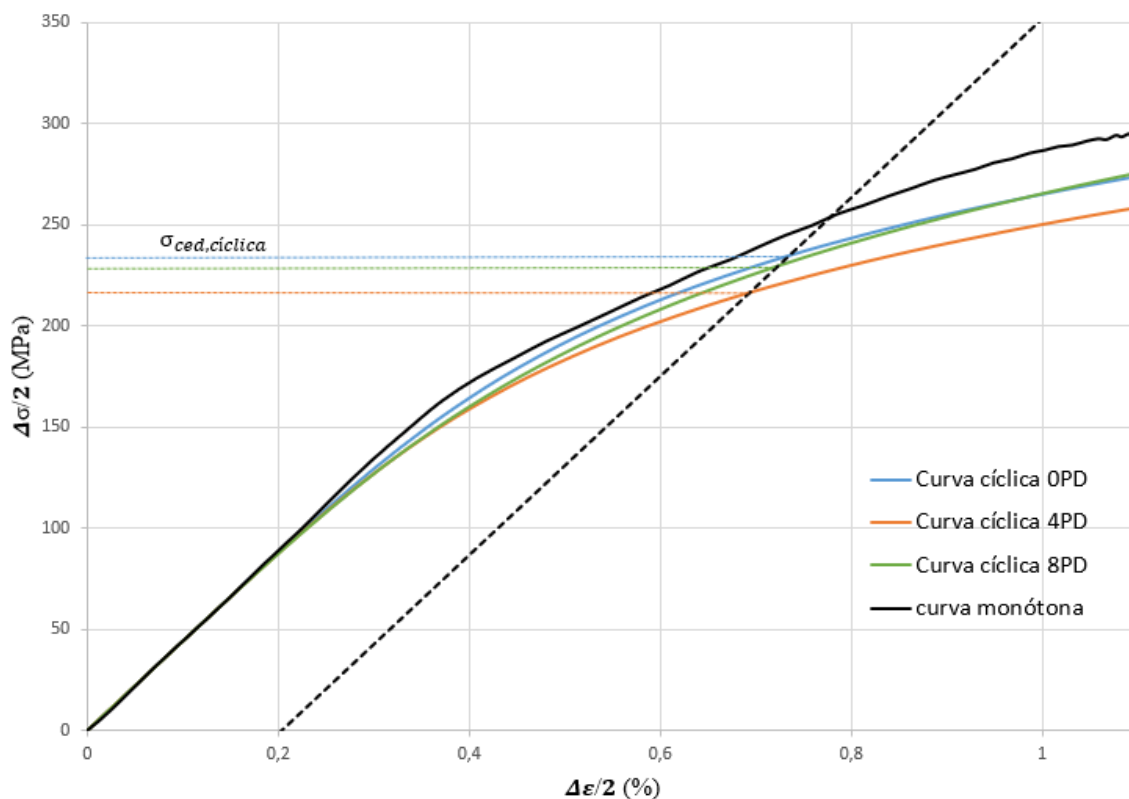


Figura 4.5. Curvas cíclicas da liga para as diferentes pré-deformações.

Os ciclos de histerese da meia vida e as curvas cíclicas para as pré-deformações de 0% e 4% estão representados na Figura 4.6 a) e b). Na Figura 4.6 a) verifica-se que a curva cíclica está próxima das extremidades dos ciclos de histerese. Na Figura 4.6 b) a curva cíclica considerando a amplitude de tensão, representada a preto, não se ajusta bem devido à assimetria dos ciclos de histerese. Desta forma, para obter um maior rigor, obteve-se uma curva cíclica alternativa considerando as tensões máximas e mínimas dos ciclos de histerese, representada a azul claro.

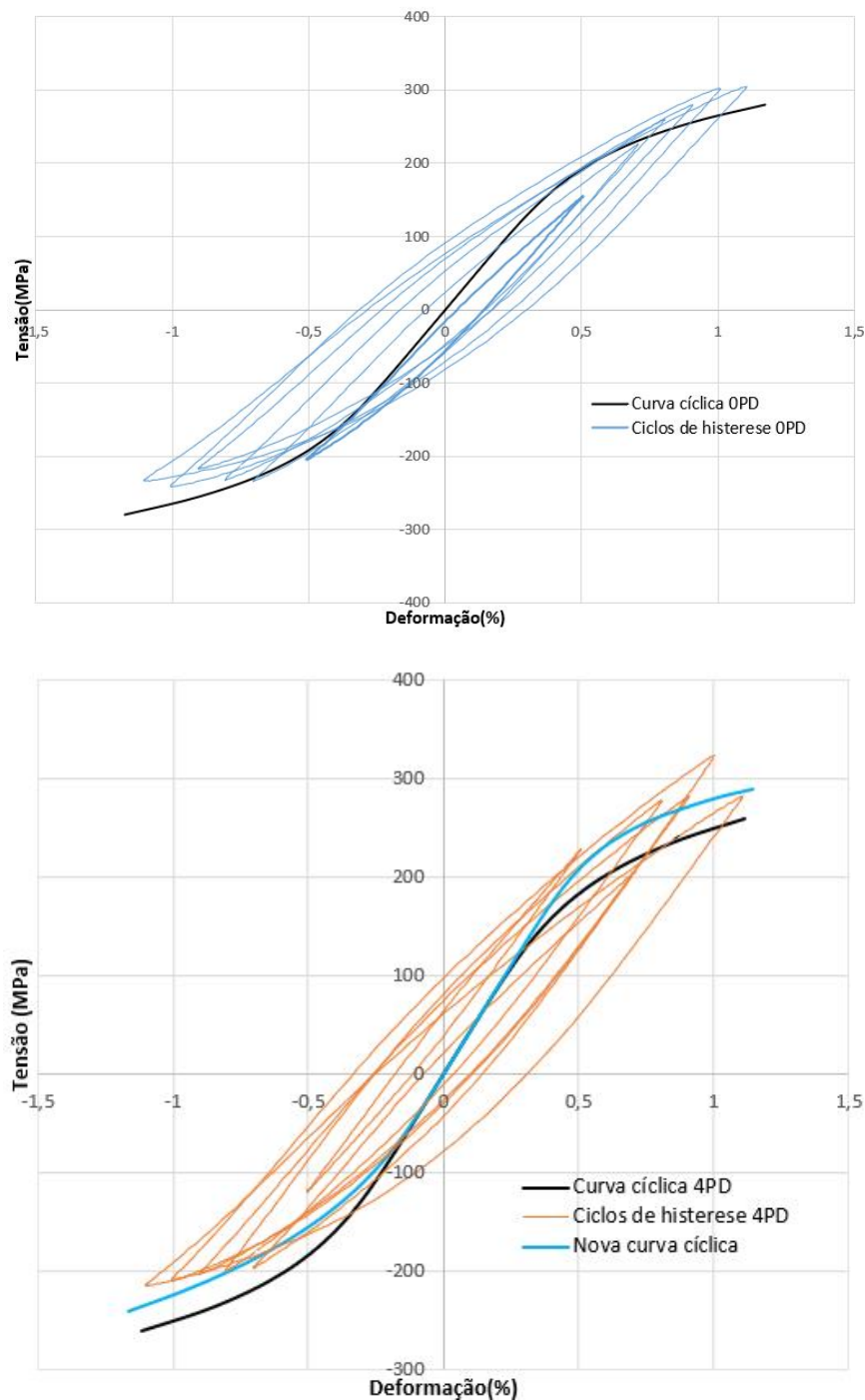


Figura 4.6. Curvas de tensão-deformação cíclica para todas as amplitudes de deformação: a) Pré-deformação de 0%; b) Pré-deformação de 4%.

