

1 2 9 0



UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Daniel Ricardo Ladeiro Monteiro

**COMPORTAMENTO E PREVISÃO DA VIDA À
FADIGA MULTIAXIAL DE COMPONENTES COM
ENTALHES**

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

Julho de 2019

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Comportamento e previsão da vida à fadiga multiaxial de componentes com entalhes

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

Multiaxial fatigue behaviour and life prediction of notched components

Autor

Daniel Ricardo Ladeiro Monteiro

Orientadores

Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco

Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa

Júri

Presidente	Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Carlos Alexandre Bento Capela Professor Coordenador do Instituto Politécnico de Leiria
Orientador	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado com Agregação da Universidade de Coimbra

Coimbra, Julho, 2019

“The journey, Not the destination matters...”

T.S. Eliot.

Agradecimentos

A realização da presente dissertação possível graças ao incansável ao apoio e contributo de várias pessoas, às quais gostaria de direcionar os meus sinceros agradecimentos:

Ao orientador, Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco por toda a sua disponibilidade, paciência, confiança, compreensão, motivação, rigor, exigência e encorajamento. A sua valiosa orientação, partilha de conhecimentos e disponibilidade facilitaram e tornaram possível todo este trabalho.

Ao orientador, Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa, por toda a sua disponibilidade, compreensão, sabedoria, partilha de conhecimentos e incansável contributo em todo o trabalho experimental realizado.

Ao Senhor Fernando Henriques Bernardes, pela sua disponibilidade, simpatia e auxílio na resolução de problemas e tarefas relativas ao trabalho experimental realizado.

Aos meus pais e irmão, pelas oportunidades que tornaram possíveis e aquelas que não seriam possíveis de serem concretizadas sem eles. Por todo o apoio, dedicação, preocupação, motivação, persistência, partilha de conhecimentos e compreensão ao longo dos anos. O meu muito obrigado.

A todos os meus amigos, colegas todo o apoio, compreensão, partilha de conhecimentos, persistência e partilha de momentos. A todas as outras pessoas que tive oportunidade de conhecer e que possam ter influenciado positivamente a minha caminhada. À Inês, por nunca desistir de mim e me ajudar em todos os momentos, mas também pela sua incansável partilha de conhecimentos.

This work was carried out under the project with reference: PTDC/CTM-CTM/29101/2017 – POCI-01-0145-FEDER-029101 sponsored by Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER), through the program COMPETE2020 - Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (POCI) and with the financial support of FCT/MCTES through national funds (PIDDAC).



Resumo

Este trabalho tem como objetivo investigar o comportamento à fadiga da liga de alta resistência AISI 18Ni300 sujeita a carregamentos proporcionais multiaxiais combinados de flexão e torção. O programa de fadiga considera razões entre tensões normais e tensões de corte (σ/τ) iguais a 4/3, 2 e 4 e razão de tensões (R) próxima de zero. A geometria estudada é uma peça bi-material composta por um substrato de secção circular maciça produzido por técnicas subtrativas convencionais e por um implante tubular produzido pela técnica aditiva de *Selective Laser Melting* (SLM) contendo um furo transversal passante (entalhe). Pretendem-se desenvolver critérios que permitam prever o local de iniciação da fenda, as trajetórias da fenda na fase inicial de propagação, e vida de iniciação de fenda para os diferentes cenários de carregamento.

No decorrer dos ensaios de fadiga, os provetes foram visualizados periodicamente com recurso a uma câmara digital de alta resolução para relacionar o comprimento de fenda com o número de ciclos aplicados e também para deteção das zonas de iniciação da fenda e respetivos ângulos de iniciação. Após a realização dos ensaios de fadiga, as superfícies de fratura foram examinadas por microscopia eletrónica de varrimento. Numa segunda fase, foi desenvolvido um modelo numérico linear elástico, pelo método dos elementos finitos, que permitiu caracterizar os campos de tensão e deformação na região do furo para as várias condições de carregamento aplicadas nos ensaios experimentais. Os locais de iniciação, os ângulos de iniciação, e as trajetórias de propagação à superfície da peça foram previstos numericamente pelo valor máximo da primeira tensão principal, pelo valor da primeira direção principal no local de iniciação, e pelo campo de tensões principais, respetivamente.

O efeito do entalhe no comportamento à fadiga foi estimado com base no critério de Densidade de Energia de Deformação Equivalente e na Teoria das Distâncias Críticas através do Método de Linha (LM) e do Método do Ponto (PM). As previsões de vida à fadiga foram obtidas com a aplicação dos Modelos Smith-Watson-Topper e Coffin-Manson e pelo parâmetro Smith-Watson-Topper. O modelo Coffin-Manson (CM) foi o que permitiu obter melhores resultados, nomeadamente erros menores e desvios-padrão inferiores.

Palavras-chave: Carregamentos proporcionais multiaxiais, flexão-torção combinada, Selective Laser Melting, AISI 18Ni300, Entalhe, Modelo numérico linear elástico, Fase de iniciação da fenda, Previsão da vida à fadiga.

Abstract

This work aims to investigate the fatigue behaviour of the AISI 18Ni300 maraging steel subjected to combined multiaxial proportional loads of bending and torsion. The fatigue behaviour considered in this study has ratios of the normal stresses to the shear stresses (σ/τ) equal to 4/3, 2 and 4 and a stress ratio (R) close to zero. The studied geometry is a bi-material specimen composed of a substrate of solid circular cross-section produced by conventional subtractive techniques and by a tubular implant produced by the Selective Laser Melting additive technique containing a through-hole. It is intended to develop criteria to predict the crack initiation sites, as well as the crack initiation trajectories and the crack initiation orientations in the early stage of growth for the different loading scenarios.

During the fatigue tests, the specimens were periodically observed using a high resolution digital camera. After the fatigue test campaign, fracture surfaces were examined by Scanning Electron Microscopy to identify the failure micro-mechanisms. In a second phase, a linear elastic numerical model was developed by the Finite Element Method, which allowed the characterization of the stress and strain fields in the hole region for the loading conditions applied in the experimental tests. Crack initiation sites, crack orientation angles and surface crack paths were numerically predicted on the basis of the maximum value of the first principal stress, first principal direction at the initiation site, and from the first principal stress field, respectively.

The notch effect on fatigue was accounted for via the Equivalent Strain Energy Density concept, and the Theory of Critical Distances by the Line Method and the Point Method. Fatigue life predictions were obtained using the Smith Watson-Topper and Coffin Manson models as well as the Smith-Watson Topper parameter. The Coffin-Manson models gave the best predictive results, with lower errors and lower standard deviation values.

Keywords Multiaxial proportional loading, combined bending-torsion, Selective Laser Melting, AISI 18Ni300, Notch, Elastic linear numerical model, Crack initiation phase, Fatigue life prediction.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas.....	xiv
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Siglas	xviii
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Objetivos científicos	2
1.2. Estrutura da dissertação	3
2. REVISÃO DA LITERATURA	4
2.1. Fenómeno da fadiga	4
2.1.1. Mecânica da Fratura	6
2.1.2. Fatores que influenciam a falha por fadiga	8
2.1.3. Fadiga multiaxial	10
2.1.4. Fadiga em fabrico aditivo	11
2.2. Resposta de tensão-deformação cíclica.....	13
2.3. Modelos de previsão de vida à fadiga.....	17
2.3.1. Modelos de previsão da vida com base nas tensões	18
2.3.2. Modelos de previsão da vida com base na energia	19
2.3.3. Modelos de previsão da vida com base plano crítico	22
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO	24
3.1. Componentes em estudo	24
3.1.1. Material.....	24
3.1.2. Composição química e propriedades mecânicas	25
3.1.3. Geometria dos provetes	26
3.1.4. Maquinação dos provetes	27
3.2. Equipamento de ensaio	28
3.3. Ensaios à fadiga	30
3.4. Procedimento numérico	31
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	33
4.1. Locais e ângulos de iniciação da fenda e trajetórias de propagação da fenda	33
4.2. Vida à falha por fadiga	41
4.3. Previsão da vida em fadiga multiaxial	47
4.3.1. Teoria das Distâncias Críticas (TCD).....	47
4.3.2. Previsão da vida por ESED e TCD.....	48
5. CONCLUSÃO E INVESTIGAÇÕES FUTURAS.....	56
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	59
ANEXO A	65
APÊNDICE A.....	66

APÊNDICE B.....	68
-----------------	----

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Ilustração dos três estágios da falha por fadiga (adaptado de Almeida, 2018) ...	5
Figura 2.2. Representação do fenómeno de intrusão e extrusão (adaptado de Ince, 2012)...	6
Figura 2.3. Representação dos três modos de carregamento; a) Modo I ; b) Modo II ; c) Modo III (Ince, 2012)	6
Figura 2.4. Representação esquemática das curvas da/dN de crescimento da fenda por fadiga em três níveis diferentes de tensão (Ribeiro et al., 2011).....	7
Figura 2.5. Representação esquemática da relação entre da/dN e ΔK (Ribeiro et al., 2011)	8
Figura 2.6. Carregamento proporcional (adaptado por Reis, 2004)	11
Figura 2.7. a) Presença de porosidades no aço 18Ni300 (Branco et. al., 2018) b) Representação de defeitos no aço 18Ni300 nomeadamente zonas por fundir (Casati et. al., 2017).....	12
Figura 2.8. Comparação entre curvas S-N para vida finita no material 18Ni300; a) Preto: submetidos a micro shot-peening sem tratamento térmico ou maquinação; b) amarelo: submetidos a micro shot-peening e maquinados posteriormente; c) vermelho: submetidos a shot-peening e a tratamento térmico; d) verde: subtidos a micro shot-peening com maquinação e tratamento térmico (adaptado de (Croccolo et al., 2018)).....	12
Figura 2.9. Rugosidade medida para superfícies considerando diferentes velocidades de processamento por SLM de camadas para o aço 18Ni300 com intervalos de confiança de 95 % (Yasa et al., 2010).....	13
Figura 2.10. Variação da: a) Densidade de energia de deformação plástica, por ciclo; b) Densidade de energia de deformação total, por ciclo (Branco et al., 2018).....	14
Figura 2.11. Curva cíclica de tensão-deformação obtida pela ligação dos extremos dos circuitos de histerese para diferentes amplitudes de deformação de testes de deformação alternada (Branco, 2012e).....	15
Figura 2.12. Representação esquemática de um circuito de histerese (Ellyin, 1997).	15
Figura 2.13. Densidade de energia de deformação cíclica para um estado de tensão uniaxial (Koh, 2002).	17
Figura 2.14. Teoria das Distâncias Críticas (TCD): a) Método do ponto; b) Método da linha (Susmel, 2011).....	19
Figura 2.15. Diagrama de Kitagawa-Takahashi que descreve o efeito do tamanho da fenda na propagação da fadiga em pequenas e grande fendas (Taylor, 2008).....	19
Figura 2.16. Interpretação gráfica do método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (Glinka, 1985).	20

Figura 2.17. Obtenção da curva mestra de fadiga (<i>fatigue master curve</i>); a) Fadiga de baixo-ciclo obtida através de testes de deformação controlada de tensão alternada; b) Relação de vida-deformação experimental; c) Curva de vida por TSED (Branco et al., 2019).....	21
Figura 2.18. Demonstração da vida por fadiga multiaxial: a) Provete com entalhe sujeito a carregamentos multiaxiais proporcionais; b) Determinação de um valor efetivo por TSED na zona de iniciação da fenda; c) Previsão da vida de iniciação da fenda (Branco et al. 2019(a)).....	22
Figura 2.19. Base física do modelo de Fatemi e Socie.....	23
Figura 3.1. Esquema representativo da fusão seletiva por laser (adaptado de Attar e Elhan, 2011).....	25
Figura 3.2. Geometria do provete híbrido: a) Aço convencional maquinado; b) Zona de ligação das duas partes; c) Aço AISI 18Ni300 obtido por SLM.....	27
Figura 3.3. a) Visualização da máquina servo-hidráulica DARTEC, no Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra (FCTUC); b) Sistema de amarras e regulador da relação B/T c) Câmara digital de alta resolução pco.pixelfly.....	28
Figura 3.4. Relação entre a força aplicada pelo pistão da máquina servo-hidráulica dos ensaios e o momento fletor e torção resultantes no provete dos ensaios de flexão-torsão, com o sistema de coordenadas igual ao considerado pelo modelo numérico (Branco, 2013).....	29
Figura 3.5. Carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção utilizados nos ensaios de fadiga: a) $\sigma = 4\tau$; b) $\sigma = 2\tau$ e c) $\sigma = 4\tau/3$	30
Figura 3.6. Exemplo da malha de elementos triangulares, não-estruturada, obtida pelo MEF do provete híbrido desenvolvida para a simulação dos campos de tensão-deformação na região do entalhe (tamanho em milímetros): a) Provete híbrido e estrutura de fixação das amarras; b) Zona do furo; c) Amplificação da zona do furo onde é visível um elevado nível de refinamento de malha.	32
Figura 4.1. a) Local de iniciação numérico versus local de iniciação experimental: 1) B=2T (BT2_2); 2) B=T (BT1_2); 3) B=2T/3 (BT3_1). b) Representação do campo da Primeira Tensão Principal (σ_1) na zona do entalhe: 1) B=2T (BT2_2); 2) B=T (BT1_2); 3) B=2T/3 (BT3_1).....	36
Figura 4.2. Demonstração dos ângulos de iniciação obtidos experimentalmente para diferentes condições de carregamento: a) B=2T (BT2_3); b) B=T (BT1_3); c) B=2T/3 (BT3_1).....	37
Figura 4.3. Ângulos de iniciação obtidos por via experimental <i>versus</i> ângulos de iniciação previstos numericamente, para diferentes condições de carregamento: a) Zona B; b) Zona A (Bandas de dispersão com uma diferença de 5°), (Ver Figura A.3).....	38
Figura 4.4. Ângulos de iniciação obtidos numericamente <i>versus</i> diferentes relações B/T (Ver Figura A.4(b)).	39
Figura 4.5. Visualização dos provetes após fratura, para diferentes relações de flexão combinada com torção e diferentes valores de carga aplicada, em provetes de	

