



# **Comportamento mecânico da liga de magnésio AZ31B sob condições de carregamento em fadiga biaxial no plano**

**Ricardo José Sousa Cruz**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em

**Engenharia Mecânica**

Orientadores: Prof. Luís Filipe Galvão dos Reis

Prof. Ricardo António Lamberto Duarte Cláudio

**Júri**

Presidente: Prof. Paulo Rui Alves Fernandes

Orientador: Prof. Luís Filipe Galvão dos Reis

Vogal: Prof. Rui Fernando dos Santos Pereira Martins

**Novembro 2017**

Para a minha família

## Resumo

No presente trabalho foi investigado experimentalmente o comportamento mecânico da liga de magnésio AZ31B quando submetida a fadiga multiaxial. Para o efeito foi utilizada uma máquina desenvolvida internamente, que aplica um carregamento biaxial através dos seus 4 motores lineares. Os provetes ensaiados, obtidos a partir de uma chapa com 3.25 mm de espessura, dispõem de uma geometria cruciforme otimizada para este ensaio. Os ensaios à fadiga foram realizados com carregamentos sinusoidais proporcionais de tensão média nula. A contínua monitorização do provete ao longo do ensaio por fotografias de microscópio USB, em intervalos de ciclos pré-definidos, permite obter resultados com alguma precisão.

Com base nos parâmetros usados e resultados obtidos, estudou-se a iniciação e a velocidade de propagação de fenda, bem como a previsão de vida do material. Os dados experimentais foram complementados com simulações numéricas de elementos finitos através do software comercial ABAQUS, onde foi possível avaliar as tensões, extensões e fatores de intensidade de tensões para cada provete e ao longo do crescimento da fenda.

Dos vários modelos de plano crítico, apenas os modelos que definem o plano crítico com base nas tensões e extensões normais forneceram boas estimativas para o ângulo de iniciação de fenda. Já os melhores resultados para a previsão de vida do provete foram obtidos pelos critérios de Liu I e de menor elipse circunscrita (MCE). O estudo de propagação de fenda, pela correlação entre os dados numéricos e experimentais, obteve constantes da Lei de Paris aceitáveis, considerando prévios estudos em ligas de magnésio semelhantes.

## Palavras-chave:

Fadiga biaxial, liga AZ31B, provetes cruciformes, ensaios experimentais, simulação numérica, anisotropia

## **Abstract**

In the present work, the mechanical behavior of magnesium alloy AZ31B when subjected to multiaxial fatigue was investigated experimentally. For this purpose, an internally developed machine was used, applying a biaxial tension-tension load through its four linear motors. The tested specimens, obtained from a 3.25mm thickness plate, have a cruciform geometry optimized for this test. Fatigue tests were performed with sinusoidal proportional loads of null mean tension. The continuous specimen' monitoring during test by USB microscope photographs, at predefined cycle intervals, allowed to obtain results with some precision

Based on the parameters used and results obtained, the initiation and crack propagation was studied, as well as the material life prediction. The experimental data was complemented with numerical simulations of finite elements through ABAQUS commercial software, where it was possible to evaluate tensions, extensions and stress intensity factors for each specimen and along the crack growth.

Of the several critical plane models studied, only the models that define the critical planes based on normal stresses and extensions provided good estimations for crack initiation angle. For specimen' life prediction, the best results were obtained by Liu I and minimum circumscribed ellipse (MCE) criteria. The crack propagation study obtained, through numerical and experimental data correlation, acceptable Paris' law constants, in consideration to previous studies conducted in similar magnesium alloys.

## **Keywords:**

Biaxial fatigue, AZ31B alloy, cruciform test specimens, experimental tests, numerical simulation, anisotropy

# Índice

Resumo .....	iii
Palavras-chave: .....	iii
Abstract.....	iv
Keywords: .....	iv
Lista de figuras .....	vii
Lista de tabelas .....	x
Lista de siglas e acrónimos .....	xi
Lista de Símbolos .....	xii
1. Introdução.....	1
1.1. Enquadramento .....	1
1.2. Motivação .....	2
1.3. Objetivos.....	2
1.4. Estrutura .....	3
2. Revisão Bibliográfica .....	4
2.1. Magnésio .....	4
2.1.1. Estrutura cristalográfica.....	4
2.1.2. Ligas de magnésio .....	6
2.1.3. Processos de maquinação em ligas de magnésio.....	7
2.2. Deformação plástica.....	8
2.2.1. Textura nas ligas de Magnésio.....	8
2.2.2. Anisotropia.....	9
2.3. Fadiga.....	11
2.3.1. Fadiga multiaxial.....	12
2.3.2. Carregamento proporcional.....	12
2.3.3. Carregamento não-proporcional.....	13
2.3.4. Comportamento do material .....	13
2.3.4.1. Encruamento isotrópico.....	14
2.3.4.2. Encruamento cinemático .....	15
2.3.4.3. Fluência cíclica .....	16
2.3.4.4. Relaxação da tensão média.....	17
2.3.4.5. Encruamento não-proporcional .....	17
2.4. Crescimento de fenda .....	18
2.4.1. Caracterização de fenda .....	20
2.5. Vida à fadiga.....	20
2.6. Critérios de fadiga .....	21
2.6.1. Critério de Cedência Estáticos .....	22
2.6.1.1. Tensão de corte octaedral.....	22
2.6.1.2. Tensão de corte máxima .....	23
2.6.2. Critério de Findley .....	23
2.6.3. Critério de Smith, Watson e Topper modificado.....	24
2.6.4. Critério de Liu .....	26

2.6.5. Critério de Menor Circulo Circunscrito .....	27
2.6.6. Critério da Menor Elipse Circunscrita .....	27
3. Metodologia experimental .....	29
3.1. Material .....	29
3.2. Ensaio à tração uniaxial .....	29
3.2.1. Provete .....	29
3.2.2. Descrição do ensaio .....	30
3.3. Ensaio à fadiga biaxial.....	31
3.3.1. Provete .....	31
3.3.2. Equipamento.....	35
3.3.2.1. Máquina biaxial.....	35
3.3.2.2. Microscópio USB .....	36
3.3.3. Parâmetros de ensaio .....	37
4. Análise de elementos finitos.....	39
4.1. Modelo propagação de fenda.....	42
4.2. Malha .....	44
4.3. Condições fronteira .....	44
4.4. Cargas .....	46
4.5. Conceitos teóricos .....	46
5. Resultados experimentais .....	47
5.1. Ensaio de tração .....	47
5.2. Ensaio à fadiga .....	48
5.3. Superfície de fratura .....	52
6. Resultados com base na análise dos modelos .....	53
6.1. Critério de Findley .....	53
6.1.1. Critério de Smith, Watson e Topper modificado.....	55
6.1.2. Critério de Liu .....	57
6.1.3. Critério de MCC .....	60
6.1.4. Critério de MCE .....	61
6.2. Propagação de fenda .....	62
7. Discussão de resultados .....	68
8. Conclusão e desenvolvimentos futuros.....	73
8.1. Conclusão.....	73
8.2. Desenvolvimentos futuros .....	73
Referências .....	74
Anexo I – Ensaio à dureza.....	79
Anexo II – Propagação de fenda.....	80

## Lista de figuras

Figura 1.1 – Relação entre consumo de combustível e massa do veículo automóvel .....	1
Figura 1.2– Catástrofes associadas a fadiga (a) Plataforma Alexander L. Kielland; (b) Voo Aloha Airlines 243; (c) Comboio Eschede .....	2
Figura 2.1– Estrutura Hexagonal Compacta Mg .....	5
Figura 2.2 – Sistemas de escorregamento em materiais HC .....	5
Figura 2.3 – Eixo cristalográfico (a,b,c) e eixos de referencia macroscópicas (X,Y,Z).....	8
Figura 2.4 – Simulação 0001, 1010 em metais HC com rácio c/a (a) =1.633; (b) >1.633; (c) <1.633 ...	8
Figura 2.5 – Figura de polos: (a) (0002) e (b) 1010; (c) compressão a 6% DL; (d) tensão a 6% DT .....	9
Figura 2.6– Definição das extensões .....	10
Figura 2.7– Definição dos componentes de R .....	10
Figura 2.8 – Ensaio de tração uniaxial a diferentes orientações .....	11
Figura 2.9 – Carregamento multiaxial proporcional .....	12
Figura 2.10 – Carregamento multiaxial não proporcional .....	13
Figura 2.11 – Nucleação de fendas entre grãos .....	13
Figura 2.12 – Esquema de formação de superfícies de escorregamento (extrusões e intrusões) .....	14
Figura 2.13 – Encruamento isotrópico .....	15
Figura 2.14 – Encruamento cinemático.....	15
Figura 2.15 – Fluência cíclica.....	16
Figura 2.16 – Relaxação da tensão média.....	17
Figura 2.17 – Curvas tensão vs extensão efetiva cíclica em carregamento proporcional e não-proporcional.....	17
Figura 2.18– Modos de fratura .....	18
Figura 2.19 – Crescimento de fenda .....	18
Figura 2.20 – Relação entre $da/dN$ e $\Delta K$ .....	19
Figura 2.21 -- Tipos de fenda: (a) fenda microestruturalmente pequena; (b) fenda fisicamente pequena e (b) fenda longa .....	20
Figura 2.22 – Esquema da vida à fadiga.....	21
Figura 2.23 – Representação de beach marks .....	21
Figura 2.24 – Tensões num plano tridimensional .....	22
Figura 2.25 – (a) Plano de tensão de corte máximo; (b) Plano de tensão octaedral .....	23
Figura 2.26 – Modelo de Smith, Watson e Topper .....	24
Figura 2.27 – Energias no plano .....	26
Figura 2.28 – Vetor tensão no plano crítico.....	27
Figura 2.29 – Comparação das abordagens MCC e MEC .....	28
Figura 3.1 – Provete maquinado de seção retangular .....	30
Figura 3.2 – Provete para ensaio à tração .....	30
Figura 3.3 – Ensaio de tração uniaxial .....	31
Figura 3.4 – Geometria do provete à fadiga.....	32
Figura 3.5 – Etapas de maquinação do provete (a) primeira etapa, (b) segunda etapa .....	33

Figura 3.6 – Polimento (a) maquinado; (b) P600; (c) P800; (d) P1000; (e) P2500 e (f) abrasivo diamante 3µm.....	34
Figura 3.7 – Máquina de ensaios à fadiga biaxial .....	35
Figura 3.8 – Sistema de guiamento .....	35
Figura 3.9 - (a) Fotografia do microscópio digital USB [60] e (b) montagem do microscópio .....	36
Figura 3.10– Registo de fendas no provete BTM2023_015 (a) Início de ensaio; (b) Iniciação de fenda; (c) e (d) Propagação de fenda .....	37
Figura 3.11 – (a) Relação entre tensões desfasadas; (b) tensões desfasadas vs tempo .....	38
Figura 4.1 – Sistemas de eixos de referencia para orientação do grão .....	39
Figura 4.2 – Modelo BTM2023_12 sobre carregamento uniaxial $F_2$ (a)vista frontal; (b) vista detalhada .....	40
Figura 4.3 – (a) Provete instrumentado com roseta; (b) Modelo 1/8 do centro do provete .....	40
Figura 4.4 – Gráfico extensão vs força experimental, carga $F_1$ .....	41
Figura 4.5 – Gráfico extensão vs força MEF, carga $F_1$ .....	41
Figura 4.6 – Modelo EF completo .....	42
Figura 4.7 – Comparação entre extremidade de fenda ideal e real.....	42
Figura 4.8 – Detalhe extremidade de fenda .....	43
Figura 4.9 – Frentes de fenda .....	43
Figura 4.10 – Elementos da malha (a) C3D20R; (b) C3D15 .....	44
Figura 4.11 – Malha (a) Transições regulares; (b) Detalhe extremidade da fenda .....	44
Figura 4.12 – Condições fronteira (a) eixo X; (b) eixo Z. ....	45
Figura 4.13 – Ponto de referencia braço 3.....	45
Figura 4.14 – Cargas aplicadas direção X e Y.....	46
Figura 5.1 – Curva de tensão-extensão verdadeira da liga AZ31B ensaiado a 0°, 45° e 90° da DL....	47
Figura 5.2 – Ensaio à dureza .....	48
Figura 5.3 – Evolução da fenda (a) para 30643 ciclos, (b) 33159 ciclos e (c) 46616 ciclos (fratura) ...	48
Figura 5.4 – Curva S-N.....	50
Figura 5.5 - Curva $\epsilon$ -N .....	50
Figura 5.6 – Superfície de fratura do provete 030 .....	52
Figura 6.1 – Parâmetro de Findley (a) orientação DL; (b) orientação 15° DL .....	53
Figura 6.2 – Curva S-N critério de Findley .....	54
Figura 6.3 – Previsão de vida critério de Findley .....	54
Figura 6.4 – Parâmetro de SWT (a) orientação DL; (b) orientação 15° DL .....	55
Figura 6.5 – Parâmetro de SWT modificado (a) orientação DL; (b) orientação 15° DL.....	55
Figura 6.6 – Curva PD-N critério de SWT modificado .....	56
Figura 6.7 – Previsão de vida critério SWT modificado .....	56
Figura 6.8 – Parâmetro de Liu I (a) orientação DL; (b) orientação 15° DL .....	57
Figura 6.9 – Curva W-N critério Liu I.....	57
Figura 6.10 – Previsão de vida critério Liu I.....	58
Figura 6.11 – Parâmetro de Liu II (a) orientação DL; (b) orientação 15° DL .....	58

Figura 6.12 – Curva W-N critério de Liu II.....	59
Figura 6.13 – Previsão de vida critério Liu II.....	59
Figura 6.14 – Curva S-N critério MCC.....	60
Figura 6.15 – Previsão de vida critério MCC.....	60
Figura 6.16 – Curva S-N critério MCE.....	61
Figura 6.17 – Previsão de vida critério MCE.....	61
Figura 6.18 – Provete 012, comprimento fenda ao longo dos ciclos A)30643; B)33159; C)35507; D)38241; E)40771; F)43327; G)45850.....	62
Figura 6.19 – Evolução fenda ao longo dos ciclos, provete BTM 2023-012.....	62
Figura 6.20 – Ramificação perpendicular da fenda, provete 022.....	63
Figura 6.21 – Evolução fenda ao longo dos ciclos, provetes BTM2023.....	63
Figura 6.22 – $da/dN$ vs $\Delta K_{eq}$ , carregamentos em fase.....	64
Figura 6.23 – $da/dN$ vs $\Delta K_{eq}$ , carregamentos desfasados em $45^\circ$ .....	65
Figura 6.24 – $da/dN$ vs $\Delta K_{eq}$ , carregamentos desfasados em $90^\circ$ .....	66
Figura 6.25 – $da/dN$ vs $\Delta K_{eq}$ , carregamentos desfasados em $180^\circ$ .....	67
Figura 7.1 – Impacto tensões no parâmetro de Findley (a) em fase, (b) com desfasamento de $45^\circ$ e (c) de $180^\circ$ .....	68
Figura 7.2 – Distribuição de tensão na frente da fenda, provete 16, $a=1.25\text{mm}$ .....	71
Figura I.1 – Esquema ensaio à dureza Vickers.....	79

## Lista de tabelas

Tabela 2.1 – Características cristalográficas dos sistemas de deslizamento em metais com estrutura HC [14].....	5
Tabela 2.2 – Propriedades do magnésio .....	6
Tabela 2.3 – Designação do tratamento térmico para as ligas de magnésio .....	7
Tabela 3.1 – Constituição percentual da liga AZ31B-H24 .....	29
Tabela 3.2 – Geometria provete tração.....	30
Tabela 3.3 – Dimensões do provete à fadiga.....	32
Tabela 3.4 – Operações de maquinação etapa 2 .....	33
Tabela 3.5 - Características máquina BTM.....	36
Tabela 4.1 – Erro validação EF .....	41
Tabela 5.1 - Propriedades das curvas tensão-extensão.....	47
Tabela 5.2 – Parâmetros e resultados dos ensaios.....	49
Tabela 6.1 – Gama de SIF equivalente para carregamentos em fase .....	64
Tabela 6.2 – Gama de SIF equivalente para carregamentos desfasados em 45° .....	65
Tabela 6.3 – Gama de SIF equivalente para carregamentos desfasados em 90° .....	66
Tabela 6.4 – Gama de SIF equivalente para carregamentos desfasados em 180° .....	67
Tabela 7.1 – Súmula de resultados para iniciação de fenda .....	69
Tabela 7.2 – Erro das previsões dos critérios por desfasamento de cargas .....	70
Tabela 7.3 – Súmula de resultados para propagação de fenda .....	72
Tabela I.1 – Resultados ensaios à dureza .....	79
Tabela II.1 – Pontos propagação de fenda .....	80

## **Lista de siglas e acrónimos**

ASTM – American Society for Testing and Materials

BTM – Biaxial Testing Machine

CNC – Computerized Numeric Control

DL – Direção de Laminagem

DMS – Direct Multi-search

DN – Direção Normal ao Plano de Laminagem

DT – Direção Transversal à Laminagem

EDV – Energia Virtual de Deformação

EF – Elementos Finitos

HC – Hexagonal Compacta

HCF – High Cycle Fatigue

IPS – Instituto Politécnico de Setúbal

IST – Instituto Superior Técnico

LCF – Low Cycle Fatigue

MEF – Método de Elementos Finitos

SIF – Stress Intensity Factor

## Lista de Símbolos

$A_{face}$  – Área da Face Lateral do Provete

$A_i$  – Área Instantânea

$F_1, F_2$  – Força nas Direções Principais

$F_a$  – Força Aplicada

$K_I$  – Fator de Intensidade de Tensão Modo I

$K_{II}$  – Fator de Intensidade de Tensão Modo II

$K_{eq}$  – Fator de Intensidade de Tensão Equivalente

$N_f$  – Numero de Ciclos à Rotura

$\bar{R}$  – Coeficiente de Anisotropia Normal

$\frac{da}{dN}$  – Taxa de Crescimento de Fenda

$l_0$  – Comprimento Inicial

$l_i$  – Comprimento Instantâneo

$\Delta\gamma_{max}$  – Gama de Distorção Máxima

$\Delta\varepsilon_n$  – Gama da Extensão Normal

$\gamma'_f$  – Distorção Limite de Fadiga

$\varepsilon'_f$  – Extensão Normal Limite de Fadiga

$\sigma_f, \sigma'_f$  – Tensão Normal Limite de Fadiga

$\sigma_{n,max}$  – Tensão Normal Máxima

$\sigma_{n,med}$  – Tensão Normal Média

$\sigma_y$  – Tensão de Cedência

$\tau_a$  – Tensão Corte Alternada

$\tau'_f$  – Tensão Limite de Fadiga do Corte

$\tau_f^*$  – Parâmetro de Resistência à Fadiga

A – Metade do Comprimento de Fenda à Superfície

B,  $b_y$  – Expoente de Resistência à Fadiga nos Modelos de Findley e SWT

C – Parâmetro do Material na Lei de Paris

C,  $c_y$  – Expoente de Resistência à Fadiga nos Modelos SWT

E – Módulo de Elasticidade

$K$  – Parâmetro do Material para Critério de Fadiga Findley

$K1_{\sigma1}, K1_{\sigma2}, K2_{\sigma1}, K2_{\sigma2}$  – Tensões Auxiliares nas Direções Principais

$m$  – Expoente da Lei de Paris

$N$  – Numero de Ciclos

$R$  – Parâmetro de Lankford

$T$  – Tempo

$Y$  – Fator de Forma

$\Delta K_{th}$  – Gama do Fator de Intensidade de Tensão Crítico

$\Delta W_I$  – Trabalho Relacionado ao Modo de Falha I

$\Delta W_{II}$  – Trabalho Relacionado ao Modo de Falha II

$\Delta K, \Delta K_{eq}$  – Gama do Fator de Intensidade de Tensão Equivalente

$\Delta R$  – Coeficiente de Anisotropia Planar

$\Delta W$  – Energia Virtual de Deformação

$p$  – Pressão

$w$  – Frequência

$\Delta\gamma$  – Gama de Distorção

$\Delta\sigma, \Delta\sigma_n$  – Gama de Tensão Normal

$\Delta\tau$  – Gama de Tensão de Corte

$\delta$  – Desfasamento Entre Cargas

$\varepsilon, \varepsilon_n$  – Extensão Normal

$\lambda$  – Parâmetro de Vida

$\sigma, \sigma_n$  – Tensão Normal

# 1. Introdução

Este capítulo será composto por um pequeno enquadramento aos temas abordados, pela motivação, pelos objetivos e pela estrutura do documento.

## 1.1. Enquadramento

A crescente procura de materiais de baixa densidade por parte de indústrias, desde aeroespacial, automóvel, desportiva até médica, tem suscitado interesse na caracterização experimental do comportamento de algumas ligas. No caso das ligas de magnésio, que além de pertencerem à categoria de ligas leves, possuem grande potencial na medida em que são estruturalmente mais leves que, por exemplo, o alumínio. Estas ligas além de terem uma elevada resistência específica, devido à sua baixa densidade e boas propriedades mecânicas, apresentam boa maquinabilidade, que é uma mais valia em contexto industrial.

A aplicação de magnésio advém de 1930, na indústria automóvel, com a maquinação de eixos de comando e caixas de velocidade, atingindo na altura uma redução em 7% do peso total do veículo [1]. Na indústria aeroespacial, os primeiros registos de magnésio aparecem em helicópteros Sikorsky, em 1950.

No setor automóvel e aeroespacial, a generalização de ligas de magnésio apresenta ainda vantagens em consequência da redução de peso das estruturas. Um veículo mais leve, reduz o consumo de combustíveis fósseis o que por sua vez conduz a menores emissões de CO<sub>2</sub>, conforme Fig. 1.1. A este impacto positivo no meio ambiente, acresce ainda as boas capacidades de reciclagem do magnésio.

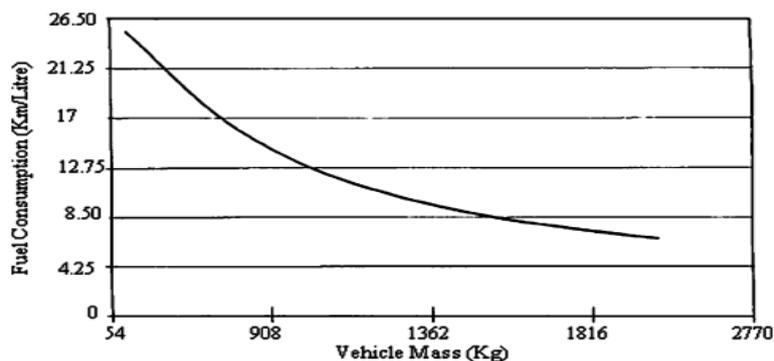


Figura 1.1 – Relação entre consumo de combustível e massa do veículo automóvel [2]

A principal causa de falha de estruturas mecânicas é atribuída a fenómenos de fadiga, em consequência da acumulação de dano por carregamentos cíclicos [3]. Uma vez que, devido à repetibilidade dos esforços aplicados, a falha por fadiga surge para tensões muito inferiores às tensões de cedência e assim o dano causado por fadiga tem especial relevo na vida útil do componente [4]. Deste modo, a fadiga tem impacto numa larga gama de elementos, desde molas de portas a aviões comerciais ou navios, que podem provocar graves perdas, económicas e humanas.

O afundamento da plataforma petrolífera Alexander L. Kielland, em 1980, provocou 120 mortos devendo-se ao colapso por fadiga de um dos suportes. O incidente do voo Aloha Airlines 243 ocorreu em 1988 provocando 1 morto e 65 feridos. Na origem esteve uma fenda por fadiga provocada pela corrosão de um buraco de rebite. Já o despiste do comboio Eschede, a 1998, foi provocado pela falha de uma roda que originou um evento em cadeia, levando à morte de 101 pessoas e ferindo aproximadamente outras 100, figura 1.2 [5].



Figura 1.2– Catástrofes associadas a fadiga (a) Plataforma Alexander L. Kielland [5]; (b) Voo Aloha Airlines 243; (c) Comboio Eschede [5]

Os anteriores acontecimentos catastróficos, e muitos outros que ocorrem todos os dias, fomentaram o estudo da fadiga dos materiais. Ensaios primordialmente realizados por carregamentos uniaxiais em peças reais de grande porte, século XIX, passaram a ensaios com carregamentos complexos multiaxiais em provetes de geometria otimizada para baixas cargas, finais de século XX [6].

O processo siderúrgico para obtenção de chapa de onde são obtidos os provetes para ensaios de tensão-tensão, é conseguido à custa de processos de extrusão e laminação. Estes métodos induzem nas ligas uma forte textura, que por sua vez melhoram as propriedades à fadiga, contudo provocam o aparecimento de anisotropia nas propriedades mecânicas [7].

## 1.2. Motivação

Tendo em conta os temas abordados no tópico anterior, a principal motivação neste trabalho assenta na caracterização da liga de magnésio sujeita a fenómenos de fadiga. Assim, além de ser analisado um material anisotrópico de elevada complexidade e interesse como o magnésio, este é estudado à fadiga, principal causa de falha de estruturas que provoca inúmeros prejuízos e fatalidades.

## 1.3. Objetivos

O principal objetivo deste trabalho é caracterizar o ângulo de iniciação da fenda, a propagação da fenda e a previsão de vida do provete de magnésio AZ31B-H24, com vários modelos de fadiga. Este estudo conta com ensaios experimentais à fadiga biaxial no plano e à tração uniaxial, com dados obtidos em software de elementos finitos e com análise à dureza.

## **1.4. Estrutura**

O presente documento é composto por oito capítulos

O capítulo 1 introduz o tema e dá a conhecer a motivação e objetivos por trás deste estudo.

O capítulo 2 aborda a revisão bibliográfica que irá fundamentar este estudo. Apresenta a fadiga multiaxial bem como a deformação do material a estas condições. Enuncia os fundamentos dos vários critérios de fadiga e da propagação de fenda e dá ainda umas pequenas explicações ao modo como se obtém as ligas de magnésio, à sua nomenclatura e à anisotropia apresentada por este material.

O capítulo 3 é dedicado à descrição do material e do equipamento utilizado para os vários ensaios experimentais, bem como às normas envolvidas na produção do provete e respetiva metodologia experimental.

O capítulo 4 demonstra os conceitos relacionados com análise numérica e os passos percorridos para modelar o provete no software de elementos finitos ABAQUS. Ainda são apresentados alguns conceitos referentes à recolha de dados.

O capítulo 5 aborda a metodologia empregue e apresenta os resultados experimentais e respetivos dados da análise de elementos finitos. Desde resultados dos ensaios uniaxiais e ensaios à dureza, até aos resultados dos ensaios biaxiais. Este capítulo apresenta também a superfície da fenda do provete obtido em ensaio biaxial.

O capítulo 6 apresenta os resultados da iniciação da fenda e previsão de vida obtidos pelos vários critérios de fadiga. A resultados inerentes à propagação da fenda são também abordados neste capítulo.

O capítulo 7 trata da discussão dos resultados obtidos e apresentados no capítulo 6.

O capítulo 8 finaliza o estudo com as conclusões retiradas deste trabalho e com algumas propostas para estudar futuramente.

## 2. Revisão Bibliográfica

Os fundamentos teóricos que suportam o presente estudo são apresentados neste capítulo.

### 2.1. Magnésio

Uma vez que o lítio e sódio são extremamente reativos para terem uso na forma reduzida, e o berílio é extremamente tóxico, o magnésio é, portanto, o metal mais leve a ser usado e produzido em escala comercial [8]. Embora não seja tão abundante como o alumínio, continua a ser o oitavo elemento mais abundante no planeta, constituindo cerca de 2% da crosta terrestre. Na natureza, o magnésio é somente encontrado em vários minérios e na água do mar sob a forma de compostos como carbonatos, silicatos, etc. A água do mar possui uma concentração de magnésio mineral dissolvido na ordem dos 0.13%, levando à consideração de que este elemento é praticamente inesgotável [9].

A produção de magnésio dá-se por diferentes processos de produção, não havendo nenhuma tecnologia de produção dominante. Isto deve-se a alguns parâmetros de produção, como matéria prima, método de redução, temperatura de produção e subprodutos, que variam bastante de indústria para indústria [10]. Estes processos de produção, empregues em larga escala, podem ser basicamente divididos em dois grupos:

- **Eletrólise do cloreto de magnésio:** A passagem de corrente elétrica pelas células eletrolíticas, que contém cloreto de magnésio fundido, provoca a redução dos iões de magnésio e a oxidação dos de cloro, formando magnésio metálico e cloro gasoso, respetivamente;
- **Redução térmica do óxido de magnésio:** O aquecimento de óxido de magnésio na presença de agentes redutores, a temperaturas específicas dependentes do material redutor, origina a redução, levando à formação de magnésio metálico, geralmente em forma gasosa.

#### 2.1.1. Estrutura cristalográfica

A estrutura cristalográfica do magnésio é hexagonal compacta (HC). Como tal cada átomo tangencia com 12 átomos. O número de coordenação para esta estrutura é, portanto, 12, e como tal trata-se de um sistema cubico de face centrada para o qual o fator de compacidade atómica é 0.74. Como representado na figura 2.1, as camadas constituintes da estrutura alternam entre si na sequência ABAB [11].

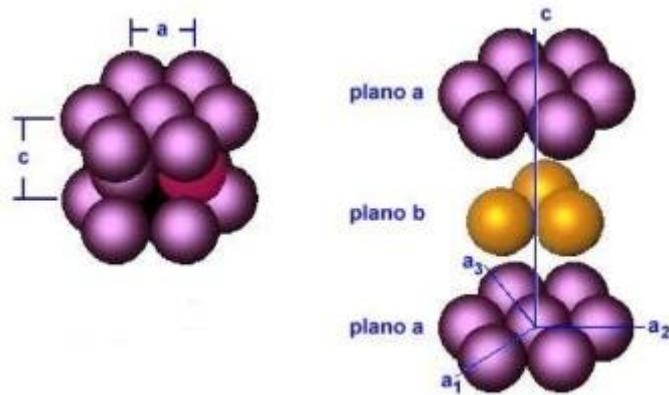


Figura 2.1– Estrutura Hexagonal Compacta Mg [11]

A estrutura HC tem algumas implicações no comportamento do material, uma vez que nesta estrutura os planos de escorregamento não ocorrem facilmente. Por este motivo, o magnésio teve pouca aplicação industrial a temperatura ambiente. A temperaturas mais elevadas, o material já se torna mais deformável e pode ser maquinado por métodos convencionais [12].

A deformação do magnésio pode dar-se por escorregamento ou “*twinning*”. O escorregamento nesta estrutura HC ocorre segundo vários planos representados na figura 2.2 e tabela 2.1. A temperatura ambiente, o escorregamento basal é o mecanismo de deformação predominante. Já a temperaturas mais elevadas, o deslizamento também ocorrerá nos outros planos provocando um aumento considerável na plasticidade do material [13].

Tabela 2.1 – Características cristalográficas dos sistemas de deslizamento em metais com estrutura HC [14]

Plano de deslizamento	Vetor de Burgers	Descrição cristalográfica	Número de planos independentes
Basal	$\langle a \rangle$	$\{0001\} \langle 11\bar{2}0 \rangle$	2
Prismático	$\langle a \rangle$	$\{1\bar{1}00\} \langle 11\bar{2}0 \rangle$	2
Piramidal (tipo 1)	$\langle a \rangle$	$\{1\bar{1}01\} \langle 11\bar{2}0 \rangle$	4
Piramidal (tipo 2)	$\langle c+a \rangle$	$\{11\bar{2}2\} \langle 11\bar{2}3 \rangle$	5

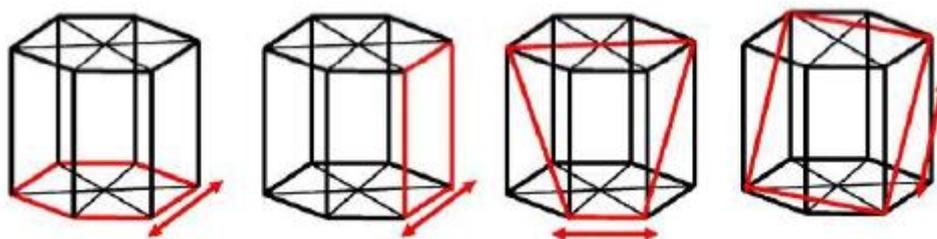


Figura 2.2 – Sistemas de escorregamento em materiais HC [15]

## 2.1.2. Ligas de magnésio

O magnésio é um metal que possui diversas propriedades interessantes, a baixa densidade, ainda menor que a do alumínio, no valor de 1.74 g/cm<sup>3</sup> destaca-se. Atingindo a temperatura de fusão, a densidade diminui ainda mais, passando para 1.58g/cm<sup>3</sup>.

Das propriedades do magnésio apresentadas na tabela 2.2, podemos definir como vantajoso a baixa densidade, excelentes características de amortecimento, elevada resistência à fadiga e não dar origem a faíscas. Quanto às desvantagens, tem-se o módulo de elasticidade relativamente baixo, alto coeficiente de expansão térmica e suscetibilidade à corrosão sob tensão [16].

*Tabela 2.2 – Propriedades do magnésio [17]*

Propriedade	Valor
Densidade (temperatura ambiente) (g/cm <sup>3</sup> )	1.738
Densidade (temperatura de fusão) (g/cm <sup>3</sup> )	1.584
Temperatura de fusão (°C)	651
Temperatura de ebulição (°C)	1107
Capacidade térmica (J/mol.K)	24.869
Condutividade térmica (W/m.K)	156
Coeficiente de expansão térmica (µm/m.K)	24.8
Módulo de elasticidade (GPa)	45
Módulo de rigidez ao corte (GPa)	17
Coeficiente de Poisson	0.35
Dureza Mohs	2.5

Tendo em conta os argumentos anteriores, o magnésio puro, assim como a maioria dos metais, não possui muitas aplicações como material de engenharia [16]. Assim, torna-se evidente a necessidade de recorrer a ligas para melhorar as propriedades do metal. A adição de elementos específicos permite um aumento da resistência mecânica e da resistência à corrosão. Dos mais importantes comercialmente, pode-se destacar o alumínio, zinco e manganês, no entanto o magnésio forma liga com a maior parte dos metais comuns.