Os ciclos de histerese da meia vida, em coordenadas relativas, para as diferentes amplitudes de deformação e para as diferentes pré-deformações podem ser vistos na Figura 4.7. Para garantir que as coordenadas dos ciclos de histerese coincidam todas na origem do sistema de eixos, efetuou-se uma translação das extremidades compressivas. Como se observa na Figura 4.7, os ramos superiores dos anéis, para diferentes valores de pré-

deformação, não formam uma curva única, nem surgem sobrepostos. Desta forma, conclui-se que o material não apresenta um comportamento do tipo *Masing*.

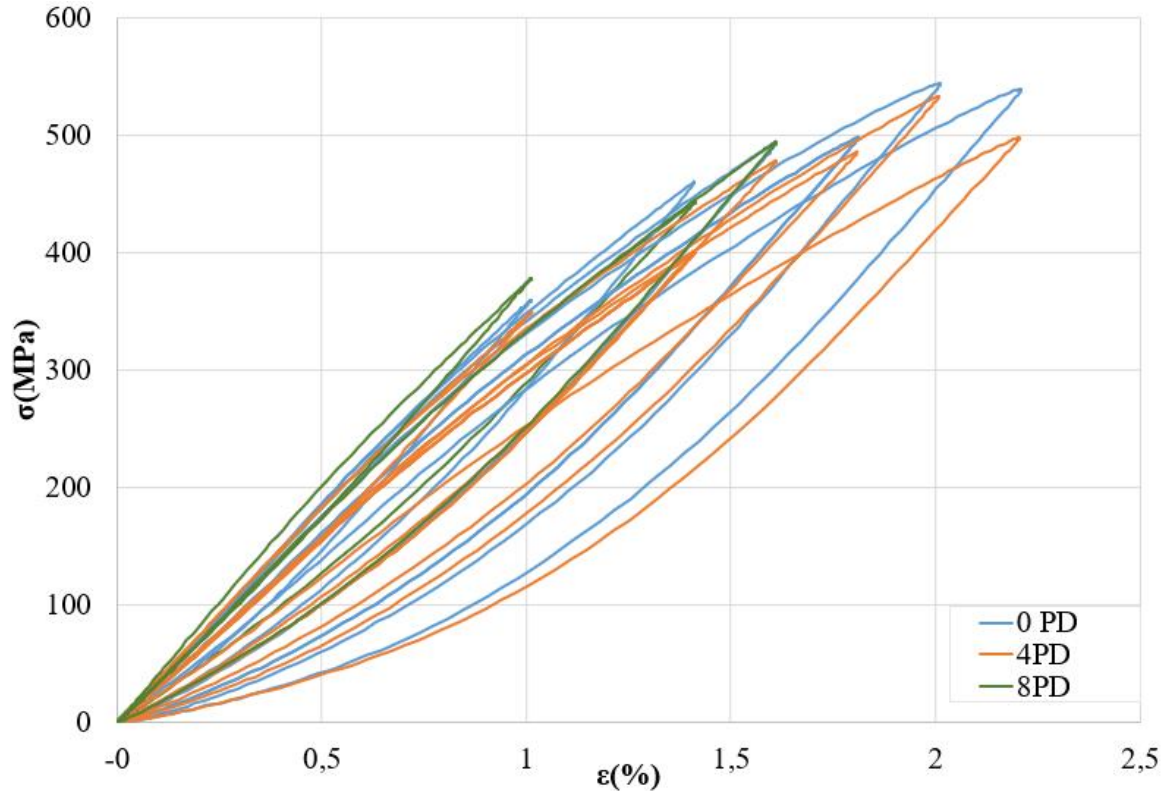


Figura 4.7. Forma dos ciclos de histerese em coordenadas relativas, para as diferentes amplitudes de deformação e pré-deformações.

As respostas tensão-deformação podem ser analisadas através do grau de amaciamento cíclico em função das amplitudes de deformação. O grau de amaciamento cíclico, CS , pode ser calculado a partir da Equação (4.4):

$$CS = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}^1 - \sigma_{m\acute{a}x}^{MV}}{\sigma_{m\acute{a}x}^{MV}} \quad (4.4)$$

onde $\sigma_{m\acute{a}x}^1$ e $\sigma_{m\acute{a}x}^{MV}$ representam a tensão máxima do primeiro ciclo e a tensão máxima do ciclo da meia vida, respetivamente.

A variação do grau de amaciamento cíclico em função das amplitudes de deformação para os diferentes valores de pré-deformação, está representada na Figura 4.8. É possível verificar que a liga sem pré-deformação apresenta um comportamento de amaciamento cíclico exceto para a amplitude de deformação de 1,1%. Para pré-deformações de 4% e 8%, a liga apresenta inicialmente um comportamento de encruamento cíclico muito baixo para uma amplitude de deformação de 0,5% seguindo-se um comportamento de amaciamento

cíclico para as restantes amplitudes de deformação. Nota-se um crescimento quase linear do grau de amaciamento cíclico para o material no caso da aplicação de 8% de pré-deformação. Quando não é aplicada pré-deformação, a liga apresenta uma diminuição aproximadamente linear do grau de amaciamento cíclico, desde a amplitude de deformação de 0,5% até 0,9%. Após esse ponto, os valores obtidos continuam a diminuir, mas apresentam uma variação menos significativa, afastando-se da tendência. Comparando estes resultados com os da liga sujeita a pré-deformação, verifica-se que a liga sem pré-deformação apresenta graus de amaciamento cíclico inferiores, após a amplitude de deformação de 0,7%.