secção circular: a) Diferentes relações B/T, distribuídos por ordem crescente de valor de corte; b1) $B = 2T$; b2) $B = T$; b3) $B = 2T/3$	40
Figura 4.6. Visualização da superfície de fratura por <i>Scanning electron microscopy</i> (SEM) para diferentes relações de flexão combinada com torção das amostras estudadas experimentalmente: a) Cavidade (BT3_1), (10 μm); b) Defeitos do plano e zona de iniciação de fenda (BT1_1), (20 μm); c) Partículas não fundidas (BT1_1), (100 μm); d) Zona de iniciação de fenda (BT2_1), (100 μm).	41
Figura 4.7. Comprimento de fenda <i>versus</i> número de ciclos de carregamento respetivos aos ensaios de flexão combinada com torção (Curvas <i>a-N</i>): a) $B = T$; b) $B = 2 T$; c) $B = 2T/3$	42
Figura 4.8. Comprimento da fenda <i>versus</i> número de ciclos até à rotura de ensaios experimentais com a mesma amplitude tensão alternada e diferentes relações B/T.	43
Figura 4.9. Comprimento da fenda <i>versus</i> número de ciclos até à rotura de ensaios experimentais com o mesmo valor máximo da tensão local von Mises considerando diferentes relações B/T (Curvas <i>a-N</i>): a) Primeira fenda; b) Segunda fenda	44
Figura 4.10. Amplitude de tensão alternada <i>versus</i> o número de ciclos de carregamento: a) Número de ciclos da vida de iniciação (N_i); b) Número de ciclos da vida final (N_f).....	45
Figura 4.11. Valor máximo da tensão local de von Mises <i>versus</i> número de ciclos para o qual a fenda atingiu um comprimento de 0,5 mm (número de ciclos de vida inicial) nos ensaios experimentais (Intervalos de confiança de 95% e fiabilidade de 75%).....	46
Figura 4.12. Valor da tensão local de von Mises <i>versus</i> número de ciclos para o qual a fenda atingiu um comprimento de 3 mm (número de ciclos da vida final) nos ensaios experimentais (Intervalos de confiança de 95% e fiabilidade de 75%)....	46
Figura 4.13. Relação entre o número de ciclos de iniciação da fenda e o número de ciclos da vida final para as diferentes relações B/T.....	47
Figura 4.14. Diagrama de Goodman com as variáveis do material.....	48
Figura 4.15. Métodos utilizados na previsão da vida com o auxílio do modelo numérico (ANSYS): a) Método 1: Análise das tensões von Mises ao longo de uma linha na superfície do provete; b) Método 2: Análise das tensões von Mises ao longo de uma linha na parede do entalhe; c) Método 3: Análise das tensões de von Mises com base numa área centrada no local com tensão local de von Mises máxima. .	49
Figura 4.16. Tensões locais de von Mises <i>versus</i> a distância à superfície do entalhe relativo ao Método 1	49
Figura 4.17. Parâmetro SWT (Branco et. al. 2019(b) (Em publicação)).....	51
Figura 4.18. Vida de iniciação experimental <i>versus</i> vida de iniciação prevista obtida por ESED: a) Método 1, Ponto (CM); b) Método 1, Linha (Modelo SWT); c) Método 1, Linha (Parâmetro SWT); d) Método 1, Ponto (DEDT).....	53

Figura 4.19. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: a) Método 1, Ponto (Modelo CM); b) Método 3 (Modelo CM); c) Método 1, Linha (Modelo SWT); d) Método 1, Ponto (Parâmetro SWT)	54
Figura 4.20. Distribuição normal relativa aos valores da razão de vidas experimental e prevista para o método CM: a) ESED; b) TCD.....	55
Figura A.1. Local de iniciação numérico versus local de iniciação experimental: a) B=T (BT1_1); b) B=T (BT1_3); c) B=2T (BT2_1); d) B=2T (BT2_3); e) B=2T/3 (BT3_2).....	66
Figura A.2. Distribuição da primeira tensão principal ao longo do entalhe, por ANSYS: a) Flexão Pura; b) Torção.....	67
Figura A.3. Sistema de coordenadas por Zonas (Obtido pelo modelo numérico).....	67
Figura A.4. Visualização da aplicação das cargas no modelo numérico: a) Sistema que simula os ensaios experimentais (Referência do provete: B=2T); b) Sistema que simula apenas momentos de torção ou flexão, respetivamente.....	67
Figura B.1. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por ESED: A1) Método 1, Método Ponto, DEDT; A2) Método 1, Método Ponto, Parâmetro SWT; A3) Método 1, Método Ponto, Modelo SWT; A4) Método 1, Método Ponto, Modelo CM; B1) Método 1, Método Linha, DEDT; B2) Método 1, Método Linha, Parâmetro SWT; B3) Método 1, Método Linha, Modelo SWT; B4) Método 1, Método Linha, Modelo CM.....	68
Figura B.2. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por ESED: A1) Método 2, Método Ponto, DEDT; A2) Método 2, Método Ponto, Parâmetro SWT; A3) Método 2, Método Ponto, Modelo SWT; A4) Método 2, Método Ponto, Modelo CM; B1) Método 2, Método Linha, DEDT; B2) Método 2, Método Linha, Parâmetro SWT; B3) Método 2, Método Linha, Modelo SWT; B4) Método 2, Método Linha, Modelo CM.....	69
Figura B.3. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por ESED: A1) Método 3, DEDT; A2) Método 3, Parâmetro SWT; A3) Método 3, Modelo SWT; A4) Método 3, Modelo CM.....	70
Figura B.4. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: A1) Método 1, Método Ponto, Parâmetro SWT; A2) Método 1, Método Ponto, Modelo SWT; A3) Método 1, Método Ponto, Modelo CM; B1) Método 1, Método Linha, Parâmetro SWT; B2) Método 1, Método Linha, Modelo SWT; B3) Método 1, Método Linha, Modelo CM.....	70
Figura B.5. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: A1) Método 2, Método Ponto, Parâmetro SWT; A2) Método 2, Método Ponto, Modelo SWT; A3) Método 2, Método Ponto, Modelo CM; B1) Método 2, Método Linha, Parâmetro SWT; B2) Método 2, Método Linha, Modelo SWT; B3) Método 1, Método Linha, Modelo CM.....	71
Figura B.6. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por	

TCD: A1) Método 3, Parâmetro SWT;A2) Método 3, Modelo SWT; A3) Método 3, Modelo CM.	72
Figura B.7. Circuito de histerese obtido para o ensaio pelo Método 1, Método do Ponto e aplicando o método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (Referência do provete: BT1_3).....	72

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Composição química da liga de alta resistência AISI 18Ni300 em percentagem de peso (Branco et. al. 2018).....	25
Tabela 3.2. Propriedades mecânicas do material AISI 18Ni300 (Branco et. al., 2018).	26
Tabela 3.3. Propriedades mecânicas cíclicas do material AISI 18Ni300 (Branco et. al., 2018).....	26
Tabela 3.4. Dimensões utilizadas nos ensaios experimentais	29
Tabela 3.5. Condições de carregamento utilizados nos ensaios experimentais de fadiga multiaxial.....	31
Tabela 4.1. Apresentação dos ângulos de iniciação da fenda por fadiga obtidos pelos ensaios numéricos e experimentais	34
Tabela B.1. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, com a utilização do método do ponto (Densidade de Energia de Deformação Equivalente).....	73
Tabela B.2. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, com a utilização do método da linha (Densidade de Energia de Deformação Equivalente).....	73
Tabela B.3. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, Método 3 (Densidade de Energia de Deformação Equivalente)	73
Tabela B.4. Resultados estatísticos da razão entre o número de ciclos experimentais e previstos, para diferentes condições de carregamento, relativos aos métodos de previsão utilizados (Densidade de Energia de Deformação Equivalente).....	74
Tabela B.5. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, com a utilização do método do ponto (Teoria das distâncias Críticas).....	75
Tabela B.6. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, com a utilização do método da linha (Teoria das distâncias Críticas)	75
Tabela B.7. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, Método 3 (Teoria das distâncias Críticas).....	76

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

- a – Comprimento da fenda
A – Constante do material
 a_0 – Distância crítica
 a_c – Comprimento de fenda com dimensão crítica
 a_i – Comprimento de defeito inicial
B – Flexão
 B_1 – Constante do material
b – Expoente de resistência cíclica
 $b\gamma$ – Expoente de resistência cíclica ao corte
C – Constante do material
c – Expoente de deformação cíclica
 $c\gamma$ – Expoente de ductilidade cíclica ao corte
da/dN – Velocidade de propagação da fenda
 D_{AM} – Distância crítica pelo método da área
 D_{ext} – Diâmetro exterior do provete
 D_{int} – Diâmetro interno do provete
 D_{LM} – Distância crítica pelo método da Linha
 D_{PM} – Distância crítica pelo método do Ponto
E – Módulo de Elasticidade
F – Carga aplicada na máquina servo hidráulica
f – Frequência de carga
 I_p – Momento de inércia de tensão de corte
 I_y – Momento de inércia tensão normal
k' – Coeficiente de endurecimento cíclico
K – Fator de intensidade de tensões
 K_{1c} – Fator de intensidade com valor crítico

-
- $K_{m\acute{a}x}$ – Fator de intensidade de tensão máximo
 $K_{m\acute{i}n}$ – Fator de intensidade de tensão mínimo
 K_t – Coeficiente da curva mestra de fadiga
 k_T – Fator elástico de concentração de tensões
 L_1, L_2, L_3 – Braços de carga
 m – Constante do material
 M_F – Momento fletor
 M_T – Momento torsor
 n – Constante do dependente do ambiente
 N – Número de ciclos
 n' – Expoente de endurecimento cíclico
 N_f – Número de ciclos para a vida final
 N_{f1}, N_{f2}, N_{f3} – Número de ciclos com fenda de comprimento crítico
 N_i – Número de ciclos para a vida de iniciação
 N_p – Número de ciclos previstos para a propagação da falha à fadiga
 R – Razão de tensões
 R_p – Carga de reação (sobre o parafuso do sistema de amarras)
 R_ϵ – Razão de deformação
 S – Constante do material
 T_1 – Temperatura
 T – Torção
 T_σ – Índice de dispersão da banda
 W_e – Densidade máxima de energia de deformação
 W_n – Densidade de energia de deformação normal
 W_{nom} – Densidade de energia de deformação nominal
 W_p – Densidade de energia de deformação devido a tensões elastoplásticas
 x – Constante do material (Teorema de Goodman)
 Y – Fator genérico adimensional
 α_{exp} – Ângulo de iniciação da fenda experimental
 α_{num} – Ângulo de iniciação da fenda previsto
 α_t – Expoente da curva mestra de fadiga

-
- α – Ângulo de iniciação da fenda
 β_{ext} – Ângulo da posição de iniciação da fenda no entalhe experimental
 β_{num} – Ângulo da posição de iniciação da fenda no entalhe previsto
 $\gamma_{máx}$ – Deformação de corte máxima
 ΔK – Variação do fator de intensidade de tensão
 ΔK_{lf} – Limiar de propagação da fenda por fadiga
 ΔW_0 – Energia elástica do limite de fadiga
 ΔW_e – Energia de deformação elástica
 ΔW_e^+ – Energia de deformação elástica positiva
 $\Delta W_{T\,eff}$ – Valor efetivo da fenda de densidade de energia de deformação total
 ΔW_p – Energia de deformação plástica absorvida por ciclo
 ΔW_T – Energia de deformação total
 $\Delta \varepsilon$ – Gama de deformação
 $\Delta \varepsilon_1$ – Gama de deformação normal
 $\Delta \varepsilon_e$ – Gama da deformação elástica
 $\Delta \varepsilon_p$ – Gama da deformação plástica
 $\Delta \varepsilon_{vML}$ – Gama da deformação von Mises
 $\Delta \sigma$ – Gama de tensão
 $\Delta \tau$ – Gama da tensão de corte
 ε_e – Deformação elástica
 ε'_f – Coeficiente de deformação cíclica
 $\varepsilon_{máx}$ – Deformação máxima
 ε_n – Deformação normal
 ε_p – Deformação plástica
 ε_R – Deformação até rotura
 θ – Ângulo de aplicação das tensões normais relativamente ao entalhe
 ν – Coeficiente de Poisson
 σ – Tensão nominal
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – Valores de tensões principais
 σ_a – Amplitude de tensão
 $\sigma_{c1}, \sigma_{c2}, \sigma_{c3}$ – Valores de tensões com fendas de dimensões críticas
-

σ_{ced} – Tensão de cedência
 σ_e – Tensão elástica na raiz do entalhe
 σ_{f0} – Tensão limite de fadiga
 σ'_f – Coeficiente de resistência à fadiga
 σ_m – Tensão média
 $\sigma_{m\acute{a}x}$ – Tensão máxima
 σ_{min} – Tensão mínima
 σ_{nom} – Tensão nominal
 $\sigma_{n,m\acute{a}x}$ – Tensão nominal máxima
 $\sigma_{n,media}$ – Tensão nominal média
 σ_R – Tensão de rotura
 σ_{vML} – Tensão von Mises
 $\sigma_{vML,m}$ – Tensão von Mises média
 $\sigma_{vML,m\acute{a}x}$ – Tensão von Mises máxima
 $\sigma_{x'}$ – Tensão local segundo x
 τ – Tensão de corte
 τ_a – Amplitude de tensão de corte
 τ_{max} – Tensão corte máxima
 τ_m – Tensão de corte média

Siglas

AISI – American Iron and Steel Institute
AM – Fabrico aditivo/*Additive Manufacturing*
ASTM – American Society for Testing and Materials
CM – Modelo Coffin e Manson
CNC – Controlo numérico computadorizado
MEF – Método dos elementos finitos
MFEP – Mecânica de fratura de regime elastoplástico
ESED/DEDE – Densidade de energia de deformação equivalente
FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
HCF – Fadiga supercíclica

LCF – Fadiga oligocíclica

MFLE/LEFM – Mecânica de fratura de regime linear elástico

SEM – *Scanning electron microscopy*

SLM – Fusão seletiva por laser

SST – Single Step Test

SWT – Modelo Smith, Watson e Topper

TCD – Teoria das distâncias críticas

TSED – Modelo de densidade de deformação total

1. INTRODUÇÃO

Na indústria, em componentes mecânicos com secções circulares, o fenómeno de fadiga é muito frequente. Devido a questões económicas e ambientais, há uma procura constante de melhoria da performance que passa pelo aumento da vida útil dos componentes bem com pela diminuição do peso e da diminuição de custos. A fadiga é um dos modos de ruína mais frequentes em órgãos de máquinas, ocorrendo em cerca de 80% a 90% destes; é um fenómeno de enfraquecimento progressivo de um material quando este está submetido a cargas dinâmicas ou repetidas. Falhas inesperadas em serviço podem implicar riscos de vida humanas, prejuízos financeiros, entre outros (Branco et al., 2012). A título de exemplo, na indústria automóvel os componentes sujeitos a fadiga são projetados para vida infinita de ciclos. Na indústria aeronáutica utiliza-se, muitas vezes, o conceito de tolerância de dado. Desta forma, é possível reduzir o peso dos componentes mas, em contrapartida, é necessária uma inspeção contínua e rigorosa à fadiga desses mesmos componentes.