O tipo de liga de magnésio é facilmente identificado pela sua designação. Embora não haja um sistema internacional para a designação das ligas de magnésio, esta classificação tende a seguir o método utilizado pela Sociedade Americana de Teste e Materiais, ASTM, para as ligas de magnésio. Assim, a nomenclatura das ligas é composta por duas letras iniciais, principais elementos da liga, seguidos de dois números, percentagem dos respetivos elementos principais. Depois, quando aplicável segue-se uma terceira letra, distingue ligas com composições ligeiramente diferentes dentro da mesma designação principal. Finalmente, caso a liga tenha sido sujeita a algum tratamento térmico, coloca-se, separados da designação principal por um hífen, uma letra seguida de um número. A correspondência do código, da norma ASTM, usado para designar o tratamento térmico encontra-se seguidamente tabelado [18].

Tabela 2.3 – Designação do tratamento térmico para as ligas de magnésio [18]

Designação	Estado/Tratamento térmico
F	Como fabricado
O	Recozido e re-cristalizado
W	Solubilizado
H10 / H11	Ligeiramente encruada
H 23 / H24 / H26	Encruada e parcialmente recozida
T	Tratado termicamente para produzir revenido estável

### 2.1.3. Processos de maquinação em ligas de magnésio

As ligas de metal são divididas em duas grandes categorias, ligas fundidas ou ligas forjadas. Dependendo da indústria e da aplicação, as ligas de magnésio requeridas irão variar. As ligas de magnésio de fundição são produzidas através de métodos convencionais, por areia e por moldação. As ligas de magnésio forjadas são geralmente obtidas através de extrusão ou laminagem [19].

O magnésio é um material de alta maquinabilidade, isto significa que a força requerida para determinada operação é inferior que para outros metais. A alta maquinabilidade do magnésio permite operações com altas velocidades de rotação e de avanço, reduzindo o tempo de maquinação. Para além das vantagens anteriores, a baixa pressão de corte na maquinação e a alta condutividade térmica do magnésio melhoram a vida útil da ferramenta [20].

As ferramentas utilizadas na maquinação de magnésio devem ser selecionadas com algum cuidado, no entanto ferramentas de aço de carbono geralmente atingem uma vida útil satisfatória. Ferramentas com ponta de diamante e ponta de carboneto devem ser utilizadas para serviços onde seja requerido bom acabamento da peça. Independentemente da ferramenta, esta deve ser sempre mantida afiada para evitar aquecimento excessivo, maus acabamentos, formação de aparas com superfícies queimadas e formação de faíscas.

Geralmente, na maquinação de magnésio não se utiliza líquidos de refrigeração. No entanto, em casos especiais onde se aplique velocidades de avanço e rotação acima do recomendado, a peça deve ser refrigerada a fim de evitar a ignição de aparas. O líquido de refrigeração a usar, deve ser de óleo mineral de baixa viscosidade, preferencialmente 55 SUS.

Como condições de segurança, o posto de trabalho deve ser mantido limpo e fumar ou criar chamas deve ser expressamente proibido. Os postos de trabalho devem ainda estar equipados de extintores de classe D, com pó G-1 ou Met-L-X.

## 2.2. Deformação plástica

As ligas metálicas são materiais policristalinos, portanto possuem defeitos como espaços entre diferentes átomos, deslocamentos em vários sistemas de escorregamento, precipitados, dispersões, entre outros. Estes defeitos cristalinos restringem a mobilidade das deslocamentos, influenciando o comportamento de deformação dos componentes mecânicos.

### 2.2.1. Textura nas ligas de Magnésio

Os defeitos estruturais podem surgir no material devido à sua composição, durante a fase de produção e durante o ciclo de vida do componente. No caso do magnésio, os defeitos mais relevantes surgem nos processos de formação de ligas. Os processos de formação, muitas vezes, originam texturas, que por sua vez, afetam a deformação da liga e promovem o aparecimento de orientação cristalográfica dos grãos [21].

A textura cristalográfica é caracterizada por uma orientação preferencial dos grãos ao longo de referências macroscópicas definidas no material. No caso de metais provenientes de laminagem, os eixos de referência são geralmente atribuídos à direção de laminagem (DL), direção transversal (DT) e direção normal (DN).

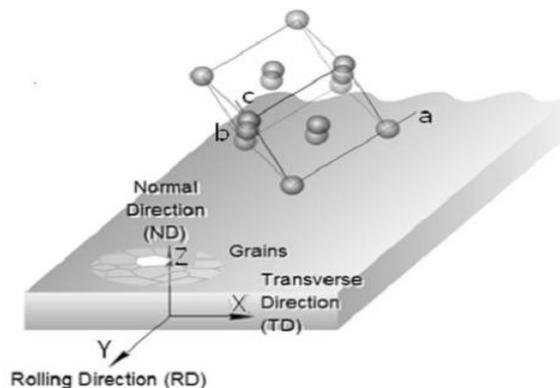


Figura 2.3 – Eixo cristalográfico (a,b,c) e eixos de referência macroscópicas (X,Y,Z) [22]

A textura cristalográfica pode ser representada por vários métodos, as figuras dos polos têm, no entanto, sido a técnica mais utilizada. As figuras dos polos representam a densidade normal do plano cristalográfico através de projeções estereográficas. Neste método, uma figura dos polos não é suficiente para definir completamente a orientação dos cristais e é necessário mais que um plano cristalográfico para medir as figuras dos polos. A figura 2.4 exibe a figura polos para metais HC.

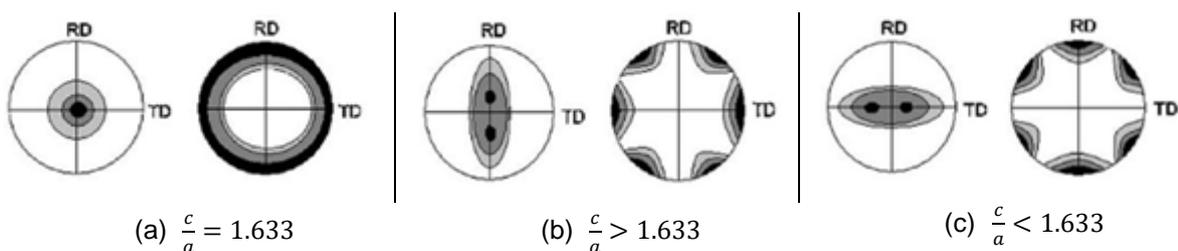


Figura 2.4 – Simulação  $\{0001\}$ ,  $\{10\bar{1}0\}$  em metais HC com rácio  $c/a$  (a) =1.633; (b) >1.633; (c) <1.633 [23]

De acordo com a figura anterior e com o rácio  $c/a$ , metais de estrutura HC provenientes de laminagem podem ser classificados em três grupos. Figura 2.4(a), metais com  $c/a$  aproximadamente igual ao valor ideal,  $\frac{c}{a} \sim 1.633$ , como o magnésio onde  $\frac{c}{a} \sim 1.624$ , tendem a desenvolver textura, onde a maioria dos planos basais são orientados paralelamente aos planos da liga e não existe orientação preferencial dos planos prismáticos e piramidais. Metais com rácio  $\frac{c}{a} > 1.633$ , têm tendência a apresentar textura nos planos inclinados onde aparecem os polos basais, planos inclinados  $\pm 15^\circ - 25^\circ$  da direção normal em direção à de laminagem, figura 2.4(b). Já nos metais com  $\frac{c}{a} < 1.633$ , a textura aparece nos planos inclinados  $\pm 20^\circ - 40^\circ$  da direção normal em direção à transversal [23].

Em todos os materiais dos três grupos, a evolução da textura inicial durante a deformação depende do modo e da direção da deformação. Na figura 2.5, é representada uma liga AZ31 (a) e (b), depois de teste de compressão ao longo de DL (c) e teste de tensão ao longo de DN (d). Para ambos os testes, pode-se apreciar o desenvolvimento de textura. Para o teste de compressão ao longo de RD, a figura dos polos mostra uma forte reorientação dos grãos conduzindo à divisão dos polos basais pela direção RD. Para o teste de tensão, os polos basais foram orientados aleatoriamente pelo plano DL-DT [24].

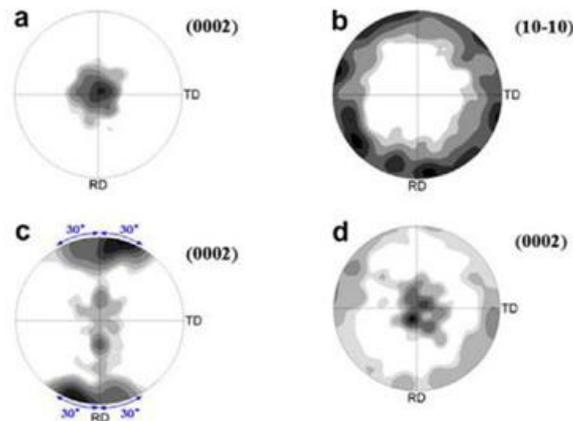


Figura 2.5 – Figura de polos: (a) (0002) e (b) (10 $\bar{1}0$ ); (c) compressão a 6% DL; (d) tensão a 6% DT [24]

## 2.2.2. Anisotropia

A anisotropia é definida pela variação das propriedades do material, extensão, tensão, etc., ao longo de várias direções. De modo a facilitar a análise da anisotropia, o magnésio é muitas vezes estudado como sendo ortotrópico, as propriedades variam apenas ao longo dos três eixos principais.

A anisotropia pode ser caracterizada pelos coeficientes anisotrópicos, ou parâmetros de Lankford, R:

$$R = \frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{33}} \quad (1)$$

Onde  $\varepsilon_{22}$  é a extensão real ao longo da largura e  $\varepsilon_{33}$  é a extensão real ao longo da espessura. As extensões principais são representadas na figura 2.6.

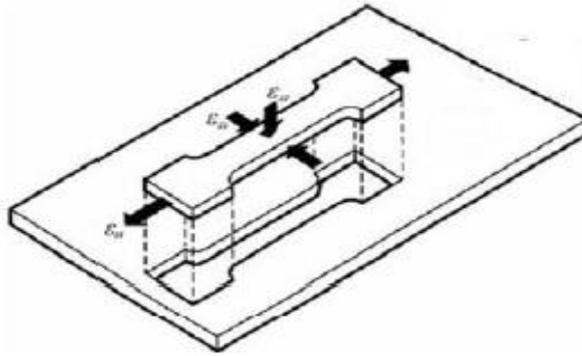


Figura 2.6– Definição das extensões [25]

O valor médio e variação de R ao longo das direções de ensaio são expressos pelos coeficientes de anisotropia normal  $\bar{R}$  e anisotropia planar  $\Delta R$ , respetivamente [26].

$$\bar{R} = \frac{R_0 + R_{90} + 2R_{45}}{4} \quad (2)$$

$$\Delta R = \frac{R_0 + R_{90} - 2R_{45}}{2} \quad (3)$$

Onde  $R_0$ ,  $R_{45}$  e  $R_{90}$  são os valores de R para  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$  da direção de laminação, DL, da chapa. Estas direções são representadas na figura 2.7.

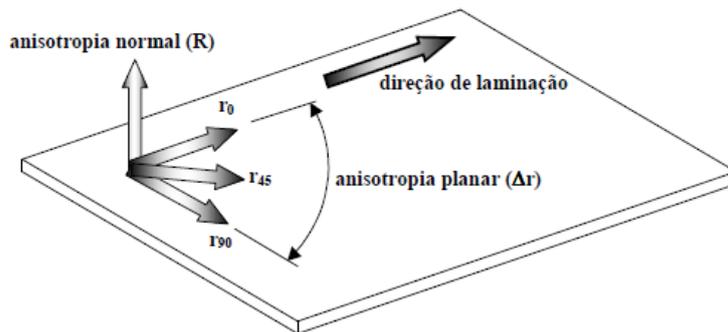


Figura 2.7– Definição dos componentes de R

Um valor alto de  $\bar{R}$  expressa que a chapa oferece grande resistência a deformar-se plasticamente na direção da espessura. Para chapas de aço este valor varia entre 1 e 2. Já  $\Delta R$  está relacionado com a diferença entre os índices de anisotropia nas direções planares consideradas. Para um material isotrópico, os valores de  $\bar{R}$  e de  $\Delta R$  são 1 e 0, respetivamente. Com a determinação destes índices pode-se avaliar quão anisotrópico é um determinado material. No trabalho investigado por Dutta [12], foram obtidos os coeficientes de anisotropia normal e planar com o valor de, respetivamente,  $\bar{R} = 1.59$  e  $\Delta R = 0.07$ .

Uma vez que os valores de R são obtidos por ensaios de tração uniaxial, em que  $\varepsilon_{11} > 0$ ,  $\varepsilon_{22} < 0$  e  $\varepsilon_{33} < 0$ , os resultados podem, por vezes, dar informações erradas quanto à deformação ocorrida em ensaios de tensão biaxial, onde  $\varepsilon_{11} > 0$ ,  $\varepsilon_{22} > 0$  e  $\varepsilon_{33} < 0$ . Esta situação ocorre sobretudo em ligas que apresentam grande tendência para fenómenos de “*twinning*” sob tensão durante ensaios de tração uniaxial [27].

A anisotropia é um efeito macroscópico da textura cristalográfica e deslocamentos microestruturais desenvolvidas durante a deformação plástica do material. Esta relação tem sido observada em vários estudos [28] [29]. No estudo dirigido por Yi [28], o comportamento mecânico anisotrópico da liga de magnésio AZ31 foi descrito apresentando ensaios à tração uniaxial de provetes com grãos orientados a  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$  da direção de extrusão.

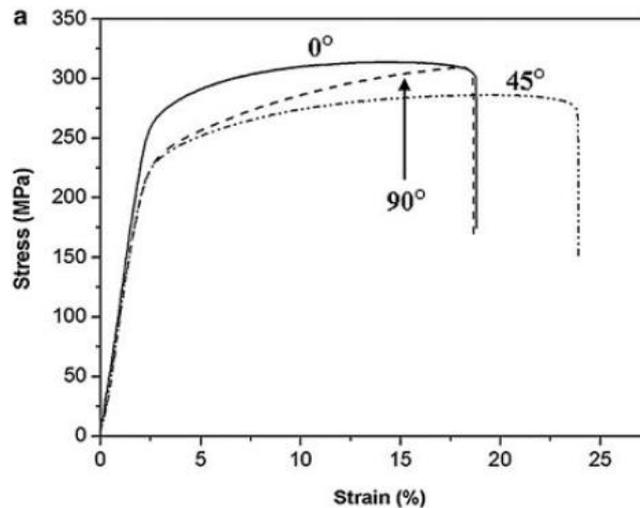


Figura 2.8 – Ensaios de tração uniaxial a diferentes orientações [28]

Os resultados obtidos na figura 2.8 demonstram um comportamento anisotrópico expresso pelas diferentes curvas tensão-extensão, onde as diferenças foram atribuídas à forte textura apresentada pelas barras de magnésio e pela ativação de diferentes modos de deformação.

### 2.3. Fadiga

A avaliação da vida de componentes sob cargas complexas à fadiga assume grande importância na otimização do projeto de estruturas, uma vez que influencia os procedimentos de inspeção e manutenção.

Em fadiga, o número de ciclos suportado pelo componente define o regime de carregamento. Para um número de ciclos de carregamento inferior a  $10^3$  ciclos, a fadiga é de reduzido número de ciclos (LCF). No caso de o número de ciclos estar na ordem de  $10^3$  a  $10^7$ , trata-se de fadiga de elevado número de ciclos de carregamento (HCF). Uma vez que em LCF são aplicados carregamentos mais elevados, este tipo de fadiga é geralmente acompanhado de uma quantidade significativa de deformação plástica. Enquanto que HCF é associada a deformações relativamente pequenas que na globalidade são elásticas [30].

A ASTM [31] definiu taxativamente fadiga. No entanto, Branco [32] designou fadiga como “Um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre num material sujeito a condições produtoras de tensões ou extensões dinâmicas, num ponto ou em vários pontos, e que pode culminar em fendas ou numa fratura completa, após um número suficiente de variações de carga”.

Os sistemas mecânicos em operação podem originar tensões dinâmicas e/ou a diferentes ciclos de tensão que, por sua vez, provocam tensões multiaxiais.

### 2.3.1. Fadiga multiaxial

Apesar de ensaios à fadiga serem executados mais facilmente com cargas uniaxiais e amplitudes constantes, a maioria dos problemas práticos associados a fadiga ocorrem a cargas multiaxiais. Por exemplo, eixos de rotor em centrais eólica, eixos de hélice em navios, fuselagens de aeronaves, etc. Deste modo, a geometria mais comum em provetes de fadiga multiaxial está associada a máquinas de ensaio em condições de flexão-torção ou a tensão-torção [33].

Menor atenção tem sido prestada a ensaios à fadiga sobre tensão-tensão biaxial. Este tipo de carregamentos pode-se encontrar em, por exemplo, reservatórios de pressão ou cabines pressurizadas de aeronaves [34]. Estes exemplos abrangem diferentes circunstâncias de carregamentos cíclicos, proporcionalidade, não-proporcionalidade, rácios, etc.

### 2.3.2. Carregamento proporcional

Num caso de carregamento proporcional, as tensões cíclicas são aplicadas em fase, podendo ou não variar em amplitude. A próxima figura ilustra o conceito de carregamento proporcional, num veio submetido a tensões cíclicas de corte e axial no plano [3].

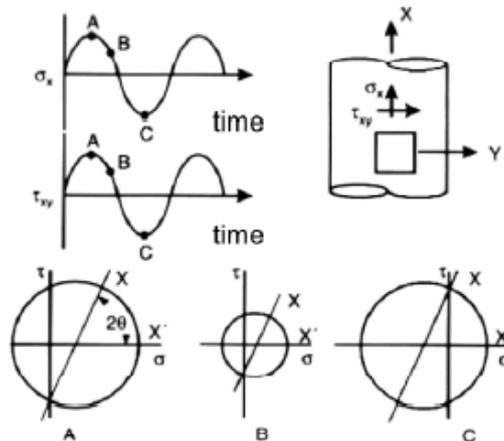


Figura 2.9 – Carregamento multiaxial proporcional [3]

Se um novo sistema de coordenadas,  $X'-Y'$ , for definido de modo que  $\sigma_{X'} = \sigma_1$ , e que seja fixo relativamente aos eixos do veio  $X-Y$ , pode-se observar que o eixo  $X'$  coincide sempre com o eixo de tensão normal principal. Assim, a orientação dos eixos das tensões principais é mantido constante em relação aos eixos do componente, ao longo do tempo em que as tensões vão variando.

### 2.3.3. Carregamento não-proporcional

Já no caso de carregamento não-proporcional, as tensões cíclicas são desfasadas, ou como no caso apresentado na figura 2.10, uma das tensões é mantida constante, tensão axial, enquanto a tensão de corte é cíclica [3].

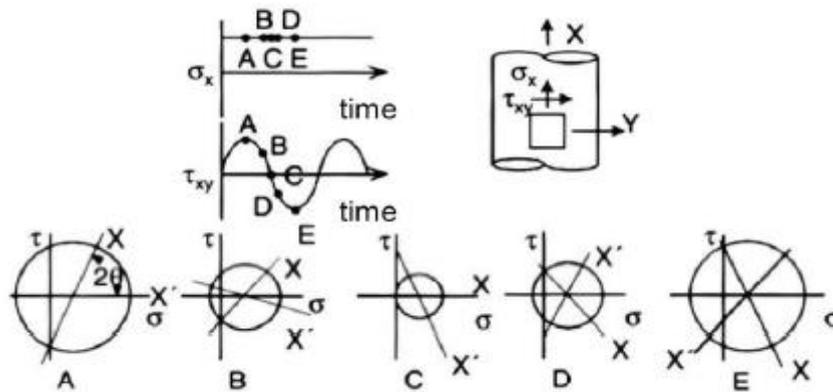


Figura 2.10 – Carregamento multiaxial não proporcional [3]

Considerando novamente que o eixo  $X'$  está fixo relativamente a  $X$ , de modo a que no ponto A,  $\sigma_{X'} = \sigma_1$ , retira-se que a orientação do eixo  $X'$  não coincide, ao longo do tempo, com o eixo normal principal de tensão.

### 2.3.4. Comportamento do material

Compreender o comportamento do material à fadiga é essencial a fim de analisar corretamente a vida à fadiga dos materiais. Um dos aspetos de maior influencia no dano provocado por fadiga assenta na deformação plástica causada. O dano provocado por fadiga é o resultado da reorganização cristalina do material devido a carregamentos cíclicos, que causam microplasticidade no interior do componente. O esquema abaixo representa as observações realizadas por Ewing and Humfrey's, em como é ilustrado o aparecimento de fenda na superfície de um metal dúctil [3].

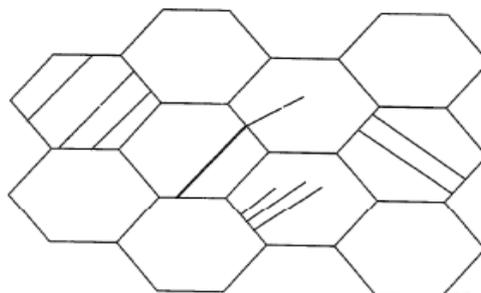


Figura 2.11 – Nucleação de fendas entre grãos [3]

Quando o carregamento aplicado provoca uma tensão de corte suficientemente alta para iniciar deformação plástica num determinado grão, origina-se uma superfície de deslizamento, como ilustrado por uma das linhas da figura 2.11. No entanto, apesar da tensão crítica ser igual para todos os grãos,

cada grão tem uma superfície de deslizamento preferencial e como tal, deformarão plasticamente a diferentes tensões.

A deformação do grão, que está na origem do processo de nucleação, é muitas vezes descrita pelo modelo de intrusão-extrusão. Uma vez atingida a tensão crítica de corte, o constante movimento de deslocação entre grãos individuais provoca repetidas deformações plásticas, que eventualmente resultarão numa banda de escorregamento. Algumas destas bandas saem da superfície do material, extrusão, outras entram, intrusão. Por sua vez, a contante deformação plástica das superfícies de escorregamento provoca a formação de fenda.

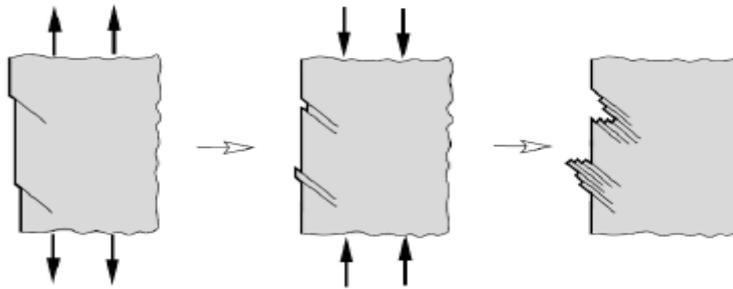


Figura 2.12 – Esquema de formação de superfícies de escorregamento (extrusões e intrusões) [35]

A deformação plástica do material devido a tensões cíclicas pode ser caracterizada por diferentes fenômenos:

- Encruamento isotrópico
- Encruamento cinemático
- Fluência cíclica
- Relaxação da tensão média
- Encruamento não-proporcional.

Para descrever estes conceitos, é utilizado um caso de estado de tensões 2D de um carregamento cíclico de torção-tração.

### 2.3.4.1. Encruamento isotrópico

Encruamento isotrópico define-se como sendo a mudança na tensão de cedência do material devido a deformações do material. Na figura 2.13, pode-se visualizar os gráficos de tensão vs deformação equivalente e a resposta no plano de tensões de von Mises. A superfície de cedência é determinada ao igualar a tensão de von Mises do estado de tensões tração-torção à tensão de cedência do material.

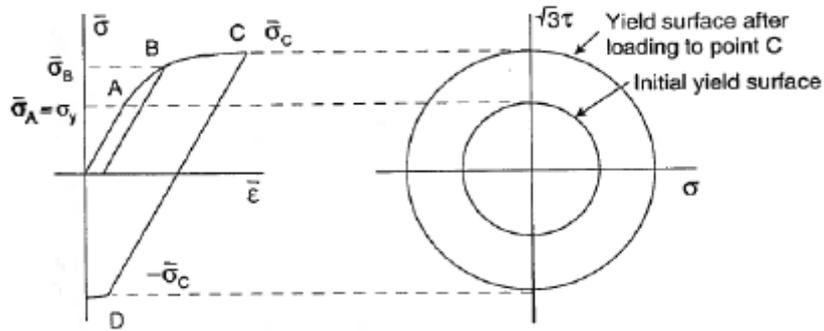


Figura 2.13 – Encruamento isotrópico [3]

No ponto A, inicia-se o encruamento do material assim que as deslocções começam a interagir entre si. Já no ponto B, a tensão diminui até um estado de tensão nulo. De seguida, o material é submetido a uma tensão  $\bar{\sigma}_B$ , que juntamente com a deformação plástica sofrida previamente provocará a cedência do material. A partir daí, a curva tensão-deformação segue a curva original. Este efeito é conhecido por memória do material.

Devido ao encruamento isotrópico, ao continuar o carregamento até atingir o ponto C, obtém-se uma nova tensão de cedência do material  $\bar{\sigma}_C$ . No caso de o material sofrer de seguida compressão, a cedência irá ocorrer no ponto D, à tensão  $-\bar{\sigma}_C$ .

Quanto às superfícies de cedência de von Mises, comparando uma situação em que o material é carregado até ao ponto A e outro até ao ponto C, verifica-se que a superfície de cedência mantém a sua forma, mas expande uniformemente à medida que a deformação plástica ocorre.

### 2.3.4.2. Encruamento cinemático

O fenómeno de encruamento cinemático explora o efeito de Bauschinger e o conceito de memória do material. Neste exemplo, o material é carregado para lá da tensão de cedência, ponto A, até à região plástica de tensão  $\bar{\sigma}_B$ .

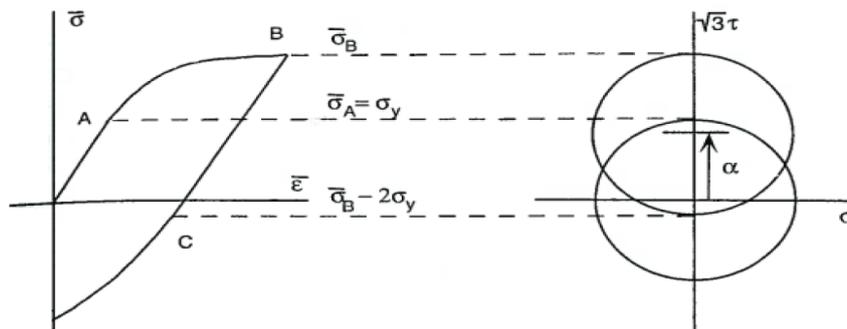


Figura 2.14 – Encruamento cinemático [3]

À semelhança do que acontece no encruamento isotrópico, no encruamento cinemático a sequencial descarga e carga na mesma direção não provoca mais deformações plásticas, uma vez que não há extensões plásticas. Para o material ceder novamente na mesma direção, tem que se aplicar a

tensão  $\bar{\sigma}_B$ . Esta nova tensão de cedência é representada no plano de von Mises, como resultado do deslocamento da superfície de cedência ao longo do plano de tensões sem, no entanto, alterar de forma ou tamanho. Ainda em consequência do deslocamento da superfície de cedência, a compressão do material apenas provocará cedência no ponto C a uma tensão  $\bar{\sigma}_C$ , que corresponde a  $\bar{\sigma}_B - 2\sigma_y$ . Toda esta situação foi designada por efeito de Bauschinger, a que geralmente dão o nome de “backstress”. A translação do plano de cedência pode ser representada por um vetor  $\alpha$  com a direção da extensão plástica.

Materiais reais geralmente apresentam características de encruamento isotrópico e cinemático até se tornarem ciclicamente estáveis. A partir daí apresentam apenas aspetos de encruamento cinemático. Na maioria dos casos de análise à fadiga, o material é assumido como ciclicamente estável e apenas modelos de encruamento cinemático são aplicados.

### 2.3.4.3. Fluência cíclica

A fluência cíclica pode ser definida pela acumulação de deformação plástica em consequência de tensões médias não nulas. Como exemplo, considera-se um tubo de paredes finas sujeito a tensão axial estática e tensão cíclicas de corte.

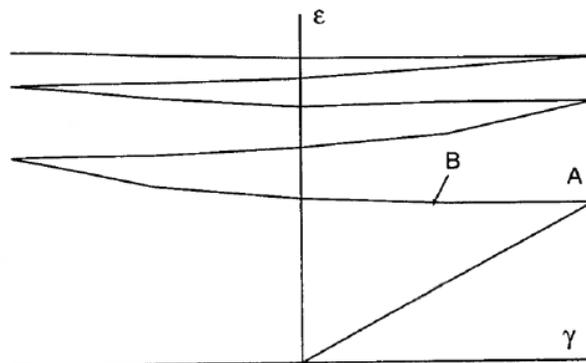


Figura 2.15 – Fluência cíclica [3]

Pela análise dos resultados obtidos no gráfico extensão axial vs. corte, pode-se verificar que a deformação axial cresce continuamente em cada ciclo. Quando ambas as tensões são aplicadas, a extensão axial e de corte cresce até o ponto A. A partir daqui a extensão axial manteve-se constante durante a proporção elástica da carga até atingir o ponto B. Atingido o ponto B, começa a verificar-se extensão axial e de corte. Uma vez que a tensão axial é constante, a deformação plástica ocorrida na direção axial deveu-se à tensão de corte.

Para o caso apresentado, ao longo dos ciclos a taxa de fluência diminui e a deformação estabiliza. Caso sejam aplicadas elevadas tensões plásticas, então a taxa de fluência aumenta em cada ciclo.

### 2.3.4.4. Relaxação da tensão média

A relaxação da tensão média está relacionada com a fluência cíclica, isto porque a relaxação ocorre durante a deformação sentida por uma tensão média inicial que tende para zero ao longo dos ciclos. A taxa a que se dá a relaxação da tensão média é dependente do intervalo de extensão plástica e da tensão inicial média.

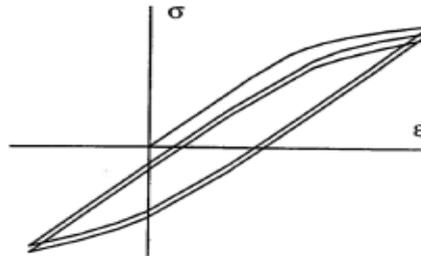


Figura 2.16 – Relaxação da tensão média [3]

Os modelos de relaxação da tensão média e de fluência cíclica geralmente necessitam de várias propriedades do material e apesar de muitos modelos terem sido desenvolvidos ao longo dos anos, nenhum foi universalmente aceite.

### 2.3.4.5. Encruamento não-proporcional

Em caso de carregamento não-proporcional, a tensão efetiva é superior que em caso de carregamento proporcional, gerando bandas de escorregamento para cargas de menor intensidade. O efeito de carregamento não-proporcional é comparado com o carregamento proporcional, através da curva de tensão efetiva vs extensão efetiva.

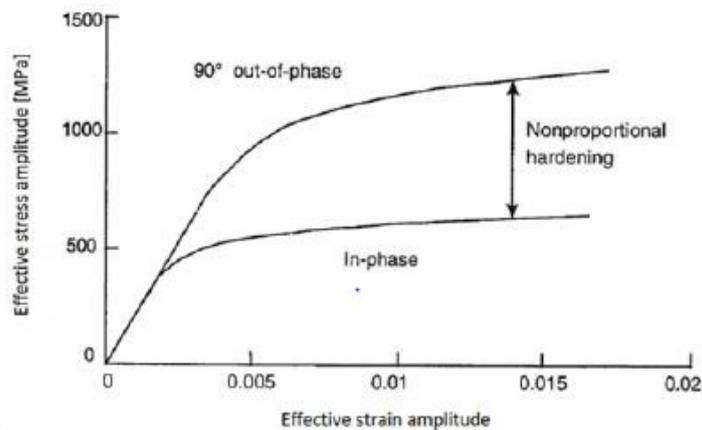


Figura 2.17 – Curvas tensão vs extensão efetiva cíclica em carregamento proporcional e não-proporcional [3]

A relação entre proporcionalidade e não proporcionalidade tem suscitado algum interesse. Deste modo, trabalhos têm sido levados a cabo a fim de aprofundar o efeito de proporcionalidade e não proporcionalidade em condições de multiaxialidade, assim como a sua influência no dano por fadiga [36]. Ainda, noutra perspetiva, estudos experimentais foram realizados com o intuito de correlacionar o tipo de proporcionalidade dos carregamentos com a evolução das fissuras de fadiga [37].

## 2.4. Crescimento de fenda

Após abordar o comportamento do material à fadiga e consequente origem de fenda, falta analisar a propagação de fenda. O tipo de carga aplicada numa fenda pode ser classificado em três modos de fratura, como ilustrado na figura abaixo.

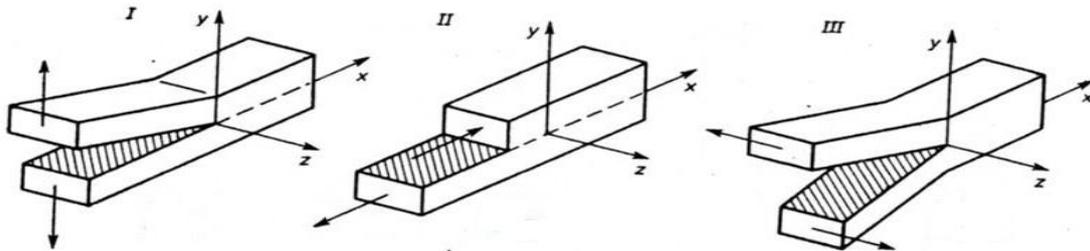


Figura 2.18– Modos de fratura

- **Modo I – Modo de abertura:** as superfícies da fenda são separadas simetricamente respetivamente ao plano ocupado pela fenda antes da deformação. Resulta de tensões normais perpendiculares ao plano da fenda;
- **Modo II – Modo de deslizamento:** as superfícies da fenda deslizam uma sobre a outra em direções opostas, mas no mesmo plano. Resulta de tensões de corte no plano;
- **Modo III – Modo de rasgamento:** as superfícies da fenda deslizam uma sobre a outra, em direções opostas, para fora do plano. Resulta de tensões de corte fora do plano.