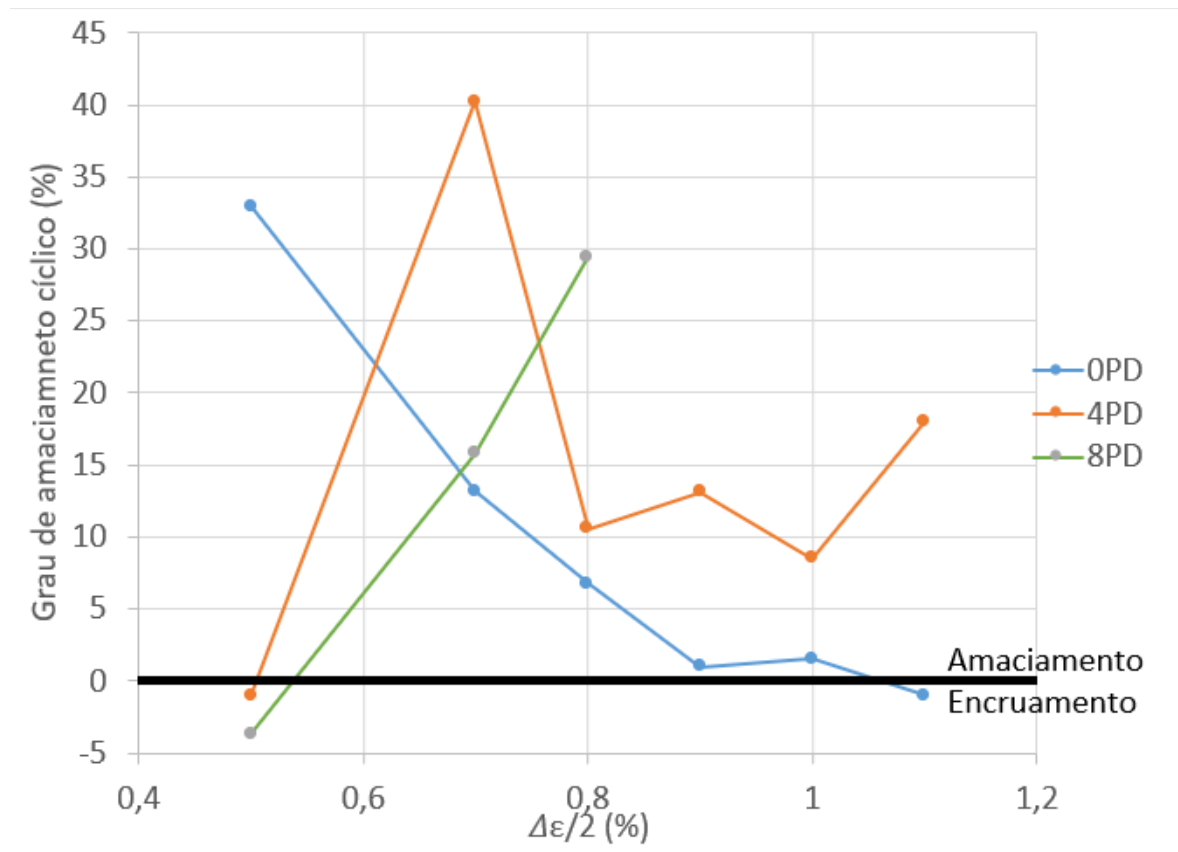


Figura 4.8. Grau de amaciamento cíclico, CS, em função da amplitude de deformação para pré-deformações de 0%, 4% e 8%.

4.1.2. Resposta deformação-vida

A resposta deformação-vida definida pela Equação (2.19) relaciona a amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$, com o número de reversões, $2N_f$, até à rotura (O. H. Basquin 1910). Estes dados são apresentados graficamente em escalas bi-logarítmicas pois são descritas por leis de potência. Na Equação (2.19), o coeficiente de resistência cíclica, σ'_f , e o expoente de resistência cíclica, b , foram determinados por regressão linear. Na Tabela 4.3 estão reunidos

todos os valores dessas constantes para os diferentes valores de pré-deformação. Em relação ao coeficiente de resistência cíclica, σ'_f , este corresponde ao valor de amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$, para um número de reversões igual a 1, e o expoente de resistência cíclica corresponde ao declive da reta.

Tabela 4.3. Constantes de resistência cíclica.

Pré-deformação aplicada [%]	Coeficiente de resistência cíclica, σ'_f , [MPa]	Expoente de resistência cíclica, b	Coeficiente de correlação, R^2
0%	676,26	-0,144	0,9108
4%	782,34	-0,172	0,9532
8%	928,2	-0,188	0,9943

Através da Equação (2.20), a amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p/2$, pode ser relacionada com o número de reversões até a rotura, $2N_f$. Para a obtenção do coeficiente de ductilidade cíclica, ε'_f , e do expoente de ductilidade cíclica, c , recorreu-se a uma regressão linear através do método dos mínimos quadrados. Os valores destas constantes estão agrupados na Tabela 4.4. Em relação ao coeficiente de ductilidade cíclica, ε'_f , este corresponde ao valor de amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p/2$, para um número de reversões igual a 1, e o expoente de ductilidade cíclica corresponde ao declive da reta.

Tabela 4.4. Constantes de ductilidade cíclica.

Pré-deformação aplicada [%]	Coeficiente de ductilidade cíclica, ε'_f	Expoente de ductilidade cíclica, c	Coeficiente de correlação, R^2
0%	0,2613	-0,644	0,9064
4%	0,2647	-0,647	0,788
8%	0,7479	-0,797	0,8558

A partir das amplitudes de deformação elástica e plástica, usando a Equação (2.21), pode-se obter a relação entre a amplitude de deformação total e o número de reversões até a rotura. Na Figura 4.9 estão representadas as relações entre a amplitude de deformação (elástica, plástica e total) e o número de reversões até à rotura. Das relações de *Basquin* e de *Coffin-Manson* é possível obter o número de reversões de transição, $2N_T$. Da análise da Figura

4.9, observa-se que a transição do material, quando não existe pré-deformação, dá-se aproximadamente ao fim de 305 reversões. Quando ocorre uma pré-deformação de 4% a transição dá-se aproximadamente ao fim de 298 reversões. Para uma pré-deformação de 8% esta transição dá-se por volta das 351 reversões.

Além disso, pode-se constatar também que a componente da deformação elástica tem um comportamento semelhante para qualquer pré-deformação aplicada. No entanto, é visível que para baixas reversões esta é superior para 8% de pré-deformação e inferior para 0% de pré-deformação. Para um elevado número de reversões, passa a ser superior para 0% de pré-deformação. Analisando a componente plástica, esta já apresenta uma diferença mais notória entre as várias curvas, mas para um baixo número de reversões, esta também é superior para 8% de pré-deformação, porém inferior para 4% de pré-deformação. Quando o número de reversões aumenta, a componente plástica passa a ser superior para 4% de pré-deformação e inferior para 0% de pré-deformação.

Por fim, analisando a curva deformação total-vida, verifica-se que para um número de reversões mais baixo, o material com 8% de pré-deformação aparenta ter um melhor comportamento dado que, para o mesmo valor de deformação total, a vida é superior. Para vidas mais longas, o material sem pré-deformação aparenta ter um melhor comportamento. De notar que os resultados devem ser interpretados com alguma ponderação, dado que o ajustamento foi realizado com base num número limitado de ensaios.