As falhas por fadiga ocorreram, nos primeiros tempos em mastros e velas de barcos para viagens longas. No entanto, só durante a revolução industrial o fenómeno se tornou mais frequente e de crucial importância (Suresh, 1998). Os primeiros estudos de fadiga foram publicados em 1837, e tinham como objeto de estudo uma corrente de transmissão que teria uma falha de serviço nas minas Clausthal (Suresh, 1991 e Morin, 1853). Em 1850 e 1860, o engenheiro alemão August Wöhler conduziu investigações em eixos de carruagens de caminho-de-ferro. Estes testes foram repetidos para diferentes condições de carga, nomeadamente flexão, torção e cargas axiais (Wöhler, 1860).

Este fenómeno é particularmente complexo devido ao facto de ser afetados por inúmeras variáveis, tais como histórico de carga, orientação de carga ou razão de carga. Também depende das características do material, da espessura e da geometria da peça, da microestrutura, das técnicas de processamento e do meio ambiente (Ellyin, 1997). A falha por fadiga é composta por três estágios: (i) nucleação e iniciação de fenda; (ii) propagação estável de fenda; e (iii) propagação instável de fenda e rotura final. Sob o ponto de vista da Mecânica da Fratura, podem distinguir-se três modos simples de carregamento,

denominados Modo I, Modo II e Modo III, sendo o primeiro destes o mais severo e comum (Socie e Marquis, 2000).

As técnicas de fabricação aditivas são cada vez mais usadas na produção de componentes críticos de elevado valor acrescentado. Particularmente a técnica de fusão seletiva por laser, devido à sua flexibilidade e liberdade geométrica, está em larga expansão em diferentes sectores, como é o caso do setor automóvel, aeroespacial, biomédico ou indústrias de moldes (Branco et al., 2018). Neste tipo de componentes há, em geral, duas dificuldades adicionais, que são: a presença de descontinuidades geométricas severas, e a aplicação de carregamentos de cariz multiaxial. Por outro lado, devido às características intrínsecas da técnica SLM, nomeadamente rugosidade elevada, existência de tensões residuais, anisotropia e defeitos microestruturas assinaláveis, os componentes são muito suscetíveis à falha por fadiga. Nesse sentido é necessária a compreensão do processo de fadiga para esta nova família de materiais, bem como o desenvolvimento de métodos de previsão adequados, fiáveis, eficientes, e se possível, simples e baratos (Ince e Glinka, 2016).

Os critérios de falha por fadiga uniaxial estão já bastante desenvolvidos atualmente. No entanto, para a falha por fadiga multiaxial, ainda não existe um critério universalmente aceite (Susmel e Taylor, 2011). O desenvolvimento de metodologias de previsão de vida para fadiga multiaxial em peças entalhadas continua a ser um problema complexo do ponto de vista de muitas aplicações industriais.

1.1. Objetivos científicos

Esta dissertação tem como objetivo estudar o comportamento à fadiga de peças com entalhes severos produzidas por SLM, em liga de alta resistência AISI 18Ni300, sujeitas a carregamentos pulsantes, proporcionais, multiaxiais de flexão combinada com torção. Os ensaios de fadiga são efetuados numa máquina servo-hidráulica convencional conectada a um sistema de amarras desenvolvido especificamente para o efeito. A superfície dos provetes é analisada durante o ensaio com auxílio de uma câmara digital de alta resolução. De uma forma mais específica, pretende-se estudar:

- Diferentes razões entre tensões normais e tensões de corte;
- Diferentes níveis de tensão remota aplicada.

A partir dos resultados experimentais, numa primeira fase, pretende-se obter para as diferentes histórias de carga:

- as curvas $a-N$ (comprimento de fenda versus vida) e $S-N$ (tensão versus vida) para as diferentes histórias de carga;
- os locais de iniciação, os ângulos de iniciação de fenda à superfície e no entalhe, e as trajetórias da fenda;
- e identificar, por *Scanning electron microscopy* (SEM), os principais mecanismos de falha.

Numa segunda fase, pretende-se:

- desenvolver um modelo de elementos finitos para caracterização dos campos de tensão e deformação na região do furo;
- prever a vida de iniciação usando alguns dos principais modelos existentes na literatura e comparar os resultados.

1.2. Estrutura da dissertação

A presente dissertação de mestrado está organizada em cinco capítulos. De seguida é exposta uma descrição genérica do conteúdo de cada um deles:

- O capítulo 1 introduz o tema em investigação e identifica os objetivos principais da dissertação;
- O capítulo 2 é dedicado à revisão da literatura, estando dividido em duas partes. Inicialmente, descreve-se o fenómeno de fadiga. Numa segunda fase, identificam-se alguns dos principais modelos de previsão de vida para componentes entalhados;
- O capítulo 3 descreve o procedimento experimental e o procedimento numérico desenvolvidos neste trabalho;
- O capítulo 4 apresenta e analisa os resultados obtidos nos ensaios experimentais e as previsões de vida de iniciação;
- O capítulo 5 apresenta as principais conclusões do trabalho realizado e identifica tópicos de pesquisa relevantes merecedores de investigação adicional.

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1. Fenómeno da fadiga

Os componentes mecânicos e estruturas são usualmente sujeitos a carregamentos repetitivos, denominados cíclicos. Esses carregamentos podem levar a um dano físico microscópico ou dano por fadiga. Este dano pode ocorrer para tensões muito inferiores à tensão de cedência dos materiais levando ao desenvolvimento de uma fenda e conseqüentemente à rotura do componente. Este processo de acumulação de dano até à ocorrência de rotura é chamado de fadiga (Dowling, 1993). A fadiga é, geralmente, descrita como um processo de alteração estrutural permanente, localizado e progressivo, que ocorre num material sujeito a condições que produzem tensões ou deformações dinâmicas, podendo ocorrer num ponto ou vários pontos, dando origem a fendas ou podendo culminar na fratura total do componente (ASTM E1823, 2003). A falha por fadiga pode ocorrer devido a flutuações de carregamento, mas também devido a sinergias de vários fatores prejudiciais denominados por fadiga por fluência, fadiga por corrosão, fadiga de contato deslizante, fadiga termomecânica, entre outros (Suresh, 1998).

Quanto ao número de ciclos, para elevado número de ciclos do carregamento, na ordem de milhões (10^7 , 10^8 ciclos), denomina-se por fadiga supercíclica (HCF). Se a vida baixa para as centenas ou milhares de ciclos, estamos na presença de um carregamento de reduzido número de ciclos, designado por fadiga oligocíclica (LCF). Sendo a segunda sinónimo de existência de deformação plástica generalizada, enquanto no caso de HCF as deformações são elásticas.

A falha por fadiga é caracterizada por três estágios (Figura 2.1). O primeiro estágio corresponde a uma nucleação microscópica e ao início do crescimento de microfendas ao longo de bandas de escorregamento. Sendo que muitos autores consideram estes dois eventos independentes. O estágio termina com a criação de macrofendas. O segundo estágio da falha por fadiga é denominado como uma propagação estável da fenda segundo uma direção normal à direção de aplicação da carga. Neste estágio a fenda propaga-se até atingir um tamanho crítico onde a seção não fissurada do componente fica em risco

de ruína. O terceiro e último estágio consiste na propagação instável da fenda e culmina com a rotura final, de forma súbita, da seção transversal remanescente do componente mecânico (Farahmand et al., 1997).



Figura 2.1. Ilustração dos três estágios da falha por fadiga (adaptado de Almeida, 2018)

Segundo Ewing e Humphrey (1903), a nucleação de fendas inicia-se a partir de microfissura em bandas de escorregamento e é, eventualmente, facilitada pela aplicação de tensões de corte cíclicas que originam deformação plástica. Os grãos cujos planos de escorregamento cristalográfico e direções são orientados favoravelmente em relação às tensões de corte cíclicas são os primeiros a formarem bandas de escorregamento. A tensão de corte nos planos cristalográficos de escorregamento difere de grão para grão, dependendo das características destes, nomeadamente o tamanho, a forma e a orientação dos grãos, ou as suas fronteiras de grão, precipitados, impurezas e inclusões (Socie e Marquis, 2000). Alterações microestruturais e tensões residuais podem ser, por exemplo, provenientes do processo de fabrico, como por exemplo soldadura, fundição, forjamento ou devido a tratamentos térmicos inadequados ou severos, ou devido a um meio ambiente agressivo (Branco, 2013). A tensão corte crítica é excedida em quase todos os grãos em altas tensões, formando um elevado número de bandas de escorregamento. Durante carregamentos cíclicos, essas bandas de escorregamento aumentam e há uma coalescência destes dando origem a uma fenda.

O modelo de intrusão-extrusão ajuda a descrever o processo de nucleação, descrito na Figura 2.2. Os deslizamentos cíclicos formam bandas de escorregamento. Estas formam reentrâncias na forma de pequenas fendas superficiais, na superfície da peça, chamadas intrusões, e saliências de forma irregular, chamadas extrusões. Estas irregularidades formam concentrações de tensão, que levam à formação de microfendas

(Estágio I). A nucleação das fendas geralmente ocorre na superfície. Quando não ocorre na superfície ocorre geralmente em inclusões ou porosidades (Socie e Marquis, 2000).

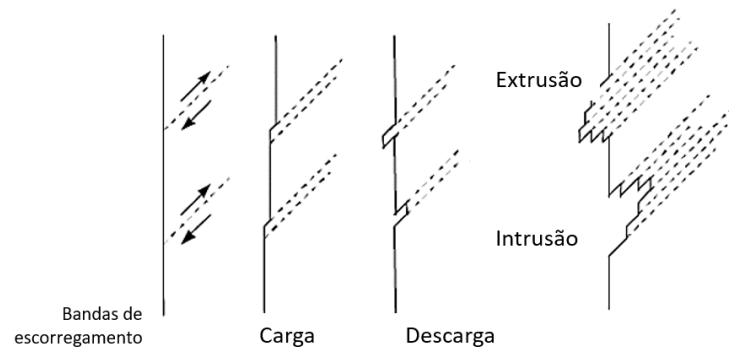


Figura 2.2. Representação do fenômeno de intrusão e extrusão (adaptado de Ince, 2012)

2.1.1. Mecânica da Fratura

Ao fenômeno da fadiga está associada à Mecânica da Fratura que permite descrever a forma como uma fenda é solicitada. Geralmente, são considerados três modos de carregamento elementares. O Modo I, é caracterizado por cargas de tração, sendo o modo mais comum e severo, corresponde ao que ocorre no Estágio II. O Modo II corresponde a tensões de corte no plano da fenda que causam a propagação ao longo das linhas de escorregamento à superfície, como ocorre no Estágio I. O Modo III ocorre quando o componente é submetido a tensões de corte normais ao plano da fenda, causando a sua propagação no interior da superfície.

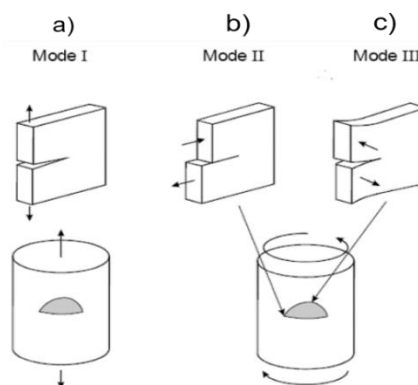


Figura 2.3. Representação dos três modos de carregamento; a) Modo I ; b) Modo II ; c) Modo III (Ince, 2012)

A Mecânica da Fratura é dividida em duas partes: regime linear elástico (MFLE) e regime elastoplástico (MFEP). O regime MFLE fornece resultados sobre materiais dúcteis, como aços de alta resistência e baixa liga, ligas de alumínio, onde a plasticidade destes procede à fratura. Quando são aplicados carregamentos de baixa ordem, a mecânica da

fratura fornece uma boa aproximação da realidade física, uma vez que na região da extremidade da fenda pode ser admitida deformação elástica (Ribeiro et al., 2011). Para quantificar a magnitude da concentração de tensões, Irwin (1957) criou o conceito de fator de intensidade de tensão, K , definido por:

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

onde Y é um fator genérico adimensional que depende da geometria da fenda, da configuração do corpo e do carregamento; σ é a tensão nominal; e a o comprimento da fenda. A variação deste fator de intensidade de tensão é definido por:

$$\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n} \quad (2.2)$$

em que K_{max} e K_{min} representam os valores máximo e mínimo, respectivamente, do fator de intensidade de tensão durante um ciclo de carga.