Dando continuidade ao capítulo 2.3.4, uma vez atingido um tamanho da fenda considerável, a fenda continuará a crescer perpendicularmente às tensões de tração pois a fenda consegue gerar a sua plasticidade e propagar-se através dos grãos. As fronteiras da cavidade são caracterizadas por elevadas concentrações de tensões, devido ao efeito de entalhe, e por tensões localizadas que são fortemente dependentes das tensões de corte que estão na origem do escorregamento e do crescimento de fenda [38].

Este fenómeno é esquematizado na figura 2.19, onde a etapa I passa pela formação inicial da fenda através de corte. A etapa II representa o crescimento da fenda perpendicularmente à carga aplicada.

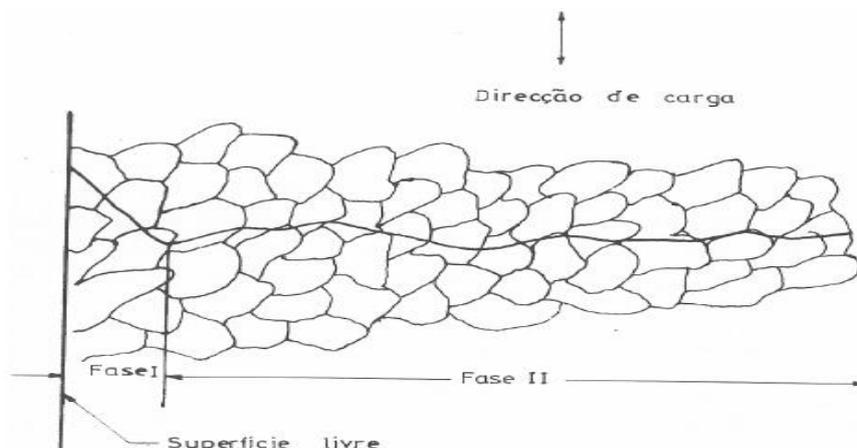


Figura 2.19 – Crescimento de fenda [32]

Como demonstrado num típico diagrama de velocidade de propagação da fenda, a taxa de crescimento de fenda,  $da/dN$  (mm/ciclo), está relacionada com a variação do fator de intensidade de tensão,  $\Delta K$ . O gráfico está dividido em três regiões representantes das diferentes fases de crescimento de fenda.

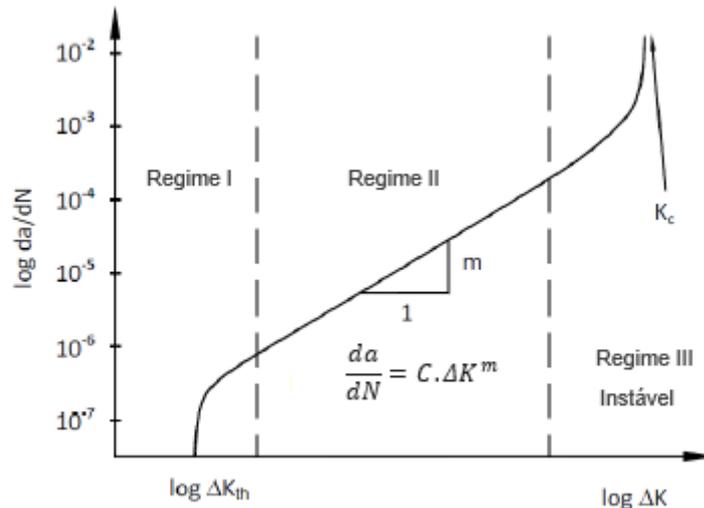


Figura 2.20 – Relação entre  $da/dN$  e  $\Delta K$  [32]

O regime I é um regime da mecânica não contínua. Nesta região, a taxa de propagação da fenda depende altamente do fator de intensidade de tensão (SIF). Caso o valor crítico,  $\Delta K_{th}$ , não seja atingido, a propagação pode nem ocorrer ou ser insignificante. Esta região é influenciada, principalmente, pela microestrutura do material, tensão média, rácio-R e ambiente [39].

A região II, regime de mecânica contínua, dependente da tensão média e da frequência. Esta região é definida por uma relação linear entre  $da/dN$  e  $\Delta K$ , que pode ser descrita pela Lei de Paris:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (4)$$

Sendo que  $C$  e  $m$  são constantes do material.

Na região III, a taxa de crescimento de fenda acelera instavelmente até atingir o valor crítico de fator de intensidade de tensão,  $K_c$ . Este parâmetro trata-se de uma propriedade do material e representa a falha do mesmo. Esta região continua a ser fortemente influenciada não só pela tensão média, mas também pela microestrutura e espessura restante do componente.

O fator de intensidade de tensão pode ser descrito pela equação (5).

$$\Delta K = Y \cdot \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (5)$$

Sendo que  $Y$  corresponde a um fator geométrico,  $\Delta \sigma$  é a variação da tensão aplicada e  $a$  é metade do comprimento da fenda.

### 2.4.1. Caracterização de fenda

Quando se aborda o fenómeno de propagação de fenda, convém conseguir caracterizar os vários tipos de fenda que existem. A definição da fenda, tendo em consideração a figura 2.21, está relacionada com o comprimento da fenda do seguinte modo [40] [41]:

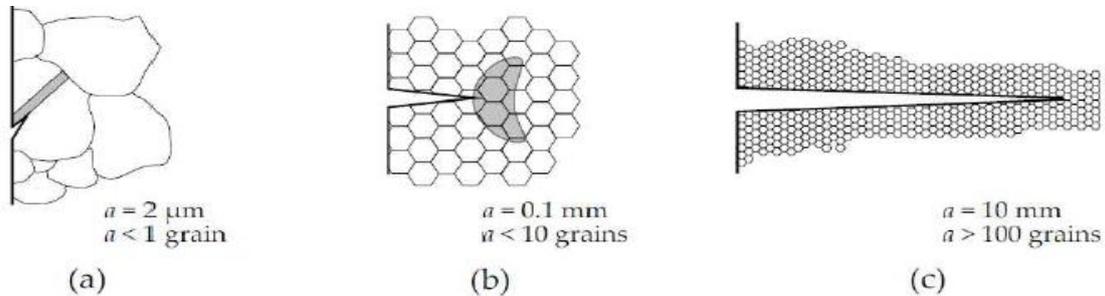


Figura 2.21 – Tipos de fenda: (a) fenda microestruturalmente pequena; (b) fenda fisicamente pequena e (c) fenda longa [42]

- **Fenda microestruturalmente pequena** – Característica por ter dimensões da ordem do tamanho do grão, genericamente, inferior a  $2\mu\text{m}$  de comprimento. A esta escala, a fenda não se comporta como um meio contínuo, isotrópico e homogéneo;
- **Fenda mecanicamente pequena** – Fenda da ordem de grandeza da zona plástica, com  $2\mu\text{m}$  a  $1\text{mm}$  de comprimento em profundidade. Estas fendas, para os mesmos níveis de  $\Delta K$ , crescem mais rapidamente que as fendas longas por contribuição da zona plástica e dos fenómenos de fecho de fenda;
- **Fenda fisicamente pequena** – Com ordem de grandeza da dimensão da região de fecho de fenda. Por esta altura, a fenda deixa de ser dependente do aspeto microestrutural e passa a ser afectada principalmente pelos fenómenos de fecho de fenda. O comportamento à fadiga de fendas curtas é diferente do apresentado por fendas longas;
- **Fenda longa** - Fenda de comprimento superior a alguns milímetros, superior a  $2.5\text{mm}$  segundo sugestão de Reddy e Fatemi. No espectro de vida à fadiga, a fenda longa encontra-se na região II, figura 2.21.

### 2.5. Vida à fadiga

O dano causado por fadiga é caracterizado pela nucleação, coalescência estável da fenda, que pode conduzir o material à fratura [3]. Este processo demorado pode ser dividido em três etapas, nucleação e crescimento microscópico da fenda, propagação da fenda e, por fim, rutura do material. A evolução do dano no componente é influenciada pela rugosidade superficial do material, pelas condições ambientais, pelas dimensões do componente e pelo gradiente de tensões [43]. A figura 2.22 representa esquematicamente a evolução do dano por fadiga.

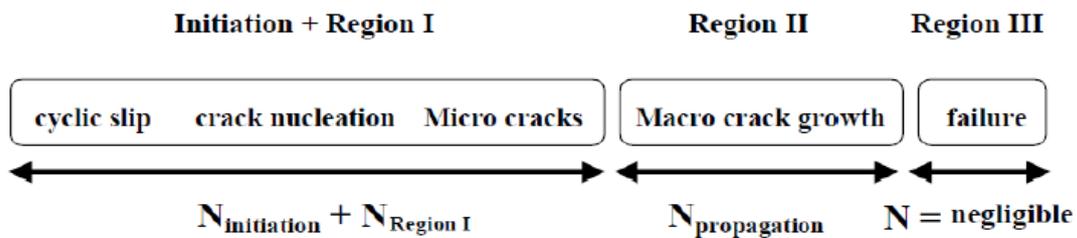


Figura 2.22 – Esquema da vida à fadiga [44]

O mecanismo de nucleação e iniciação está associado a três tipos fundamentais de dano, que podem coexistir ou não no mesmo material, nomeadamente, a deformação plástica cíclica, a rutura dos limites de grão e defeitos internos inerentes ao material [45]. A nucleação de fendas verifica-se junto aos limites de grão, uma vez que a fenda tem origem na multiplicação das cavidades formadas pela coalescência de poros, sendo ainda acompanhada pela deformação plástica que se estende a todo o grão. Já a microfissuração é um fenómeno de deformação plástica local, onde ocorre a iniciação de fendas em zonas de concentração de tensões do componente.

Uma vez iniciada, a fenda propaga-se no componente lentamente, de forma intermitente, com zonas de crescimento rápido e lento. Este crescimento descontínuo pode introduzir marcas na superfície de fratura, dependendo da ductilidade do material, designadas por “*beach marks*” ou “*clamshells*”, como representadas na figura 2.23.

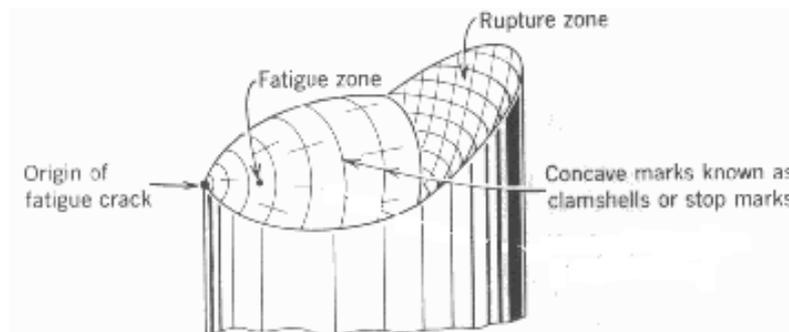


Figura 2.23 – Representação de beach marks [46]

A maior parte da vida à fadiga é passada na iniciação de fendas e propagação de micro-fendas, deste modo há tendência a negligenciar a região III, uma vez que se trata de uma etapa muito curta e instável que culmina na falha catastrófica do componente.

## 2.6. Critérios de fadiga

August Wohler foi um dos primeiros e dos maiores impulsionadores investigadores no estudo da fadiga dos materiais. Entre 1850 e 1875 realizou vários ensaios experimentais, de provetes e peças reais (eixos de comboio), afim de compreender o fenómeno que originava a falha dos materiais e estabelecer um limite de resistência dos mesmos. Através desse estudo, Wohler introduziu pela primeira vez o conceito de Tensão-Vida, também conhecido por curvas S-N.

Desde então que muitos investigadores têm desenvolvido diversos modelos de previsão de vida à fadiga. Atualmente, os estudos na área de fadiga de materiais focam-se cada vez mais na resolução de problemas específicos de indústria como a aeronáutica, automóvel, ferroviária ou naval. Em muitos destes estudos são propostas alterações ou melhorias aos modelos de previsão da vida à fadiga, bem como aos de previsão da direção e velocidade da propagação da fenda [47].

Neste estudo apenas será correlacionado os resultados experimentais com as previsões dos modelos de plano crítico de Findley, Smith-Watson-Topper modificado e Liu. Estes critérios de plano crítico devem ser capazes de prever a vida à fadiga, assim como os planos dominantes de falha. Aos anteriores, o estudo foi ainda complementado com os critérios do Menor Círculo Circunscrito (MCC) e Menor Elipse Circunscrita (MCE), uma vez que estes provaram ser bastante eficientes na previsão de vida à fadiga multiaxial no plano, segundo o estudo de Fonseca [48]. Já o critério de Fatemi-Socie não foi estudado uma vez que no estudo de Yu [49], conduzido para a liga de magnésio AZ61A, apresentou resultados de baixa qualidade.

## 2.6.1. Critério de Cedência Estáticos

Estes critérios foram definidos de modo a que a magnitude da tensão efetiva para estado de tensões complexas seja igual à tensão uniaxial no ponto de cedência estático. Assim, as tensões e extensões efetivas são empregues com a finalidade de comparar estados de tensões multiaxiais complexas com um estado de tensão uniaxial equivalente. Dos vários critérios estáticos elaborados, as teorias mais utilizadas são as de tensão de corte octaedral e tensão de corte máxima [3].

### 2.6.1.1. Tensão de corte octaedral

Nesta teoria, conhecida como teoria de von-Mises, é considerado um plano oblíquo, como o da figura 2.24, numa situação em que o plano intersecta os três eixos principais, X, Y e Z, a distâncias iguais. Este plano passa assim a ser chamado de plano octaedral uma vez que forma um lado de um octaedro regular com os vértices formados ao longo dos eixos principais.

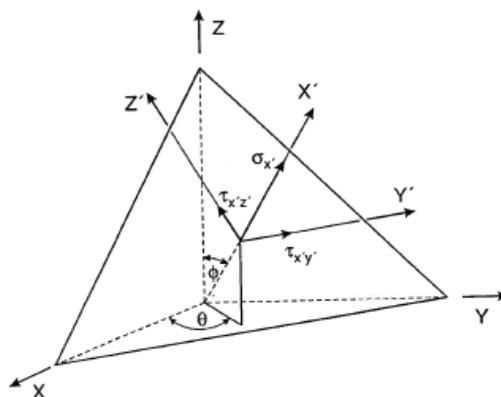


Figura 2.24 – Tensões num plano tridimensional [3]

Num ensaio simples de tensão uniaxial, a tensão octaedral  $\tau_{oct}$  é relacionada diretamente com a tensão aplicada  $\sigma_{eq}$ .

$$\tau_{oct} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sigma_{eq} \quad (6)$$

A partir daqui a tensão octaedral equivalente  $\Delta\sigma_{eq}$  pode ser expressa pela equação (7).

$$\Delta\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_2)^2 + (\Delta\sigma_2 - \Delta\sigma_3)^2 + (\Delta\sigma_3 - \Delta\sigma_1)^2} \quad (7)$$

Onde  $\Delta\tau_{oct}$  corresponde à gama de tensão de corte octaedral e  $\Delta\sigma_{1-3}$  às tensões principais de 1 a 3. Esta expressão para casos biaxiais no plano, onde a espessura do provete em estudo é muito baixa, a tensão principal  $\sigma_3$  é praticamente nula e como tal a equação anterior terá este aspecto:

$$\Delta\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_2)^2 + \Delta\sigma_1^2 + \Delta\sigma_2^2} \quad (8)$$

### 2.6.1.2. Tensão de corte máxima

A teoria de tensão de corte máxima, também conhecida como teoria de Tresca, considera que a cedência plástica tem origem quando a tensão de corte no plano de tensão de corte máximo atinge um valor crítico. A tensão de corte máxima ocorre no plano que intersesta os planos de máximo e mínima tensões normais. A figura 2.25 compara os planos de tensão de corte máximo e o de tensão octaedral [3].

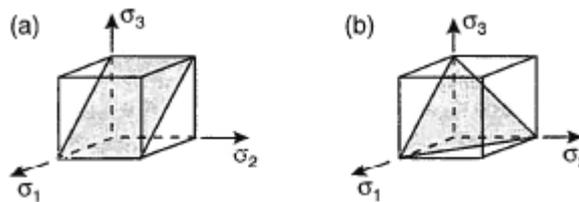


Figura 2.25 – (a) Plano de tensão de corte máximo; (b) Plano de tensão octaedral [3]

Num ensaio de tensão uniaxial, a tensão de corte máxima é dada por metade da tensão aplicada, assim:

$$\Delta\tau = \frac{\Delta\sigma_{eq}}{2} = \frac{\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_3}{2} \quad (9)$$

### 2.6.2. Critério de Findley

Findley, tendo como base o trabalho de Sines, obteve uma relação linear entre a tensão normal e a tensão de corte, validada por ensaios com provetes de aço e alumínio. Este critério, baseado em tensão, é geralmente usado em casos de HCF uma vez que apresenta melhores resultados que em casos de LCF, apesar de também poder ser aplicado [3] [50].

Em vez de, como Sines, utilizar a tensão de corte octaedral, Findley optou por combinar a máxima tensão de corte no plano crítico e a respetiva tensão normal nesse mesmo plano. Segundo Findley, os planos críticos “*podem ser definidos por um ou mais planos dentro de um material sujeito a um valor máximo do parâmetro de dano*” [3]. Assim, para obter o plano crítico ou parâmetro de Findley, é necessário fazer um varrimento de todos os planos para encontrar a máxima combinação da equação (10).

$$\left\{ \frac{\Delta\tau}{2} + k\sigma_n \right\}_{max} = \tau_f^* \cdot (2N)^b \quad (10)$$

Onde  $\left\{ \frac{\Delta\tau}{2} + k\sigma_n \right\}_{max}$  representa o parâmetro de dano do modelo,  $\Delta\tau$  é a gama de tensão de corte,  $\sigma_n$  é a tensão normal e  $k$  a constante determinada por ensaios experimentais.  $\tau_f^*$  pode ser determinado em função do coeficiente de resistência à fadiga por corte,  $\tau_f'$  por:

$$\tau_f^* = \tau_f' \sqrt{1 + k^2} \quad (11)$$

O fator  $\sqrt{1 + k^2}$  toma habitualmente o valor de 1.04 em materiais dúcteis, sendo que  $k$  é aproximadamente 0.3 [3].

Como este modelo identifica os planos críticos no material como planos orientados segundo um ângulo  $\theta$ , então pela equação anterior (10):

$$max_{\theta} \left( \frac{\Delta\tau}{2} + k \cdot \sigma_n \right) \quad (12)$$

### 2.6.3. Critério de Smith, Watson e Topper modificado

Ao contrário dos modelos de Brown- Miller e Fatemi-Socie que aplicam critérios de dano a mecanismos de falha por tensões de corte, nucleação e crescimento, o critério de Smith, Watson e Topper (SWT) é geralmente usado em materiais que falham predominantemente por crescimento de fenda no plano de tensão ou extensão máxima [3].

Este método alternativo, apesar de adequado para materiais onde a nucleação da fenda ocorre devido ao corte, sugere que a vida à fadiga é controlada pela propagação de fenda em planos perpendiculares à tensão ou extensão principal máxima. A figura 2.26 esquematiza o mecanismo considerado por SWT, que como se pode ver, representa uma falha de modo I.

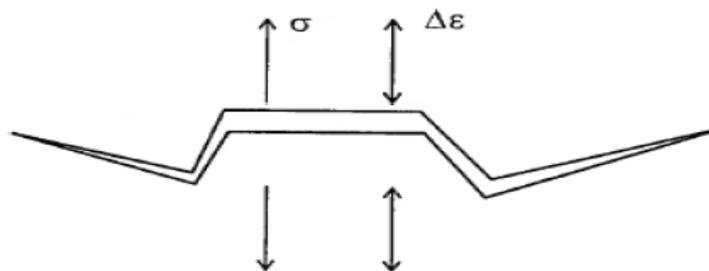


Figura 2.26 – Modelo de Smith, Watson e Topper [3]

Este critério é um modelo de plano crítico, que em carregamento multiaxial baseia-se na amplitude da extensão principal  $\Delta\varepsilon_1$  e na tensão máxima do plano correspondente  $\sigma_{n,max}$ , podendo ser utilizado em carregamentos proporcionais e não-proporcionais. A previsão de vida à fadiga para este critério pode ser expressa pela equação (13).

$$\sigma_{n,max} \frac{\Delta\varepsilon_1}{2} = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \cdot \varepsilon_f' \cdot (2N_f)^{b+c} \quad (13)$$

O plano crítico pode ser determinado pela maximização do primeiro termo:

$$\max_{\theta} \left( \sigma_{n,max} \frac{\Delta\varepsilon_1}{2} \right) \quad (14)$$

Em que E corresponde ao módulo de elasticidade do material e, b e c representam as propriedades de resistência à fadiga do material, parâmetros que se podem obter por ensaios de fadiga uniaxial. O termo referente à tensão adequa este modelo a descrever os efeitos da tensão média em carregamentos multiaxiais e do endurecimento causado por eventuais não-proporcionalidades [50].

Ao critério apresentado, Jiang e Sehitoglu [51] elaboraram modificações a fim de considerar o comportamento geral da fenda. O critério de SWT modificado pode ser expresso segundo:

$$PD = 2b \cdot \Delta\varepsilon \cdot \langle \sigma_{max} \rangle + \frac{1-b}{2} \Delta\tau \cdot \Delta\gamma \quad (15)$$

Onde PD denomina o parâmetro de dano,  $\sigma$  e  $\tau$  é a tensão normal e de corte num plano do material, respetivamente.  $\varepsilon$  e  $\gamma$  é a extensão e a distorção correspondentes à tensão normal e de corte, respetivamente. O símbolo  $\langle \rangle$  é os parêntesis de MacCauley que é definido por  $\langle x \rangle = 0.5 \times (x + |x|)$ . A utilização dos parêntesis de MacCauley assegura que não pode ser produzido dano negativo. O símbolo b é uma constante de material que varia de 0 a 1. Pela equação (15), pode-se verificar que quando  $b=1$ , o critério de SWT modificado é reduzido ao modelo original de SWT.

O critério modificado de SWT tem a capacidade de prever diferentes comportamentos da fenda através do valor assumido pela constante b. Quando  $b \geq 0.5$ , o critério prevê o comportamento de uma fenda gerada por tensão, enquanto que quando  $0 \leq b \leq 0.37$  é previsto um comportamento de uma fenda gerada por corte. Quando b apresenta valores entre 0.37 e 0.5, assume-se um comportamento misto.

A relação entre o parâmetro de dano PD e a vida à fadiga, numero de ciclos de carregamento até fratura  $N_f$ , pode ser descrito pela equação (16).

$$PD = C \times (2N_f)^\nu \quad (16)$$

Onde  $\nu$  e C correspondem às constantes obtidas pelo melhor encaixe dos dados experimentais.

## 2.6.4. Critério de Liu

O critério de Liu é um modelo de plano crítico com base na energia virtual de deformação (EVD), uma vez que calcula o trabalho elástico e plástico para planos específicos do material. Este critério quantifica a energia virtual de deformação no plano,  $\Delta W$ , através da soma do trabalho elástico e plástico representado na figura 2.27 [3].

No caso de carregamento multiaxial, este modelo EDV conta com dois modos de falha possíveis, o modo de falha por tração,  $\Delta W_I$ , e o modo de falha por corte,  $W_{II}$ . Assim, a energia virtual de deformação,  $\Delta W$ , pode ser quantificado por:

$$\Delta W = \Delta W_I + \Delta W_{II} \quad (17)$$

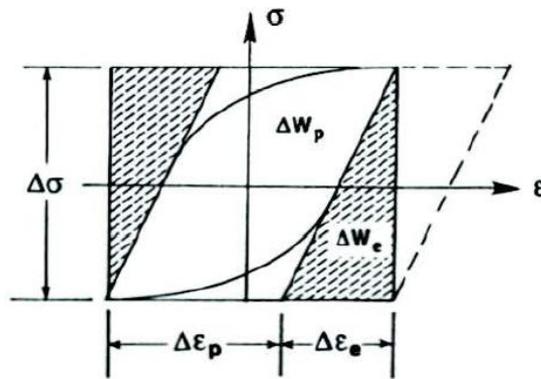


Figura 2.27 – Energias no plano [41]

O máximo valor obtido para a energia virtual de deformação corresponde ao plano do material onde é esperado ocorrer fratura.

As energias de deformação axial e ao corte são  $\Delta\sigma_n\Delta\varepsilon_n$  e  $\Delta\tau\Delta\gamma$ , respectivamente. Assim, para quantificar o trabalho axial  $\Delta W_I$ , determina-se o plano de maior trabalho axial e adiciona-se o respetivo trabalho de corte. Para determinar  $\Delta W_{II}$ , faz-se o oposto como demonstrado nas equações (18) e (19).

$$\Delta W_I = \max(\Delta\sigma_n\Delta\varepsilon_n) + \Delta\tau\Delta\gamma \quad (18)$$

$$\Delta W_{II} = \Delta\sigma_n\Delta\varepsilon_n + \max(\Delta\tau\Delta\gamma) \quad (19)$$

A previsão de vida à fadiga para os modos I e II é expressa pelas equações (20) e (21), respetivamente:

$$\Delta W_I = \frac{4\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + 4\sigma_f' \cdot \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (20)$$

$$\Delta W_{II} = 4\tau_f'^2 (2N_f)^{2b_y} + 4\tau_f' \cdot \gamma_f' (2N_f)^{b_y+c_y} \quad (21)$$

Denote-se que as curvas S-N ou  $\varepsilon$ -N dos metais estudados é composta por duas zonas, até  $10^3 - 10^4$  ciclos e após, i. e., regime LCF e HCF. A primeira parcela do segundo membro das equações (20) e (21) refere-se à zona HCF enquanto a segunda parcela à zona LCF.

## 2.6.5. Critério de Menor Circulo Circunscrito

Pela teoria do Menor Círculo Circunscrito, para um determinado plano, o estado de tensão pode ser decomposto numa componente normal (N) e outra de corte (C). Durante um ciclo completo de carregamento, a componente normal permanece perpendicular ao plano crítico, variando apenas em intensidade. Já a componente de corte descreve uma curva fechada que ao ser projetada no plano crítico, esta circunscribe com um raio  $R_a$ .

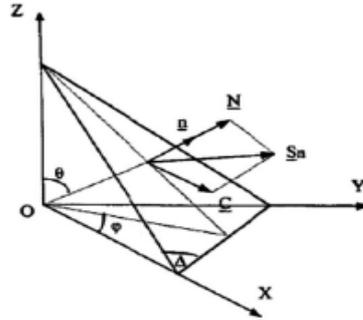


Figura 2.28 – Vetor tensão no plano crítico

Partindo do invariante da tensão, critério de Crossland e Sines, como método baseado em tensão, esta é formulada pela pressão hidrostática  $P_H$  e pela amplitude da tensão de corte alternada, representada pela raiz quadrada do 2º invariante do tensor desviador  $\sqrt{J_{2a}}$ , segundo Li Bin [52].

$$\sqrt{J_{2a}} + k \cdot P_{Hmax} = \tau'_f (2N)^b \quad (22)$$

Onde  $k$ ,  $\tau'_f$  e  $b$  representam parâmetros de resistência à fadiga do material. De modo a simplificar o cálculo da amplitude da tensão de corte equivalente  $\sqrt{J_{2a}}$ , utilizam-se as regras de transformação de Papadopoulos.

$$S_1 = \frac{\sqrt{3}}{2} \sigma_x; S_2 = \frac{1}{2} (\sigma_x - \sigma_y); S_3 = \tau_{xy}; S_4 = \tau_{xz}; S_5 = \tau_{yz} \quad (23)$$

Para o presente estudo, o caso de tensão plano em que só existe  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$ , deriva-se as expressões, onde o carregamento é sinusoidal, a fim de descobrir o maior raio  $R_a$  que descreve a trajetória do vetor tensão no plano crítico. Este critério MCC propõe, por fim, que a tensão de corte alternada equivalente seja igual ao raio de maior círculo  $R_a$ .

$$\tau_a = R_a \quad (24)$$

## 2.6.6. Critério da Menor Elipse Circunscrita

De modo a contabilizar os efeitos de não proporcionalidade, Freitas [53] introduz o novo modelo MCE, o qual também circunscribe a trajetória de um carregamento ao longo de um ciclo de carga.

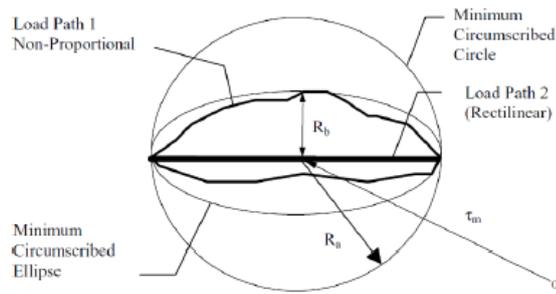


Figura 2.29 – Comparação das abordagens MCC e MEC [53]

Em carregamentos em fase, o vetor tensão pode ser representado no plano crítico por uma linha reta de comprimento constante, que vai rodando em torno da origem ao longo do ciclo acabando por formar uma circunferência, tal como afirma Papadopoulos (*load path 1*, figura 2.29). Contudo, para carregamentos desfasados a linha descrita pelo vetor tensão tem comprimento variável durante um ciclo, descrevendo uma elipse (*load path 2*, figura 2.29). Assim pelo modelo MCE, a tensão de corte alternada equivalente é obtida pela equação (25):

$$\tau_a = \sqrt{R_a^2 + R_b^2} \quad (25)$$

Onde  $R_a$  representa o maior raio da elipse e  $R_b$  o menor, conforme ilustrado na figura 2.29. A determinação dos raios  $R_a$  e  $R_b$  sugerem a transformação de coordenadas do tensor desviador para um espaço euclidiano, através das equações (23) apresentadas no critério anterior.

### 3. Metodologia experimental

Neste capítulo é apresentado a descrição do material e do equipamento utilizado para os vários ensaios experimentais, assim como as normas envolvidas na produção do provete e respetiva metodologia experimental.

Os ensaios à fadiga multiaxial decorreram nos laboratórios de Mecânica da Escola Superior de Tecnologia de Setúbal do Instituto Politécnico de Setúbal (IPS) enquanto que os ensaios à tração uniaxial e à dureza foram realizados no Departamento de Engenharia Mecânica, do Instituto Superior Técnico (IST).

#### 3.1. Material

Neste estudo foi utilizado a liga de magnésio AZ31B-H24. Segundo a designação, como explicado no capítulo 2.1.2, esta liga tem como elementos principais na sua constituição o Alumínio e o Zinco, na percentagem de 3 e 1%, respetivamente. A letra B indica ainda que a liga difere ligeiramente da composição habitual, tabela 3.1. Este material é ainda submetido a tratamento H24, que corresponde a encruamento e posterior recozimento.

*Tabela 3.1 – Constituição percentual da liga AZ31B-H24*

Elemento	Al	Ca	Cu	Fe	Mg	Mn	Ni	Si	Zn
Min	2.5	-	-	-	-	-	-	-	0.60
Max	3.5	0.04	0.05	0.005	97	0.20	0.005	0.10	1.40

#### 3.2. Ensaio à tração uniaxial

O presente ensaio foi realizado com o intuito de recolher propriedades do material para diferentes orientações do grão e, assim, avaliar a anisotropia do material AZ31B e poder definir o material no software de elementos finitos. Os ensaios à tração foram realizados com base na norma Europeia EN10 002-1 e na norma ASTM E517, [54] [55].

##### 3.2.1. Provete

Os provetes a ensaiar apresentam orientação do grão de 0°(DL), 45° e 90°. Para cada orientação do grão, ensaiaram-se dois provetes. De acordo com as normas referidas, EN10 002-1 e ASTM E517, o tipo do provete a utilizar para chapas de espessura compreendida entre 0.1 e 3mm corresponde à figura esquematizada abaixo.

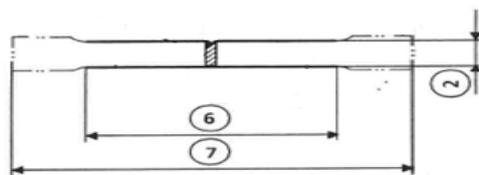


Figura 3.1 – Provete maquinado de seção retangular [54]

Para este género de provete, as cabeças de amarração são geralmente mais largas que a zona útil. A largura das cabeças de amarração,  $b_0$ , deve estar compreendida entre valores de 20 a 40 mm. Já a ligação entre a zona útil do provete e as cabeças de amarração deve ser desenvolvida através de troços de concordância com um raio,  $r_c$ , superior a 12mm. Tendo em conta as restrições mencionadas, as dimensões dos provetes de tração são apresentas a seguir.

Tabela 3.2 – Geometria provete tração

$b$ (mm)	$L_c$ (mm)	$b_0$ (mm)	$L_0$ (mm)	$r_c$ (mm)
16	30	20	130	20

Onde  $b$  corresponde ao (2) da figura 3.1,  $L_c$  ao numero (6) e  $L_0$  ao (7).



Figura 3.2 – Provete para ensaio à tração

Os provetes foram maquinados na Escola Superior de Tecnologia de Setúbal, numa fresadora CNC (*Computerized Numeric Control*), Cincinnati Arrow VMC-750, através de apenas uma operação. Uma vez que este provete já tinha uma forma geral da geometria pretendida aquando se retirou da chapa AZ31B, por jato de água abrasiva. A operação consistiu na redução sucessiva da espessura central até atingir o valor pretendido  $b$ . A ferramenta utilizada nesta operação foi uma fresa de topo de  $\varnothing 5\text{mm}$  com 4 gumes de corte e corte ao centro. Na maquinação da garganta do provete teve-se em atenção os cuidados a ter com magnésio, como apresentado no capítulo 2.1.3, aplicando-se à fresa uma velocidade de deslocamento de 1000mm/min e uma velocidade de rotação de 7000rpm.

### 3.2.2. Descrição do ensaio

O ensaio à tração foi realizado numa máquina de ensaios eletromecânica Instron, de carga máxima 50KN. Para medir a extensão ao longo dos ensaios, aplicou-se no provete um extensómetro tipo clip gage Instron.