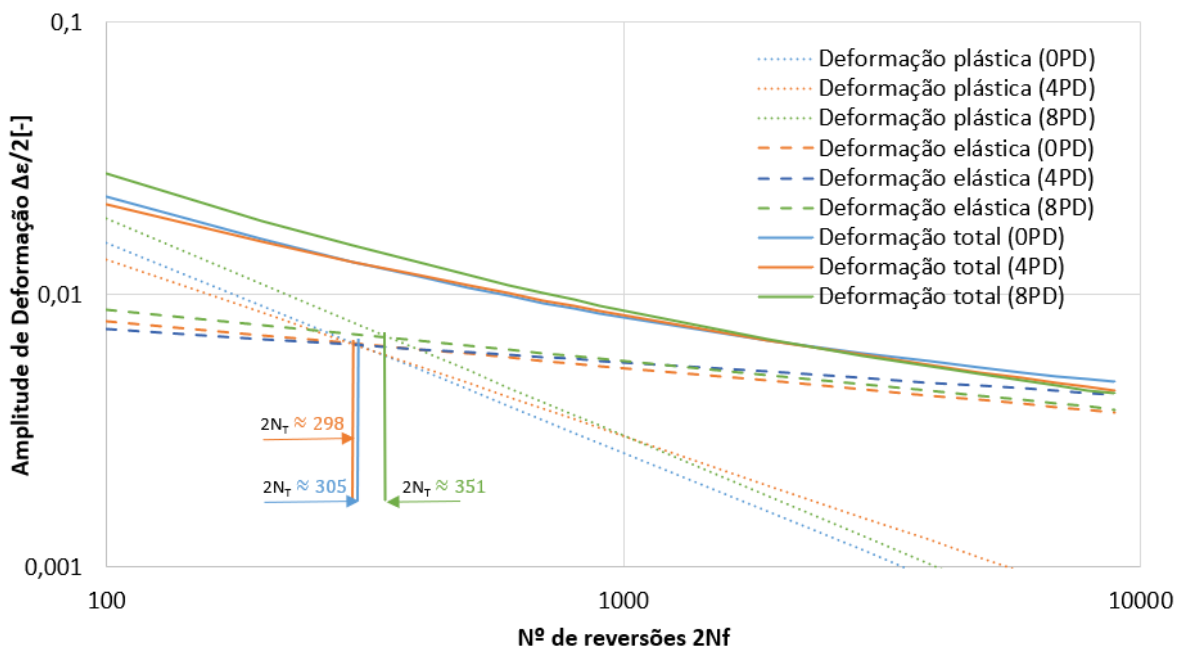


Figura 4.9. Representação das curvas para a amplitude de deformação (elástica, plástica e total) em função do número de reversões até à rotura.

4.1.3. Resposta energia-vida

A densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo, ΔW_p , pode ser obtida experimentalmente integrando os pontos tensão-deformação do ciclo de histerese. A Equação (2.25) relaciona a densidade de energia plástica dissipada do ciclo da meia vida com o número de reversões até à rotura. As constantes k_p e α_p da equação referida representam a densidade de energia de deformação plástica dissipada para uma reversão e o declive da reta, respetivamente. Estas constantes podem ser obtidas utilizando o método dos mínimos quadrados a partir de dados experimentais.

Na Tabela 4.5 são apresentados os valores das constantes obtidas para os diferentes níveis de pré-deformação aplicados bem como os respetivos coeficientes de correlação, R^2 . Na Figura 4.10 está representada a relação entre a densidade de energia de deformação plástica dissipada por ciclo, ΔW_p , e o número de reversões até à rotura para as três situações em estudo (0PD, 4PD e 8PD). Estas funções apresentam um comportamento linear em escalas bi-logarítmicas. Analisando a Figura 4.10, pode-se constatar que, com o aumento da pré-deformação, o declive da reta vai-se acentuando. Também é notório que os resultados estão um pouco dispersos relativamente às funções de ajustamento, especialmente para uma pré-deformação de 4%.

Tabela 4.5. Constantes da Equação (2.25).

Pré-deformação aplicada [%]	Coeficiente k_p , [MJ/m ³]	Expoente, α_p	Coeficiente de correlação, R^2
0%	364,1	-0,835	0,9572
4%	1234,0	-1,028	0,9492
8%	3886,7	-1,181	0,9811

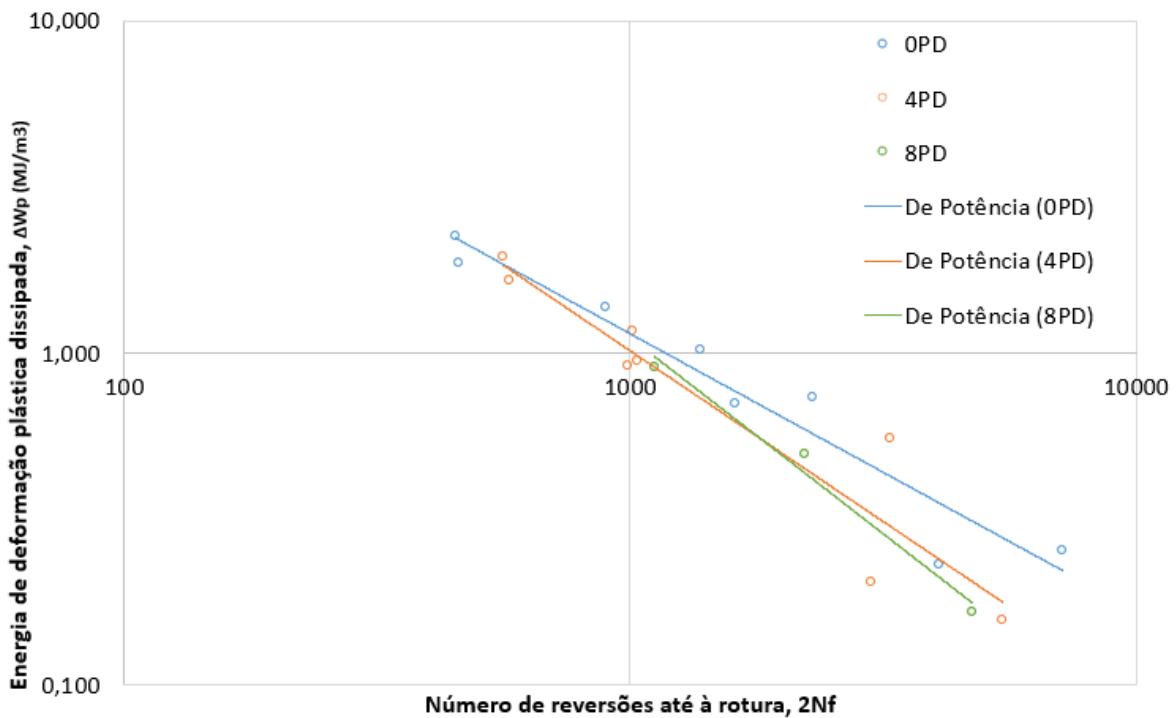


Figura 4.10. Variação da energia de deformação plástica dissipada por ciclo com o número de reversões até à rotura, em escala bi-logarítmica.