Para uma geometria onde o fator de intensidade de tensões aumenta com o comprimento da fenda, as curvas que descrevem o comprimento da fenda em função da tensão cíclica aplicada têm a forma representada na Figura 2.4. Esta figura ilustra curvas de propagação à fadiga para três diferentes valores de tensão $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$; $\sigma_{c3} > \sigma_{c2} > \sigma_{c1}$ e $N_{f3} > N_{f2} > N_{f1}$. Para todas as curvas a fenda iniciou-se no mesmo defeito inicial, a_i , e crescem até se alcançar a dimensão crítica, a_c , ou rotura.

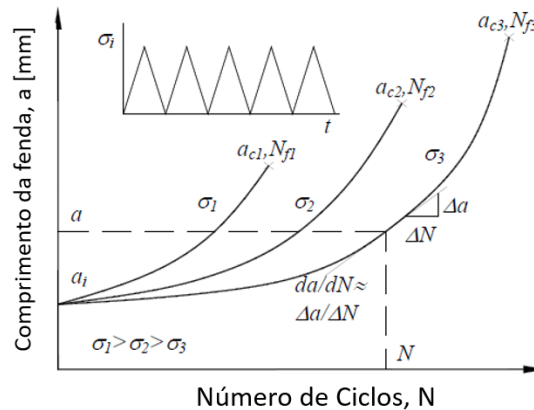


Figura 2.4. Representação esquemática das curvas da/dN de crescimento da fenda por fadiga em três níveis diferentes de tensão (Ribeiro et al., 2011)

Ribeiro, 2011, afirma que se a análise for feita com um estado de amplitude de tensão constante, a taxa do crescimento da fenda por fadiga pode ser expressa pela seguinte fórmula

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, f, R, T_1, n) \quad (2.3)$$

em que da/dN representa a taxa de propagação da falha por fadiga, $\Delta K, f, R, T_1, n$ representam a amplitude de intensidade de tensão, a frequência de carga, a razão de tensões, a temperatura e uma constante dependente do ambiente, respetivamente.

No ano de 1963, Paris estabeleceu que a propagação da falha por fadiga podia ser descrita usando a teoria de Irwin. A taxa de propagação de fenda poderia ser dada por:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.4)$$

em que da/dN a taxa de propagação da falha por fadiga, ΔK a gama do fator de intensidade de tensão, e C e m são constantes obtidas experimentalmente (Paris e Erdogan, 1963). Esta análise descreve o crescimento estável de uma fenda por fadiga. A curva experimental típica que relaciona da/dN com ΔK é representada na Figura 2.5.

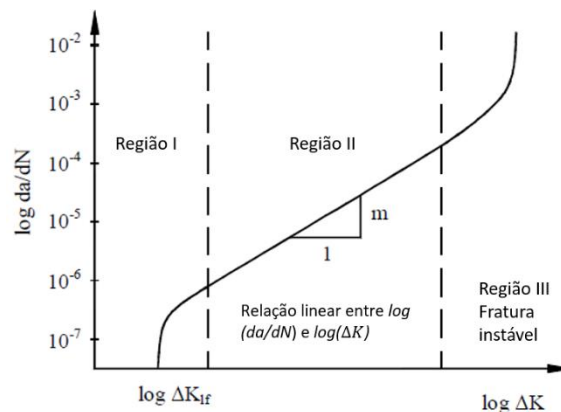


Figura 2.5. Representação esquemática da relação entre da/dN e ΔK (Ribeiro et al., 2011)

Este gráfico da/dN versus ΔK geralmente deriva para materiais de elevada dureza, com gama de propagação de fenda entre 10^{-7} e 10^{-2} mm/ciclo. O gráfico ilustra três regiões de propagação diferentes designadas como I, II e III. Na região II é, geralmente, observada uma relação linear, em escalas logarítmicas, entre da/dN e ΔK . A terceira região ocorre quando o valor máximo do fator de intensidade se aproxima do valor crítico K_{1c} . Esta região é caracterizada por uma propagação instável com elevada aceleração até à ocorrência da rotura final (Ribeiro et al., 2011).

2.1.2. Fatores que influenciam a falha por fadiga

A microestrutura, o processo de fabrico, os fatores ambientais, a geometria e o carregamento são alguns dos fatores que influenciam e podem provocar falha por fadiga (Ellyin, 1997). Os fatores aos quais é dada mais atenção na presente dissertação são os efeitos

do carregamento, como o tipo de carregamento ou o efeito da tensão média, e os efeitos da geometria.

A história da carga a que os componentes estão sujeitos é crucial para avaliar a vida destes quanto à fadiga. O fenómeno de fadiga está associado a ciclos de tensão que pode ou não variar ao longo do tempo. A amplitude de tensão do ciclo de carga pode ser determinada da seguinte forma:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (2.5)$$

onde σ_{max} representa a tensão máxima e σ_{min} representa a tensão mínima. A tensão média é obtida pela Equação (2.6).

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.6)$$

A razão de tensão, R , parâmetro este utilizado para distinguir diferentes condições de carregamentos a amplitude constante, pode ser obtida da seguinte forma

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.7)$$

Os carregamentos cíclicos com uma tensão média positiva podem afetar significativamente a vida à fadiga, reduzindo-a, em componentes com carregamentos cíclicos (Yuan et al., 2016). Geralmente, uma tensão média negativa poderá aumentar a vida à fadiga e uma tensão média positiva provoca uma redução na vida à fadiga (Wehner e Fatemi, 1991). A tensão média na vida à fadiga é geralmente estudada estabelecendo um conjunto de curvas S-N para diferentes valores de razão de tensão. Os critérios mais utilizados para a correção deste efeito são os critérios de Gerber, Goodman e Soderberg. Sendo que o critério de Goodman é representado pela Equação (2.8) e será utilizado posteriormente para o cálculo da tensão limite de fadiga.

$$\sigma_a = \sigma_{f0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_R} \right)^x \right] \quad (2.8)$$

em que σ_{f0} representa a tensão limite de fadiga, σ_R corresponde à tensão de rotura do material e x é uma constante ($x = 1$ para a relação de Goodman).

A presença de entalhes, ou outras discontinuidades geométricas, provoca concentrações de tensão que facilitam a ocorrência do primeiro estágio à superfície do componente. Rugosidade, falhas microestruturais, corrosão ou desgaste por fadiga também promovem o início de fenda. Portanto, a iniciação de uma fenda é muito dependente das

condições da superfície do componente mecânico. A vida difere de componentes não entalhados para componentes com entalhe. Os componentes entalhados falham para tensões nominais mais baixas comparativamente aos componentes não entalhados, isto devido ao facto da tensão local na raiz do entalhe ser intensificada pelo fator elástico de concentração de tensões, K_T , que é definido como a razão entre a tensão máxima no entalhe e a tensão na seção crítica da descontinuidade admitindo que não existe entalhe. Logo, a tensão na raiz do entalhe é superior à tensão nominal aplicada. Posto isto, com a aplicação da mesma tensão nominal, o componente entalhado possui tensões locais mais elevadas na raiz do entalhe, que podem induzir, com mais facilidade, a fratura (Branco, 2013). Assim sendo, em geral, a vida de componentes não entalhados será superior aos entalhados.

2.1.3. Fadiga multiaxial

Fadiga multiaxial é um processo que geralmente ocorre em muitos componentes mecânicos durante a sua vida de serviço, devido às condições de carregamento serem variáveis e complexas. Estes fenómenos multiaxiais tornam o problema mais complexo, isto porque podem envolver tensões e deformações em três dimensões e dependem de todas as componentes de tensão e as suas variações ao longo de todo o período do carregamento (Branco, 2013).

A obtenção de modelos de previsão de vida a fadiga multiaxial é um processo de grande importância, não havendo ainda um modelo universalmente aceite pela comunidade científica, particularmente quando os carregamentos são não-proporcionais (Zarrin-Ghalami e Fatemi, 2013).

Na presença deste fenómeno multiaxial estão associados os termos de proporcionalidade e de não proporcionalidade. No caso de um carregamento proporcional, ou em fase, a orientação dos eixos principais associados aos componentes alternados da deformação é fixa. Em carregamentos não proporcionais, ou fora de fase, a orientação dos eixos principais em relação ao componente e à magnitude das tensões principais varia no tempo durante o carregamento. Pelo facto dos eixos principais da tensão alternarem a sua orientação com o tempo, dá origem a problemas de análise mais complicada (Socie e Marquis, 2000).

Considere-se um eixo, como se ilustra na Figura 2.6, sujeito a um carregamento proporcional de tensões normais e de corte. O sistema de coordenadas, $X'-Y'$, mantém-se

fixo relativamente às coordenadas, X-Y. Pode assim definir-se que $\sigma_{x'} = \sigma_1$ no ponto A. Pode, também, observar-se que o círculo de Mohr altera de tamanho ao longo do tempo; Apesar disso, as retas do círculo de Mohr que identificam o ângulo sobre o qual atuam as tensões principais, mantêm-se iguais em qualquer instante do histórico das tensões.

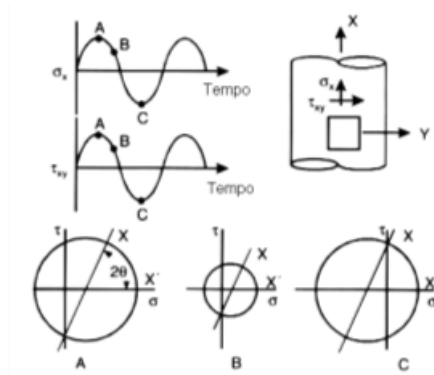


Figura 2.6. Carregamento proporcional (adaptado por Reis, 2004)

2.1.4. Fadiga em fabrico aditivo

Os parâmetros de fabricação dos materiais por fabrico aditivo (AM) afetam a sua microestrutura o que dita o seu comportamento mecânico, e a sua performance quando sujeitos ao fenómeno de fadiga.

A investigação efetuada em materiais obtidos por AM demonstra a importância do estudo do comportamento destes à fadiga. A sua suscetibilidade à fadiga deve-se não apenas à combinação de carregamentos cíclicos, e efeitos de concentração de tensões devido às formas complexas dos componentes, mas também devido a defeitos como heterogeneidades geométricas, rugosidade superficial, porosidade, ou zonas não fundidas, com se ilustrada na Figura 2.7. O começo de uma fenda poderá ocorrer na superfície, ou a partir de defeitos presentes no componente que podem funcionar como uma pré-fissura, gerando tensões locais mais elevadas, o que pode levar à diminuição da vida à fadiga (Branco et. al., 2018).

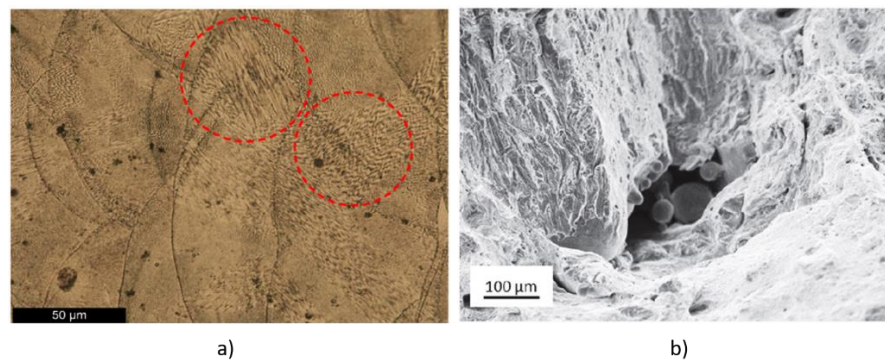


Figura 2.7. a) Presença de porosidades no aço 18Ni300 (Branco et. al., 2018) b) Representação de defeitos no aço 18Ni300 nomeadamente zonas por fundir (Casati et. al., 2017).

Os primeiros estudos de fadiga em componentes produzidos por fabrico aditivo foram conduzidos, em 2006, com testes de fadiga por flexão em quatro pontos, em ligas FeNiCu (Wang, Bergström, & Burman, 2006)

Componentes produzidos por fabrico aditivo exibem menores vidas à fadiga, e menor resistência a elevado número de ciclos do carregamento (HCF) quando comparados com materiais produzidos por método convencionais com a mesma forma geométrica (Bian et al., 2016).

Os materiais obtidos por SLM, uma das técnicas da fabrico aditivo mais populares, podem ser maquinados e tratados termicamente. Isso traduz-se em diferentes comportamentos e em diferentes vidas à fadiga. Croccolo, em 2018, fez uma comparação do comportamento à fadiga, em termos de curvas S-N, para amostras de aço AISI 18Ni300 produzidas por SLM para diferentes condições finais de processamento.

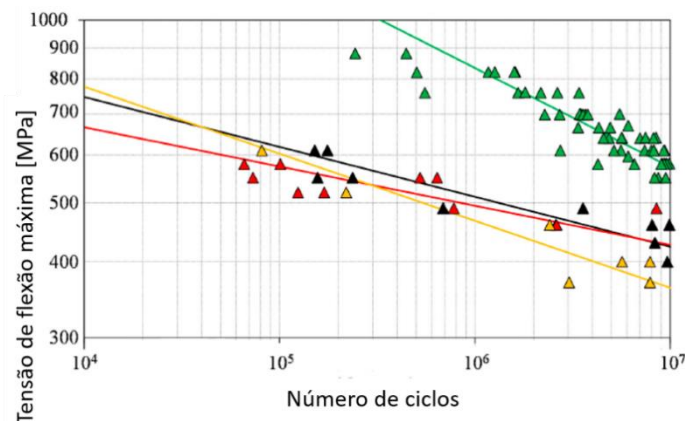


Figura 2.8. Comparação entre curvas S-N para vida finita no material 18Ni300; a) Preto: submetidos a micro shot-peening sem tratamento térmico ou maquinação; b) amarelo: submetidos a micro shot-peening e maquinação posteriormente; c) vermelho: submetidos a shot-peening e a tratamento térmico; d) verde: submetidos a micro shot-peening com maquinação e tratamento térmico (adaptado de (Croccolo et al., 2018)).