Figura 3.3 – Ensaio de tração uniaxial

O extensómetro, montado na zona útil do provete, registou continuamente a variação do comprimento do provete, permitindo traçar as curvas de tensão real  $\sigma$  vs extensão real  $\varepsilon$ . Nestas equações (26) e (27),  $l_i$  e  $A_i$  correspondem ao comprimento instantâneo e à área instantânea, respetivamente.

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{l_i}{l_0}\right) \quad (26)$$

$$\sigma = \frac{F}{A_i} \quad (27)$$

### 3.3. Ensaio à fadiga biaxial

#### 3.3.1. Provete

Para o presente estudo, são ensaiados provetes com diferentes orientações do grão,  $0^\circ$  e  $15^\circ$  em relação à direcção de extrusão. No entanto, a geometria e maquinação dos provetes são iguais para os dois.

Os provetes utilizados combinam a geometria cruciforme com uma secção central de espessura reduzida, figura 3.4. A geometria detalhada do provete cruciforme foi otimizada ao longo de vários estudos [56] [57], onde foram obtidos vários conjuntos de dimensões do provete que eram ótimos para as condições impostas e objetivos, através do método *Direct multi-search (DMS)*. Destes objetivos, os principais seriam garantir que o valor máximo de tensão surgisse no centro do provete, que as tensões no centro fossem distribuídas uniformemente e que as tensões nos braços fossem reduzidas. Estas características conferem ao provete condições favoráveis à iniciação de fenda, apesar das cargas aplicadas relativamente baixas. Como constrangimento, foi imposto que a máxima variação da tensão no centro num diâmetro de 2mm fosse menor que 2% e que a tensão nos braços do provete fosse menor que 20% comparado ao centro.

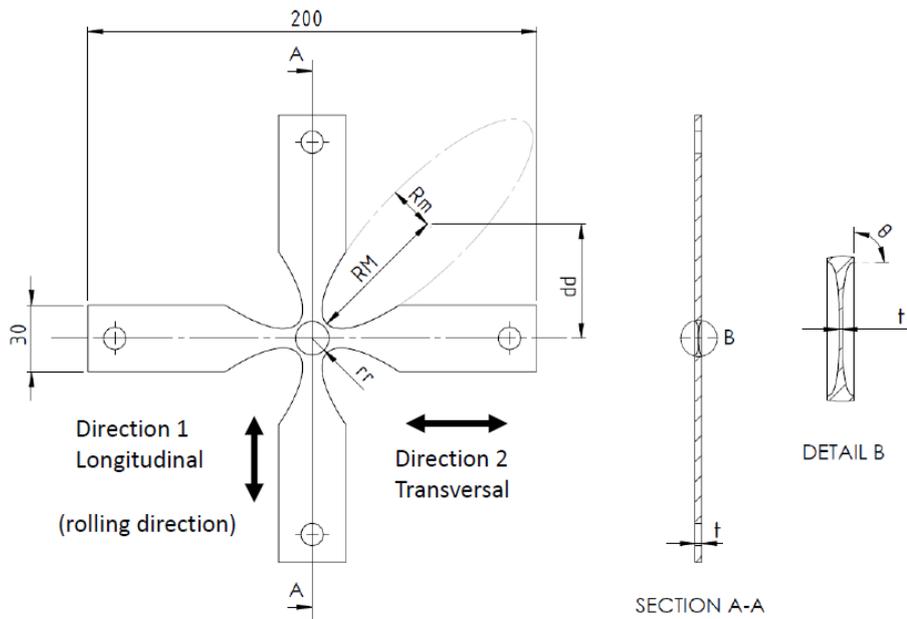


Figura 3.4 – Geometria do provete à fadiga

Dos parâmetros que definem a dimensão do provete, dois são mantidos constantes, nomeadamente, o comprimento e a largura dos braços com valores de 200 e 30mm, respetivamente. Estas dimensões constantes têm o propósito de garantir as medidas mínimas do provete suportadas pela máquina de ensaios e de rentabilizar a chapa de magnésio.

A geometria do provete dispõe de redução da espessura no centro e estreitamento dos braços na aproximação ao centro do provete. O centro, a zona crítica do provete, possui uma diminuição gradual da espessura a partir da revolução de uma *spline* que começa horizontalmente, na espessura mínima  $tt$ , e termina com  $\theta$  no raio  $rr$ , mantendo a tensão no centro o mais uniforme possível. De forma a garantir boas condições de maquinação, a espessura no centro do provete  $tt$  tem em atenção o valor mínimo estipulado, no valor de 0.5mm [33].

Os boleados elípticos que definem o estreitamento dos braços são definidos pelo raio maior  $RM$ , raio menor  $Rm$  e pela posição do centro da elipse  $dd$ . Como os anteriores, estes parâmetros também foram obtidos pelo método DMS de otimização.

Tabela 3.3 – Dimensões do provete à fadiga

rr (mm)	RM (mm)	Rm (mm)	dd (mm)	t (mm)	tt (mm)	$\Theta$ (°)
7.5	63.2	20.4	51	3.25	0.446	21

Esta geometria do provete cria um efeito de anel no centro, como observado por outros investigadores [34]. Isto significa, que se o provete for carregado numa direção, o anel rígido presente no centro do provete deforma numa forma elíptica, provocando compressão na direção perpendicular.

Mais uma vez, tendo em atenção os cuidados a ter na maquinação de magnésio, apresentado no capítulo 2.1.3, a maquinação do provete dividiu-se em duas etapas.

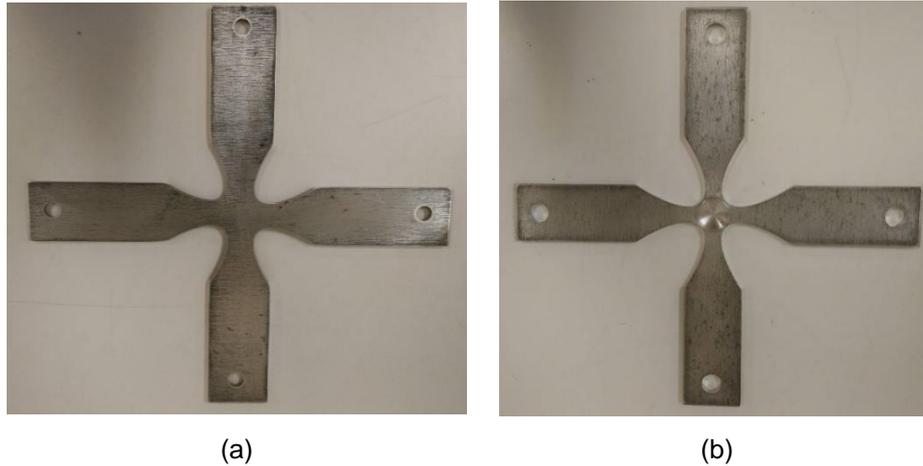


Figura 3.5 – Etapas de maquinação do provete (a) primeira etapa, (b) segunda etapa

Na primeira etapa, figura 3.5 (a), obteve-se uma forma geral da geometria do provete. Nesta etapa, recorreu-se a maquinação por jato de água abrasiva a fim de retirar da chapa AZ31B o máximo número de provetes possível. Na base da escolha deste processo esteve a rentabilização da chapa e o acabamento do provete, uma vez que o corte por jato de água abrasiva tem uma largura de corte inferior ao de jato de água e não contamina, com tensões residuais e com rebarba. A segunda etapa, figura 3.5 (b), caracteriza-se pela obtenção da geometria final pretendida com bom acabamento e precisão. Assim, maquinou-se o provete na fresadora CNC Cincinnati Arrow VMC-750. As operações realizadas são apresentadas na tabela 3.4. Para estas operações, o provete era fixo por vácuo num gabarito, previamente construído, contendo o provete em posição com uma pressão de 800mba. Não foram utilizados fluidos de refrigeração como sugerido na maquinação de magnésio.

Tabela 3.4 – Operações de maquinação etapa 2

Nº Operação	Ferramenta	Operação	Parâmetros de corte	
			Vel. Rotação (rpm)	Vel. Deslocamento (mm/min)
1	Ø5 Fresa de topo com corte ao centro	Redução da espessura central em espiral	7000	1400
2	Ø5 Fresa ponta esférica	Redução da espessura central em espiral	7000	1400
3	Ø5 Fresa de topo com corte ao centro	Alinhamento dos furos dos braços	7000	1000
4	-	Viragem do provete e limpeza do molde		
5	Ø5 Fresa de topo com corte ao centro	Redução da espessura central em espiral	7000	1400
6	Ø5 Fresa ponta esférica	Redução da espessura central em espiral	7000	1400
7	Ø5 Fresa de topo com corte ao centro	Fresamento dos <i>fillets</i> elípticos entre os braços	7000	1000
8	-	Limpeza do molde		

Nas ultimas operações de cada lado do provete, a geometria do centro foi maquinada por uma fresa de ponta esférica de modo a remover muito pouco material, evitando riscos, aquecimento ou deformação.

Terminada a maquinação na CNC, as dimensões do provete eram verificadas, dando especial atenção à geometria critica do centro do provete. A medição da espessura do centro era obtida através de um comparador digital, ao colocar o centro do provete sobre uma esfera e determinar o valor mais baixo. Caso este valor fosse próximo da dimensão pretendida para a espessura do centro,  $t_t=0.446\text{mm}$ , começava-se o polimento, caso o valor fosse superior a uma diferença estipulada de  $0.030\text{mm}$ , o provete era rejeitado.

O polimento do centro do provete foi realizado através de uma placa giratória, a uma rotação de  $200\text{rpm}$ , no qual aplicamos sequencialmente folhas de lixa, P600, P800, P1000 e P2500, terminando com abrasivo diamante de  $3\mu\text{m}$ . Através do microscópio Olympus e de uma camera adaptável Sony, analisou-se o efeito do polimento, com uma ampliação de  $50\times$ , figura 3.6.

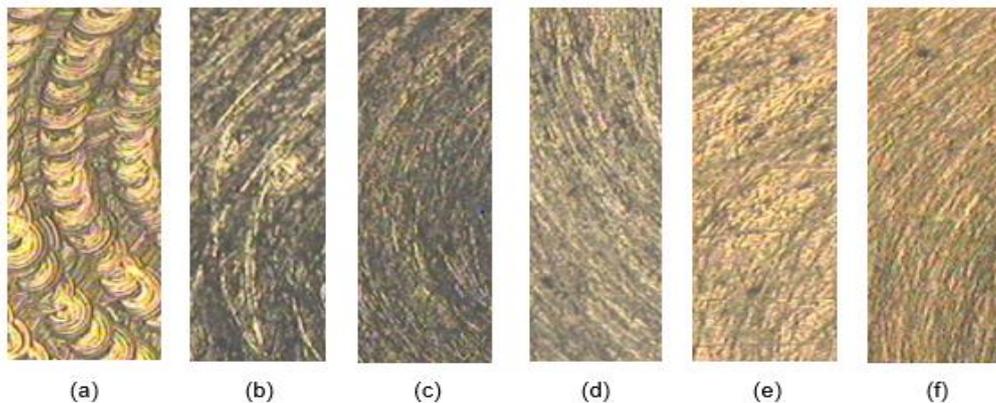


Figura 3.6 – Polimento (a) maquinado; (b) P600; (c) P800; (d) P1000; (e) P2500 e (f) abrasivo diamante  $3\mu\text{m}$

Uma vez que folhas P600 e P800 originam sulcos demasiado fundos, estas eram apenas utilizadas quando a espessura do centro era demasiado elevada.

Por fim, obtido a geometria e polimento pretendido, é registado a designação do provete nos braços do mesmo. Os braços são numerados de 1 a 4, sendo que os braços 1 e 3 correspondem aos braços na direção de laminação. No braço 1 é registado a designação geral dos provetes deste estudo, “BTM2023”. No braço 2 são apontados os valores da espessura ao centro e nos braços, e no braço 4, os valores das diagonais do primeiro e segundo quadrante (o primeiro quadrante encontra-se entre os braços 1 e 4, o segundo quadrante entre 2 e 3). No braço 3 é apenas anotado o número que individualiza cada provete dependente da ordem de ensaio.

### 3.3.2. Equipamento

#### 3.3.2.1. Máquina biaxial

No presente trabalho, a máquina biaxial, *Biaxial Testing Machine (BTM)*, que executou os ensaios experimentais à fadiga foi desenvolvida pelo Instituto Politécnico de Setúbal, local onde a BTM permanece, em parceria com o Instituto Superior Técnico.

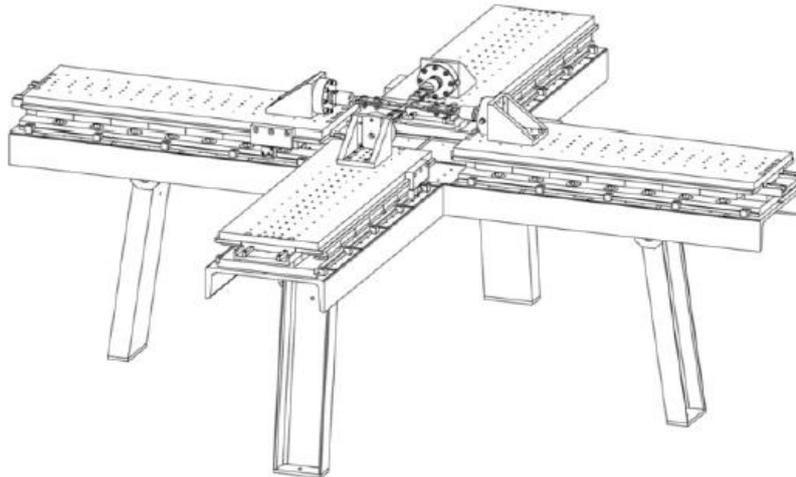


Figura 3.7 – Máquina de ensaios à fadiga biaxial [58]

Como se pode observar na figura 3.7, a máquina é composta por 4 motores lineares da *Parker Hannifin Corporation* dispostos em cruz, garantindo a simetria e impedindo a deslocação do centro do provete durante os ensaios. Os motores são controlados independentemente pela força, extensão e deslocamento, através dos controladores *Compax 3M*, e assentam numa estrutura de alumínio sem contato com a restante máquina, em resultado do mecanismo de guiamento, figura 3.8. Este sistema combina almofadadas de ar comprimido e guiamento lateral de rolamentos. As almofadas de ar comprimido contrariam as forças de atração provocadas entre os magnetos e a bobine, provocando o movimento planar horizontal praticamente sem fricção [58].

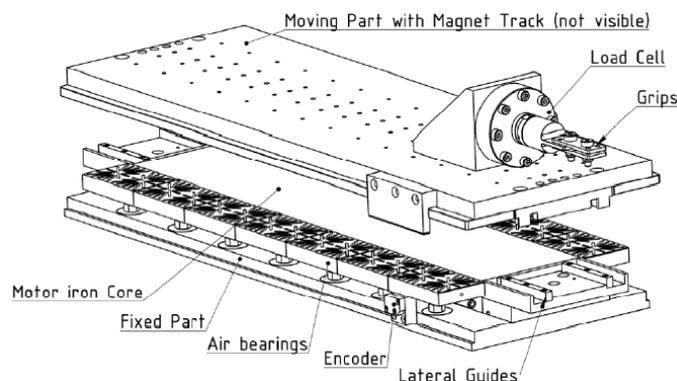


Figura 3.8 – Sistema de guiamento [58]

A máquina BTM assenta numa mesa de aço de dimensões 2200 x 2200 x 1100 mm, com cerca de 400Kg. Cada motor pesa 80Kg, o que significa que o conjunto pesa cerca de 700Kg. As restantes características relevantes para os ensaios deste estudo são apresentadas abaixo.

Tabela 3.5 - Características máquina BTM

Característica	Valor
Força estática máxima (KN)	$\pm 2.2$
Força dinâmica máxima (KN)	$\pm 3.5$
Máxima frequência (Hz)	100
Massa móvel (Kg)	32
Força do transdutor (KN)	$\pm 5$
Resolução do transdutor ( $\mu\text{m}$ )	1
Máximo comprimento do provete (mm)	2000
Máximo curso de cada motor (mm)	85

### 3.3.2.2. Microscópio USB

O microscópio digital USB, figura 3.9 (a), foi uma ferramenta crucial na obtenção de resultados para esta dissertação. As características técnicas do microscópio podem ser encontradas no site do fabricante [59].



(a)



(b)

Figura 3.9 - (a) Fotografia do microscópio digital USB [60] e (b) montagem do microscópio

O microscópio VEHO VMS-001 200X, configurado com uma ampliação de 20x, permite captar imagens do centro do provete, através da montagem ilustrada na figura 3.9 (b). Durante cada ensaio, as imagens eram captadas e arquivadas a cada 2500 ciclos. Deste modo, conseguiu-se registar os ciclos a que se iniciou a fenda, a propagação da fenda ao longo dos ciclos, e a fratura do provete.

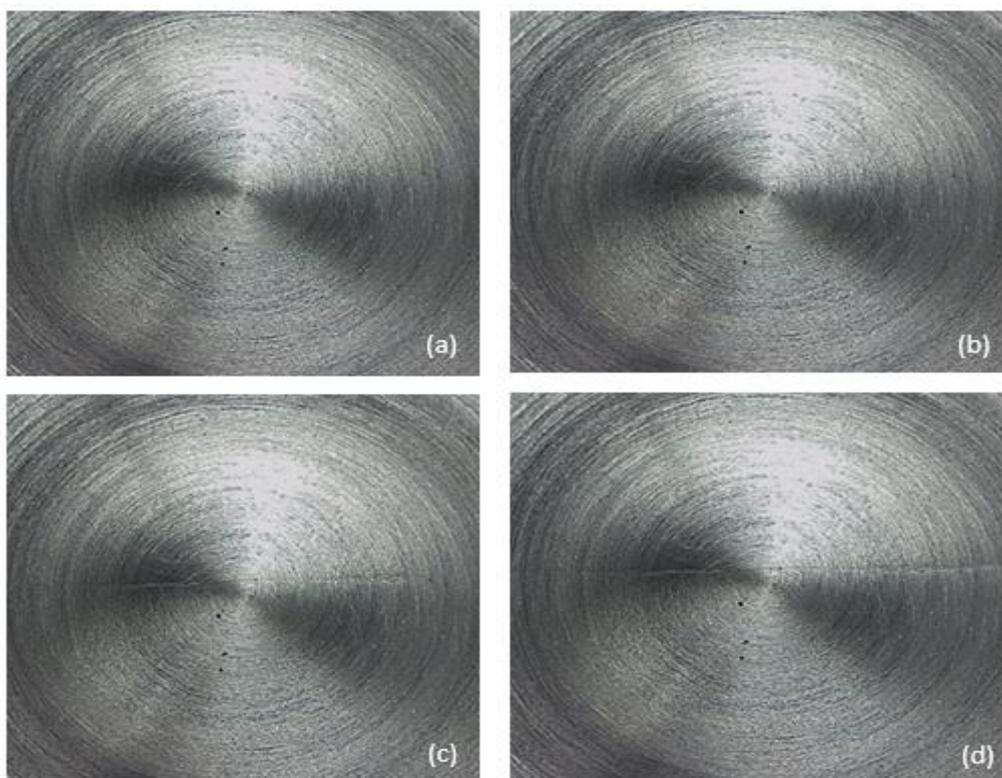


Figura 3.10– Registo de fendas no provete BTM2023\_015 (a) Início de ensaio; (b) Iniciação de fenda; (c) e (d) Propagação de fenda

A figura acima apresenta algumas fotografias obtidas do ensaio à fadiga ao provete BTM2023\_015. A direção dos braços 1 a 3 corresponde à direção vertical da fotografia, e 2 a 4 à direção horizontal.

### 3.3.3. Parâmetros de ensaio

Antes de cada ensaio experimental, é necessário garantir a correta operação da máquina. O procedimento consiste em definir os zeros da máquina a cada ensaio, confirmar e, se necessário, corrigir o alinhamento das amarras, montar o provete nas amarras e definir os parâmetros do ensaio.

Os ensaios realizam-se a temperatura ambiente com controlo de carga aplicada, garantindo que a mesma carga seja igual nas duas direções e a amplitude constante durante todo o ensaio. A frequência é mantida a 20Hz e a razão de tensão  $R = -1$ . Uma vez que o desfasamento era sempre aplicado na direção dos braços 2 e 4, as cargas aplicadas segundo as duas direções podem ser definidas pelas equações seno (28) e (29).

$$F_1 = F_a \cdot \sin(\omega t) \quad (28)$$

$$F_2 = F_a \cdot \sin(\omega t + \delta) \quad (29)$$

Onde  $F_a$  corresponde à amplitude da carga,  $F_1$  à carga aplicada segundo a direção dos braços 1 e 3, e  $F_2$  à carga aplicada segundo a direção dos braços 2 e 4. O parâmetro  $\omega$  é a frequência,  $t$  é o tempo e  $\delta$  é o desfasamento entre as cargas das duas direções.

Uma vez que nesta dissertação se estuda o efeito de carregamento proporcional e não-proporcional, o desfasamento aplicado entre as cargas assume os valores de  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $180^\circ$ . Os carregamentos aplicados durante um ciclo são ilustrados nos gráficos da figura 3.11.

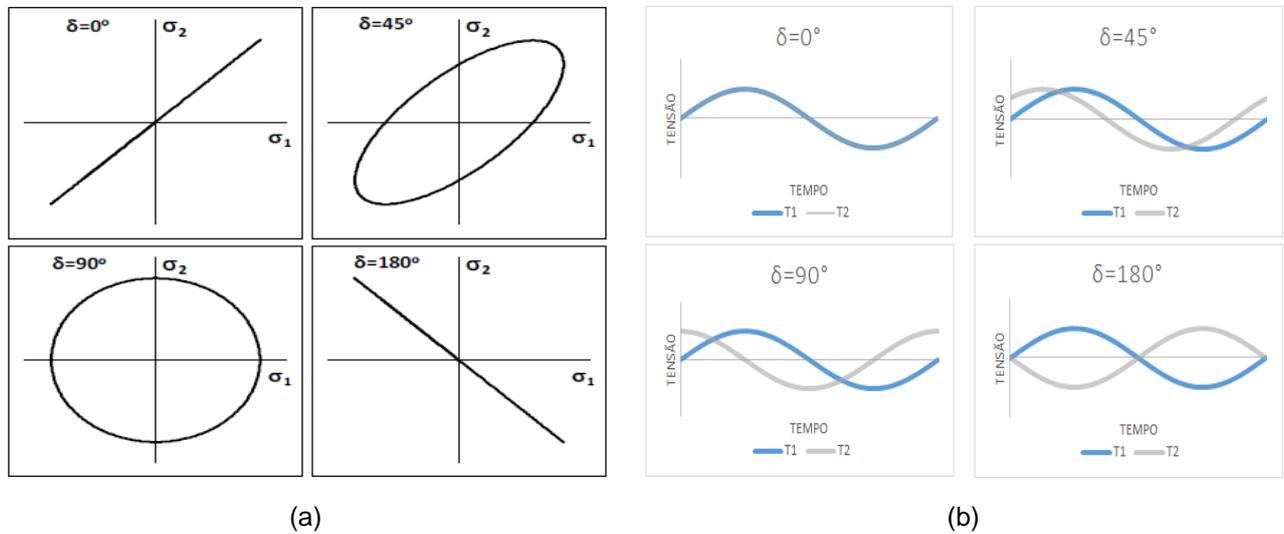


Figura 3.11 – (a) Relação entre tensões desfasadas; (b) tensões desfasadas vs tempo

Os valores das cargas aplicadas são discriminados no capítulo 5.2.

## 4. Análise de elementos finitos

Neste estudo, a análise do provete através de elementos finitos assume extrema importância porque permite retirar os valores de tensão, extensão e fator de concentração de tensões nos locais críticos. Para cada provete ensaiado foi criado um modelo de elementos finitos (MEF) a fim de manter os resultados o mais próximo do real possível. O software de elementos finitos utilizado é o ABAQUS.

No presente estudo, antes de descrever os modelos desenhados em ABAQUS, é necessário caracterizar o material no software. Na impossibilidade de definir o magnésio como anisotrópico, devido aos 21 parâmetros de elasticidade necessários, caracterizou-se como ortotrópico. Dos vários métodos para definir ortotropia no software ABAQUS, utilizou-se “*Engineering constants*” uma vez que bastava obter os módulos de elasticidade e coeficientes de Poisson nas direções principais. Os módulos de Young foram obtidos a partir do ensaio de tração, tabela 5.1, enquanto que o coeficiente de Poisson foi definido como constante, com o valor de 0.35, para as várias direções.

Os parâmetros estabelecidos caracterizam o material dependendo da orientação do grão. Como neste estudo são ensaiados provetes com orientação a 0° e 15°, é necessário criar dois sistemas de eixos de referencia no ABAQUS. Um é o sistema de eixos de origem, em que o grão é orientado ao longo do eixo X, ou no provete real, ao longo do braço 1-3. Já o outro sistema, os eixos X e Y apresentam um desvio de 15° relativamente ao sistema de origem.

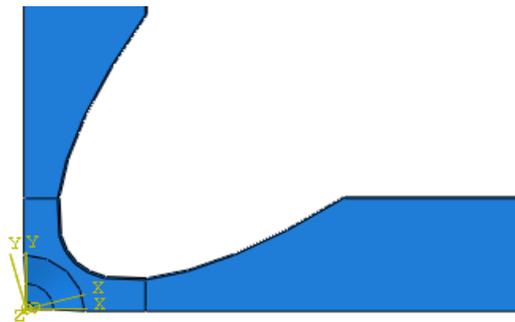


Figura 4.1 – Sistemas de eixos de referencia para orientação do grão

O estudo de elementos finitos iniciou-se com a modelação de um 1/8 de provete com metade da espessura, inspirado no modelo desenvolvido por Guelho [57]. A partir deste modelo, pode-se obter as condições presentes no centro do provete num curto tempo de processamento computacional.

Utilizando este modelo, obteve-se os valores de  $K1_{\sigma_1}$  e  $K1_{\sigma_2}$  no centro do provete para uma carga uniaxial unitária aplicada na direção do eixo X,  $F_1$ . Para uma carga em Y,  $F_2$ , obteve-se  $K2_{\sigma_1}$  e  $K2_{\sigma_2}$ . A partir destes valores, corrige-se as tensões efetivas nas direções principais para o centro do provete, através do princípio da sobreposição. Este princípio, em regime linear-elástico, rege-se pelas equações (30) e (31).

$$\sigma_1 = F_1 \times K1_{\sigma_1} + F_2 \times K2_{\sigma_1} \quad (30)$$

$$\sigma_2 = F_1 \times K1_{\sigma_2} + F_2 \times K2_{\sigma_2} \quad (31)$$

Como se trata de um caso de tensão plana, a tensão na direção principal 3,  $K_{\sigma_3}$ , é desprezada, ao contrario de  $K_{\epsilon_3}$ . Com o modelo criado em ABAQUS retira-se ainda os valores das extensões

principais  $K_{\varepsilon 1}$ ,  $K_{\varepsilon 2}$  e  $K_{\varepsilon 3}$  para as duas cargas uniaxiais  $F_1$  e  $F_2$ . A figura 4.2 ilustra a distribuição de tensões na direção 1, em carga uniaxial no braço segundo o eixo y, no provete BTM2023\_12.

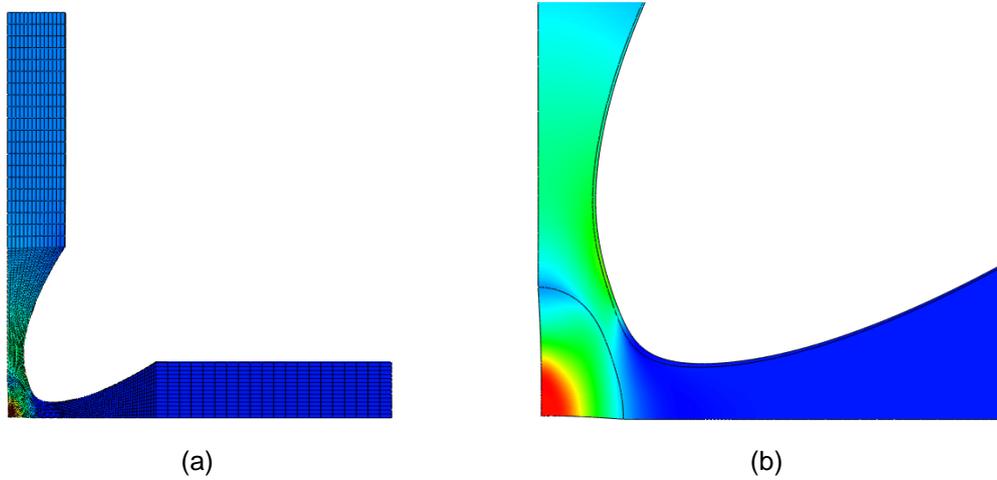


Figura 4.2 – Modelo BTM2023\_12 sobre carregamento uniaxial  $F_2$  (a)vista frontal; (b) vista detalhada

Este modelo foi validado através da comparação de resultados com o provete instrumentado com extensómetro do tipo roseta, modelo TML FRA 2-23. Este provete mede a extensão nas direções longitudinal, perpendicular e a  $45^\circ$ . A instrumentação do provete BTM2023\_008 é representado na figura 4.3, bem como a região, correspondente a  $1/8$  da área da roseta de  $\varnothing = 7mm$ , analisada no software ABAQUS.

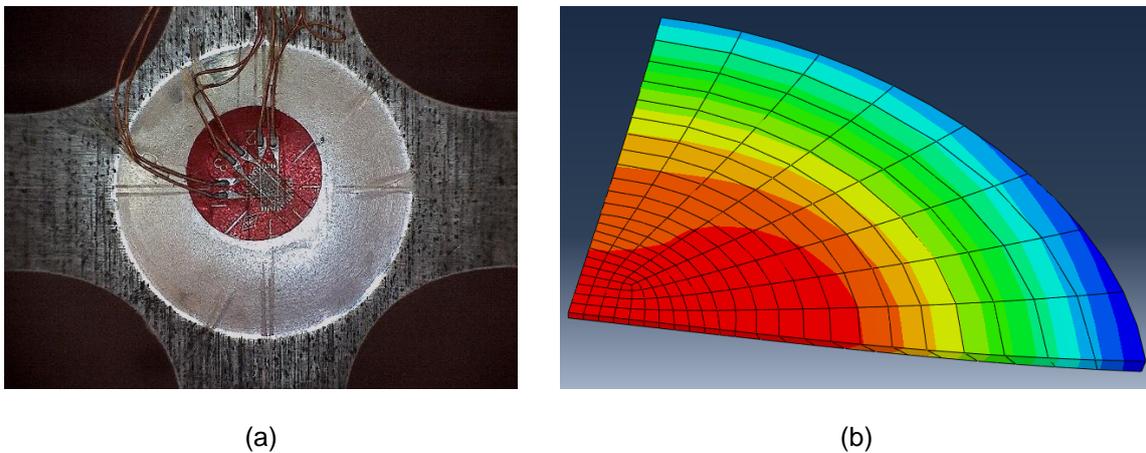


Figura 4.3 – (a) Provete instrumentado com roseta; (b) Modelo 1/8 do centro do provete

De seguida, a fim de comparar os resultados, aplicaram-se cargas uniaxiais  $F_1$  de 0.5, 1 e 1.5KN no provete e no modelo. Nos gráficos, da figura 4.4 e 4.5, representa-se a evolução da extensão (1) na direção de laminagem e (2) na transversal vs força.

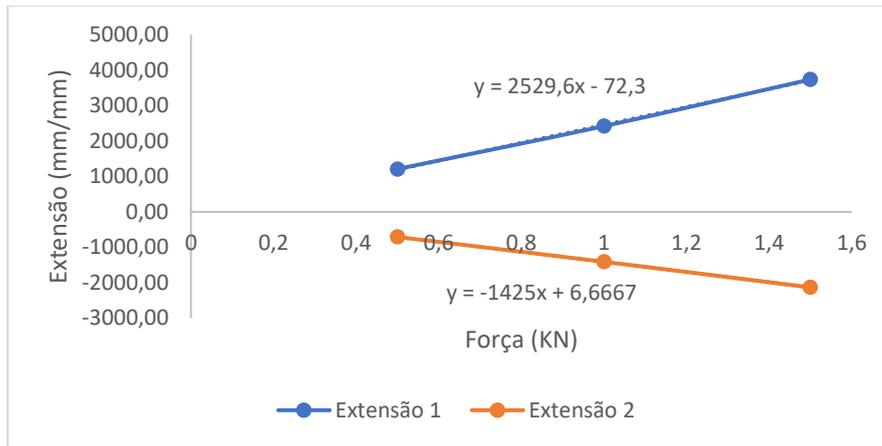


Figura 4.4 – Gráfico extensão vs força experimental, carga  $F_1$

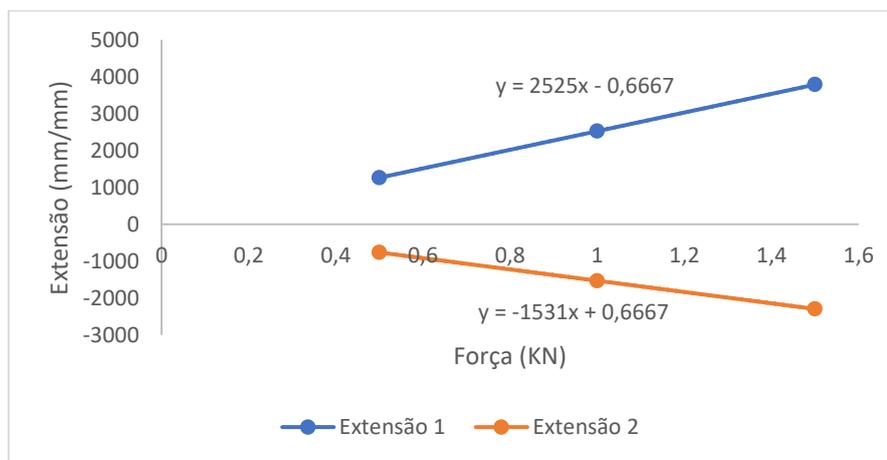


Figura 4.5 – Gráfico extensão vs força MEF, carga  $F_1$

Tabela 4.1 – Erro validação EF

Extensão	Resultados		Erro (%)
	Experimental	MEF	
1	2529	2525	0,18
2	-1425	-1531	6,92

Onde,

$$ERRO\% = \left| \frac{V_{MEF} - V_{exp}}{V_{MEF}} \right| \times 100 \quad (32)$$

Com base nos erros apresentados, os modelos de EF consideram-se válidos para analisar as tensões e extensões dos ensaios realizados à fadiga biaxial. No entanto, estes modelos não permitem retirar o fator de concentração de tensões ao longo do crescimento da fenda. Deste modo, houve necessidade de modelar um provete completo com fenda.