Adicionando a densidade de energia de deformação elástica positiva, ΔW_e^+ , à densidade de energia de deformação plástica, ΔW_p , é possível obter a densidade de energia de deformação total, ΔW_t , conforme a Equação (2.29). Com o uso da parte elástica positiva, em vez da componente elástica total, este parâmetro torna-se sensível ao efeito da tensão média (Ellyin 1988). As constantes k_t e α_t podem ser obtidas através dos mínimos quadrados por regressão linear e ΔW_{0t} representa a densidade de energia elástica positiva no limite de fadiga. Na Tabela 4.6 encontram-se representados os valores obtidos para estas constantes e também o valor do coeficiente de correlação, R^2 , considerando as diferentes pré-deformações em estudo.

Tabela 4.6. Constantes da Equação (2.29).

Pré-deformação aplicada [%]	Coefficiente k_t , [MJ/m ³]	Expoente, α_t	ΔW_{0t} [MJ/m ³]	Coefficiente de correlação, R^2
0%	105,54	-0,575	0,0649	0,9690
4%	130,63	-0,599	0,0371	0,9873
8%	48,85	-0,476	0,0417	0,9963

Na Figura 4.11 representa-se graficamente a evolução dos valores da energia de deformação plástica e total dissipada por ciclo, obtidos experimentalmente, assim como as curvas de ajustamento conforme as Equações (2.25) e (2.29). Estes valores estão apresentados em escala bi-logarítmica. Os dados obtidos experimentalmente e os resultados calculados através das funções de ajustamento da densidade de deformação plástica e da densidade de energia de deformação total estão presentes na Tabela 4.7.

Analisando mais ao pormenor a Figura 4.11, pode-se verificar que para um baixo número de reversões até à rotura, a liga aparenta dissipar menos energia de deformação plástica para 0% de pré-deformação e terá o valor superior para 8% de pré-deformação. Para um elevado número de reversões, é notório que há maior dissipação de energia de deformação plástica quando o material não sofre pré-deformação e esta será menor quando sofre uma pré-deformação de 8%.

Em relação à densidade de energia total dissipada, para baixo número de reversões, a liga dissipa mais energia quando está sujeita a uma pré-deformação de 4% e dissipa menos quando está sujeita a uma pré-deformação de 8%. Para um número elevado de reversões, verifica-se que a liga, quando sujeita a uma pré-deformação de 8% dissipa mais energia e dissipa menos quando sujeita a uma pré-deformação de 4%. De salientar, tal como esperado, que tanto a energia de deformação plástica como a total apresentam uma diminuição com o aumento do número de reversões. Por fim, pode também concluir-se que os valores experimentais da energia de deformação total dissipada apresentam menor dispersão do que os da energia de deformação plástica.

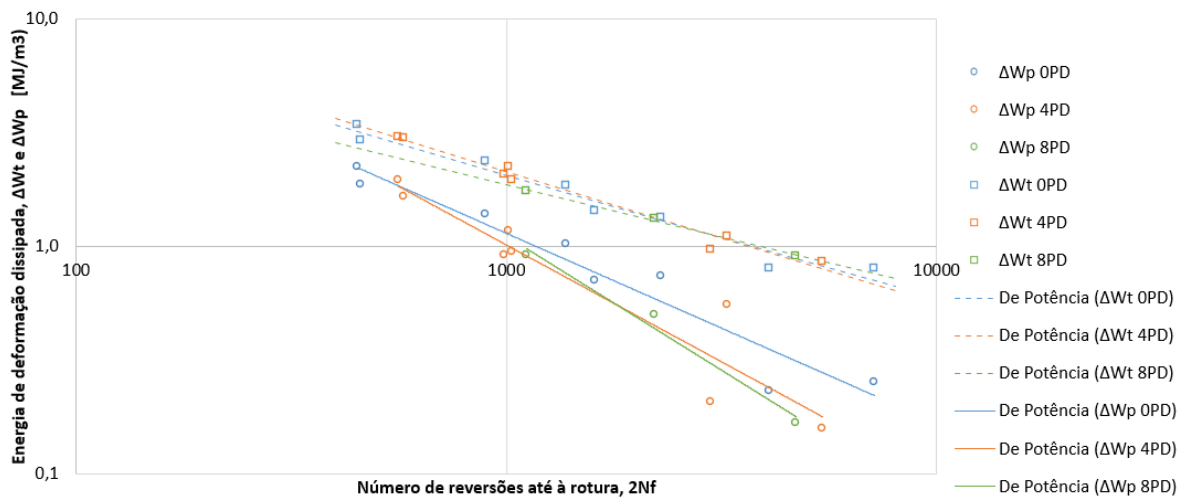


Figura 4.11. Representação gráfica dos valores para a energia de deformação plástica e total dissipada obtidos por ensaios experimentais e através de curvas ajustadas segundo a Equação (2.25) e da Equação (2.29).

Tabela 4.7. Valores experimentais de ΔW_p , ΔW_t e valores teóricos ΔW_p e ΔW_t .

Pré-deformação aplicada [%]	Referência da amostra	$\Delta\varepsilon/2$ [%]	$2N_f$	ΔW_p [MJ/m ³]	ΔW_t [MJ/m ³]	ΔW_p	ΔW_t
						Eq. (2.25) [MJ/m ³]	Eq. (2.29) [MJ/m ³]
0%	D050	0,50670	4086	0,230	0,798	0,351	0,950
	D050_2	0,50067	7158	0,253	0,536	0,220	0,706
	D070	0,70549	2298	0,738	1,333	0,568	1,297
	D070_2	0,70698	1612	0,705	1,422	0,764	1,576
	D080	0,80596	1378	1,021	1,849	0,871	1,718
	D090	0,90476	896	1,373	2,352	1,247	2,183
	D100	1,00625	458	1,874	2,936	2,185	3,180
	D110	1,10387	452	2,246	3,406	2,209	3,203
4%	D050-PD4	0,50679	5436	0,157	0,851	0,277	0,816
	D050_2-PD4	0,50746	2998	0,205	0,970	0,455	1,122
	D070-PD4	0,70590	3260	0,551	1,105	0,424	1,073
	D080-PD4	0,80657	992	0,911	2,077	1,146	2,062
	D080_2-PD4	0,80590	1030	0,942	1,957	1,110	2,019
	D090-PD4	0,90427	1012	1,169	2,235	1,127	2,039
	D100-PD4	1,00426	578	1,655	3,004	1,799	2,790
	D110-PD4	1,10345	562	1,951	3,022	1,842	2,834
8%	D050-PD8	0,50635	4724	0,167	0,9	0,311	0,879
	D070-PD8	0,70657	2210	0,497,	1,318	0,587	1,325
	D080-PD8	0,80616	1116	0,909	1,747	1,039	1,931

4.2. Análise das superfícies de fratura

Após os ensaios de fadiga, as superfícies de fratura de vários provetes foram analisadas por microscopia eletrónica de varrimento (SEM). Os provetes escolhidos foram os testados com amplitude de deformação de 0,5% e 1,1%, sem aplicação de pré-deformação e com pré-deformação de 4%, conforme Figura 4.12.