Pode-se verificar pela Figura 2.8 que as curvas S-N correspondentes às amostras com e sem tratamento térmico a) e c) e somente maquinadas b) são muito semelhantes. Quanto à curva S-N do material sujeito a maquinação e tratamento térmico, indica uma interação positiva entre os processos, isto é, quando juntos apresentam um efeito sinérgico que eleva a resistência à fadiga do material. Por um lado, o tratamento térmico torna-se muito benéfico quando aplicado numa superfície refinada; por outro lado, a maquinação é benéfica pois diminui a rugosidade da superfície (Fini et al., 2018).

Num teste para diferentes velocidades de processamento das camadas em amostras da liga de alta resistência AISI 18Ni300 produzidas por SLM, como representado na Figura 2.9, a rugosidade superficial não varia muito para pequenas espessuras de camada. Porém, para uma espessura de 60 μm , a rugosidade diminui para maiores velocidades de *scan* das camadas (Yasa et al., 2010).

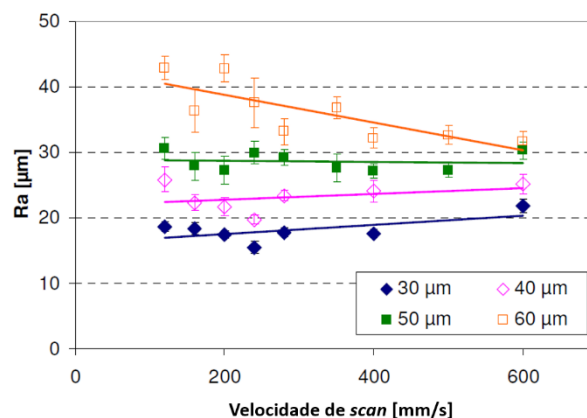


Figura 2.9. Rugosidade medida para superfícies considerando diferentes velocidades de processamento por SLM de camadas para o aço 18Ni300 com intervalos de confiança de 95 % (Yasa et al., 2010)

2.2. Resposta de tensão-deformação cíclica

Os materiais, por vezes, estão submetidos a deformações plásticas irreversíveis e exibem um comportamento cíclico. Segundo Smith, em 1963, um comportamento de amaciamento cíclico nos materiais é identificado quando $\frac{\sigma_r}{\sigma_{ced}} \leq 1,2$. Em geral, o material apresenta um comportamento de endurecimento cíclico quando $\frac{\sigma_r}{\sigma_{ced}} \geq 1,4$. Materiais resistentes, como aços de alta resistência, tendem a sofrer amaciamento cíclico, enquanto endurecimento cíclico tende a ocorrer em materiais macios, como é o caso de ligas de alumínio (Smith, 1963; Campbell, 2008). Posto isto, conclui-se que o material amacia ou endurece em função das suas características e não devido ao método de fabrico. No caso do

material 18Ni300 obtido por SLM, os resultados da literatura sugerem que tem tendência para um comportamento de amaciamento cíclico (Branco et al., 2018).

O comportamento cíclico do material, 18Ni300, pode ser avaliado com a análise da evolução da densidade de energia de deformação plástica e total com a razão de vida (N/N_f) para diferentes amplitudes de deformação (Figura 2.10).

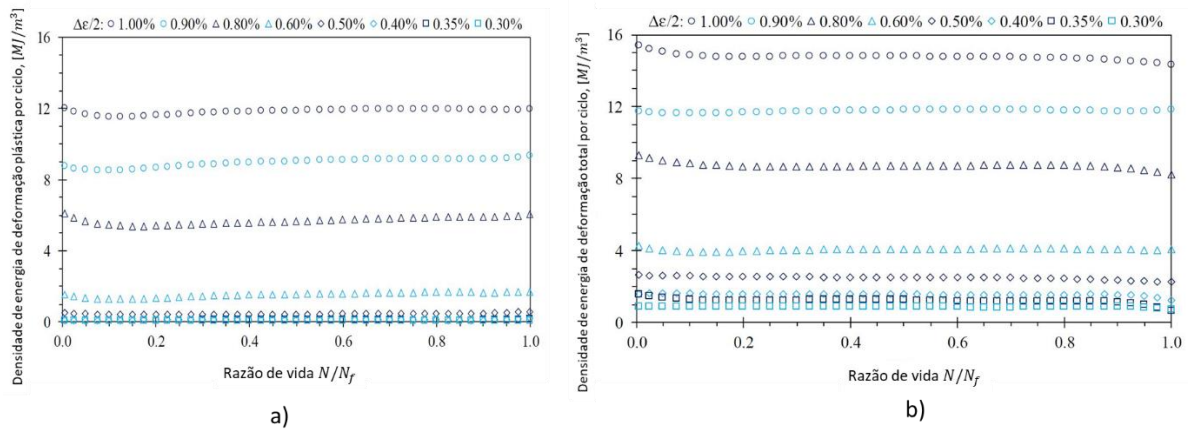


Figura 2.10. Variação da: a) Densidade de energia de deformação plástica, por ciclo; b) Densidade de energia de deformação total, por ciclo (Branco et al., 2018).

Como é possível se observar na Figura 2.10, ambos os parâmetros são muito estáveis ao longo da razão de vida. Apesar disto, inicialmente há uma região de pequeno amaciamento, que se traduz pela redução das densidades de energia de deformação plástica e total, sendo este comportamento mais visível para amplitudes de deformação maiores. Numa segunda região, as energias são aproximadamente constantes, e numa terceira região há novamente uma pequena queda dos valores de densidade de energia que corresponde à falha por fadiga.

O comportamento cíclico é, em geral, traduzido por uma relação entre a tensão e a deformação determinada com a união dos extremos dos vários circuitos de histerese estáveis obtidos para diferentes amplitudes de deformação em ensaios realizados em controlo de deformação com ciclos de deformação alternada ($R_\epsilon = -1$). Este método é denominado como *single step test* (SST) e está representado na Figura 2.11.

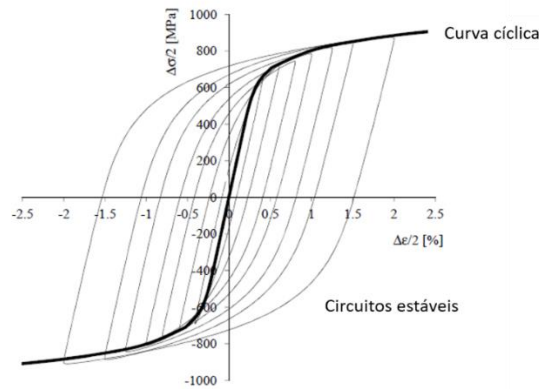


Figura 2.11. Curva cíclica de tensão-deformação obtida pela ligação dos extremos dos circuitos de histerese para diferentes amplitudes de deformação de testes de deformação alternada (Branco, 2012e).

Na maioria dos casos de carregamentos cíclicos, a resposta do material atinge um regime de estado permanente, em que a variação de ciclo para ciclo tende a ser pequena. Posto isto, os circuitos de histerese não tende a mudar significativamente com o número de ciclos. Na Figura 2.12 é apresentado um circuito de histerese ideal obtido por teste de deformação alternada.

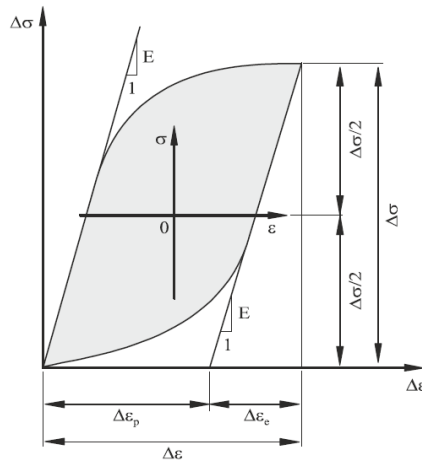


Figura 2.12. Representação esquemática de um circuito de histerese (Ellyin, 1997).

A relação entre a amplitude de tensão e o número de reversões até à rotura, $2N_f$, pode ser escrita na forma (Basquin, 1910):

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.9)$$

em que σ'_f corresponde ao coeficiente de resistência à fadiga e b ao expoente de resistência cíclica. A componente de deformação elástica, para uma tensão uniaxial, pode então ser obtida por (Basquin, 1910):

$$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (2.10)$$

sendo $\frac{\Delta \varepsilon_e}{2}$ a amplitude de deformação elástica e E o módulo de *Young*. Os modelos baseados na deformação estabelecem uma relação entre amplitude de deformação elástica ou plástica e a vida à fadiga. Para fadiga de baixo número de ciclos, a amplitude de deformação plástica ($\Delta \varepsilon_p/2$) e o número de reversões até rotura pode ser expressa pela Equação (2.11) (Coffin, 1954; Manson, 1954)

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.11)$$

em que ε'_f é o coeficiente de deformação cíclica e c é o expoente de deformação cíclica. Esta expressão, em escala bi-logarítmica, origina uma linha reta. A resistência à fadiga pode ser definida pelo somatório das componentes elástica e plástica. A relação entre a amplitude total de deformação e o número de reversões até rotura pode ser dada pela seguinte expressão (Morrow, 1965)

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\varepsilon_e}{2} + \frac{\varepsilon_p}{2} \Leftrightarrow \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.12)$$

A primeira abordagem energética baseada na área dos circuitos de histerese para análise do fenómeno de fadiga foi proposta por Bairstow em 1910. Sob condições de deformação controlada, a área do circuito de histerese é quase constante ao longo da vida. Essa área é representada pela energia de deformação plástica absorvida por ciclo (ΔW_p), como se esquematiza na Figura 2.13. A expressão que calcula a energia de deformação total (ΔW_T) é representada por (Ellyin, 1997)

$$\Delta W_T = \Delta W_p + \Delta W_e \quad (2.13)$$

que soma as energias de deformação plástica e elástica, conforme Figura 2.13. Golos *et al.* (1987; 1988) propôs uma abordagem diferente, que consiste na soma da densidade de energia de deformação plástica com a densidade de energia de deformação elástica positiva (ΔW_{e+}), como é representado na Figura 2.13 e expresso pela Equação (2.14).

$$\Delta W_T = \Delta W_p + \Delta W_{e+} \quad (2.14)$$

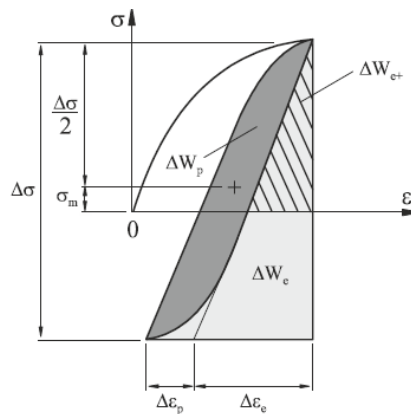


Figura 2.13. Densidade de energia de deformação cíclica para um estado de tensão uniaxial (Koh, 2002).

2.3. Modelos de previsão de vida à fadiga

A previsão de vida em problemas de fadiga multiaxial é um problema ainda em estudo contínuo. Os modelos existentes podem agrupar-se em modelos baseados nas tensões, nas deformações, na energia, e no plano crítico. Alguns destes serão referidos de uma forma breve nos seguintes subcapítulos.

No caso dos modelos baseados na deformação e energia, nos anos 50, Coffin e Manson demonstraram uma relação entre deformação plástica e a vida à fadiga em regime de fadiga oligocíclica. Nos anos 70, foram feitos muitos desenvolvimentos no que diz respeito aos modelos de fadiga multiaxial baseados nas deformações, apesar dos modelos baseados nas tensões continuarem a ser mais utilizados no projeto de um vasto número de componentes (Socie & Marquis, 2000). Os modelos ao longo dos tempos foram-se tornando cada vez mais precisos, criando a possibilidade de previsão da zona onde a falha pode ocorrer. Nesse sentido, a análise de uma zona crítica substancialmente menor, será mais fácil e requerá menores custos e menos tempo.

As concentrações de tensão por vezes não podem ser evitadas no *design* das estruturas ou componentes de engenharia. A nucleação das fendas por fadiga provavelmente irá ocorrer em entalhes como furos, arredondamentos, juntas soldadas ou chavetas (Socie, Marques, 2000). Os fatores de concentrações de tensão, k_T , são muitas vezes utilizados para caraterizar a severidade dessas descontinuidades geométricas. Este fator pode ser definido como razão entre a tensão local elástica máxima e a tensão nominal remota (Polák, 1991). Também poderá ser considerada a sensibilidade do material ao entalhe, definida como q , sendo que esta varia entre zero e um; se for igual a zero, o material não é sensível ao entalhe;

quanto maior o valor de q , mais sensível ao entalhe é o material. Na fadiga multiaxial, para caracterizar o comportamento na zona do entalhe, são necessários mais fatores. De uma forma geral, para além da concentração de tensões é também relevante conhecer o tamanho, a forma do entalhe, os gradientes de tensão e deformação, entre outros (Branco, 2013).