## 4.1. Modelo propagação de fenda

Para este estudo foram criados vários modelos com as dimensões reais dos provetes ensaiados, exceto a espessura que foi reduzida a metade como compromisso de diminuir o tempo de processamento, figura 4.6. Estes modelos, que contam com a existência de uma fenda, têm a finalidade de retirar o valor de SIF para a frente da fenda à medida que o comprimento desta aumenta.

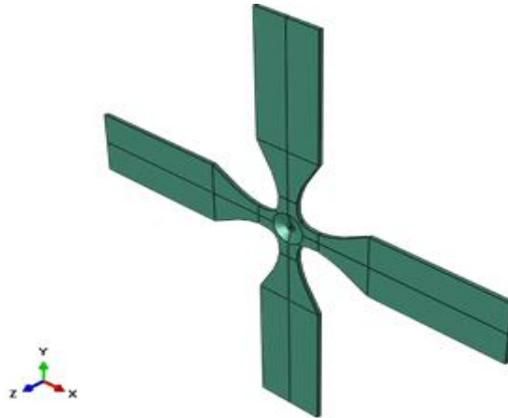


Figura 4.6 – Modelo EF completo

Na modelação da fenda em software de EF tem que se ter em atenção que a extremidade de fenda apresenta comportamento de uma fenda ideal, que não corresponde completamente à fenda real. A tensão na extremidade numa fenda ideal tende para infinito, o que não se verifica experimentalmente. Este fenómeno é demonstrado no gráfico da figura 4.7.

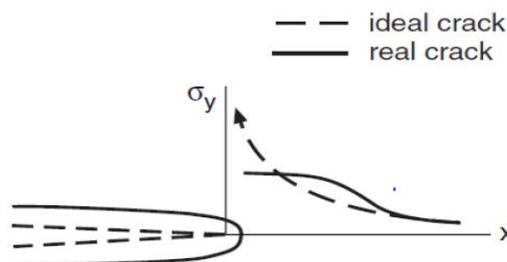


Figura 4.7 – Comparação entre extremidade de fenda ideal e real [61]

Uma vez que o ABAQUS apenas reconhece uma extremidade de fenda, foi necessário modelar duas para simular o comportamento da fenda. As extremidades foram modeladas com círculos de diâmetro  $\varnothing = 0.02 \text{ mm}$ , sendo uma destas detalhada na figura 4.8.

A fenda é definida pelos parâmetros  $a$  e  $\beta$ . Sendo que as dimensões de  $a$  correspondem ao tamanho de metade da fenda, medido do centro do provete, e  $\beta$  corresponde ao ângulo entre o plano de fenda e o eixo dos braços 2 e 4.

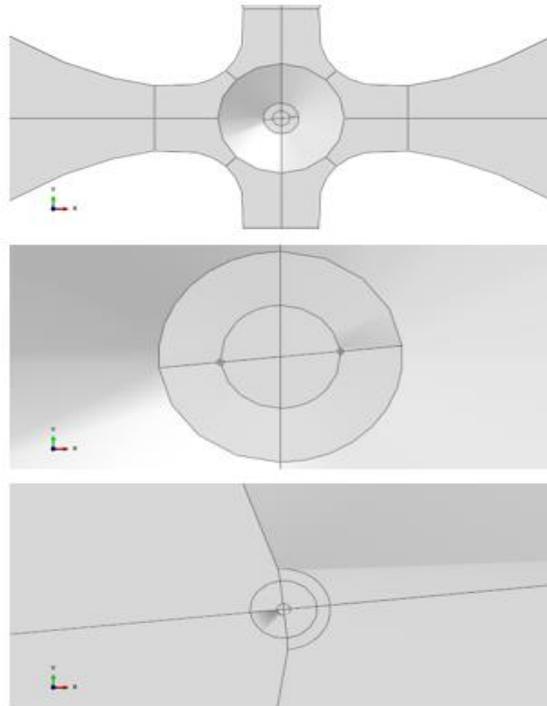


Figura 4.8 – Detalhe extremidade de fenda

No software ABAQUS a extremidade da fenda foi definida pelo tipo, *contour integral*, e pela direção de propagação com um vetor  $q$  ao longo do plano de fenda. Esta singularidade é ainda modelada com nós duplicados nos elementos colapsados e com o parâmetro do nó intermedio no valor de 0,25, aproximando os nós fronteiros à extremidade da fenda. O que resulta nas frentes de fenda demonstradas na figura 4.9. Dado que a simulação numérica calcula, ao longo da espessura, SIF para cada nó, foram apenas considerados os máximos valores absolutos da frente de fenda ao longo dos ciclos.

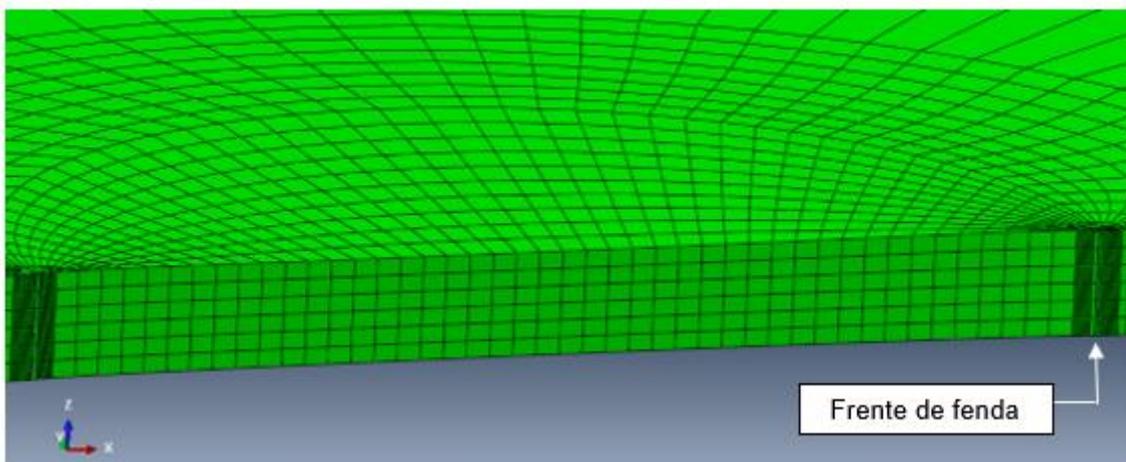


Figura 4.9 – Frentes de fenda

## 4.2. Malha

A principal preocupação na construção da malha foi garantir transições regulares nas arestas, resultados coerentes e tempo de processamento razoável. A maioria da constituição do provete foi modelado com hexaedros de 20 nós, designado pelo ABAQUS de C3D20R, exceto os círculos que definem as extremidades da fenda. Aqui foi aplicada uma malha de elementos prismáticos triangulares de 15 nós, definido por C3D15, que possibilita uma melhor caracterização da singularidade.

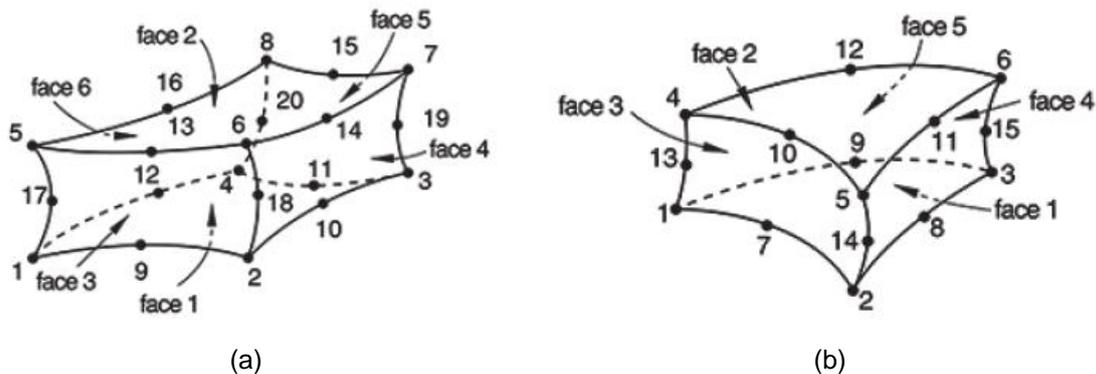


Figura 4.10 – Elementos da malha (a) C3D20R; (b) C3D15 [62]

A malha obtida é constituída por 27432 elementos com 128204 nós. Na figura 4.11 pode-se observar as transições regulares da malha ao longo das arestas e a malha na extremidade da fenda em detalhe.

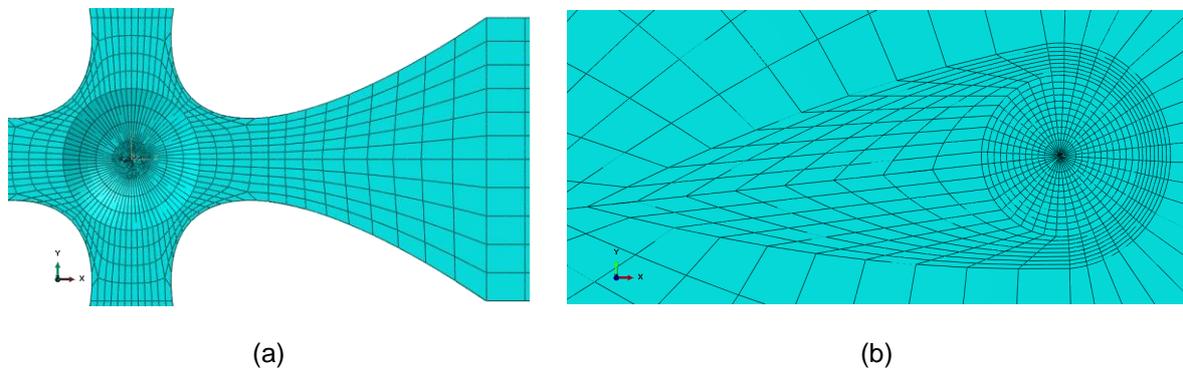
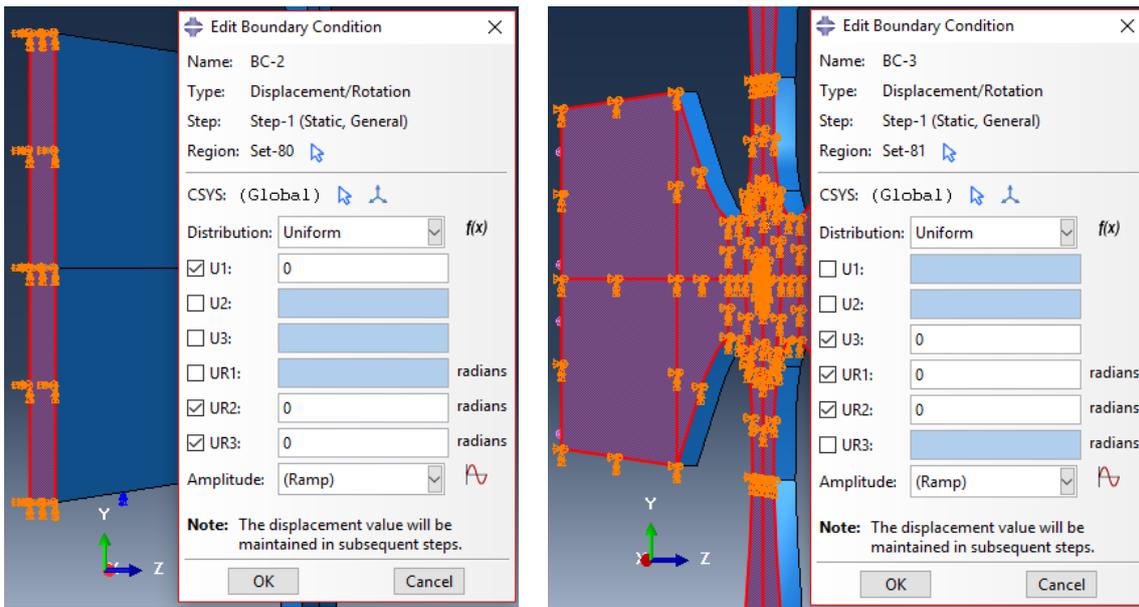


Figura 4.11 – Malha (a) Transições regulares; (b) Detalhe extremidade da fenda

## 4.3. Condições fronteira

De modo a colocar o modelo de EF nas mesmas condições que o provete experimental é necessário estabelecer condições fronteira. No caso experimental, todos os braços do provete são sujeitos a carregamentos cíclicos simétricos. No entanto, de modo a simplificar o ensaio no software ABAQUS, estabeleceu-se que a força seria aplicada apenas num braço em cada direção. Assim, foi necessário restringir qualquer movimento na ponta dos braços opostos. Uma vez que também não é pretendido movimento do provete ao longo do eixo z, nem qualquer tipo de rotação nos restantes eixos, a face plana do modelo foi restringida. A figura 4.12 representa as condições aplicadas no eixo x e z.

No eixo y, em semelhança ao eixo x, foi impedido a deslocação U2 e a rotação UR1 e UR3.



(a)

(b)

Figura 4.12 – Condições fronteira (a) eixo X; (b) eixo Z.

Por fim, durante um ensaio à fadiga, o centro do provete não deve sofrer deslocamento. Assim, para completar as condições fronteira, é necessário garantir que não existe deslocamento no centro do modelo. Para isto define-se uma relação de simetria de deslocamento nas faces dos braços opostos.

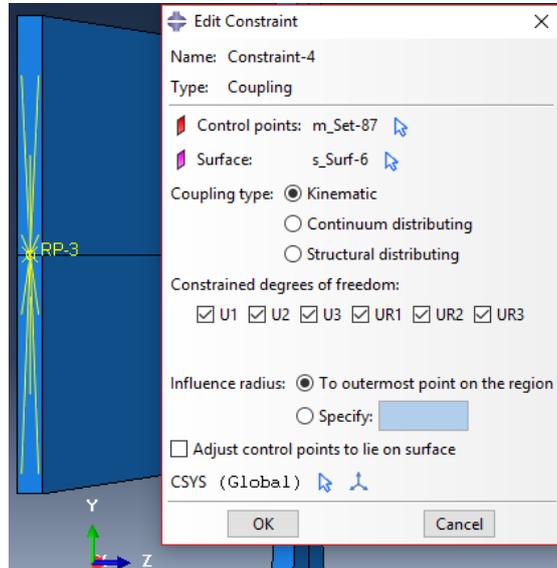


Figura 4.13 – Ponto de referencia braço 3

O ponto de referencia aplicado na face do braço 1, em parceria com o ponto de referencia aplicado na face do braço 3, garante que a distância percorrida entre a face e o centro é simetricamente igual à distancia percorrida pela face do braço 3. Entre o braço 2 e 4 verifica-se a mesma relação. Deste modo, o provete sofre estrição e compressão sem deslocamento do centro.

## 4.4. Cargas

As cargas, como referido anteriormente, são definidas nas faces dos braços opostos às que foram restringidas.

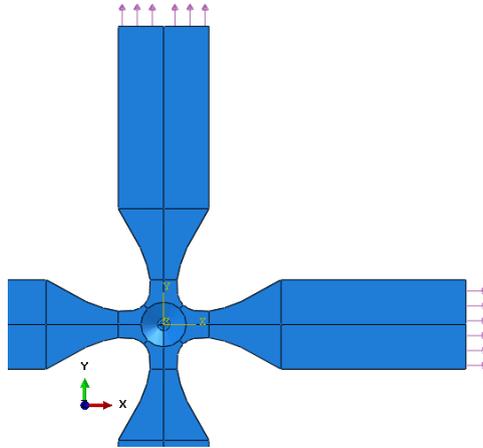


Figura 4.14 – Cargas aplicadas direção X e Y

Assim, as cargas durante um ciclo completo foram aplicadas num único passo com incrementos de 0.05 de modo a representar as funções seno (28) e (29) com alguma precisão. As cargas foram aplicadas como pressões uniformes e como tal a intensidade era definida por:

$$p = \frac{F_a}{A_{face}} \quad (33)$$

## 4.5. Conceitos teóricos

Como o fator de intensidade de tensões (FIT) é dependente da geometria e dimensão de fenda, foi necessário recolher o FIT ao longo da propagação de fenda. Deste modo, vários provetes foram modelados com base nos resultados obtidos das fotografias tiradas durante os ensaios.

Apesar de as cargas aplicadas provocarem maioritariamente danos do modo I, o modo II também se fez sentir e como tal também foi considerado. Assim, em cada análise MEF, foi recolhido o  $K_I$  e  $K_{II}$  de cinco contornos a cada incremento, durante um ciclo. Sendo que  $K_I$  e  $K_{II}$  são os fatores de intensidade de tensão para os modos de carregamento I e II, respetivamente. Assim sendo, para calcular o FIT equivalente, aplicou-se o modelo sugerido por Richard [63]:

$$K_{eq} = \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{K_I^2 + 4(1.155K_{II})^2} \quad (34)$$

A gama de valores de  $K_{eq}$  pode ser obtido pela diferença entre o valor máximo e mínimo de  $K_{eq}$  para um ciclo de carregamento:

$$\Delta K_{eq} = K_{eq,max} - K_{eq,min} \quad (35)$$

## 5. Resultados experimentais

### 5.1. Ensaaios de tração

O resultado dos ensaios de tração dos provetes carregados de  $\theta$  igual a  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$  em relação à direção de laminagem é apresentado sob as curvas tensão vs extensão nominal, conforme figura 5.1.

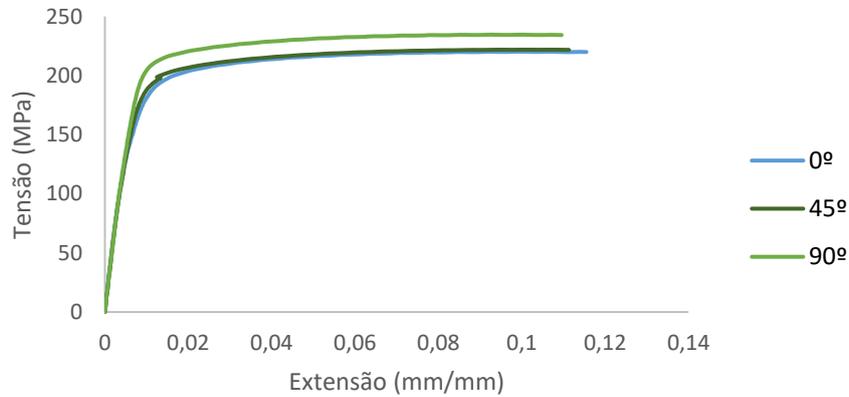


Figura 5.1 – Curva de tensão-extensão verdadeira da liga AZ31B ensaiado a  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $90^\circ$  da DL

Na figura 2.8, a curva de  $0^\circ$  é caracterizada por suportar maiores tensões que nas outras direções. No entanto, os resultados obtidos neste estudo provam o contrário. À medida que a inclinação do ângulo aumenta, maior a capacidade do material em suportar tensões. Esta diferença de resultados pode ser explicada pela forma dos provetes. Os provetes de secção retangular apresentam baixa espessura que vem acentuar as propriedades de anisotropia, o que consequentemente estimula resultados divergentes.

Tabela 5.1 - Propriedades das curvas tensão-extensão

Teste	Tensão de Cedência (MPa)	Tensão de Ruptura (MPa)	Módulo Young (GPa)
$0^\circ$	200	222	43,580
$45^\circ$	200	223	41,540
$90^\circ$	210	236	40,611

Comparativamente a outros estudos, nomeadamente aos de [12] [65], os resultados obtidos para a tensão de cedência e tensão máxima são ligeiramente inferiores. Contudo, os resultados são bastante próximos e como tal ainda se admitem como válidos.

Ainda com o intuito de caracterizar o material, analisou-se o material quanto à dureza de Vickers, figura 5.2.



Figura 5.2 – Ensaio à dureza

Os ensaios à dureza foram realizados pelo método de Vickers com uma força de 2kgf, onde os vários ensaios são distanciados por 2mm. Os resultados obtidos são discriminados na tabela do anexo I, no entanto os ensaios à dureza demonstram que a dureza varia geralmente entre 69 a 72HV, tanto ao longo da direção de laminagem como ao longo da direção transversal.

## 5.2. Ensaios à fadiga

O ensaio experimental, obtido com o material apresentado na secção 3.3.2, permite retirar diretamente o número de ciclos que o provete suporta até fratura e o ângulo de iniciação de fenda. Nesta secção apresenta-se como foi obtido esses valores e a sumula de parâmetros e resultados obtidos por provete.

A figura 5.3 mostra as fotografias retiradas ao provete 12, pelo microscópio USB. Estas fotografias, puramente demonstrativas, exemplificam o momento em que se verifica o aparecimento da fenda e em que se dá a fratura do provete. Para todos os ensaios, as cargas foram alinhadas com a figura do seguinte modo,  $F_1$  na direção vertical à figura e  $F_2$  na direção horizontal. Assim, a partir da análise direta das fotos, foi possível retirar o ângulo de iniciação de fenda  $\theta$ , onde no exemplo da figura 5.3b) se pode ver claramente a direção de propagação da fenda. Os valores de  $\theta$  obtidos para cada provete são apresentados na tabela 5.2. Como referido anteriormente, as fotografias foram tiradas, na maioria das vezes, de 2500 em 2500 ciclos.

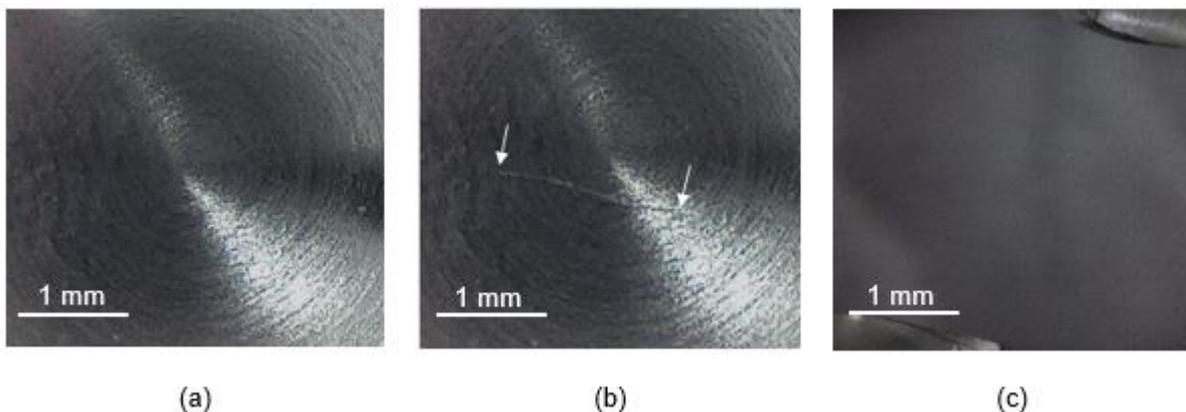


Figura 5.3 – Evolução da fenda (a) para 30643 ciclos, (b) 33159 ciclos e (c) 46616 ciclos (fratura)

A tabela 5.2 mostra os parâmetros e os resultados de cada ensaio realizado para os vários provetes BTM, discriminando os valores da espessura do centro do provete Tt e o desfasamento entre carregamentos  $\delta$ . Os ensaios foram realizados com  $R = -1$  e com forças iguais em ambas as direções  $F_1 = F_2$ . Como referido nos capítulos anteriores, equação (30) e (31), os valores de tensão,  $\sigma$ , e extensão,  $\epsilon$ , foram recolhidos através dos modelos de elementos finitos. Estes resultados, à exceção de  $\sigma_3$  que assume valor nulo em todos os ensaios, são apresentados na tabela pelos seus valores máximos.

Tabela 5.2 – Parâmetros e resultados dos ensaios

BTM	Tt (mm)	$\delta$ (°)	F(KN)	$\sigma_1$ (MPa)	$\sigma_2$ (MPa)	$\epsilon_1$ ( $\mu\epsilon$ )	$\epsilon_2$ ( $\mu\epsilon$ )	$\epsilon_3$ ( $\mu\epsilon$ )	Nf	$\theta$ (°)	Estado
5	0,39	0									Rejeitado
6	0,434	0	2,00	144,82	143,63	2300	2078	-1532	66703	Ind.	Aceite
7	0,398	0									Rejeitado
8	0,465	0									Instrumentado
9	0,443	0	2,20	158,27	156,99	2501	2279	-1673	83618	-15	Rejeitado
10	0,402	0									Rejeitado
11	0,406	0									Rejeitado
12	0,443	0	2,10	150,70	149,48	2381	2169	-1593	46616	-13	Aceite
13	0,446	0	2,00	142,99	141,84	2260	2058	-1511	63121	12	Aceite
14	0,447	0	2,30	164,07	162,76	2594	2362	-1735	43178	14	Aceite
15	0,446	0	1,95						9735862		Rejeitado
16	0,445	0	2,05	149,26	148,07	2358	2148	-1577	52250	9	Aceite
17	0,442	0	2,15	153,78	152,55	2432	2215	-1626	50671	3	Aceite
18	0,441	45	1,70	142,80	139,61	3323	3170	-1195	87848	0	Aceite
19	0,416	45	1,70	147,40	144,02	3426	3270	-1234	62249	2	Aceite
20	0,442	45	1,68	142,56	139,36	3317	3164	-1194	61576	4	Aceite
21	0,446	45	1,60	133,86	130,87	3115	2971	-1120	268491	-5	Aceite
22	0,437	90	1,05	112,44	108,15	3289	3181	-563	113166	0	Aceite
23	0,434	90	1,00	109,66	105,48	3207	3103	-549	1097885	0	Aceite
24	0,44	90	1,08	118,17	113,66	3456	3343	-591	133396	3	Aceite
25	0,447	180	0,90	121,72	116,01	3906	3793	-40	381959	0	Aceite
26	0,446	180	0,95	129,61	123,53	4159	4038	-42	76308	-6	Aceite
27	0,44	180	0,87	115,86	110,42	3718	3611	-38	105780	-1	Aceite
28	0,399	0									Rejeitado
29	0,445	0	2,2	151,01	149,71	2387	2176	-1597	81943	25	Aceite
30	0,448	0	2,1	142,14	140,91	2245	2048	-1502	229195	27	Aceite
31	0,447	45	1,7	129,40	130,95	3029	2792	-1135	98846	14	Aceite
32	0,438	45	1,65	125,28	126,79	2932	2702	-1098	833530	Ind.	Aceite
33	0,444	90	1,2	110,88	115,16	3399	3144	-618	112124	8	Aceite
34	0,445	90	1,1	102,80	106,77	3151	2915	-573	777453	5	Aceite
35	0,441	180	1	110,09	116,23	3810	3528	-99	80426	0	Aceite
36	0,433	180	0,9	98,72	104,22	3416	3164	-88	109597	0	Aceite

Os provetes 028 a 036 possuem uma orientação do grão inclinada a 15° da DL.

A maioria dos provetes rejeitados não foram considerados porque a espessura do centro do provete era muito inferior ao pretendido,  $t_t = 0.446\text{mm}$ . Enquanto que outros, os provetes 09 e 015, apresentaram fenda para um numero de ciclos anormal e como tal não foi incluído neste estudo.

Todos os provetes apresentados foram ensaiados até à fratura, em  $N_f$  ciclos. Os gráficos das figuras 5.4 e 5.5 demonstram os resultados experimentais obtidos segundo a curva S-N e  $\epsilon$ -N, distinguindo os provetes com grão alinhado e inclinado.

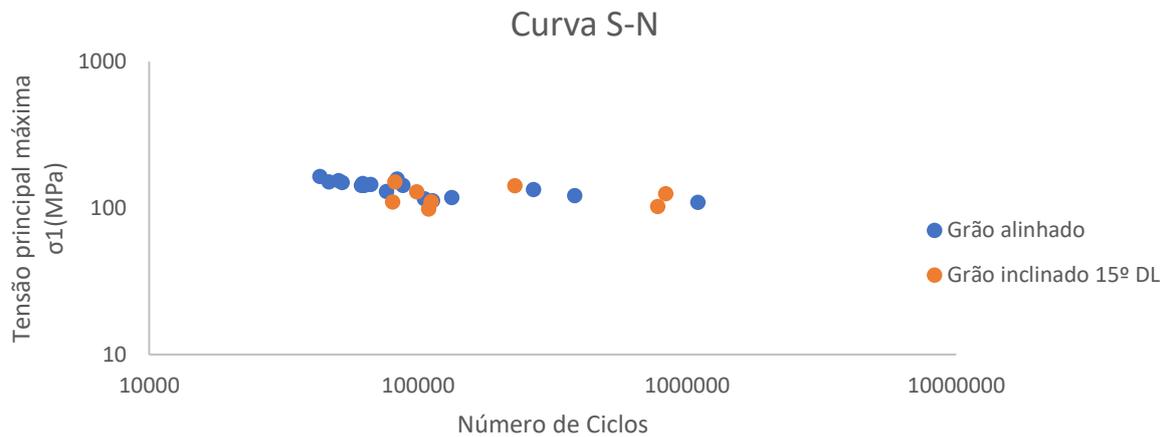


Figura 5.4 – Curva S-N

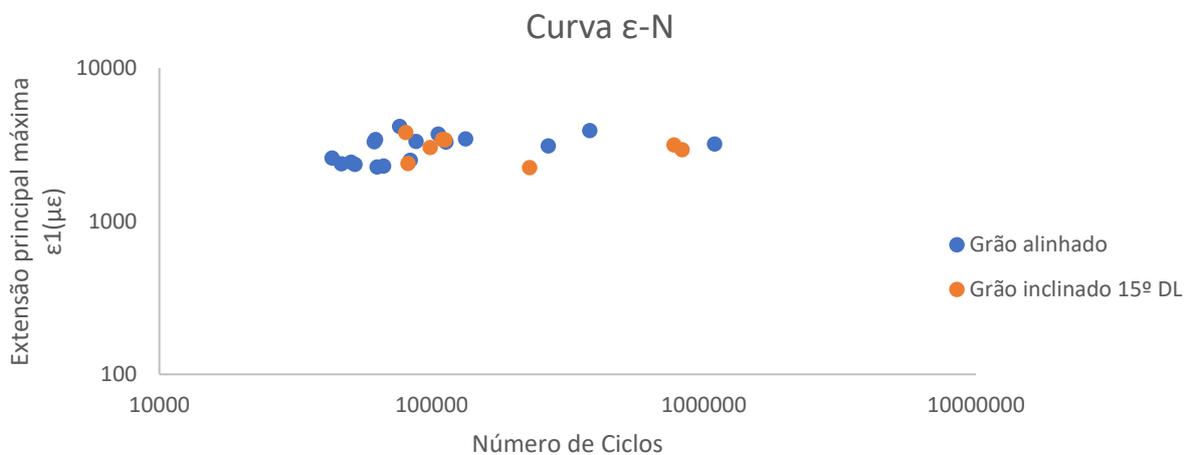


Figura 5.5 - Curva  $\epsilon$ -N

Dos gráficos obtidos verifica-se que para a curva S-N, os pontos encontram-se distribuídos mais uniformemente e com menor dispersão do que na curva  $\epsilon$ -N. Assim, será de esperar que as previsões de vida obtidas pelos critérios de fadiga baseados em tensão apresentem melhores resultados que os de extensão.

Após retirar dos MEF as tensões e extensões principais, fez-se um varrimento das equações da tensão normal e de corte, bem como da extensão e da distorção, segundo os vários planos  $\theta$ , na gama de  $[-90^\circ, 90^\circ]$ , ao longo de um ciclo.

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos(2\theta) + \tau_{xy} \sin(2\theta) \quad (36)$$

$$\tau_\theta = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin(2\theta) - \tau_{xy} \cos(2\theta) \quad (37)$$

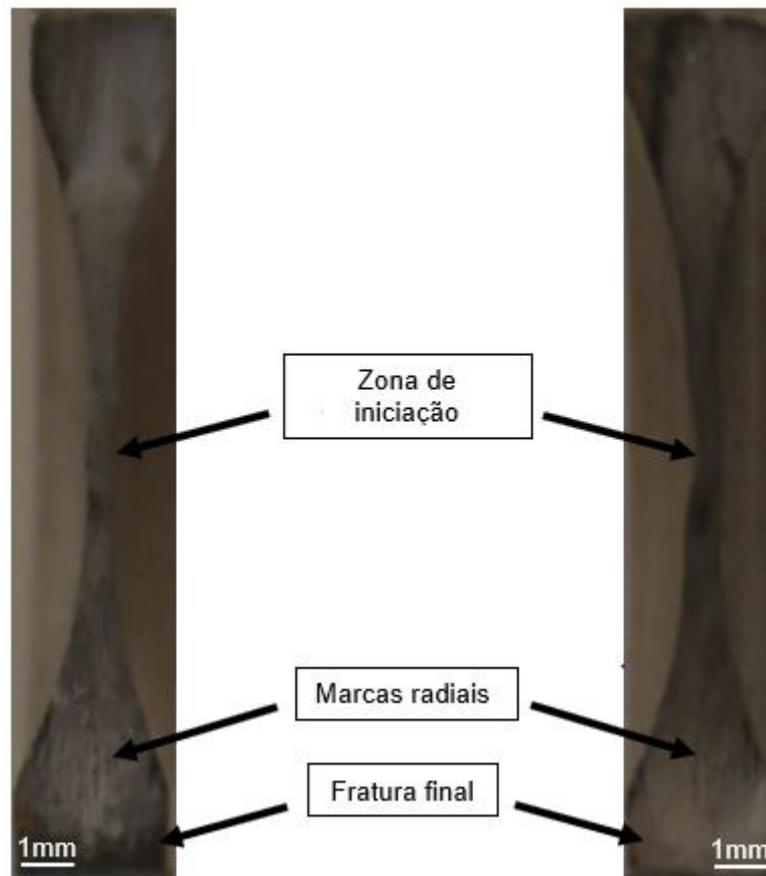
$$\varepsilon_\theta = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{2} + \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{2} \cos(2\theta) + \frac{\gamma_{xy}}{2} \sin(2\theta) \quad (38)$$

$$\frac{\gamma_\theta}{2} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{2} \sin(2\theta) - \frac{\gamma_{xy}}{2} \cos(2\theta) \quad (39)$$

Como nos ensaios à fadiga do presente estudo são apenas aplicados carregamento multiaxiais no plano, os valores de  $\tau_{xy}$  e de  $\frac{\gamma_{xy}}{2}$  assumem valor nulo.