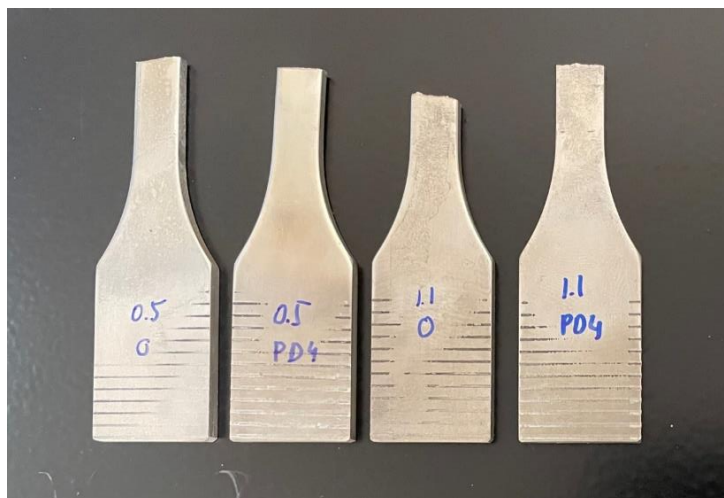


Figura 4.12. Imagens dos provetes analisados por microscopia eletrónica de varrimento (SEM).

Com base nas micrografias das superfícies de fratura obtidas com menor ampliação, conforme a Figura 4.13, não é fácil a identificação da maioria dos mecanismos clássicos originados por cargas de fadiga. De uma forma geral, as superfícies de fratura dos diferentes casos analisados apresentam morfologias idênticas.

De notar que na Figura 4.13 b) e c) é possível verificar duas zonas de morfologia diferente, uma zona mais central onde se poderá ter dado a propagação da fenda e uma zona mais periférica onde poderá ter ocorrido a rotura do material.

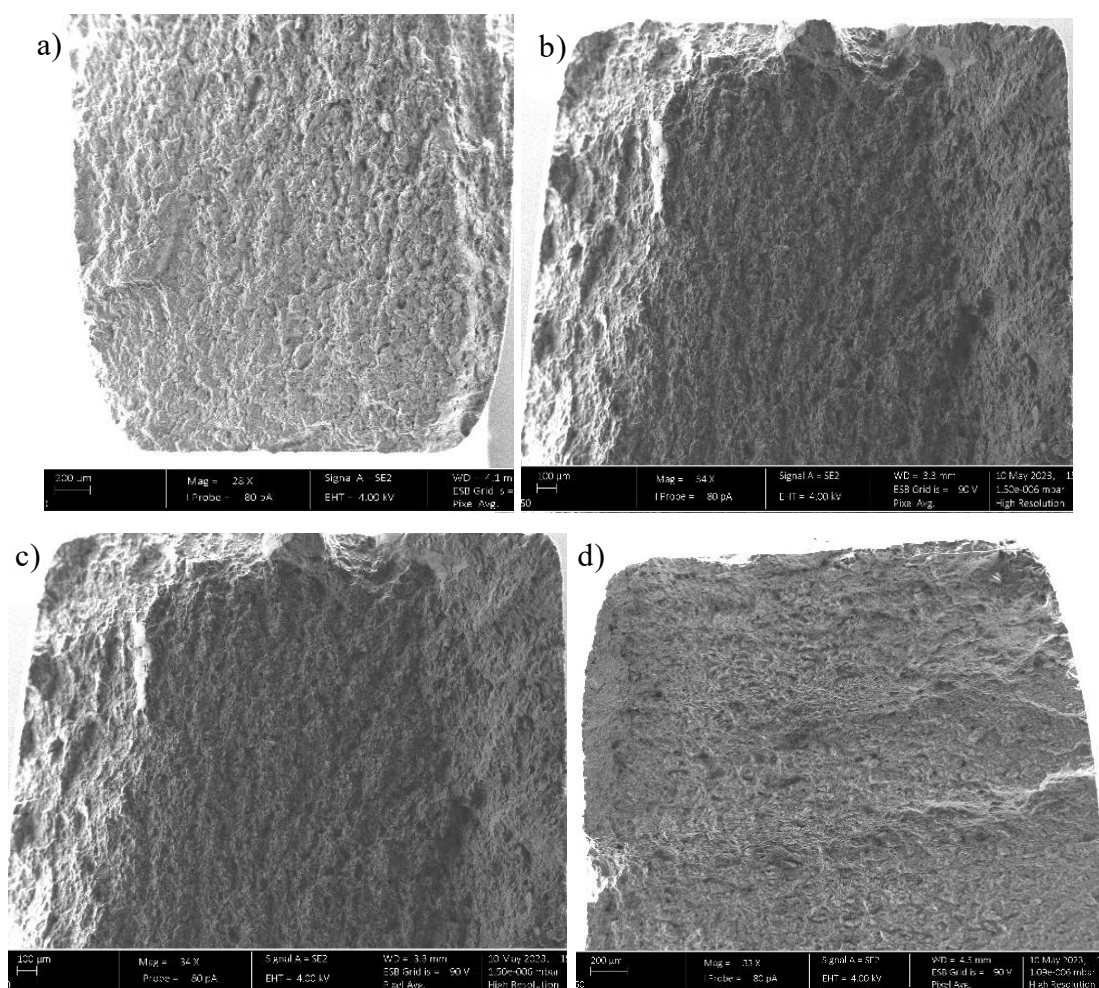


Figura 4.13. Micrografias SEM das superfícies de fratura da liga para diferentes amplitudes de deformação e pré-deformações: a) amplitude de deformação 0,5% com OPD; b) amplitude de deformação 1,1% com OPD, c) amplitude de deformação 0,5% com 4PD, d) amplitude de deformação 1,1% com 4PD.

Através da análise das micrografias das superfícies de fratura obtidas com maior ampliação, é possível observar na Figura 4.14 que, para qualquer valor de amplitude de deformação, com ou sem de pré-deformação, a existência de mecanismos associados a fratura frágil, incluindo planos de clivagem. Com este grau de ampliação também se observam, na Figura 4.14 b), c) e d), algumas fendas secundárias que parecem aumentar, em quantidade e extensão, para maiores valores de pré-deformação e de amplitude de deformação.