2.3.1. Modelos de previsão da vida com base nas tensões

As abordagens com base nas tensões fundamentam-se em relações empíricas entre tensões e o número de ciclos até rotura, chamadas de curvas S-N, ou curvas de Wöhler. Estas curvas são formadas por três áreas diferentes: a zona elástica, a zona plástica e a zona de vida infinita. Atualmente existem abordagens mais complexas usadas na análise à fadiga de componentes com entalhes, como é o caso da Teoria das Distâncias Críticas (TCD). Esta considera a distribuição das tensões elásticas junto ao entalhe e um comprimento característico do material, também designado por distância crítica, a_o (El Haddad et al. 1980) que é definido pela seguinte equação:

$$a_o = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{If}}{\sigma_{fo}} \right)^2 \quad (2.15)$$

onde ΔK_{If} é o limiar de propagação de fenda por fadiga e σ_{fo} é a tensão limite de fadiga de um provete não entalhado. A distância crítica permite obter uma tensão efetiva e pode ser obtida através de vários métodos como, por exemplo, o método do ponto (D_{PM}), o método da linha (D_{LM}), o método da área (D_{AM}) e o método do volume (Susmel e Taylor, 2011), como pode ser observado na Figura 2.14. Os primeiros métodos são definidos, respetivamente, através das Equações (2.16) e (2.17). Os cálculos da distância crítica são idênticos aos cálculos para um tamanho de fenda intrínseco, descrito pelo diagrama de Kitagawa-Takahashi, representado na Figura 2.15. O tamanho intrínseco de fenda (a_o) indica o comprimento da fenda abaixo do qual a abordagem de Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) deixa de ser válida.

$$D_{PM} = \frac{a_o}{2} \quad (2.16)$$

$$D_{LM} = 2a_o \quad (2.17)$$

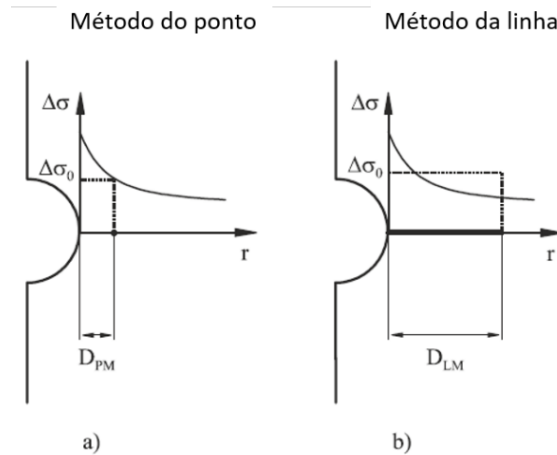


Figura 2.14. Teoria das Distâncias Críticas (TCD): a) Método do ponto; b) Método da linha (Susmel, 2011).

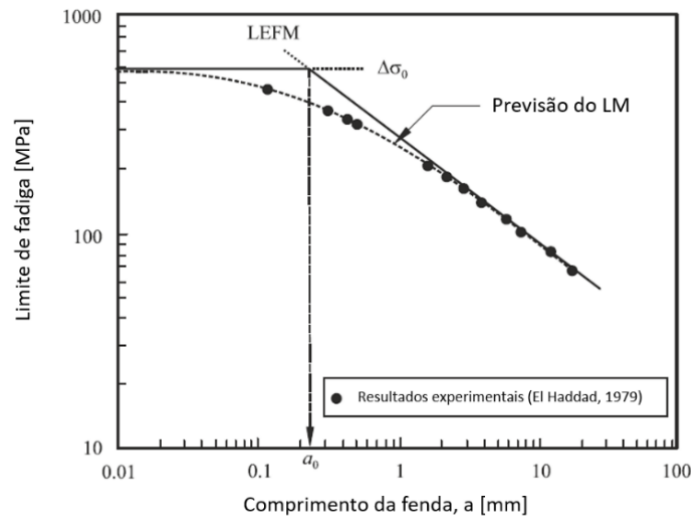


Figura 2.15. Diagrama de Kitagawa-Takahashi que descreve o efeito do tamanho da fenda na propagação da fadiga em pequenas e grandes fendas (Taylor, 2008).

2.3.2. Modelos de previsão da vida com base na energia

Os modelos baseados na energia assumem que o trabalho plástico é a causa principal de dano irreversível e eventual falha por fadiga. Estes modelos têm como vantagem o facto da quantidade de energia necessária para provocar uma falha por fadiga ser independente da complexidade do estado de tensão presente nos pontos críticos. A previsão da vida à fadiga é, portanto, obtida por uma curva de fadiga uniaxial mesmo na presença de carregamentos complexos (Chen et al., 1999).

Morrow (1965) descreve que, a um nível microscópico, um ciclo de deformação plástica é relacionado com o movimento de deslocação dos planos de átomos, e o ciclo

tensões relacionado com a resistência ao seu movimento. Portanto, a energia de deformação plástica por ciclo pode ser referida como a medida composta pela quantidade de falha por fadiga e resistência à fadiga de um componente em termos de capacidade deste em absorver e dissipar energia de deformação plástica (Socie e Marquis, 2000).

Molski e Glinka, em 1981, propuseram o método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (ESED). Este assume que a densidade de energia de deformação elastoplástica do material na zona do entalhe é igual à densidade de energia de deformação se se considerar um comportamento perfeitamente elástico, conforme esquematizado na Figura 2.16. Assim a densidade de energia de deformação pode ser calculada a partir de distribuições elásticas de tensão. Para um comportamento linear elástico e para um fator de concentração, k_T , a densidade de energia de deformação máxima sob estado de tensão uniaxial pode ser descrita pela Equação (2.18)

$$W_e = \int_0^{\varepsilon_e} \sigma d\varepsilon \Leftrightarrow W_e = \frac{\sigma_e \varepsilon_e}{2} \Leftrightarrow W_e = \frac{\sigma_{nom}^2 k_T^2}{2E} \Leftrightarrow W_e = W_{nom} k_T^2 \quad (2.18)$$

onde W_e é a densidade de energia de deformação máxima na raiz do entalhe, W_{nom} é a densidade de energia de deformação nominal e σ_e e ε_e são a tensão e deformação na raiz do entalhe obtidas através de uma análise linear elástica. Quando há comportamento linear elástico, a Equação (2.19) corresponde à área abaixo da curva tensão-deformação (Lei de Hooke), com representado na Figura 2.16. A relação da Equação (2.19) também pode ser aplicada quando ocorre deformação plástica local na raiz do entalhe. Nesses casos assume a forma seguinte (Molski e Glinka, 1981)

$$W_p = W_e = W_n k_T^2 \quad (2.19)$$

onde W_p é a densidade de energia de deformação devido a tensões elastoplásticas.

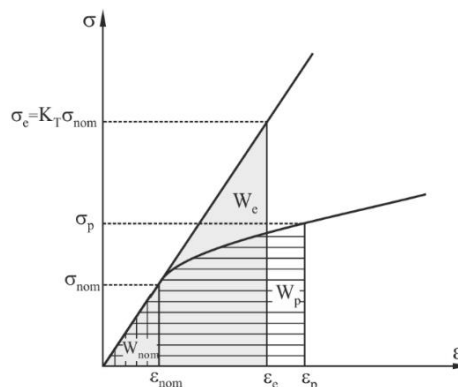


Figura 2.16. Interpretação gráfica do método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (Glinka, 1985).

Recentemente o modelo de Ellyin baseado na densidade de energia de deformação total foi aplicado na análise de peças entalhadas considerando um valor efetivo definido com base na Teoria das Distâncias Críticas (Branco et al. 2019(a)). Esta abordagem assenta em duas premissas. A primeira é que tanto os componentes com entalhes como os componentes sem entalhe acumulam o mesmo dano e têm o mesmo número de ciclos se os históricos de tensão-deformação nas zonas críticas de início da fenda forem iguais. A segunda refere que a falha por fadiga ocorre quando o valor densidade de energia de deformação na zona de iniciação de fenda atinge o seu valor crítico. Uma das principais vantagens desta abordagem é o facto de permitir converter estados de tensão multiaxiais em estados uniaxiais equivalentes com base numa curva mestra de fadiga, como se representa na Figura 2.17, que relaciona a densidade de energia de deformação total (ΔW_T) com o número de ciclos até à rotura (N_f). Numa primeira fase são efetuados ensaios em controlo de deformação, para diferentes amplitudes de deformação, em provetes sem entalhe (Figura 2.17(a)), que depois são usados para determinar a densidade de energia de deformação total a partir dos circuitos de histerese para meia vida (Figura 2.17(b)) das diferentes amplitudes ensaiadas. Por fim, obtém-se a curva mestra de fadiga (Figura 2.17(c)) que relaciona a energia com a vida.

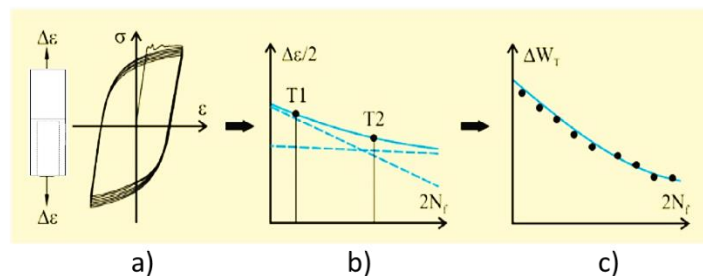


Figura 2.17. Obtenção da curva mestra de fadiga (*fatigue master curve*); a) Fadiga de baixo-ciclo obtida através de testes de deformação controlada de tensão alternada; b) Relação de vida-deformação experimental; c) Curva de vida por TSED (Branco et al., 2019)

Numa segunda fase, determina-se a vida para os componentes com entalhes, Figura 2.18. Os estados de tensão multiaxial no entalhe são reduzidos a estados de tensão uniaxial equivalente através da quantificação da gama de tensão de von Mises. É depois obtido um valor efetivo de densidade de energia de deformação total (ΔW_T^{eff}) com a utilização do método de linha da Teoria das Distâncias Críticas (Figura 2.18(b)). Finalmente, o número de ciclos para a iniciação da fenda é estimado inserindo o valor efetivo na curva mestra de fadiga (Figura 2.18(c)) gerada no primeiro passo.

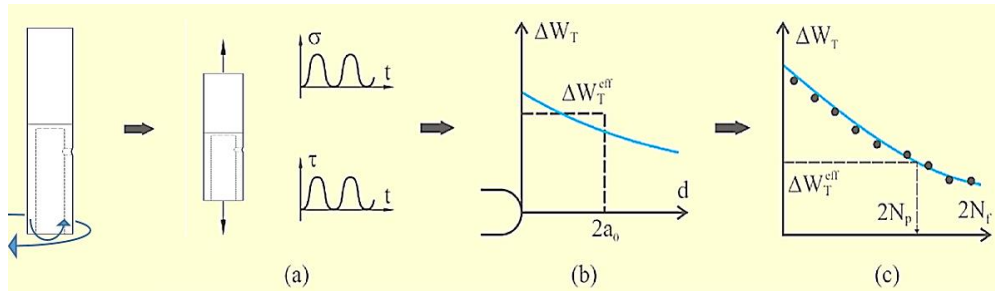


Figura 2.18. Demonstração da vida por fadiga multiaxial: a) Provete com entalhe sujeito a carregamentos multiaxiais proporcionais; b) Determinação de um valor efetivo por TSED na zona de iniciação da fenda; c) Previsão da vida de iniciação da fenda (Branco et al. 2019(a))

2.3.3. Modelos de previsão da vida com base plano crítico

Os modelos de plano crítico são baseados no modo de falha máxima do plano principal ou modo de falha máxima do plano de corte e são divididos em três grupos, nomeadamente os modelos baseados na tensão, deformação e energia (Karolczuk, 2005).

O modelo de Brown e Miller (1973) é um modelo baseado nas deformações e na interpretação física dos mecanismos de deformação plástica e no crescimento da fenda por fadiga, onde é sugerido que a vida por fadiga é controlada pela máxima deformação de corte (γ_{max}) ou pela deformação normal para o plano de corte máximo (ϵ_n). Estas relações são expressadas pela seguinte equação:

$$\frac{\Delta\gamma_{max}}{2} + S\Delta\epsilon_n = A \frac{\sigma'_f - 2\sigma_{n,média}}{E} (2N_f)^b + B_1 \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.20)$$

onde S, A e B_1 são constantes do material.

Em 1988, Fatemi e Socie, com base no trabalho de Brown e Miller, trocam o termo deformação normal no plano crítico por tensão normal máxima. Sob ação de cargas de corte, as irregularidades no formato das fendas resultam em forças de fricção que reduzem as tensões na ponta de fenda e retardam o crescimento fenda, levando ao aumento da vida à fadiga do componente. As deformações e tensões normais provocam a separação da superfície da fenda, o que reduz as forças de fricção entre os planos de banda (Socie e Marquis, 2000). A Equação (2.21) e a Figura 2.19 esquematizam o modelo e a base conceptual proposta por Fatemi e Socie

$$\frac{\Delta\gamma_{max}}{2} \left(1 + n \frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_{ced}} \right) = \frac{\tau'_f}{G} (2N_f)^{b\gamma} + \gamma'_f (2N_f)^{c\gamma} \quad (2.21)$$

onde $\Delta\gamma_{max}$ é a variação de deformação máxima de corte, $\sigma_{n,max}$ é a tensão normal máxima no plano de deformação máxima de corte, σ_{ced} corresponde à tensão de cedência do material, $b\gamma$ e $c\gamma$ são, respectivamente, o expoente de resistência cíclica ao corte e o expoente de ductilidade cíclica ao corte e n é uma constante determinada experimentalmente por testes axiais e de torção.

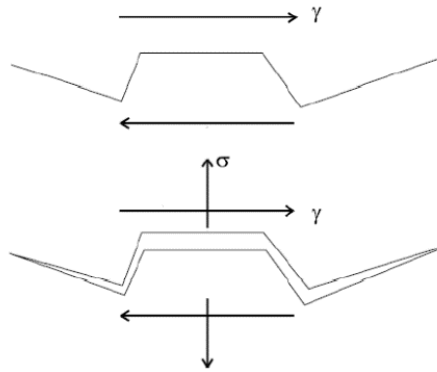


Figura 2.19. Base física do modelo de Fatemi e Socie

O modelo de Smith, Watson e Topper (1970), conhecido também como SWT ou parâmetro SWT, propõe que a falha por fadiga ocorre devido à densidade de energia de deformação normal (W_n) que atua no plano crítico, e pode ser resumido pela seguinte equação:

$$W_n = \sigma_{n,máx} \frac{\Delta\varepsilon_1}{2} = \frac{\sigma'_f{}^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c} \quad (2.22)$$

onde $\sigma_{n,máx}$ corresponde à tensão normal máxima e $\Delta\varepsilon_1$ à variação da deformação normal que atua no plano crítico. O parâmetro SWT para carregamento multiaxial é baseado apenas em tensões e deformações que ocorrem no plano crítico (Socie, 1987). Este modelo pode ser usado para materiais que falham para carregamentos multiaxiais proporcionais e não proporcionais. Este plano crítico é definido como aquele onde a variação de deformação normal atinge o valor máximo.