### 5.3. Superfície de fratura

Com o intuito de observar e compreender a propagação de fenda devido a fadiga biaxial no plano, foi caracterizado a superfície de fratura do provete BTM2023-030, figura 5.6.



*Figura 5.6 – Superfície de fratura do provete 030*

Na figura 5.6 pode-se observar indicadores da propagação de fenda por fadiga, nomeadamente as marcas radiais a terminarem numa zona de fratura final abrupta. Nesta geometria de provete, as marcas radiais estendem-se ao longo da zona de iniciação da fenda, até à zona de fratura final, sugerindo um crescimento da fenda por carregamentos cíclicos e não por sobre-carregamento. A zona de fratura final surge no momento em que a dureza do material diminui e já não consegue suportar o carregamento aplicado, provocando o colapso abrupto do provete.

## 6. Resultados com base na análise dos modelos

Os resultados que se encontram nesta secção pretendem obter a previsão de vida do material e o ângulo de iniciação do plano da fenda através dos vários modelos de plano crítico. Como os critérios MCC e MEC não são modelos de plano crítico, apenas fazem a análise da previsão de vida do material.

Para prever a vida do material é essencial determinar o parâmetro  $\lambda$ , que é característico de cada modelo e contabiliza a tensão/extensão alternada e média equivalente. Este parâmetro é obtido por interpolação dos pontos das curvas S-N, a partir de uma linha de tendência potencial que correlaciona apenas os pontos relativos a carregamentos em fase. Esta linha pode então ser descrita pela equação (40).

$$F(N) = \lambda(2N)^b \quad (40)$$

Os pontos apresentados nos gráficos de previsão de vida são distinguidos para os vários carregamentos desfasados, a  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $180^\circ$ , e ainda para os provetes com grão inclinado  $15^\circ$  em relação à DL.

Na discussão de resultados será apresentado uma sùmula dos resultados obtidos.

### 6.1. Critério de Findley

Os conceitos teóricos deste critério encontram-se descritos na secção 2.6.2 do presente documento. O parâmetro de dano para o critério de Findley é descrito nos próximos gráficos, onde são representados os vários carregamentos desfasados ensaiados experimentalmente. O valor de  $k$  adotado para esta liga de magnésio foi de 0.16, com base no estudo desenvolvido por Fonseca para a liga de magnésio AZ31 [60].

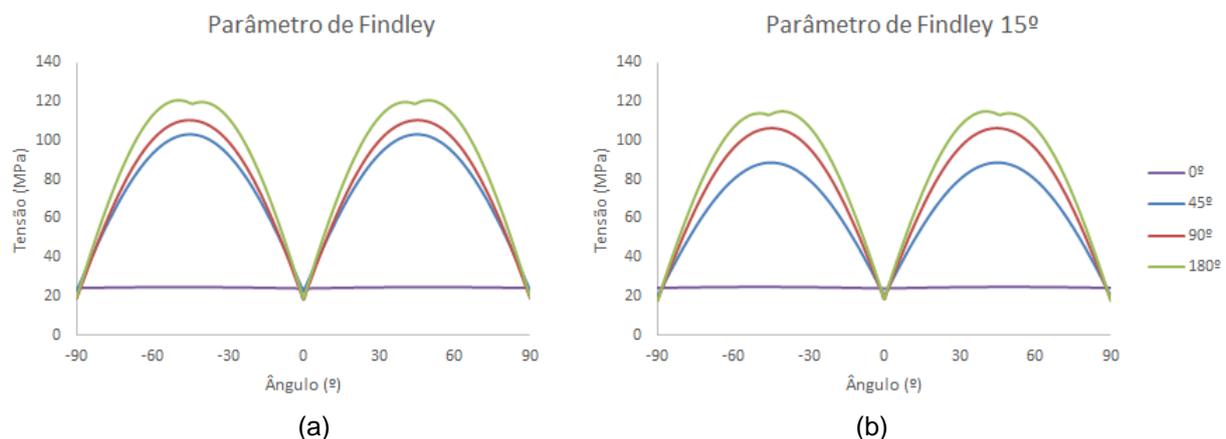


Figura 6.1 – Parâmetro de Findley (a) orientação DL; (b) orientação  $15^\circ$  DL

As várias linhas apresentam algumas semelhanças na forma, à exceção das linhas correspondentes às cargas em fase, onde a variação do parâmetro de dano é praticamente nula. Para o caso (a) e (b), nos carregamentos desfasados a  $45^\circ$  e  $90^\circ$ , o parâmetro de dano assume o valor máximo para os planos de ângulos de  $-45^\circ$  e  $45^\circ$ . Para um desfasamento de  $180^\circ$ , o parâmetro de dano é máximo para  $-50^\circ$  e  $50^\circ$ , já no caso (b), o parâmetro de dano é máximo em  $-40^\circ$  e  $40^\circ$ .

A forma da curva para o carregamento desfasado de 180° varia ligeiramente das outras porque a tensão normal atinge valor nulo para o plano de ângulo de aproximadamente 45°, ao contrário das outras curvas onde a tensão normal decresce, mas não até valores tão baixos.

O valor de  $\lambda$  obtido para este critério foi de 1391,3 MPa, como representado pela linha de tendência do gráfico da figura 6.2. Neste caso, o critério de Findley assume a expressão:

$$\left\{ \frac{\Delta\tau}{2} + k\sigma_n \right\}_{max} = 1391,3 \times (2N)^{-0,254}$$

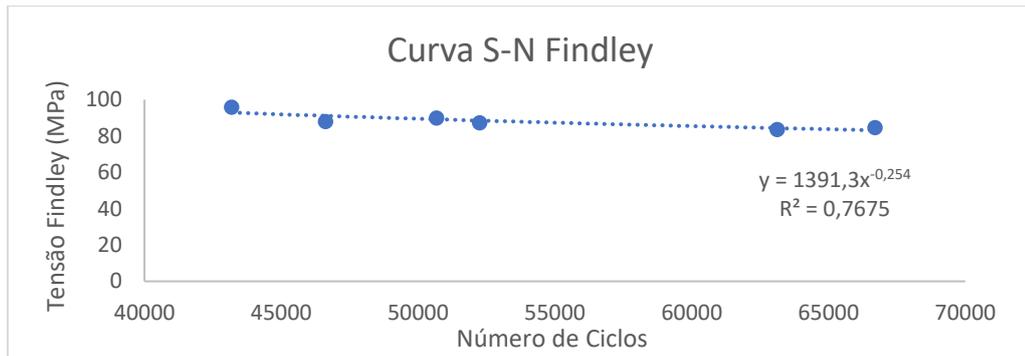


Figura 6.2 – Curva S-N critério de Findley

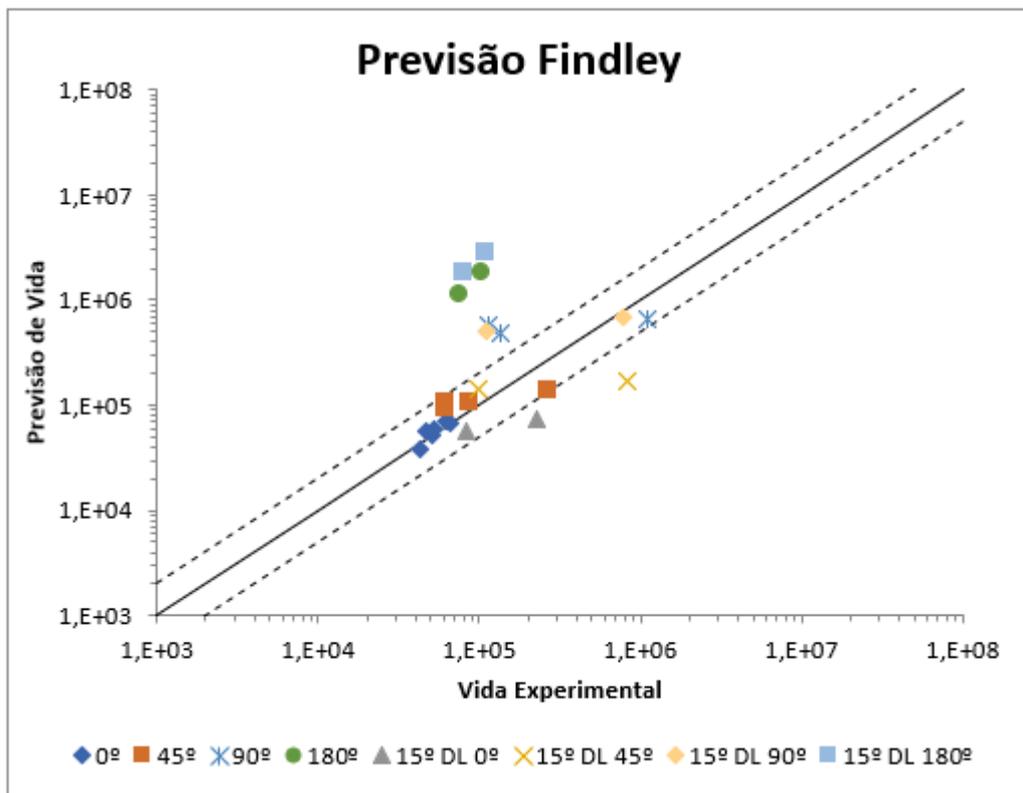


Figura 6.3 – Previsão de vida critério de Findley

Este critério apresenta resultados aceitáveis na previsão de vida para carregamentos com desfasamento inferior a 90°. No entanto, à medida que o desfasamento aumenta, as previsões vão-se afastando cada vez mais da vida verificada experimentalmente, entrando na zona menos conservadora do gráfico da figura 6.3.

### 6.1.1. Critério de Smith, Watson e Topper modificado

Os conceitos teóricos deste modelo podem ser encontrados na secção 2.6.3.

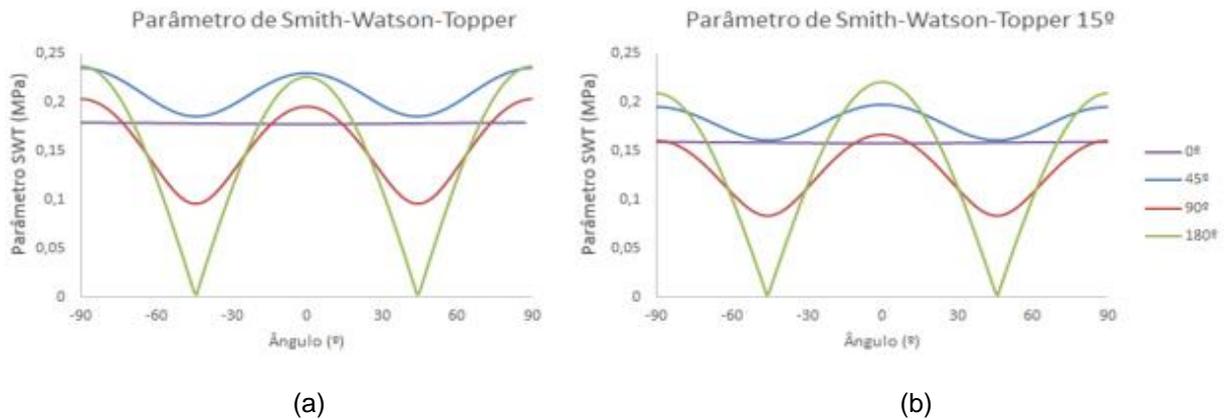


Figura 6.4 – Parâmetro de SWT (a) orientação DL; (b) orientação 15° DL

Os resultados obtidos para o critério de SWT original dependem exclusivamente das tensões e extensões normais, assim sendo, todas as curvas à exceção das curvas de carregamentos em fase apresentam os valores máximos para os ângulos  $-90^\circ$ ,  $0^\circ$  e  $90^\circ$ . As linhas de carregamentos em fase são praticamente constantes, como tal o plano crítico é indefinido para este caso.

A modificação de Jiang para este critério, vem introduzir a influencia dos parâmetros de corte no crescimento da fenda o que alterará os ângulos dos planos críticos determinados. Com isto, as curvas passam a apresentar um comportamento semelhante ao do critério de Findley, obtendo os mesmos valores dos ângulos para os planos críticos.

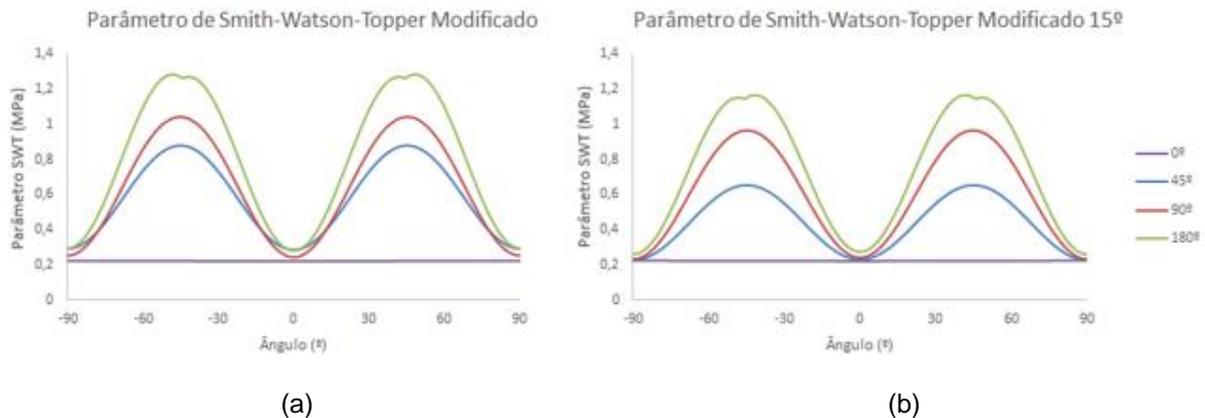


Figura 6.5 – Parâmetro de SWT modificado (a) orientação DL; (b) orientação 15° DL

Ao contrário do modelo de SWT normal, esta nova modificação depende de um fator corretivo  $b$ , que na impossibilidade de obter este valor experimentalmente como sugerido, teve de ser aproximado através de várias iterações. O procedimento implementado para obter  $b$  teve como objetivo minimizar a dispersão dos pontos dos ensaios multiaxiais na curva S-N. O valor considerado para  $b$  foi de 0.31.

O valor de  $\lambda$ , obtido a partir da curva apresentada na figura, toma o valor 47.281. Assim, para este caso obtém-se:

$$2. b. \Delta \varepsilon. \sigma_{max} + \frac{1 - b}{2} \Delta \tau. \Delta \gamma = 47,281 \times (2N_f)^{-0.501}$$

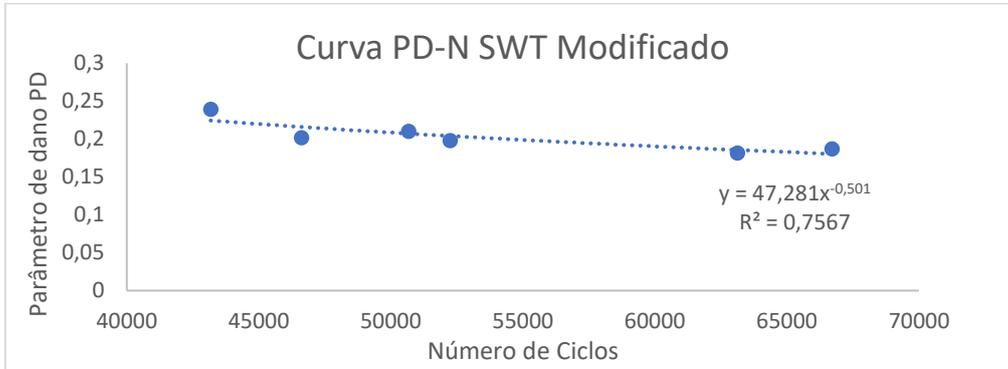


Figura 6.6 – Curva PD-N critério de SWT modificado

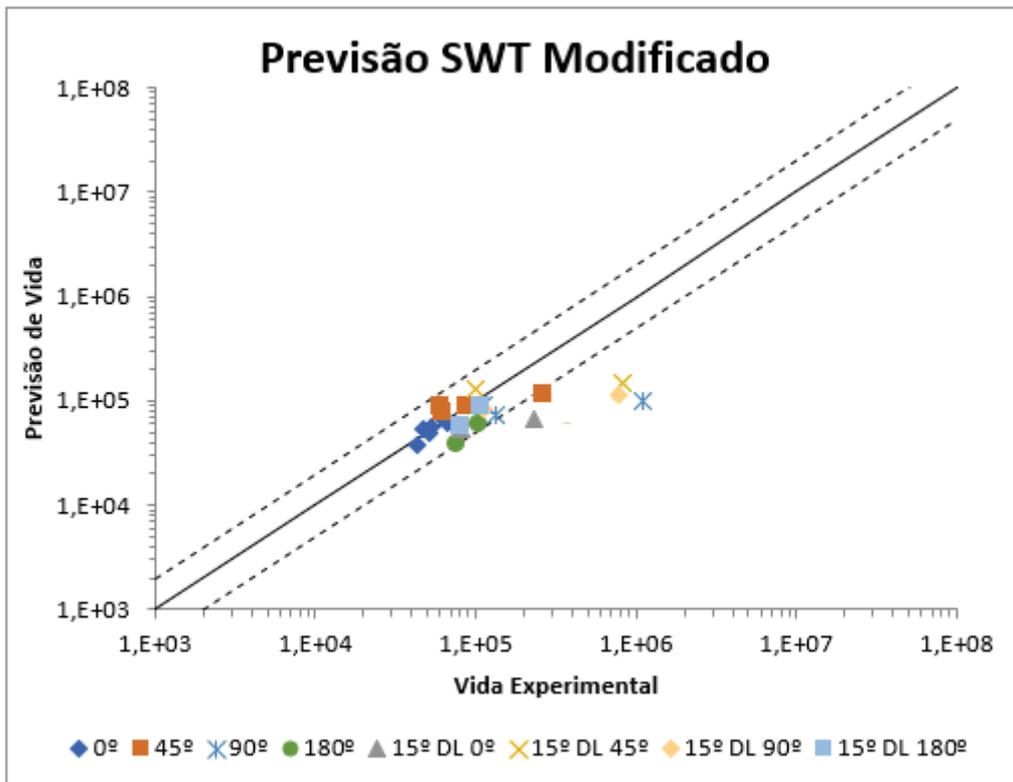


Figura 6.7 – Previsão de vida critério SWT modificado

Na previsão de vida deste critério, os pontos do gráfico encontram-se bastante agrupados no centro para previsões inferiores a  $10^6$  ciclos. Para um número de ciclos superior, os pontos tendem para a zona mais conservadora da previsão de vida do material.

## 6.1.2. Critério de Liu

Como demonstrado na secção 2.6.4, o modelo de Liu pode ser dividido em duas partes. Isto é, Liu I, relacionado com o modo I de falha, é apresentado na figura 6.8, enquanto que Liu II, relacionado com o modo II, apresenta-se na figura 6.11.

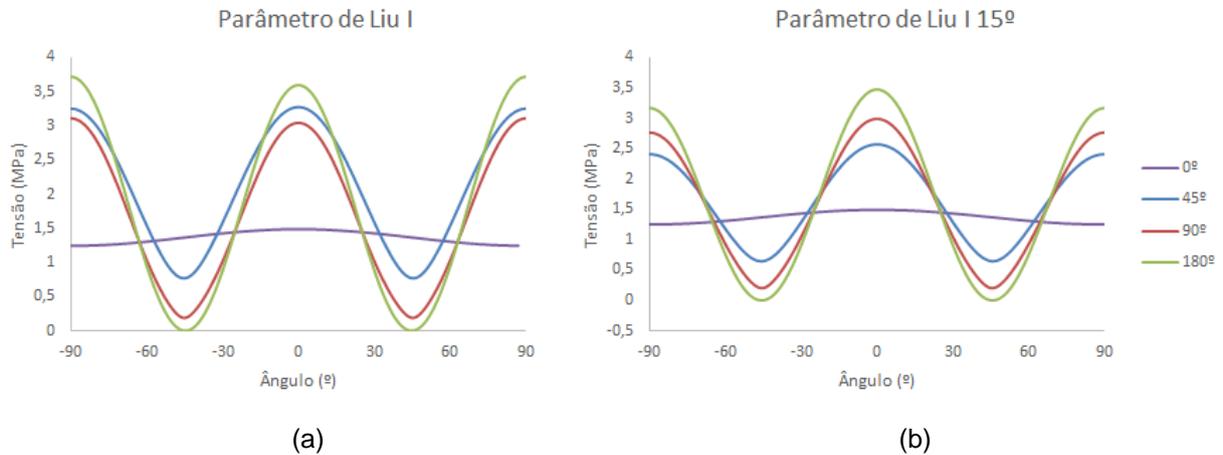


Figura 6.8 – Parâmetro de Liu I (a) orientação DL; (b) orientação 15° DL

Para o modelo de Liu I, todos os três desfasamentos de carga assumem o máximo valor para ângulos de -90°, 0° e 90°. Estes resultados podem ser explicados pelo fato de o critério de Liu I se basear nas tensões e extensões normais, que tomam valores máximos para ângulos normais à direção de uma das cargas aplicadas.

Como neste estudo os provetes foram ensaiados em regime de HCF, a parcela referente a LCF da curva W-N é desprezada. Assim, a prévia equação (19) assume a seguinte expressão:

$$\max(\Delta\sigma_n\Delta\varepsilon_n) + \Delta\tau\Delta\gamma = \frac{4\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b}$$

O valor obtido para o parâmetro  $\frac{4\sigma_f'^2}{E}$  é dado por 165,27, enquanto 2b assume o valor de -0,5.

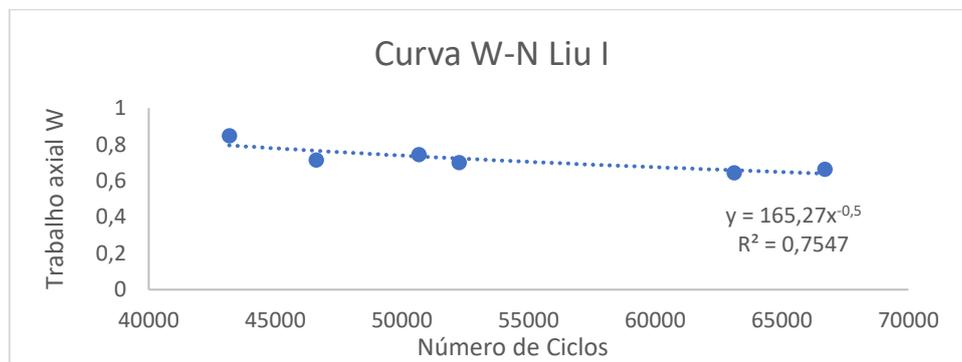


Figura 6.9 – Curva W-N critério Liu I

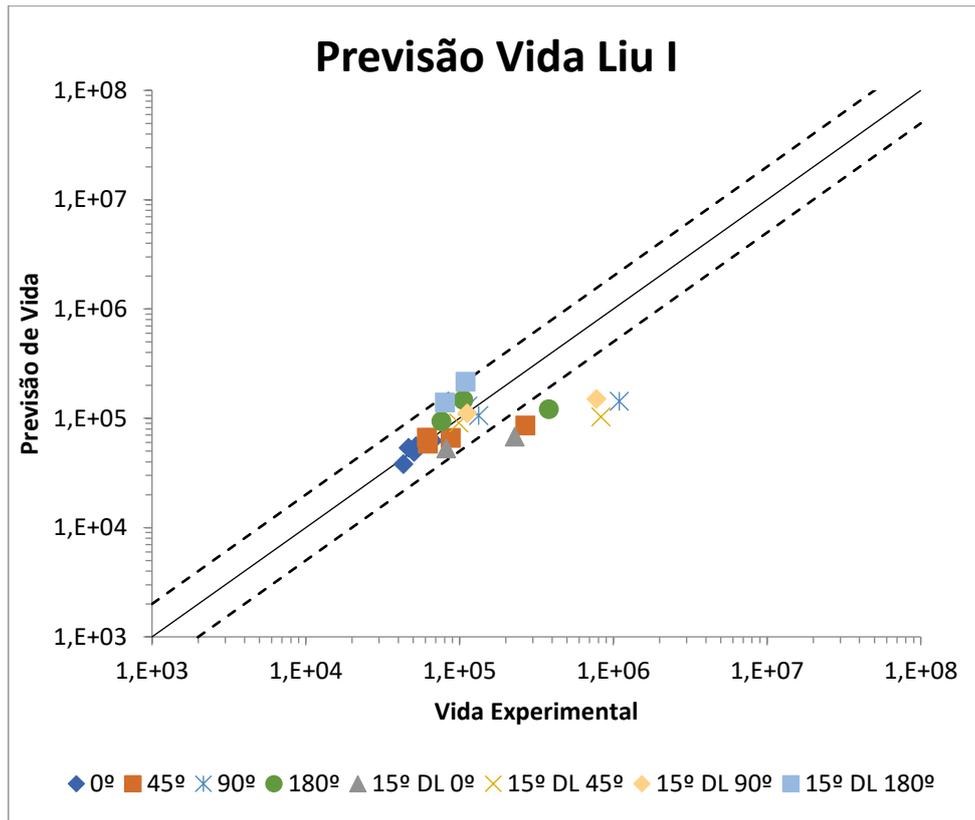


Figura 6.10 – Previsão de vida critério Liu I

Este critério de Liu I apresenta na generalidade bons resultados, à exceção dos pontos com uma vida experimental superior a  $10^6$  ciclos.

Como se pode prever pelos conceitos teóricos e pelos resultados de Liu I, o modelo de Liu II irá apresentar os valores máximos do parâmetro de dano onde houver maior tensão ou extensão de corte. Deste modo, e como se pode ver pela figura 6.11, os valores máximos obtidos para os desfaseamentos de  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $180^\circ$  encontram-se nos ângulos de  $-45^\circ$  e  $45^\circ$ .

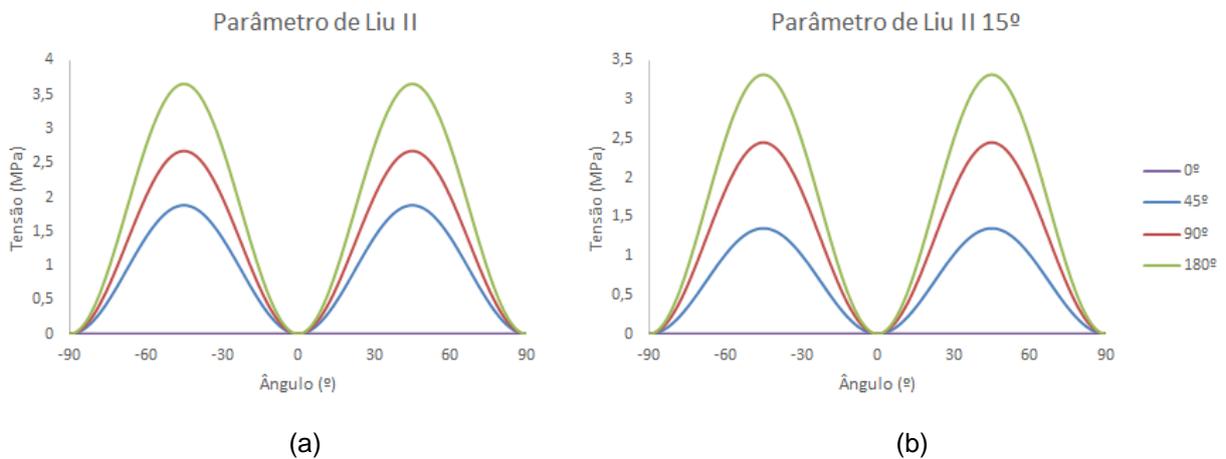


Figura 6.11 – Parâmetro de Liu II (a) orientação DL; (b) orientação  $15^\circ$  DL

Para estes dois casos, os carregamentos em fase apresentam uma variação de dano pouco significativo, podendo considerar o plano crítico como indefinido. Contudo, o parâmetro de dano atinge o máximo valor para um ângulo de 0°, caso de Liu I, e ±45° no caso de Liu II.

O critério de Liu II, contabilizando apenas a parcela referente ao regime HCF e a curva W-N Liu II, assume a seguinte expressão:

$$\Delta\sigma_n\Delta\varepsilon_n + \max(\Delta\tau\Delta\gamma) = 94.553(2N_f)^{-0.498}$$

Este critério assume algumas dificuldades em descrever o comportamento do provete de magnésio a carregamentos multiaxiais no plano, uma vez o critério está relacionado com o modo II de falha e o provete aparenta apresentar falha pelo modo I. Daqui compreende-se porque o critério de Liu I obtém resultados consideravelmente melhores que Liu II.

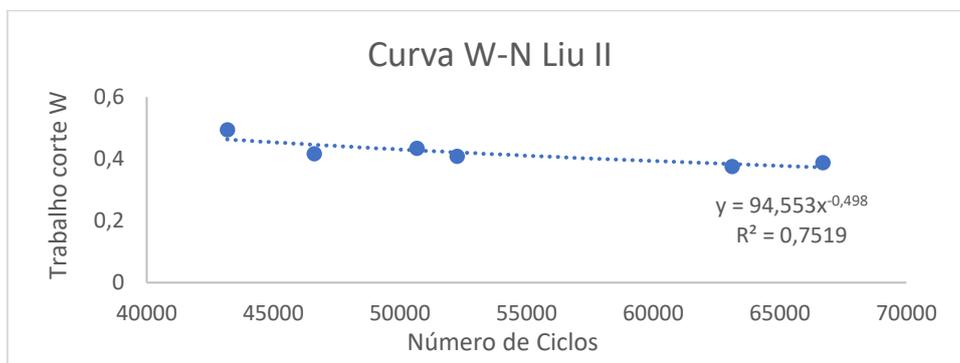


Figura 6.12 – Curva W-N critério de Liu II

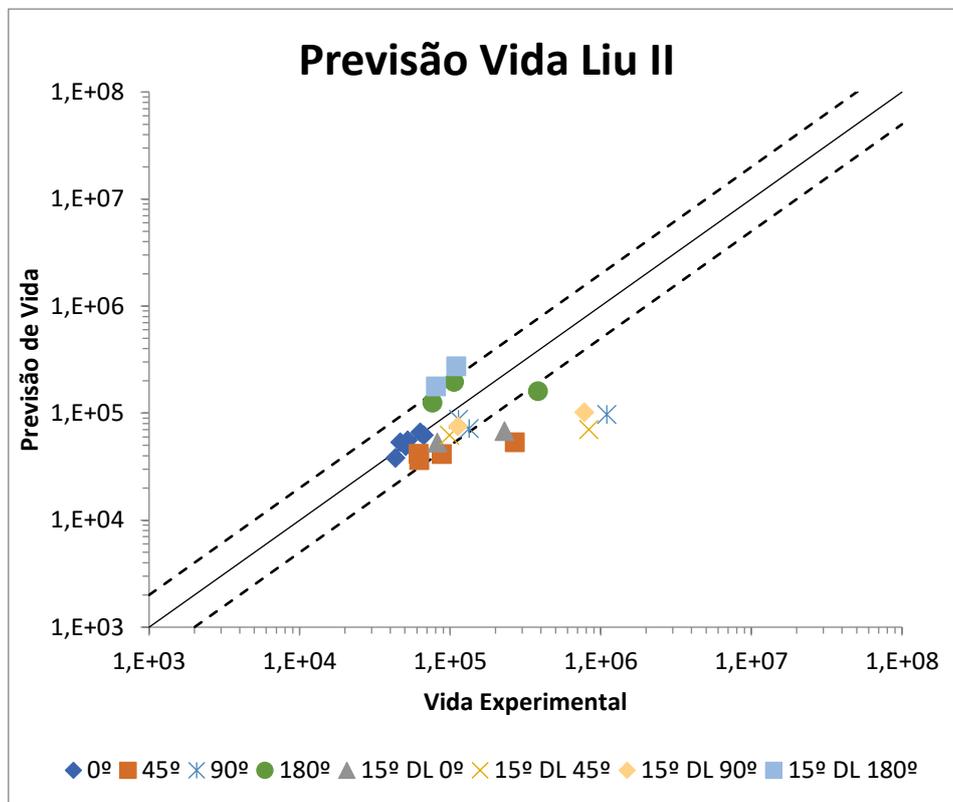


Figura 6.13 – Previsão de vida critério Liu II

### 6.1.3. Critério de MCC

Com base no critério de Crossland, o modelo de MCC propõe que se calcule a tensão de corte equivalente através do raio do maior círculo que circunscribe o ciclo de carregamento. A equação necessita ainda do parâmetro k, que na impossibilidade de obter este valor experimentalmente, teve de ser aproximado por várias iterações. O valor considerado para k foi de 0.01. Os valores obtidos pela linha de tendência são expressos na seguinte equação, onde o valor obtido para  $\lambda$  é igual a 2385.2.

$$\sqrt{J_{2a}} + k.P_{Hmax} = 2385,2(2N)^{-0.254}$$

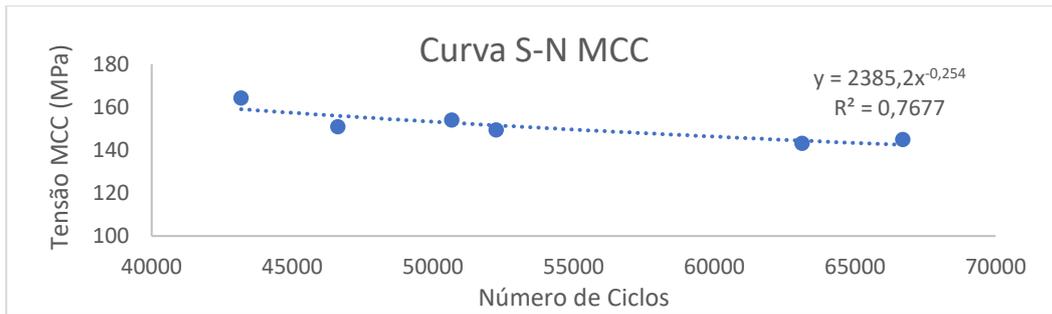


Figura 6.14 – Curva S-N critério MCC

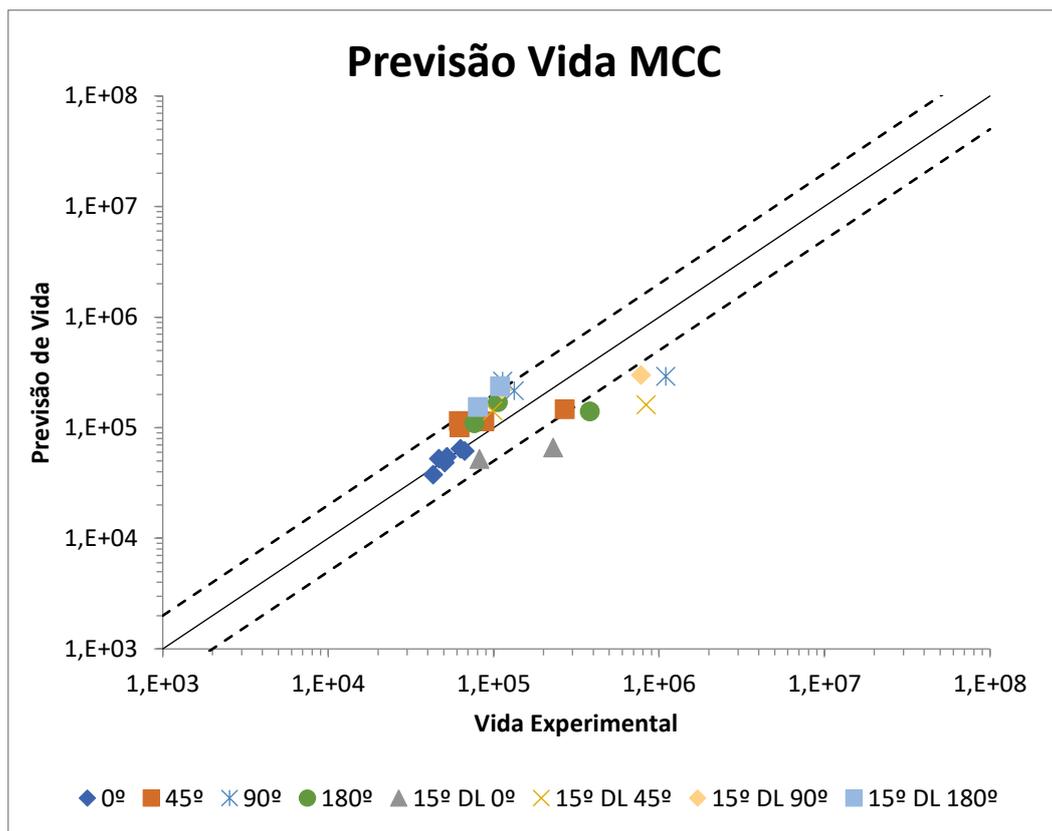


Figura 6.15 – Previsão de vida critério MCC

Apesar de os vários pontos seguirem uma tendência linear que coincide mais com a linha que otimiza a correspondência previsão de vida vs vida experimental que os critérios anteriores, os pontos apresentam, na generalidade, algum desvio em relação à linha. Este acontecimento pode ser explicado pela dificuldade que este método tem em caracterizar carregamentos desfasados.