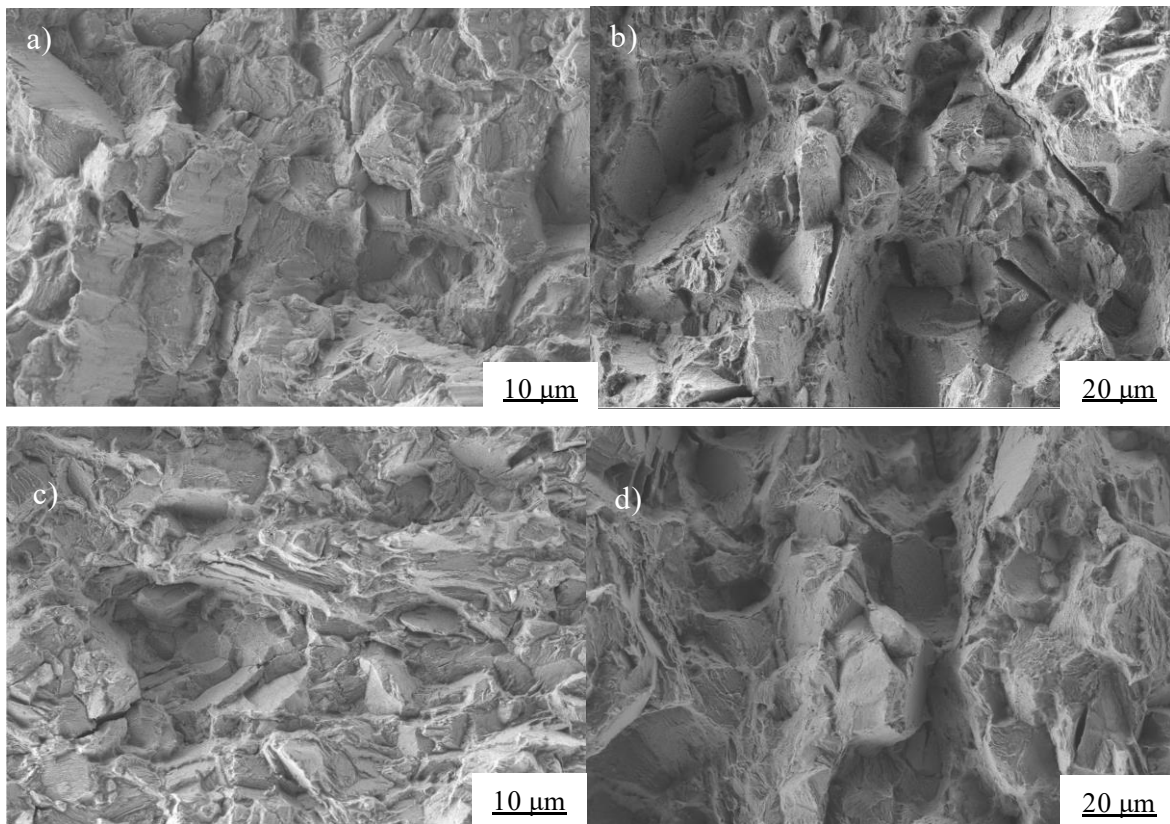


Figura 4.14. Micrografias SEM das superfícies de fratura da liga para diferentes amplitudes de deformação e pré-deformações: a) amplitude de deformação 0,5% com 0PD; b) amplitude de deformação 0,5% com 4PD; c) amplitude de deformação 1,1% com 0PD; d) amplitude de deformação 1,1% com 4PD.

5. CONCLUSÕES

5.1. Conclusão

Na presente dissertação, tal como foi descrito nos capítulos anteriores, teve-se como objetivo principal estudar o efeito da pré-deformação no comportamento da liga WE43 em regime de fadiga oligocíclica. Os ensaios foram realizados em controlo de deformação para amplitudes de deformação entre 0,5% e 1,1% considerando uma razão de deformação ($R_\epsilon = -1$). Os resultados obtidos foram utilizados para analisar a resposta tensão-deformação cíclica e as relações tensão-deformação, deformação-vida e energia-vida considerando estados do material sem pré-deformação e com pré-deformação de 4% e 8%. Por fim, realizou-se uma análise por SEM para identificar os principais mecanismos de falha por fadiga. Da investigação realizada, retiraram-se as seguintes conclusões:

- Quando é aplicada uma pré-deformação, existe uma menor variação das formas dos ciclos de histerese;
- Para este material, com ou sem aplicação de uma pré-deformação, há uma redução progressiva do número de ciclos até à rotura com o aumento da amplitude de deformação;
- O material tem um comportamento de encruamento cíclico por deformação nos primeiros ciclos quando sujeito a pré-deformação, seguindo-se uma fase estável até à rotura. Sem pré-deformação, o material apresenta, logo desde os primeiros ciclos de carga, um comportamento estável até a rotura;
- Com ou sem pré-deformação, todas as curvas cíclicas do material estão abaixo da curva monótona, indicando a existência de amaciamento cíclico;
- Para os ensaios com pré-deformação, nota-se uma maior assimetria dos circuitos de histerese. Além disso, é notório que o material não apresenta um comportamento do tipo *Masing*;
- A análise dos valores do grau de amaciamento cíclico (CS) mostra que o material apresenta um comportamento misto, embora, na sua maioria, a liga apresenta um comportamento de amaciamento cíclico;

- O grau de amaciamento cíclico é superior quando o material é sujeito a pré-deformação, particularmente para amplitudes de deformação superiores a 0,7%;
- As curvas deformação-vida mostraram que para vidas mais longas a liga sem pré-deformação aparenta ter um melhor comportamento à fadiga. Já para vidas mais curtas, o melhor comportamento à fadiga obteve-se para uma pré-deformação de 8%;
- As micrografias SEM das superfícies de fratura permitiram concluir que os mecanismos de fratura frágil são predominantes, independentemente dos valores de pré-deformação e amplitude de deformação.