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO

3.1. Componentes em estudo

Os provetes em estudo são geometrias *híbridas* constituídos por dois materiais e fabricas por duas técnicas de fabrico diferentes. Uma das zonas corresponde a um aço convencional maquinado, enquanto a outra, que terá um entalhe, corresponde a uma liga de alta resistência, AISI 18Ni300, obtida por fusão seletiva por laser (SLM).

3.1.1. Material

No mundo atual, a fabrico aditivo ou *Additive Manufacturing* (AM) encontra-se em rápida evolução a nível industrial permitindo cenários de produção em larga escala e tempos de produção reduzidos a custos competitivos. Esta rápida evolução implica a necessidade urgente de modelos de projeto fiáveis que possam ser usados neste tipo específico de peças (Tofail et al., 2018).

A fusão seletiva por laser (SLM) é uma técnica de produção não convencional, um processo aditivo em que sucessivas camadas de pó são fundidas, por um feixe laser, e consolidadas, dentro de uma câmara com uma atmosfera controlada. O material AISI 18Ni300 é um aço martensítico de alta resistência, que combina propriedades como elevada resistência, alta tenacidade, boa soldabilidade e estabilidade dimensional durante o tratamento térmico de envelhecimento (Kempen et al., 2011).

Esta técnica está resumida na Figura 3.1. A primeira fase consiste na deposição de uma primeira camada de pó sobre a plataforma de construção existente no equipamento. Numa segunda fase, um feixe laser varre uma trajetória pré-definida da camada de pó, fundindo-a completamente. Após fusão, a plataforma desloca-se e uma nova camada é depositada sobre a camada previamente solidificada. Este processo é repetido até a obtenção de um componente final.

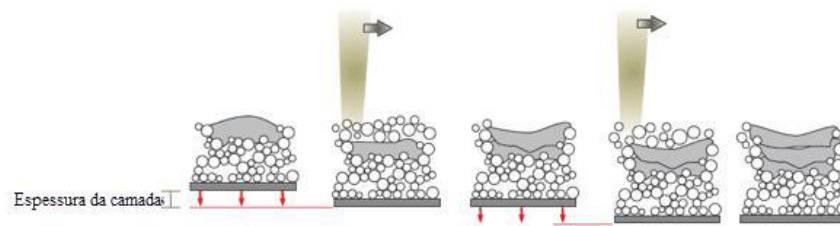


Figura 3.1. Esquema representativo da fusão seletiva por laser (adaptado de Attar e Elhan, 2011)

Este material é habitualmente utilizado para uma vasta gama de componentes mecânicos críticos de seção tubular tais como: veios, eixos, tubagens, entre outros. As vantagens do SLM são: a possibilidade de produzir peças com elevado grau de complexidade; ser um processo sustentável; o tempo de processamento ser reduzido e baixo custo. Este processo tem como principais limitações a elevada rugosidade superficial, a existência de porosidade e microestrutura heterogênea. Apesar destas limitações, estudos recentes sugerem que as suas propriedades monótonas podem ser similares às de componentes produzidos por processos subtrativos convencionais (Abe et. al., 2001).

3.1.2. Composição química e propriedades mecânicas

A composição química e as propriedades mecânicas da liga de alta resistência AISI 18Ni300 produzida por SLM estão representadas, respetivamente, na Tabela 3.1 e na Tabela 3.2. Estas propriedades foram obtidas para uma velocidade de digitalização de 200 mm/s.

Tabela 3.1. Composição química da liga de alta resistência AISI 18Ni300 em percentagem de peso (Branco et. al. 2018)

Elemento	Ni	Co	Mo	Mn	Ti	Cr	Si	Al	P	C	Fe
Percentagem em peso (wt. %)	17,0 – 19,0	9,0	5,0	0,65	0,6	0,3	0,1	0,05	0,01	0,01	Restante

Tabela 3.2. Propriedades mecânicas do material AISI 18Ni300 (Branco et. al., 2018).

Porosidade [%]	Densidade [g/m ³]	Dureza [HV1]	Módulo Young, E [GPa]	Tensão de rotura, σ_R [MPa]	Tensão de cedência, σ_{ced} [MPa]	Deformação até rotura; ε_R (%)	Coefficient e de Poisson, ν	Tensão limite de fadiga, σ_{f0} [MPa]
0,74±0,09	7,42	354±5	168±29	1147±13	910±11	5,12±0,001	0,3	349,71

As propriedades mecânicas cíclicas do material AISI 18Ni300, obtidas num trabalho anterior por Branco et. al., 2018, estão representadas na seguinte tabela:

Tabela 3.3. Propriedades mecânicas cíclicas do material AISI 18Ni300 (Branco et. al., 2018).

Coefficiente de resistência cíclica, σ'_f [MPa]	Expoente de resistência cíclica, b	Coefficiente de ductilidade cíclica, ε'_f	Expoente de ductilidade cíclica, c	Coefficiente de endurecimento cíclico, k'	Expoente de endurecimento cíclico, n'	Coefficiente da curva mestra de fadiga, kt [MJ/m ³]	Expoente da curva mestra de fadiga, at	Energia elástica do limite de fadiga, ΔW_0 [MJ/m ³]	Limiar de propagação de fenda por fadiga, ΔK_{If} [MPa√m]
1798,73	-0,1311	0,32784	-1,0941	1921,21	0,1100	140,667	-0,5974	0,2287	3,1

3.1.3. Geometria dos provetes

A geometria dos provetes a utilizar nesta dissertação encontra-se ilustrada na Figura 3.2. Esta geometria é composta por uma secção circular maciça com diâmetro de 16 mm de aço obtida por técnicas subtrativas convencionais, e por um implante de secção circular oca com diâmetro exterior de 16 mm, e espessura de parede de 3 mm, em aço AISI 18Ni300 obtido por SLM, sendo que a sua impressão foi obtida por deposição de camadas transversalmente ao eixo do componente, em altura (direção longitudinal). A zona onde será requerida maior atenção será a parte obtida por SLM, a qual tem um perfil tubular com um entalhe transversal passante de forma circular com 5 mm de diâmetro que penetra somente uma das paredes do perfil tubular. A ligação entre as duas partes é efetuada por uma camada SLM maciça de 3 mm. Nessa região usou-se uma concordância com raio de 1 mm para reduzir a concentração de tensões nas arestas. O furo foi colocado numa zona relativamente

afastada da ligação entre as duas partes, esperando-se assim que os campos de tensões do furo não sejam afetados pelos campos de tensões gerados na zona da ligação dos materiais.

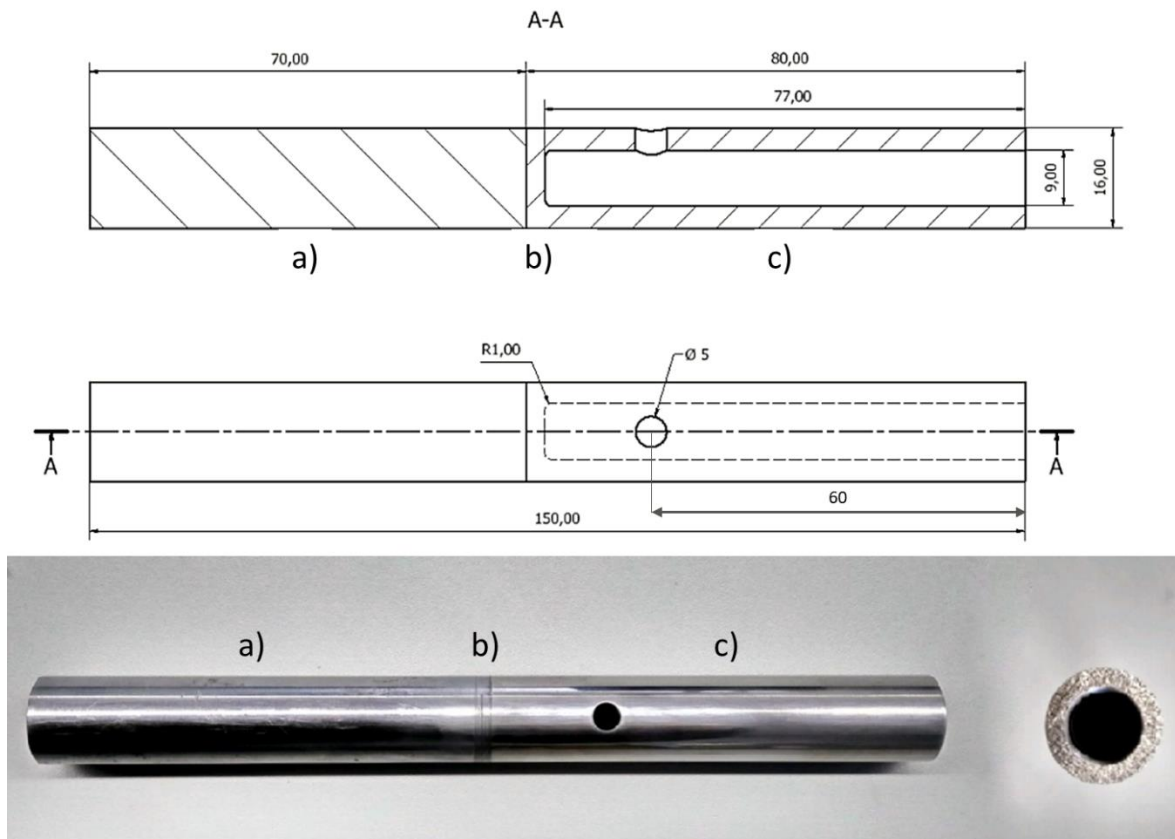


Figura 3.2. Geometria do provete híbrido: a) Aço convencional maquinado; b) Zona de ligação das duas partes; c) Aço AISI 18Ni300 obtido por SLM

3.1.4. Maquinação dos provetes

Os provetes foram produzidos de igual forma pela empresa Erofio, na Batalha. A parte SLM foi produzida numa máquina linear Concept Laser M3 com uma velocidade de varrimento de 200 mm/s. Posteriormente, os provetes foram maquinados num centro de torneamento em Controlo Numérico Computorizado (CNC) de alta precisão a partir de pastilhas de metal duro. De seguida, e com vista a geração do furo, o material foi ponteadado com uma broca de centro com diâmetro de ponta de 3,15 mm e diâmetro de corpo de 8 mm de aço rápido (ângulo de ponta 60°) para marcar o furo no material e para facilitar o processo de furação. Depois deste, foi efetuada uma furação intermitente com uma broca de diâmetro corte de 4,5 mm. Seguidamente, foi feita uma fresagem do furo de diâmetro de 5 mm, foi utilizada uma fresa com diâmetro de corte de 5 mm. Para finalizar, foi feito um polimento mecânico de alta velocidade da face exterior obtida por SLM com a utilização de lixas de

granulometria de P360, P600, P1000 e P2500, aplicadas por esta ordem, seguidas de pasta adiantada de 3 μm . Quanto ao polimento no furo, este foi realizado com uma lixa P600. Este último processo teve como objetivo obter um acabamento superficial melhorado, permitindo uma mais fácil visualização da iniciação da fenda e também eliminar possíveis defeitos criados pelo processo SLM.

3.2. Equipamento de ensaio

Os ensaios mecânicos tiveram lugar no Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra (FCTUC) com a utilização de uma máquina servo-hidráulica DARTEC Figura 3.3(a) de circuito eletrónico fechado com 100 kN de capacidade de carga máxima controlada por computador. A esta máquina foi acoplado um sistema de amarras, Figura 3.3(b) (na qual está ilustrada a relação $B = 2T$), desenvolvido pelo Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa, que permite a realização de ensaios de flexão simples, torção pura e flexão-torção. A relação flexão-torção, σ/τ , é regulada com o ajustamento da posição do parafuso Figura 3.3(b). O valor dessa relação aumenta com a proximidade do parafuso à zona onde está colocado o provete, enquanto que quanto mais afastado está o parafuso, maior será o nível de tensão de corte induzido ao provete.

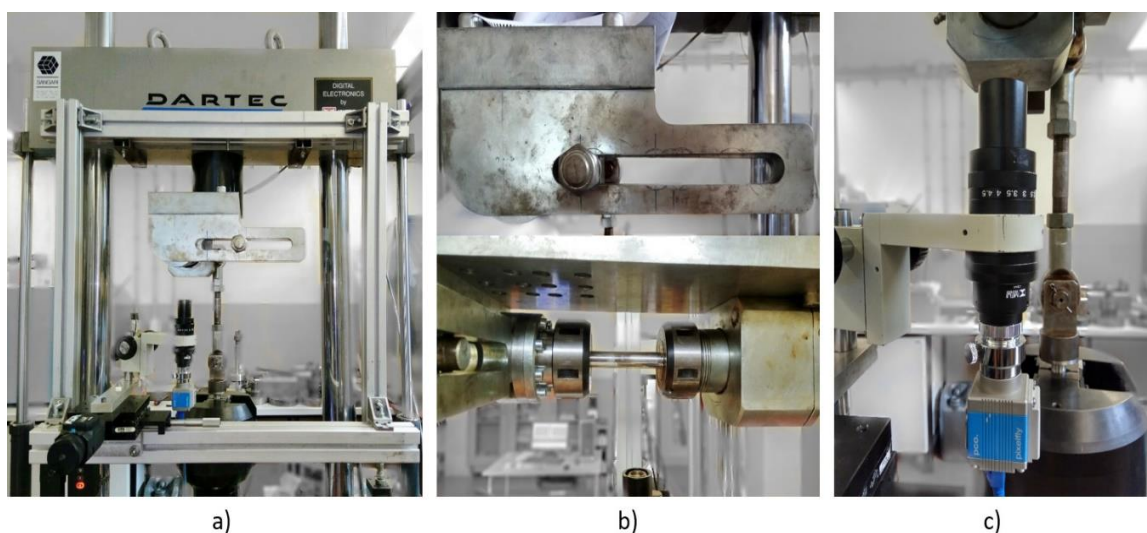


Figura 3.3. a) Visualização da máquina servo-hidráulica DARTEC, no Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra (FCTUC); b) Sistema de amarras e regulador da relação B/T c) Câmara digital de alta resolução pco.pixelfly.