### 6.1.4. Critério de MCE

O critério de MCE é relativamente idêntico ao MCC na medida em que ambos se baseiam na trajetória circunscrita definida pelo carregamento. No entanto, o critério de MCE considera que a tensão de corte define uma elipse e não uma circunferência. Para este critério, o valor de k foi obtido do mesmo modo que no critério MCC, assim,  $k = 0.02$ . Este valor provocou o aumento do valor de  $\lambda$  em relação ao modelo de MCC, atingindo o valor de 2401 MPa. A expressão obtida para este critério é dada por:

$$\sqrt{J_{2a}} + k \cdot P_{Hmax} = 2401(2N)^{-0.254}$$

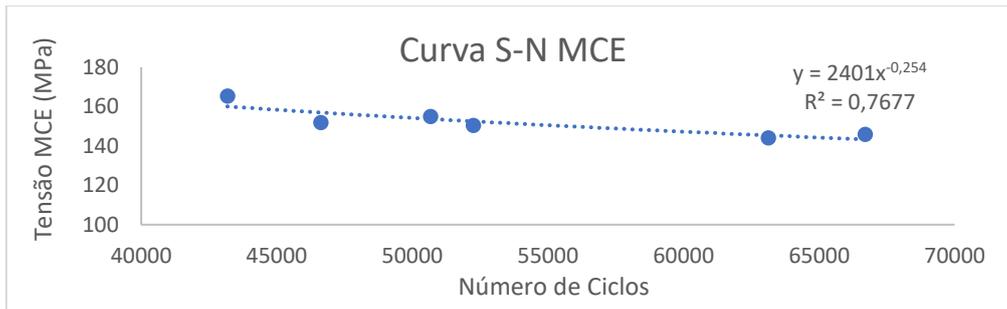


Figura 6.16 – Curva S-N critério MCE

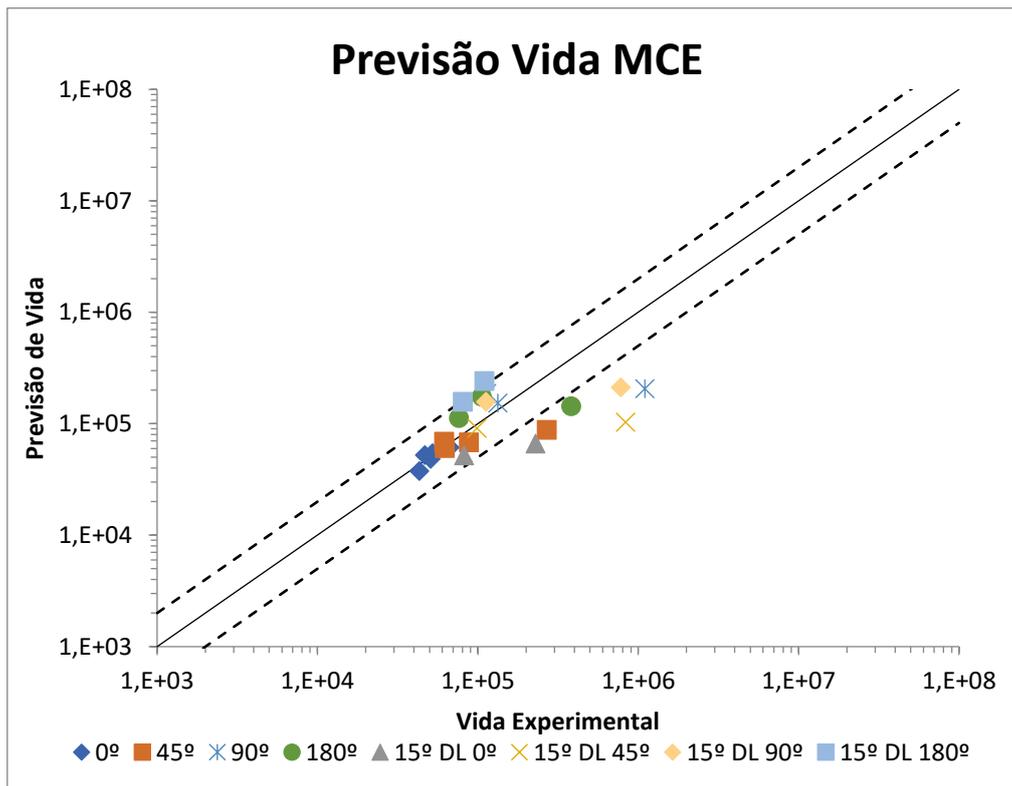


Figura 6.17 – Previsão de vida critério MCE

Este critério apresenta resultados relativamente bons para os vários carregamentos, no entanto, os pontos com vida experimental próximo de  $10^6$  ciclos continuam a desviar ligeiramente da linha que otimiza a relação previsão de vida vs vida experimental para a zona mais conservadora do gráfico.

## 6.2. Propagação de fenda

Este capítulo trata a evolução da fenda ao longo dos ciclos e o respetivo fator de intensidade de tensões (SIF). Enquanto o comprimento da fenda foi obtido pela análise direta das fotografias, figura 6.18 e 6.19, o SIF foi retirado por estudo numérico de cada fenda, capítulo 4. O objetivo será estabelecer a equação de Paris e determinar as respetivas constantes, ao correlacionar a taxa de propagação da fenda com a gama de SIF equivalente. A apresentação de resultados é discriminada segundo o desfasamento de cargas.

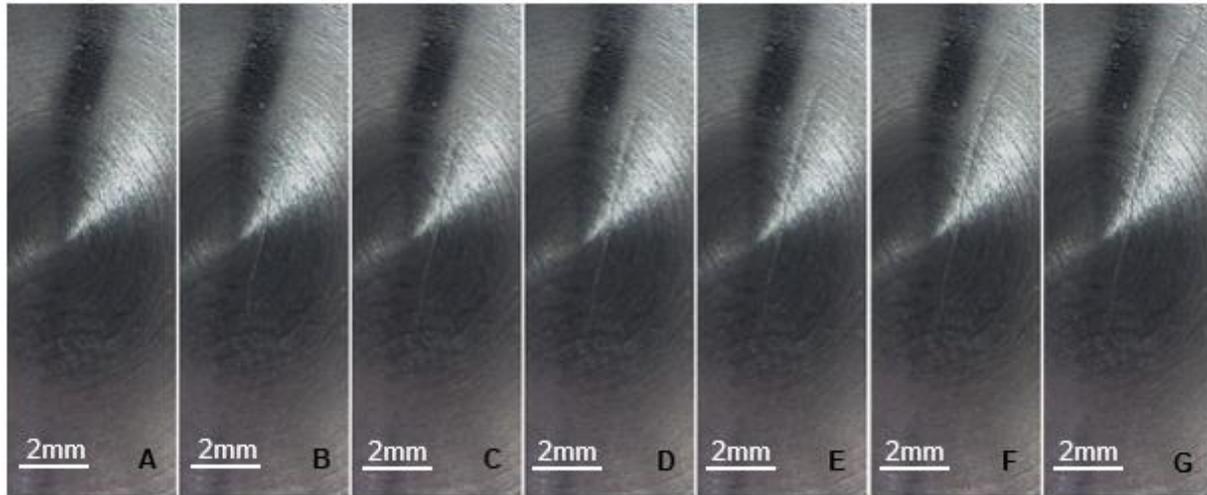


Figura 6.18 – Provete 012, comprimento fenda ao longo dos ciclos A)30643; B)33159; C)35507; D)38241; E)40771; F)43327; G)45850.

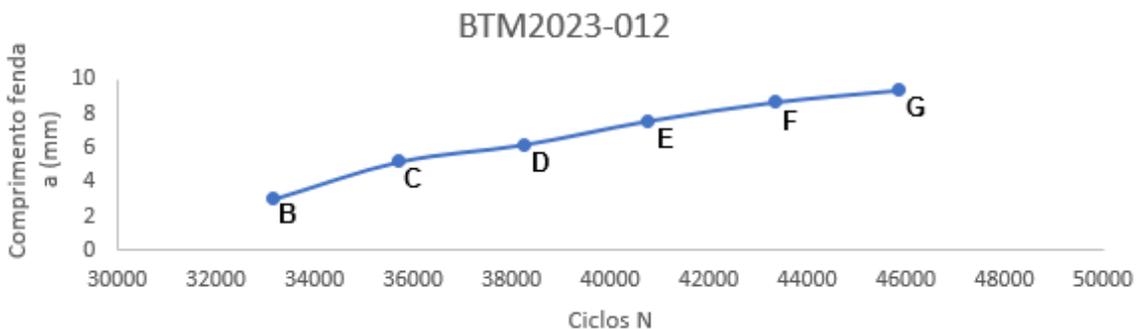


Figura 6.19 – Evolução fenda ao longo dos ciclos, provete BTM 2023-012

Como exemplificado pelo provete 012, a generalidade dos provetes propagou a fenda ao longo da direção de iniciação com uma taxa de crescimento  $\frac{da}{dN}$  que diminui ligeiramente à medida que o comprimento de fenda aumenta. Houve ainda alguns provetes que, sujeitos a carregamentos desfasados e ao fim de alguns ciclos de propagação, apresentaram ramificações perpendiculares à fenda principal sem, no entanto, afetar aparentemente a taxa de propagação da fenda principal, como é o caso do provete 022. Nenhum provete sujeito a carregamentos em fase apresentou ramificações perpendiculares à ramificação principal.



Figura 6.20 – Ramificação perpendicular da fenda, provete 022

De forma a facilitar a recolha de dados, tal como as fotografias representativas, figura 6.18 e 6.20, todas as fotografias alinham a direção vertical com a direção de laminação da chapa, ou para o caso dos provetes com grão inclinado, com a inclinação de 15° em relação à direção de laminação. Contudo e apesar do enorme cuidado na iluminação do centro do provete, algumas fotografias não conseguem captar nitidamente os limites da fenda levando a que algumas fotografias e respetivos dados não pudessem ser contabilizados.

Ainda assim, continua a ser inviável a apresentação de todas as fotografias que registam a propagação das diversas fendas, como tal os resultados foram apresentados segundo o gráfico comprimento de fenda vs numero de ciclos, figura 6.21, bem como pelo processamento destes dados nas tabelas seguintes.

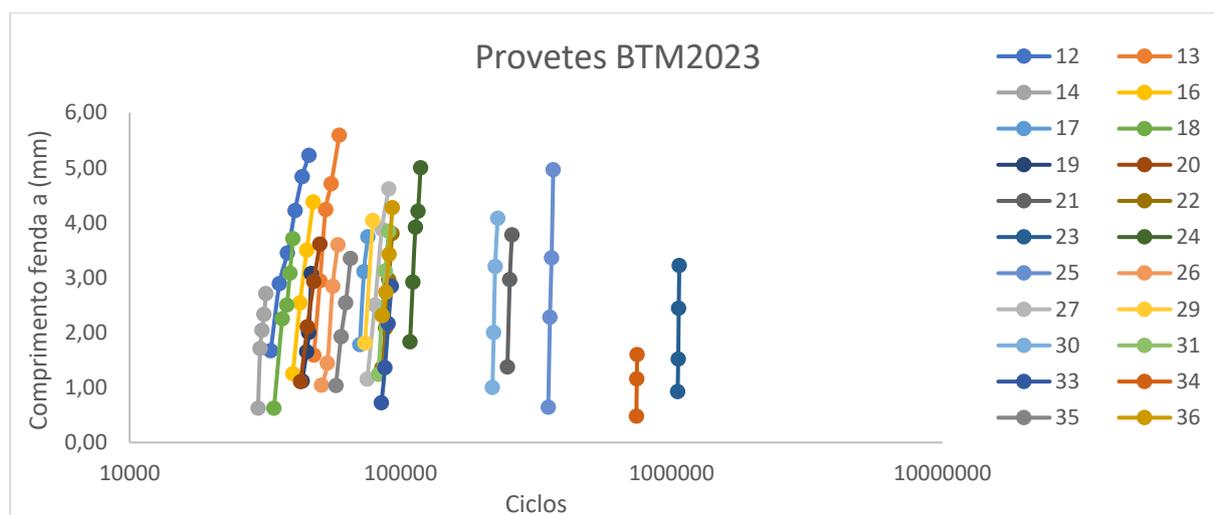


Figura 6.21 – Evolução fenda ao longo dos ciclos, provetes BTM2023

A maioria dos provetes foi ensaiado no intervalo de ciclos inferior a 200000 ciclos, justificando o elevado aglomerado de pontos neste intervalo. Para cada um destes pontos representado no gráfico foi criado um modelo de elementos finitos para o provete e comprimento de fenda correspondente, de

modo a determinar SIF para o modo I e II e por fim obter o SIF equivalente,  $\Delta K_{eq}$ , ao longo da propagação da fenda, como explicado no capítulo 4.4. A tabela de todos os pontos pode ser encontrada no anexo 2.

Para condições de carregamento em fase, os resultados numéricos e experimentais são apresentados na tabela 6.1. De seguida, os pontos que correlacionam  $\frac{da}{dN}$  com  $\Delta K$  são traçados no gráfico 6.22, onde se adiciona uma linha de tendência exponencial que relaciona os pontos da mesma forma que a equação da lei de Paris, equação (4). As constantes da equação de Paris para carregamento em fase dão assim origem à equação

$$\frac{da}{dN} = 1,16 \times 10^{-7} (\Delta K_{eq})^{5,396}$$

Tabela 6.1 – Gama de SIF equivalente para carregamentos em fase

proвете	a (mm)	ciclos N	da/dN ( $\times 10^{-6}$ ) (mm/ciclo)	$K_1$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$K_2$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$\Delta K$ (MPa $\sqrt{m}$ )
12	1,67	33159	479	4,367	0,588	4,469
12	3,44	38241	306	4,363	0,346	4,398
12	4,22	40771	239	4,238	0,4	4,286
14	1,71	30301	636	4,798	0,142	4,802
14	2,04	30825	565	4,901	0,701	5,031
14	2,33	31341	718	4,937	0,262	4,954
16	2,54	42547	380	4,446	0,243	4,463
16	3,50	45063	347	4,27	0,16	4,278
17	1,78	70740	529	4,499	0,332	4,532
17	3,11	73260	250	4,45	0,363	4,488

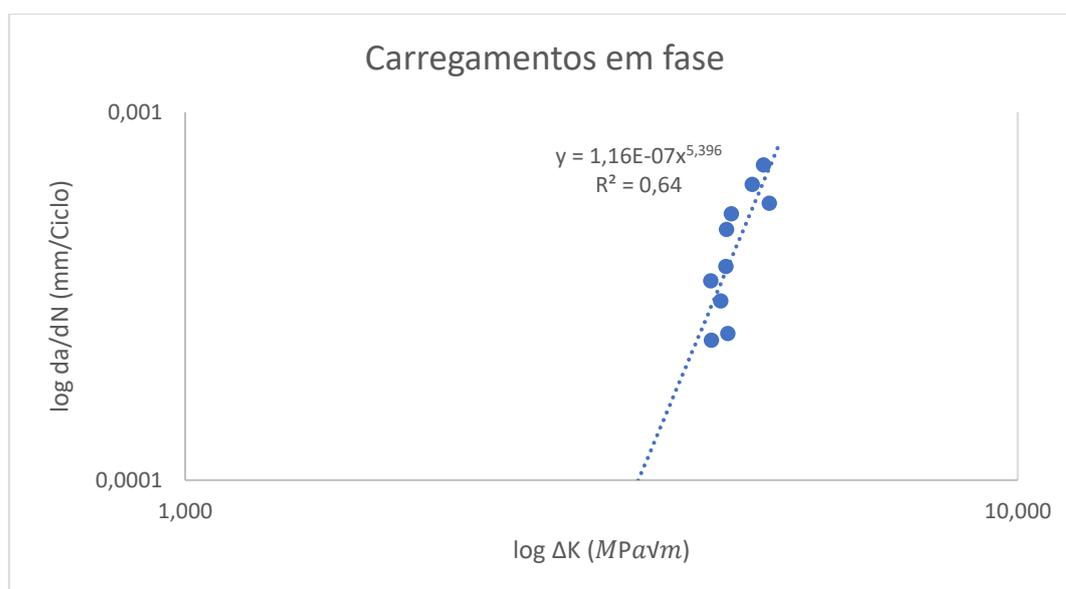


Figura 6.22 – da/dN vs  $\Delta K_{eq}$ , carregamentos em fase

Vários dos pontos obtidos tiveram que ser desconsiderados a fim de obter um coeficiente de determinação  $R^2$ , na figura 6.22, próximo de 60%. Para o caso em questão,  $R^2 = 0.64$ .

Os dados referentes a condições de carregamentos desfasados em 45° são apresentados na tabela 6.2, enquanto o gráfico taxa de propagação da fenda vs gama SIF equivalente é construído na figura 6.23. Mais uma vez, os pontos considerados permitiram a linha de tendência correlacionar os pontos com um coeficiente de determinação próximo de 60%.

Tabela 6.2 – Gama de SIF equivalente para carregamentos desfasados em 45°

prorete	a (mm)	ciclos N	da/dN (x10 <sup>-6</sup> ) (mm/ciclo)	K <sub>1</sub> (MPa√m)	K <sub>2</sub> (MPa√m)	ΔK (MPa√m)
18	2,50	38014	570	4,271	0,058	3,712
18	3,08	39036	612	4,214	0,025	3,596
19	1,12	43295	314	3,777	0,062	3,374
19	1,65	45007	426	4,128	0,109	3,658
19	2,00	45819	1055	4,226	0,159	3,719
19	3,08	46839	485	4,191	0,016	3,565
20	2,11	45302	325	4,194	1,029	3,615
20	2,93	47824	269	4,184	0,771	3,482
21	2,96	253001	162	3,944	0,433	3,182
31	2,32	85313	317	4,224	1,606	3,204
31	3,12	87829	285	4,192	1,446	3,104

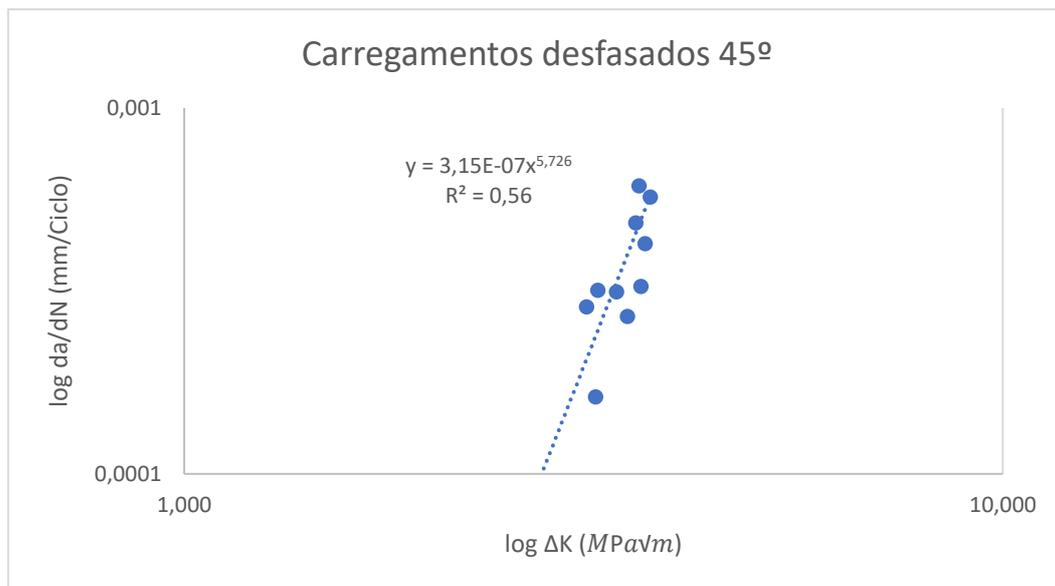


Figura 6.23 – da/dN vs ΔK<sub>eq</sub>, carregamentos desfasados em 45°

Para este caso, a linha de tendência potencial dá, com um fator de determinação  $R^2 = 0.56$ , as constantes de Paris, que exprimem esta equação segundo:

$$\frac{da}{dN} = 3,15 \times 10^{-7} (\Delta K_{eq})^{5,726}$$

A tabela 6.3 e figura 6.24 trata os dados para os provetes carregados em desfasamento de 90°.

Tabela 6.3 – Gama de SIF equivalente para carregamentos desfasados em 90°

proвете	a (mm)	ciclos N	da/dN (x10 <sup>6</sup> ) (mm/ciclo)	K <sub>1</sub> (MPa√m)	K <sub>2</sub> (MPa√m)	ΔK (MPa√m)
22	1,36	85439	285	3,133	0,133	3,077
22	2,08	87961	349	3,396	0,013	3,363
22	2,96	90481	333	3,457	0,132	3,434
23	0,93	1053977	118	2,723	0,055	2,66
23	1,52	1058998	184	3,144	0,037	3,088
24	1,83	108404	430	3,463	0,767	3,328
24	2,92	110926	397	3,591	0,817	3,475
24	4,21	115970	314	3,515	0,726	3,36
33	1,36	87527	317	3,559	1,006	3,312
34	1,16	744689	175	3,21	0,735	3,091

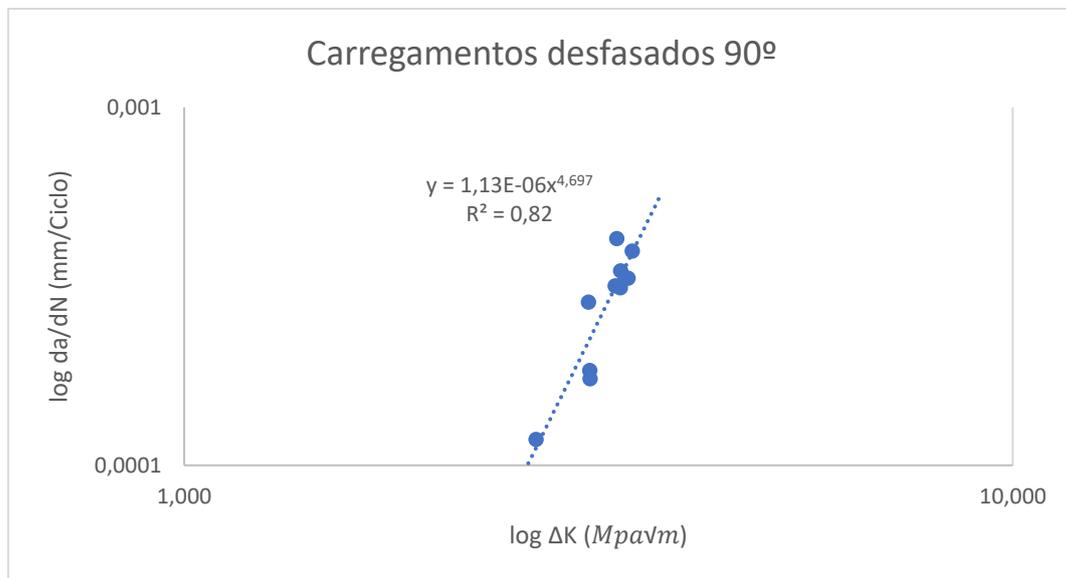


Figura 6.24 – da/dN vs ΔK<sub>eq</sub>, carregamentos desfasados em 90°

Para estas condições, os pontos apresentavam menos dispersão levando a que a linha de tendência potencial atingisse um coeficiente de determinação  $R^2 = 0.82$ . As constantes obtidas pela linha de tendência dão origem à seguinte equação:

$$\frac{da}{dN} = 1,13 \times 10^{-6} (\Delta K_{eq})^{4,697}$$

Para condições de carregamentos desfasados em 180°, os dados correspondentes são apresentados na tabela 6.4, enquanto o gráfico taxa de propagação da fenda vs gama SIF equivalente é construído na figura 6.25. Mais uma vez, consideraram-se os pontos que permitem a linha de tendência correlacionar os pontos com um coeficiente de determinação próximo de 60%.

Tabela 6.4 – Gama de SIF equivalente para carregamentos desfasados em 180°

proвете	a (mm)	ciclos N	da/dN (x10 <sup>-6</sup> ) (mm/ciclo)	K <sub>1</sub> (MPa√m)	K <sub>2</sub> (MPa√m)	ΔK (MPa√m)
25	2,28	355956	215	3,739	0,16	3,747
25	3,36	360976	318	3,796	0,005	3,796
26	1,04	51118	158	3,251	0,895	3,552
27	2,50	80339	276	3,594	0,124	3,6
27	3,88	85361	146	3,596	0,053	3,596
27	4,62	90381	171	3,57	0,239	3,588
36	2,73	88137	275	3,774	0,04	3,774
36	3,42	90659	336	3,782	0,009	3,782

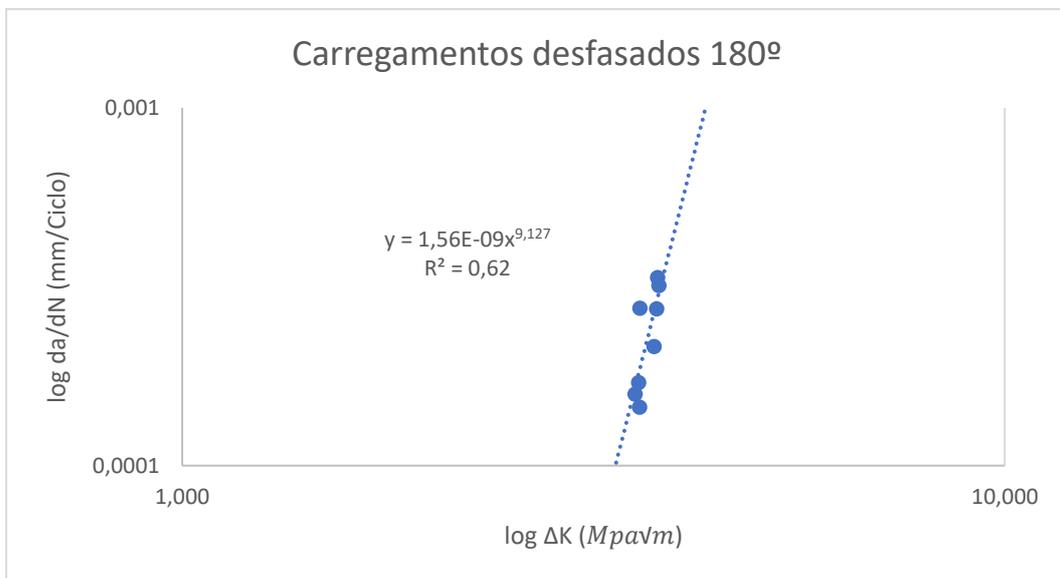


Figura 6.25 – da/dN vs ΔK<sub>eq</sub>, carregamentos desfasados em 180°

As constantes da equação de Paris para carregamentos desfasados em 180° são dadas por:

$$\frac{da}{dN} = 1,56 \times 10^{-9} (\Delta K_{eq})^{9,127}$$

Para este caso, o coeficiente de determinação  $R^2 = 0.618$ .

## 7. Discussão de resultados

Dos resultados obtidos verifica-se que dos critérios de fadiga de plano crítico que tomam em consideração os parâmetros de corte,  $\tau$  e  $\gamma$ , nomeadamente os critérios de Findley, de SWT modificado e de Liu II, os ângulos do plano crítico tendem para  $\pm 45^\circ$ , como demonstrado na tabela 7.1. Isto porque as tensões de corte são máximas para este valor, no entanto os parâmetros normais ao plano são mínimos. Isto prova que, para os fatores  $k=0.16$  e  $b=0.31$ , os parâmetros de corte para estes critérios têm maior impacto que os normais, uma vez que a sua variação é maior. Isto verifica-se para casos com defasamentos  $\notin [140^\circ, 220^\circ]$ , pois para estes valores a tensão normal começa a influenciar o ângulo do plano crítico, embora a curva tenha sempre valores próximos do máximo para uma gama grande de posições angulares. Este fenómeno é apresentado pelo exemplo do critério de Findley.

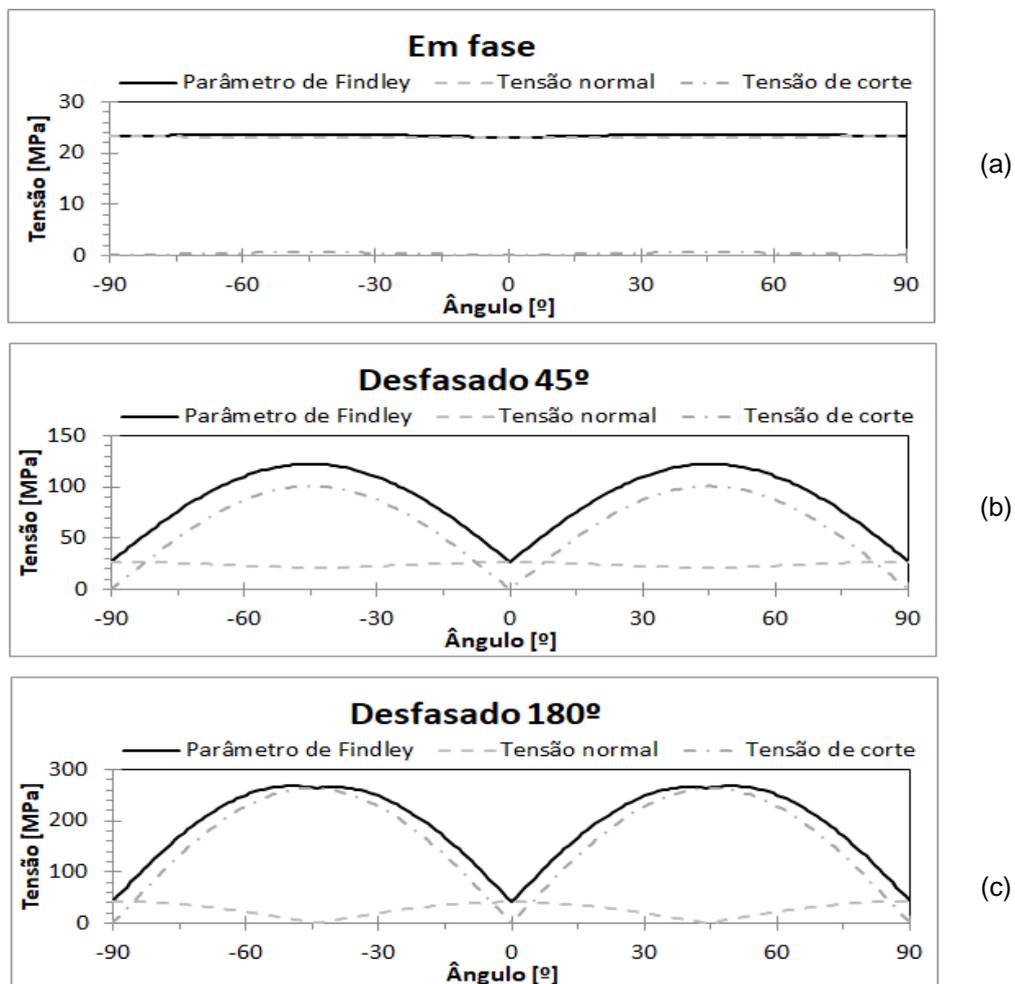


Figura 7.1 – Impacto tensões no parâmetro de Findley (a) em fase, (b) com defasamento de  $45^\circ$  e (c) de  $180^\circ$

Na situação de carregamentos em fase, caso o material fosse considerado isotrópico, a tensão normal seria constante e a tensão de corte nula. No entanto, aplicou-se as condições de anisotropia verificadas no magnésio o que implica que existe sempre uma pequena variação na tensão normal e de corte mesmo para carregamentos em fase. Contudo, esta variação é tão pequena comparativamente aos valores assumidos no parâmetro de Findley, na ordem de  $10^{-1}$ , que pode ser desprezada e o plano crítico caracterizado como sendo indefinido.