5.2. Propostas para investigações futuras

Esta dissertação teve como foco o efeito da pré-deformação no comportamento da liga de magnésio WE43 no regime de fadiga oligocíclica em controlo de deformação. No entanto, podem realizar-se outros estudos para aprofundar o conhecimento sobre o efeito desta variável no comportamento à fadiga da liga. Deste modo, alguns temas a desenvolver poderão ser:

- Estudar o efeito de pré-deformação de compressão no comportamento à fadiga oligocíclica;
- Estudar o efeito da pré-deformação, em regime de fadiga oligocíclica, para valores de amplitude de deformação superiores aos estudados;
- Estudar o efeito da pré-deformação no comportamento à fadiga supercíclica, realizando ensaios em controlo de tensão;
- Alargar o estudo realizado a outras ligas de magnésio de modo a identificar comportamentos gerais para esta classe de materiais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- P. Arora and M. Raghavan, 1973. "Effect of Tensile Prestrain on Fatigue Strength of Aluminum Alloy in High Cycle Fatigue." *Journal of Engineering Materials and Technology* 95(2):76–82. doi: 10.1115/1.3443135.
- ASTM International. n.d. "Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing, ASTM E1823." *West Conshohocken, PA*,.
- B. Farahmand, G. Bockrath, and J. Glassco, 1997. "Fatigue And Fracture Mechanics Of High Risk Parts: Application Of Lefm & Fmdm Theory." *Chapman & Hall, Springer US*.
- R. Branco, 2013. "Fatigue Life Prediction of Notched Components Subjected to Complex Loading." Department of Mechanical Engineering, University of Coimbra, tese de douturamento.
- D. Lefebvre and F. Ellyin. 1984. "Cyclic Response and Inelastic Strain Energy in Low Cycle Fatigue,." *International Journal of Fatigue*, 6(1):9–15. doi: 10.1016/0142-1123(84)90003-3.
- E. da Rosa, 2002. "Análise de Resistência Mecânica (Mecânica Da Fratura e Fadiga)." Universidade Federal de Santa Catarina.
- F. Ellyin and K. Golos, 1987. "Generalization of Cumulative Damage Criterion to Multilevel Cyclic Loading,." *Theoretical & Applied Fracture Mechanics*, 7(3):169–76. doi: [https://doi.org/10.1016/0167-8442\(87\)90032-2](https://doi.org/10.1016/0167-8442(87)90032-2).
- F. Ellyin and K. Golos, 1988. "A Total Strain Energy Density Theory for Cumulative Fatigue Damage,." *Journal of Pressure Vessel Technology* 110(1):36–41. doi: 10.1115/1.3265565.
- F. Ellyin, 1997. "Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction,." *Chapman & Hall* First diti.
- M. Garware, G. T. Kridli, and P. K. Mallick, 2010. "Tensile and Fatigue Behavior of Friction-Stir Welded Tailor-Welded Blank of Aluminum Alloy 5754." *Journal of Materials Engineering and Performance* 19(8):1161–71. doi: 10.1007/S11665-009-9589-1/METRICS.
- A. Gustavwn and A. Melander, 1995. "FATIGUE OF A HIGHLY PRESTRAINED

- DUAL-PHASE SHEET STEEL.” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 18(2):201–10. doi: 10.1111/J.1460-2695.1995.TB00155.X.
- H. J. Christ and H. Mughrabi. 1996. “Cyclic Stress-Strain Response and Microstructure under Variable Amplitude Loading.” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 19 335–48.
- J. Humfrey and J. Ewing, 1903. “The Fracture of Metals under Repeated Alternations of Stress.” *Philosophical Transactions of the Royal Society A*200.
- Y. Hwang and Kim, 2019. “High-Cycle, Low-Cycle, Extremely Low-Cycle Fatigue and Monotonic Fracture Behaviors of Low-Carbon Steel and Its Welded Joint,” *Materials* vol.12(no.24):4111. doi: 10.3390/MA12244111.
- J. D. Morrow, 1965. “Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals,.” *In Internal Friction, Damping, and Cyclic Plasticity, Ed. B. Lazan, West Conshohocken, PA: ASTM International* 45–87.
- L. Bairstow, 1910. “The Elastic Limits of Iron and Steel under Cyclical Variations of Stress,.” *Philosophical Transactions of the Royal Society A*, 210:35–55.
- M.A., Miner, 1945. “Cumulative Damage in Fatigue.” *Journal of Applied Mechanics*.
- J. P. Martins, 2019. “Análise Do Efeito de Pré-Deformação Nas Propriedades Mecânicas Cíclicas Da Liga de Alumínio 7050-T6.”, Departamento de Engenharia Mecânica Universidade de Coimbra, tese de mestrado.
- G. Masing, 1926. “Eigenspannungen Und Verfestigung Beim Messing,.” *In 2nd International Congresso of Applied Mechanics, Zurich: Orell Fussli Verlag* 332–35.
- S. Mroziński, A. Lipski, M. Piotrowski, and H. Egner, 2023. “Influence of Pre-Strain on Static and Fatigue Properties of S420M Steel.” *Materials* 2023, Vol. 16, Page 590 16(2):590. doi: 10.3390/MA16020590.
- O. H. Basquin, 1910. “The Exponential Law of Endurance Tests,.” *American Society for Testing and Materials, ASTM 10 (II)* 625–30.
- W. Osgood and W. R. Ramberg, 1943. “Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters.” *NACA TN 90. National Advisory Committee for Aeronautics*.
- G. Pereira, W. W. Bose Filho, G. Teixeira, F. Fernandez, and J. Avila Diaz, 2019. “Microstructural and Mechanical Characterization of WE43 Magnesium Alloy.” doi: 10.26678/ABCM.COBEM2019.COB2019-1839.
- A. Plumtree and H. A. Abdel-Raouf, 2001. “Cyclic Stress–Strain Response and
-

-
- Substructure.” *International Journal of Fatigue* 23(9):799–805. doi: 10.1016/S0142-1123(01)00037-8.
- R. Hales, S. R. Holdsworth, M. P. O’Donnell, I. J. Perrin, and R. P. Skelton, 2002. “A Code of Practice for the Determination of Cyclic Stress-Strain Data,.” *Materials at High Temperature*, 19(4):165–85. doi: 10.1179/mht.2002.022.
- R. W. Smith, M. H. Hirschberg, and S. S. Manson, 1963. “Fatigue Behaviour of Materials under Strain Cycling in Low and Intermediate Life Range.” *Materials Science*.
- S. K. Koh, 2002. ““Fatigue Damage Evaluation of a High Pressure Tube Steel Using Cyclic Strain Energy Density,.”” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 79(12):791–98. doi: 10.1016/S0308-0161(02)00135-7.
- S. Suresh, 1998. “Fatigue of Materials.” *Cambridge University Press*.
- B. C. White, R. E. White, J. B. Jordon, P. G. Allison, T. Rushing and L. Garcia, 2018. “The Effect of Tensile Pre-Straining on Fatigue Crack Initiation Mechanisms and Mechanical Behavior of AA7050 Friction Stir Welds.” *Materials Science and Engineering: A* 736:228–38. doi: 10.1016/J.MSEA.2018.08.104.
- A. Wohler, 1871. “Tests to Determine the Forces Acting on Railway Carriage Axles and the Capacity of Resistance of the Axles.” *Engineering* 11.
- A. Yang and L. Fatemi, 1998. ““Cumulative Fatigue Damage and Life Prediction Theories.”” *International Journal of Fatigue* 20(I):9–34. doi: 10.1016/S0142-1123(97)00081-9.
- Z. Yang and Z. Wang, 1996. “Effect of Prestrain on Cyclic Creep Behaviour of a High Strength Spring Steel.” *Materials Science and Engineering: A* 210(1–2):83–93. doi: 10.1016/0921-5093(95)10074-1.