Na tabela 7.1, os resultados teóricos para o plano crítico são comparados com os resultados experimentais de iniciação da fenda. Os valores experimentais apresentados para os vários desfasamentos surgem da média dos valores absolutos do ângulo de iniciação de fenda  $\theta$ , apresentado para cada provete na tabela 5.2.

Tabela 7.1 – Síntese de resultados para iniciação de fenda

<b>Provetes com grão alinhado à DL</b>						
Desfasamento	Findley	SWT	SWT Mod	Liu I	Liu II	Experimental
0°	Ind.	Ind.	Ind.	Ind.	Ind.	11°
45°	±45°	±90°/0°	±45°	±90°/0°	±45°	3°
90°	±45°	±90°/0°	±45°	±90°/0°	±45°	1°
180°	±50°	±90°/0°	±50°	±90°/0°	±45°	2°
<b>Provetes com grão orientado 15° à DL</b>						
Desfasamento	Findley	SWT	SWT Mod	Liu I	Liu II	Experimental
0°	Ind.	Ind.	Ind.	Ind.	Ind.	26°
45°	±45°	±90°/0°	±45°	±90°/0°	±45°	14°
90°	±45°	±90°/0°	±45°	±90°/0°	±45°	7°
180°	±40°	±90°/0°	±40°	±90°/0°	±45°	0°

Com base na tabela 7.1, verifica-se facilmente que os critérios de SWT e de Liu I são os critérios com os valores mais próximos dos resultados obtidos experimentalmente. Estes modelos definem o plano crítico apenas com base nos parâmetros normais e como tal, os valores máximos surgem para planos ortogonais aos carregamentos principais. Dadas as condições anteriores, existe uma elevada probabilidade de, para estes planos, surgir uma fratura de modo I.

Para calcular a previsão de vida segundo os critérios de plano crítico, aplicou-se a teoria da tensão de corte máxima com as tensões e extensões principais, capítulo 2.6.1. Dai foi feito um varrimento do círculo de Mohr ao longo de um ciclo, para todos os planos, com o intuito de encontrar a máxima combinação da primeira parcela de cada critério.

Os vários critérios apresentam alguma dificuldade em prever a vida do material para provetes que experimentaram cerca de  $10^6$  ciclos. Esta limitação sugere que, para baixas tensões biaxiais aplicadas, o material apresenta mais resistência à fratura que o previsto pelos critérios de fadiga. Segundo o estudo de Zeng [66], verifica-se que para ligas de magnésio sujeitas a fadiga de baixas tensões, o aparecimento de fenda é consideravelmente condicionado por plasticidade e pela formação de películas de óxido, ao contrário de ligas de alumínio e outras. A baixas tensões, a abertura de fenda inicial é relativamente pequena. Portanto, qualquer resíduo oxidado ou característica micro estrutural (rugosidade) com tamanho comparável à abertura da fenda irá promover contacto entre as superfícies da fenda, que por sua vez provoca o fecho da fenda. Estes eventos de fecho de fenda podem estar na base da discrepância entre resultados experimentais obtidos. Dando o exemplo dos provetes 013 e

015, a maior discrepância de resultados, o provete 013 sujeito a 2KN atingiu 63121 ciclos e o provete 015 a 1.95KN atingiu na ordem de  $10^6$  ciclos.

Deste modo, tendo em consideração a discrepância de resultados para provetes que resistiram um maior número de ciclos, a previsão de vida dos vários critérios de plano crítico que obteve melhores resultados surgiram dos critérios de SWT modificado e de Liu I. O critério de SWT modificado já tinha sido aplicado na liga de magnésio AZ61, em condições de carregamentos multiaxiais tração-compressão e torção pura, obtendo ótimos resultados [49]. Ao contrário do modelo de Liu I, que responsabiliza o crescimento de fenda ao modo de falha I, o critério de SWT modificado, com  $b \sim 0.35$ , toma em consideração o modo de falha I e II. Por outro lado, as piores previsões de vida foram obtidas pelo critério de Findley. Isso é visível pelos valores obtidos, pela elevada dispersão dos pontos na figura 6.3.

Tanto os critérios de Liu I e MCE fazem as melhores previsões de todos os critérios em estudo, agrupando os vários pontos na zona central dos gráficos de previsão de vida, figura 6.10 e 6.17, respetivamente. A boa correlação do critério MCE a condições de fadiga multiaxial no plano já tinha sido verificada para uma liga de alumínio [48]. No entanto, ao contrário desta referencia, o critério de MCE apresenta melhores resultados que MCC, o que seria desde inicio exetável dado a maior precisão de MCE para carregamentos desfasados.

A fim de compreender mais facilmente o comentado, calculou-se para os vários desfasamentos o erro das previsões obtidas face aos resultados experimentais, através da equação (41). Onde  $Vida_{max}$  representa o maior valor entre previsão de vida e vida experimental do provete, já  $Vida_{min}$  é o menor valor dos dois.

$$Erro (\%) = \frac{Vida_{max} - Vida_{min}}{Vida_{max}} \times 100 \quad (41)$$

Após obter o erro para cada provete, foi calculado o erro médio por desfasamento de carregamento, sendo apresentado os diversos valores na tabela 7.2. Uma vez que ao longo do estudo não se verificou nenhuma variação acentuada entre as previsões dos provetes com grão alinhado a DL e os provetes de grão inclinado  $15^\circ$  a DL, estes foram agrupados pelo desfasamento.

Tabela 7.2 – Erro das previsões dos critérios por desfasamento de cargas

Desfasamento	Findley (%)	SWT MOD (%)	LIU I (%)	Liu II (%)	MCC (%)	MCE (%)
0°	18,74	18,76	18,83	18,80	18,77	18,77
45°	41,66	35,86	33,75	55,76	44,01	32,96
90°	56,32	53,41	40,32	55,71	56,01	47,13
180°	90,47	46,56	41,35	51,64	46,66	47,62
<b>Média</b>	51,80	38,65	33,56	45,48	41,36	36,62

A maioria dos critérios de fadiga multiaxial são concebidos para materiais isotrópicos, no entanto a liga de magnésio AZ31B apresenta forte textura e um comportamento relativamente anisotrópico demonstrado pelos ensaios de tração uniaxiais. Comparando os vários modelos

estudados, pode ser sugerido que os critérios que correlacionam bem a previsão de vida com a vida experimental têm boa capacidade para descrever o comportamento de material com fortes texturas.

Para iniciar o estudo do crescimento da fenda, a orientação do alinhamento do grão foi negligenciada uma vez que os provetes com grão desalinhado em  $15^\circ$  não introduziram variações significativas neste estudo. Contudo, conhece-se que a orientação do alinhamento do grão tenha influencia no SIF, mas no presente estudo não foi possível ensaiar provetes com inclinações mais acentuadas que  $15^\circ$  em relação à direção de carregamento. Posto isto, todos os dados dos ensaios foram tratados somente com base no desfasamento dos carregamentos.

Os provetes sujeitos a carregamentos em fase não apresentaram ramificação da fenda ao longo de todo o ensaio, sugerindo a forte influencia do modo de falha I. Já alguns provetes ensaiados a carregamentos desfasados em  $45^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $180^\circ$ , exibiram ramificação perpendicular à fenda principal ao fim de alguns ciclos de propagação da fenda.

Após o aparecimento da fenda, a taxa de crescimento da fenda  $da/dN$  é influenciada por várias circunstâncias, das quais se pode referir as mais importantes. A transição da fenda por entre grãos e precipitados e a geometria do provete. Num estudo conduzido a uma liga semelhante à presente, AZ91D, [67] verificou-se que as fendas interagem com as fronteiras de grãos e precipitados, onde o crescimento é retardado enquanto aumenta a plasticidade da frente de fenda. Após alguns ciclos o crescimento da fenda é retomado. Já a geometria do provete, capítulo 3.1, apresenta um aumento progressivo da espessura no centro do provete que irá diminuir o valor de SIF e, conseqüentemente, diminuir a taxa de crescimento de fenda à medida que o comprimento de fenda aumenta. Assim, verifica-se que provete não apresenta uma geometria ótima para o estudo da propagação de fenda. Contudo, de modo a controlar esta influencia, o comprimento de fenda foi limitado ao comprimento máximo de  $a = 6\text{mm}$ .

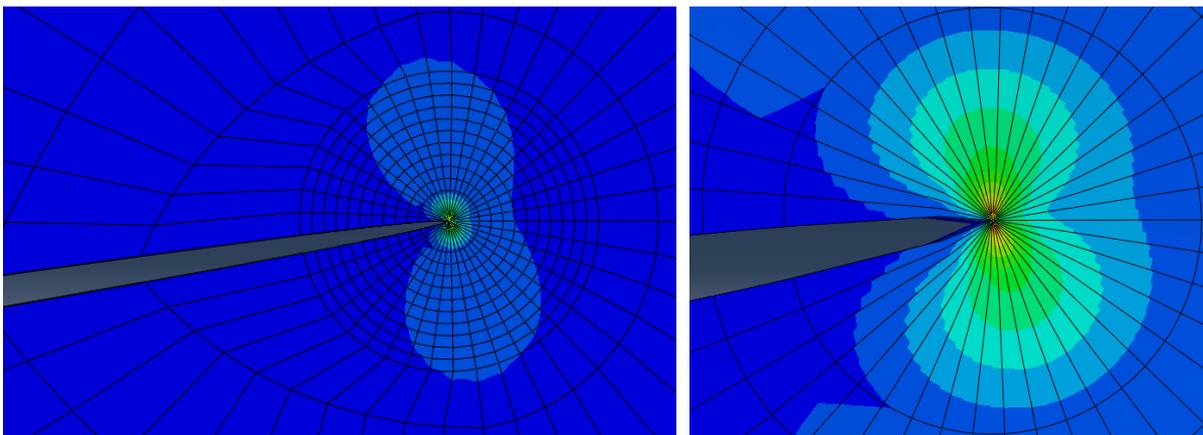


Figura 7.2 – Distribuição de tensão na frente da fenda, provete 16,  $a=1.25\text{mm}$

À medida que o comprimento de fenda aumenta, o SIF equivalente aumenta para o intervalo  $0 < a < 2.5\text{mm}$ . A partir deste intervalo, o valor de SIF equivalente diminui, não apenas devido à geometria do provete, mas também pelo alto comprimento da fenda. Estas duas condicionantes aumentam a deformação plástica e a plasticidade da frente da fenda, o que por sua vez vai contra a metodologia de aplicar um parâmetro elástico como a gama de SIF.

As constantes da Lei de Paris, nomeadamente C e m, obtidas para as várias condições de carregamentos são reunidas na tabela 7.3.

*Tabela 7.3 – Símula de resultados para propagação de fenda*

Desfasamento (º)	C (m/ciclos)	m
0	$1,16 \times 10^{-10}$	5,396
45	$3,15 \times 10^{-10}$	5,726
90	$1,13 \times 10^{-9}$	4,697
180	$1,56 \times 10^{-12}$	9,127

Apesar de sugerido, o cálculo de C e m para fendas de modo I e II não apresenta um comportamento completamente linear, contudo valores aproximados foram obtidos pelo estudo [68] de uma liga de magnésio AZ61, que apresenta características mecânicas muito semelhantes à liga em estudo AZ31. Onde, para a taxa de crescimento da fenda na ordem de  $10^{-7}$  até  $10^{-9}$  m/ciclos, em condições ambiente, determinou o expoente da Lei de Paris  $m = 5$ . O estudo conduzido por Venkateswaran [67], acompanhou o comportamento do crescimento da fenda na liga AZ91D, onde determinou valores mais baixos para m no valor de 3.6. Já o crescimento da fenda numa liga AZ80 [66], para uma frequência de 10Hz, obteve  $m = 2$  e  $C = 1.1 \times 10^{-9}$  m/ciclos, defendendo, contudo, que a taxa de crescimento da fenda aumentaria para maiores frequências, suportando os resultados apresentados neste estudo.

Não foram encontrados documentos que corroborassem os valores assumidos pelas constantes da Lei de Paris em carregamentos desfasados por 180º, uma vez que divergem significativamente dos restantes valores.

## 8. Conclusão e desenvolvimentos futuros

De acordo com os objetivos definidos no capítulo 1, este último capítulo apresenta as conclusões atingidas com este estudo, bem como tópicos sugestivos para futuros trabalhos que estejam relacionados com este material e ensaios experimentais.

### 8.1. Conclusão

- Dos modelos de plano crítico em estudo, apenas os critérios SWT original e Liu I forneceram boas estimativas para o ângulo de iniciação de fenda, uma vez que estes modelos definem o plano crítico com base nas tensões e extensões normais;
- A geral iniciação e propagação da fenda praticamente perpendicular a uma das direções de carregamento, sugere grande influência de falha no modo I e indiferença quanto à direção de alinhamento do grão dos provetes em estudo;
- Os critérios de previsão de vida à fadiga de Findley e de Liu II demonstraram grande dificuldade em prever a vida à fadiga em carregamentos biaxiais.
- Os critérios de Liu I e MCE foram os critérios que melhor descreveram o comportamento do material à fadiga biaxial. Este critério mostrou ser o menos sensível aos diferentes desfasamentos, obtendo baixas discrepâncias dos pontos na previsão de vida;
- À exceção das constantes obtidas para carregamentos desfasados em  $180^\circ$ , a correlação entre os dados numéricos e experimentais permitiu obter constantes da Lei de Paris aceitáveis segundo resultados obtidos em ligas semelhantes.

### 8.2. Desenvolvimentos futuros

Para finalizar, são sugeridas algumas ideias para desenvolver outros trabalhos:

- Ensaiar provetes com várias direções de alinhamento do grão e analisar o seu efeito;
- Explorar diferentes condições de carregamento em fadiga multiaxial, nomeadamente, diferentes frequências, presença de tensão média, etc;
- Otimizar o centro do provete para estudo de propagação de fenda;
- Estudar o encruamento não-proporcional da liga de magnésio AZ31B

## Referências

- [1] W. Monteiro, S. Buso e L. Silva, "Application of Magnesium Alloys in Transport," em *New Features on Magnesium Alloys*, InTech, 2012.
- [2] D. Eliezer, E. Aghion e F. Froes, "Magnesium Science and Technology," *Advanced Performance Materials*, vol. 5, pp. 201-212, 1998.
- [3] D. Socie e G. Marquis, "Multiaxial fatigue," *SAE International*, 2000.
- [4] L. Reis, B. Li e M. Freitas, "Crack Initiation and Growth Under Fatigue Loading in Structural Steels," *International Journal of Fatigue*, vol. 31, pp. 1660 - 1668, 2009.
- [5] "www.element.com," Element Materials Technology, 6 Outubro 2016. [Online]. Available: <https://www.element.com/nucleus/2016/06/10/5-disasters-caused-by-material-fatigue-and-what-we-learned-from-them>. [Acedido em 8 Agosto 2017].
- [6] M. Freitas, "Multiaxial fatigue: From materials testing to life prediction," *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2017.
- [7] S. R. Agnew e O. Duygulu, "Plastic anisotropy and the role of non-basal slip in magnesium alloy AZ31B," *Int. J. Plasticity*, vol. 21, pp. 1161-1193, 2005.
- [8] W. Dennis, "Metallurgy of the non-ferrous metals," *London: Sir Issac Pitman & Sons*, vol. 2.
- [9] M. O. Pekguleryuz, K. U. Ainer e A. A. Kaya, "Fundamentals of Magnesium Alloy Metallurgy," *Cambridge: Woodhead Publishing*, 2013.
- [10] C. Biancardi, D. Rocha e H. Noguchi, "Metalurgia do Magnésio," São Paulo, 2011.
- [11] E. Costa, "Estrutura cristalina," 28 Junho 2011. [Online]. Available: <https://pt.slideshare.net/niqueloi/estrutura-cristalina>. [Acedido em 9 Agosto 2017].
- [12] S. Dutta, "Influência da alteração da trajectória de deformação no comportamento mecânico do Mg," *Departamento de Engenharia Cerâmica e do Vidro, Universidade de Aveiro, Tese de Mestrado*, 2011.
- [13] G. Proust, C. Tome, A. Jain e S. Agnew, "Modeling the effect of twinning and detwinning during strain-path changes of magnesium alloy AZ31," *International Journal of Plasticity*, vol. 25, pp. 861-880, 2009.
- [14] F. Zarandi, R. Verma, S. Yue e E. Essadiqi, "Microstructure evolution during rolling of AZ31 magnesium alloy under decreasing temperatures," *Proceedings of magnesium technology. The minerals, Metals, and Materials*, pp. 75-80, 2007.

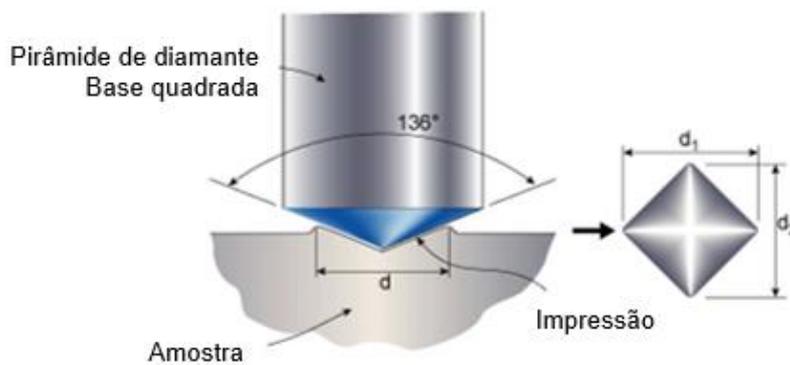
- [15] S. Choi, E. Shin e B. Seong, "Simulation of deformation twins and deformation texture in an AZ31 Mg alloy under uniaxial compression," *Acta Materialia*, vol. 55, pp. 4181-4192, 2007.
- [16] J. Bray, *Non-Ferrous Production Metallurgy*, J. Wiley & Sons, Inc : Chapman, 1941, pp. 1890-1952.
- [17] Wikipédia, "Magnésio," [Online]. Available: <https://pt.wikipedia.org/wiki/Magn%C3%A9sio>. [Acedido em 9 Agosto 2017].
- [18] M. Avedesian e H. Baker, "Magnesium and Magnesium Alloys," *ASM International: Materials Park (EUA)*, vol. 1, p. 314, 1999.
- [19] H. Friedrich e B. Mordlike, "Magnesium Technology - Metallurgy," *Design Data Applications*, 2004.
- [20] M. Avedesian e H. Baker, "ASM Specialty Handbook: Magnesium and Magnesium Alloys," *ASM International*, 1999.
- [21] H. Wang, P. Wu e M. Gharghour, "Effects of basal texture on mechanical behaviour of magnesium alloy AZ31B sheet," *Materials Science and Engineering*, vol. 527, pp. 3588-3594, 2010.
- [22] A. Matter, "Aluminium Matter," [Online]. Available: <http://aluminium.matter.org.uk/>. [Acedido em 22 Agosto 2017].
- [23] Y. Wang e J. Huang, "Texture analysis in hexagonal materials," *Materials Chemistry and Physics*, vol. 81, pp. 11-26, 2003.
- [24] S. Park, S. Hong e C. Lee, "Activation mode dependent {10-12} twinning characteristics in a polycrystalline magnesium alloy," *Scripta Materialia*, vol. 62, pp. 202-205, 2010.
- [25] G. Vince, "Investigation methodologies for metals used in forming process," *University of Aveiro, Department of Mechanical Engineering*, 2007.
- [26] D. Banabic, "Formability of Metallic Materials," *Springler*, 2000.
- [27] B. Suh, M. Shim, K. Shin e N. Kim, "Current issues in magnesium sheet alloys: Where do we go from here," *Scripta Materialia*, pp. 84-85, 2014.
- [28] S. Yi, C. Davis, H. Brokmeier, B. R.E., K. Kainer e J. Homeyer, "Deformation and texture evolution in AZ31 magnesium alloy during uniaxial loading," *Acta Materialia*, vol. 54, pp. 549-562, 2006.
- [29] S. Choi, D. Kim, H. Lee, B. Seong, K. Piao e R. Wagoner, "Evolution of the deformation texture and yield locus shape in an AZ31 Mg alloy sheet under uniaxial loading," *Materials Science and Engineering*, vol. 526, pp. 38-49, 2009.
- [30] N. Dowling, "Mechanical Behaviour of Material," *Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue*, vol. Third edition. New York: Prentice Hall, 2007.

- [31] ASTM-E1823-07a, "Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing," *West Conshohocken, USA: Book of Standards*, vol. 03.01.
- [32] C. Branco, "Mecânica dos Materiais," *Edição Fundação Calouste Gulbenkian*, vol. 4ª Edição, 2006.
- [33] R. Cláudio, L. Reis e M. Freitas, "Biaxial high-cycle fatigue life assessment of ductile aluminium cruciform specimens," *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 73, pp. 82-90, 2014.
- [34] V. Bonnard, J. Chaboche, P. Gomez, P. Kanouté e D. Pacou, "Investigation of multiaxial fatigue in the context of turboengine disc applications," *Int. J. Fatigue*, vol. 33, pp. 1006-1016, 2011.
- [35] D. Gross e T. Seeug, "Fracture Mechanics - With an introduction to Micromechanics," *Berlin: Springer*, vol. 2, p. 336, 2011.
- [36] M. Freitas, L. Reis e B. Li, "Comparative study on biaxial low-cycle fatigue behaviour of three structural steels," *International Journal of Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 29, pp. 992-999, 2006.
- [37] L. Reis, B. Li e M. Freitas, "Analytical and experimental studies of fatigue crack path under complex multiaxial loading," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 29, pp. 281-289, 2006.
- [38] P. Schreurs, "Fracture Mechanics - Lecture Notes," Eindhoven University of Technology, Department of Mechanical Engineering, 2012.
- [39] C. Branco, A. Fernandes e P. Castro, "Fadiga de Estruturas Soldadas," *Fundação Calouste Gulbenkian*, 1999.
- [40] T. Anderson, "Fracture Mechanics - Fundamentals and applications," *Third Edition. London: CRC Press*, 2005.
- [41] L. Reis, "Comportamento Mecânico dos Aços em Fadiga Multiaxial a Amplitude de Carga Constante e Síncrona," *Universidade Técnica de Lisboa, Instituto Superior Técnico, Tese de Douturamento*, 2004.
- [42] K. Miller, "The two thresholds of fatigue behaviour," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 9, pp. 931-939, 1993.
- [43] N. Ottosen, S. Stenstrom e M. Ristinmaa, "Continuum approach to high-cycle fatigue modelling," *International Journal of Fatigue*, vol. 30, pp. 996-1006, 2008.
- [44] A. S. Ribeiro e A. M. Jesus, "Fatigue behavior of welded joints made of 6061-T651 aluminium alloy," *Aluminium Alloys, Theory and Applications, Intech*, p. 400, 2011.
- [45] C. Branco, "Projeto de Órgãos de Máquinas," *Fundação Calouste Gulbenkian*, 2005.

- [46] C. Lipson, "Why machine parts fail," *Metal Fatigue: Theory and Design*, p. 3.
- [47] B. Li, L. Reis e M. Freitas, "Simulation of cycli stress/strain evolutions for multiaxial fatigue life prediction," *International Journal of Fatigue*, vol. 28, pp. 451-458, 2006.
- [48] J. Fonseca, "Previsão de vida à fadiga em carregamentos biaxiais não proporcionais," *Instituto Politécnico Setubal*, 2013.
- [49] Q. Yu, J. Zhang, Y. Jiang e Q. Li, "Multiaxial fatigue of extruded AZ61A magnesium alloy," *Int J Fatigue*, vol. 33, pp. 437-447, 2011.
- [50] J. Louro, "Avaliação do dano acumulado gerado por sequências de carregamentos biaxiais na vida à fadiga no aço 41CrMo4," *Tese de Mestrado, Instituto Superio Técnico*, pp. 1-35, 2010.
- [51] Y. Jiang e H. Sehitoglu, "Fatigue and stress analysis of rolling contact," *College of Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign*, 1992.
- [52] B. Li e M. Freitas, "A procedure for fast evaluation of high-cycle fatigue under multiaxial random loading," *Proc. of ASME 2001 Design Engineering Technical Conferences*, pp. 558-563, 2002.
- [53] M. Freitas, B. Li e J. Santos, "A numerical approach for high-cycle fatigue life prediction with multiaxial loading," *Multiaxial Fatigue and Deformation: Testing and Prediction*, pp. 139-156, 2000.
- [54] *Materiais metálicos - Ensaio de tração EN10 002-1*, 1990.
- [55] *Standard test method for plastic strain ratio r for sheet metal ASTM E517-00*, 2010.
- [56] R. Baptista, R. Cláudio, L. Reis, I. Guelho, M. Freitas e J. Madeira, "Design optimization of cruciform specimens for biaxial fatigue loading," *Frattura ed Integritá Strutturale*, vol. 30, pp. 118-126, 2014.
- [57] I. Guelho, L. Reis, M. Freitas, B. Li, J. Madeira e R. Cláudio, "Optimization of Cruciform Specimen for a Low capacity Biaxial Testing Machine," *10th International Conference on Mechanical Fatigue & Fracture*, 2013.
- [58] M. Freitas, L. Reis, B. Li, I. Guelho, V. Antunes, J. Maia e R. Cláudio, "In-Plane Biaxial Fatigue Testing Machine Powered by Linear Iron-Core Motors," *Application of Automation Technology in Fatigue and Fracture Testing and Analysis*, vol. 6, pp. 63-79, 2014.
- [59] Veho, "www.veho-uk.com," [Online]. Available: [http://www.veho-uk.com/main/shop\\_detail.aspx?article=40&mode=specifications](http://www.veho-uk.com/main/shop_detail.aspx?article=40&mode=specifications). [Acedido em 10 Agosto 2017].
- [60] H. Fonseca, "Caracterização e avaliação do comportamento mecânico da liga de magnésio AZ31B sob fadiga multiaxial na presença de um entalhe," *Instituto Superior Técnico, Departamento Engenharia Mecânica, Tese de Mestrado*, 2013.
- [61] C. Can Kranenburg, "Fatigue crack growth in Aluminium Alloys," *Delft, Holland*, 2010.

- [62] Abaqus 6.12 Analysis User's Guide, Volume V, Dassault Systèmes, 2012.
- [63] H. Richard, M. Fulland e M. Sander, "Theoretical crack path prediction," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 28, pp. 3-12, 2005.
- [64] A. Kotousov, "Fracture in plates of finite thickness," *Int. J. of Solids and Structures*, vol. 44, pp. 25-26, 2007.
- [65] Z. Yang, J. Li, J. Zhang, G. Lorimer e J. Robson, "Review on research and development of magnesium alloys," *Acta Metallurgica Sinica*, vol. 21, pp. 313-328, 2008.
- [66] R. Zeng, Y. Xu, W. Ke e E. Han, "Fatigue crack propagation behavior of an as-extruded magnesium alloy AZ80," *Materials Science and Engineering*, vol. 509, pp. 1-7, 2009.
- [67] P. Venkateswaran, S. Ganesh, S. Pathak, Y. Miyashita e Y. Mutoh, "Fatigue crack growth behaviour of a die-cast magnesium alloy AZ91D," *Materials Letters*, vol. 58, pp. 2525-29, 2004.
- [68] U. Karr, A. Stich e H. Mayer, "Very high cycle fatigue of wrought magnesium alloy AZ61," *Procedia Structural Integrity*, vol. 2, pp. 1047-1054, 2016.

## Anexo I – Ensaio à dureza



$$HV = 1,854 \frac{P}{d^2}$$

$$d = \frac{d_1 + d_2}{2}$$

Figura I.1 – Esquema ensaio à dureza Vickers

Tabela I.1 – Resultados ensaios à dureza

Ensaio	d1 (μm)	d2 (μm)	Dureza (HV)
1	228,1	233,3	69,7
2	228,5	235,1	69
3	223,6	228,7	72,5
4	223,5	234,4	70,7
5	228,1	240,4	67,6
6	223,9	228,5	72,5
7	226,2	236,1	64,4
8	222,4	230,7	72,2
9	228,6	235,9	68,7
10	220,8	233,2	72
11	226,9	234	69,8
12	224,5	216,7	76,2
13	220,4	233,3	72
14	223,7	232,2	70,7
15	224,9	236,6	69,6
16	222,9	229,3	72,3
17	220,8	229,9	73
18	222,8	229,1	72,6
19	220,6	229,6	73,2
20	223	230,9	72
21	221	228,2	73,3
22	224,5	231,3	71,4
23	218,1	226,6	75
24	226,2	233,8	70,1
25	220,5	230,7	72,9
26	222	227,4	73,4
27	213,2	227,2	76,5
28	221,7	230,8	72,4
29	220,7	224,2	73,3

## Anexo II – Propagação de fenda

Tabela II.1 – Pontos propagação de fenda

provete	a (mm)	ciclos N	da/dN ( $\times 10^6$ ) (mm/ciclo)	$K_1$ ( $MPa\sqrt{m}$ )	$K_2$ ( $MPa\sqrt{m}$ )	$\Delta K$ ( $MPa\sqrt{m}$ )
12	1,67	33159	480	4,367	0,588	4,469
12	2,89	35707	219	4,461	0,376	4,503
12	3,44	38241	307	4,363	0,346	4,398
12	4,22	40771	240	4,238	0,4	4,286
12	4,83	43327	154	4,239	0,359	3,201
13	1,59	47870	537	2,715	1,708	3,752
13	2,94	50388	514	2,916	0,321	2,960
13	4,24	52904	187	2,93	0,532	3,052
13	4,71	55424	224	4,004	0,464	3,073
14	0,63	29777	2067	3,498	0,233	3,518
14	1,71	30301	636	4,798	0,142	4,802
14	2,04	30825	565	4,901	0,701	5,031
14	2,33	31341	718	4,937	0,262	4,954
16	1,25	40031	513	4,066	0,576	4,172
16	2,54	42547	381	4,446	0,243	4,463
16	3,50	45063	347	4,27	0,16	4,278
17	1,78	70740	529	4,499	0,332	4,532
17	3,11	73260	250	4,45	0,363	4,488
18	0,63	34101	646	3,03	0,163	2,727
18	2,25	36617	179	4,265	0,013	3,732
18	2,50	38014	571	4,271	0,058	3,712
18	3,08	39036	613	4,214	0,025	3,596
19	1,12	43295	315	3,777	0,062	3,374
19	1,65	45007	426	4,128	0,109	3,658
19	2,00	45819	1056	4,226	0,159	3,719
19	3,08	46839	486	4,191	0,016	3,565
20	1,11	42784	397	3,689	0,653	3,139
20	2,11	45302	326	4,194	1,029	3,615
20	2,93	47824	269	4,184	0,771	3,482
21	1,37	247981	317	3,683	0,488	3,100
21	2,96	253001	162	3,944	0,433	3,182
22	1,36	85439	285	3,133	0,133	3,077
22	2,08	87961	349	3,396	0,013	3,363
22	2,96	90481	333	3,457	0,132	3,434
23	0,93	1053977	118	2,723	0,055	2,660
23	1,52	1058998	184	3,144	0,037	3,088
23	2,44	1064024	155	3,362	0,015	3,352
24	1,83	108404	430	3,463	0,767	3,328
24	2,92	110926	397	3,591	0,817	3,475
24	3,92	113448	116	3,529	0,903	3,257
24	4,21	115970	314	3,515	0,726	3,360

25	0,64	350932	326	2,585	0,07	2,587
25	2,28	355956	215	3,739	0,16	3,747
25	3,36	360976	318	3,796	0,005	3,796
26	1,04	51118	158	3,251	0,895	3,552
26	1,44	53642	555	3,584	0,789	3,802
26	2,84	56166	307	3,954	1,13	4,345
27	1,15	75317	268	3,085	0,019	3,085
27	2,50	80339	276	3,594	0,124	3,600
27	3,88	85361	146	3,596	0,053	3,596
27	4,62	90381	171	3,57	0,239	3,588
29	1,81	73924	445	4,864	1,101	5,175
30	1,00	218309	396	3,932	0,644	4,067
30	2,00	220833	477	4,653	0,751	4,808
30	3,20	223349	175	4,717	0,751	4,871
31	1,24	82795	429	3,802	1,443	2,938
31	2,32	85313	318	4,224	1,606	3,204
31	3,12	87829	286	4,192	1,446	3,104
33	0,72	85007	254	2,869	0,815	2,686
33	1,36	87527	317	3,559	1,006	3,312
33	2,16	90049	270	3,876	1,296	3,752
34	0,48	742171	270	2,268	0,45	2,148
34	1,16	744689	175	3,21	0,735	3,091
35	1,04	57740	351	3,469	0,152	3,477
35	1,92	60260	244	4,05	0,084	4,051
35	2,54	62780	321	4,185	0,015	4,185
36	2,31	85615	168	3,728	0,015	3,728
36	2,73	88137	275	3,774	0,04	3,774
36	3,42	90659	336	3,782	0,009	3,782

---