Para a captação e detecção da iniciação e propagação das fendas na zona do entalhe do provete foi utilizada uma câmara digital de alta resolução PCO (Modelo pixelfly) representada na Figura 3.3(c), conectada a um computador, e um dispositivo ótico com ampliação variável (UNIMAC MS-50DR), acoplados a uma mesa micrométrica Parker Hannifin (Modelo M4424).

As cargas que são aplicadas na máquina servo-hidráulica (F) têm uma carga de reação sobre o parafuso, do conjunto de sistema de amarras, R_p , que corresponde a um momento fletor (B) combinado com momento torçor (T) sobre o provete. Os valores do momento resultante são dependentes da relação entre os braços L_1 e L_3 . Assim sendo, o braço desse momento, B/T , será a razão L_1/L_3 . Esse valor como é demonstrado na Figura 3.4, difere com a relação B/T . Sendo que o valor de L_1 será sempre constante entre ensaios, assim como o valor L_2 .

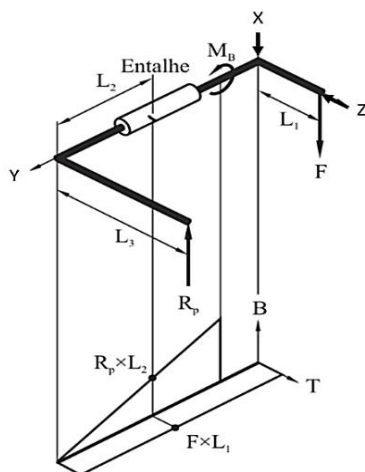


Figura 3.4. Relação entre a força aplicada pelo pistão da máquina servo-hidráulica dos ensaios e o momento fletor e torçor resultantes no provete dos ensaios de flexão-torsão, com o sistema de coordenadas igual ao considerado pelo modelo numérico (Branco, 2013).

Tabela 3.4. Dimensões utilizadas nos ensaios experimentais

Tipo de ensaio	L_1 [mm]	L_2 [mm]	L_3 [mm]	Razão σ/τ
Flexão combinada com torção ($B = 2T$)	60	125	62,5	4
Flexão combinada com torção ($B = T$)	60	125	125	2
Flexão combinada com torção ($B = 2T/3$)	60	125	187,5	4/3

3.3. Ensaios à fadiga

Para os ensaios experimentais foram utilizados diferentes carregamentos multiaxiais proporcionais de flexão combinada com torção. Foram adotadas relações entre a tensão normal, σ , e a tensão de corte, τ , iguais a $\sigma = 2\tau$ ($B = T$) e $\sigma = 4\tau$ ($B = 2T$) e $\sigma = 4/3 \tau$ ($B = 2T/3$).

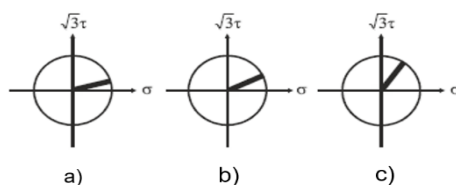


Figura 3.5. Carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção utilizados nos ensaios de fadiga: a) $\sigma = 4\tau$; b) $\sigma = 2\tau$ e c) $\sigma = 4\tau/3$.

As condições de carregamento utilizadas nos ensaios experimentais de flexão-torção estão representadas na Tabela 3.5. Foram utilizadas ondas de carga sinusoidais e diferentes frequências de carregamento, sendo utilizado um valor de frequência de 6 Hz. A razão de tensões (R) aplicada foi cerca de zero para evitar possíveis flutuações do sistema de amarras durante a ausência de carga. Ao longo dos testes experimentais, com a utilização da câmara digital, foram recolhidas imagens em intervalos que variaram entre 5000 e 10000 ciclos, dependendo das características do ensaio, isto é, diferentes cargas aplicadas e diferentes relações B/T . O teste BT1_1 correspondeu à primeira tentativa de análise deste material, ao qual foi aplicada uma carga que corresponde a uma tensão local máxima no entalhe inferior a metade da tensão de rotura do material 18Ni300. Para os restantes ensaios da relação $B = T$, foram aumentadas as cargas, respetivamente, em 20% e 40% da carga do primeiro ensaio. Relativamente aos testes BT2_1 e BT3_2 foram aplicadas cargas na máquina correspondentes à condição da mesma tensão local de von Mises máxima que é obtida para o teste BT1_1, para posterior análise do efeito das tensões de corte. Os ensaios BT1_2, BT2_2 e BT3_1 estiveram submetidos à mesma carga de reação e iguais valores de tensões normais, flexão, mas diferentes valores de tensões de corte, torção.

Tabela 3.5. Condições de carregamento utilizados nos ensaios experimentais de fadiga multiaxial

Referência do provete	θ	Amplitude de tensão normal, σ_a [MPa]	Tensão normal média, σ_m [MPa]	Tensão de corte máxima, $\tau_{m\acute{a}x}$ [MPa]	Razão de tensão, R
$\sigma / \tau = 2$ (B = T)		$\sigma_a = 2 \tau_a$;	$\sigma_m = 2 \tau_m$;		$M_F = M_T$;
BT1_1	0°	66,32	72,96	69,64	0,048
BT1_2	0°	79,59	87,55	83,57	0,048
BT1_3	0°	95,50	105,05	100,28	0,048
$\sigma / \tau = 4$ (B = 2T)		$\sigma_a = 4 \tau_a$;	$\sigma_m = 4 \tau_m$;		$M_F = 2M_T$;
BT2_1	0°	78,26	86,09	41,09	0,048
BT2_2	0°	79,59	87,55	41,78	0,048
BT2_3	0°	95,50	105,06	50,14	0,048
$\sigma / \tau = 4/3$ (B = 2T/3)		$\sigma_a = 4 \tau_a/3$;	$\sigma_m = 4\tau_m/3$;		$M_F = 2 M_T/3$;
BT3_1	0°	79,59	87,55	125,35	0,048
BT3_2	0°	55,27	60,79	87,05	0,048

3.4. Procedimento numérico

Os componentes em estudo foram sujeitos a uma análise pelo método dos elementos finitos (MEF) da geometria e das condições de carregamento aplicadas experimentalmente com a finalidade de avaliar as zonas críticas e caracterizar os campos de tensão e deformação na região do furo. Nesta análise foi dada maior atenção à zona do entalhe, sendo avaliado o estado de tensão-deformação na proximidade desta zona.

Foi considerado um modelo isotrópico, homogêneo e em regime linear elástico considerando as propriedades elásticas da Tabela 3.2. Foi aplicada uma carga pontual na zona a verde da Figura 3.6(a) que representa a força que provoca as tensões de flexão e torção, enquanto que a face oposta do provete, numa extensão de 33 mm comprimento, correspondente à parte obtida por SLM do provete, foi encastrada (Ver Figura A.4).

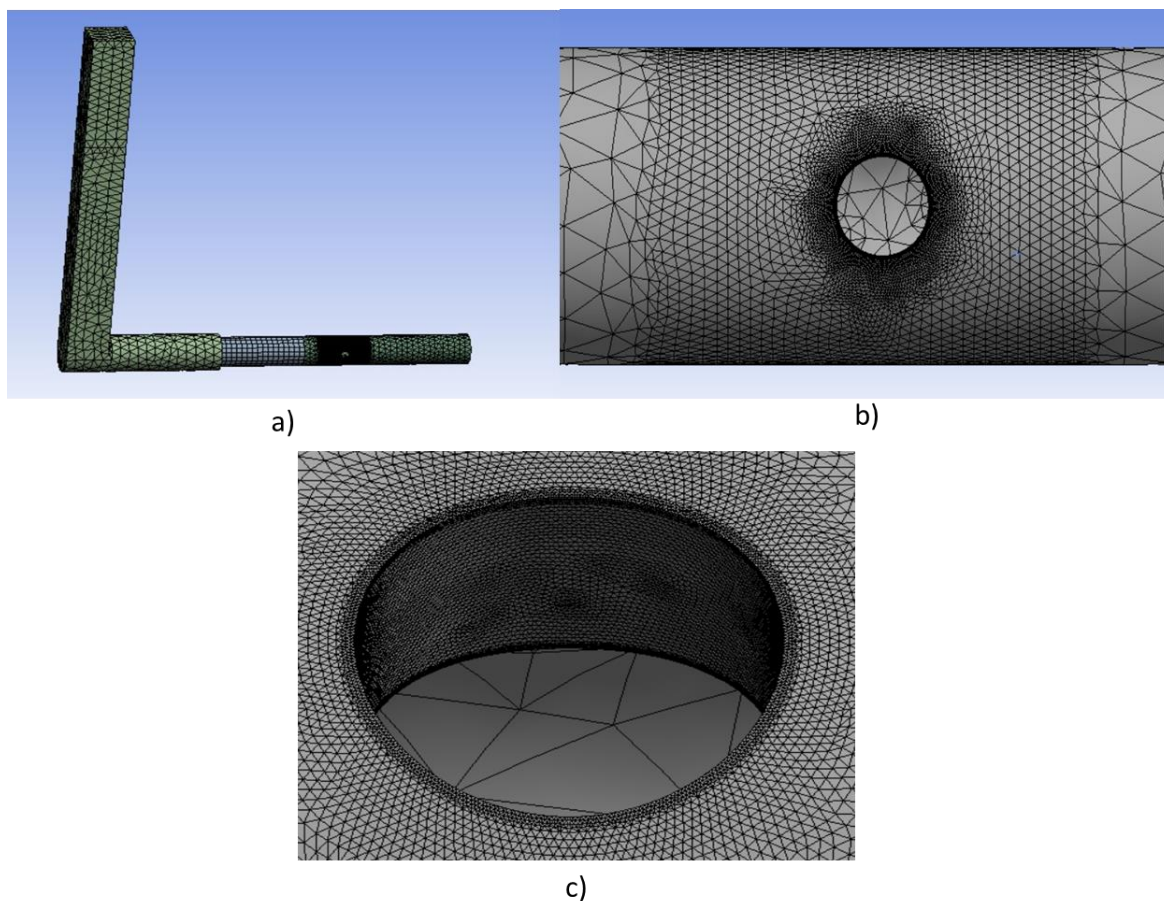


Figura 3.6. Exemplo da malha de elementos triangulares, não-estruturada, obtida pelo MEF do provete híbrido desenvolvida para a simulação dos campos de tensão-deformação na região do entalhe (tamanho em milímetros): a) Provete híbrido e estrutura de fixação das amarras; b) Zona do furo; c) Amplificação da zona do furo onde é visível um elevado nível de refinamento de malha.

A malha foi extremamente refinada na zona do entalhe Figura 3.6(c) para a obtenção de resultados mais precisos, enquanto que no restante provete foi aplicada uma malha mais grosseira para permitir menor esforço computacional. Sendo obtido um total de 906676 nós e 642821 elementos. As simulações numéricas foram realizadas com a utilização do software comercial ANSYS R19.2.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são descritos e discutidos com detalhe os resultados obtidos por via experimental com auxílio de resultados obtidos por via numérica. Numa primeira fase são analisadas, com auxílio de imagens e do modelo numérico, as zonas de iniciação de fenda por fadiga, assim como os ângulos de iniciação na zona de maior concentração de tensões, e os caminhos de propagação ocorridos nos ensaios experimentais. A segunda fase visa apresentar resultados obtidos nos ensaios experimentais, isto é, a análise da relação entre comprimento de fenda e número de ciclos aplicados, pela apresentação das curvas $a-N$, assim como a análise dos campos tensão de von Mises e da Primeira Tensão Principal para as diferentes relações B/T. A terceira e última parte deste capítulo tem como objetivo a previsão de vida à fadiga com a utilização de diversos métodos e modelos, como é o caso do método Densidade de Energia de Deformação Total (DEDT), mencionado em 2.3.2, mas também pelo Parâmetro Smith-Watson-Topper (SWT), Modelo SWT e, por fim, pelo Método Coffin-Manson (CM). O efeito do entalhe é analisado por duas abordagens diferentes, mais especificamente a Teoria das Distâncias Críticas (TCD) e o Método de Densidade de Energia de Deformação Equivalente (ESED).

4.1. Locais e ângulos de iniciação da fenda e trajetórias de propagação da fenda

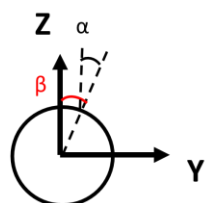
Um dos objetivos dos ensaios experimentais foi analisar os locais de iniciação, os ângulos de iniciação e as trajetórias tomadas pelas fendas à superfície do entalhe em função das diferentes relações B/T exibidas na Tabela 3.5.

Para a previsão dos ângulos de iniciação da fenda (α_{num}), através dos campos de tensão obtidos a partir do procedimento numérico baseado no MEF, foram determinados os valores da primeira direção principal dos nós com tensões principais máximas. Para o cálculo desses ângulos usou-se a seguinte equação:

$$2\alpha_{num} = \tan^{-1} \left(\frac{2\tau_{ZY}}{\sigma_{ZZ} - \sigma_{YY}} \right) \quad (4.1)$$

em σ_{YY} , σ_{ZZ} e τ_{YZ} são respectivamente os valores de tensão normal segundo a direção Y, tensão normal segundo a direção Z e a tensão de corte no plano YZ. Os ângulos de iniciação da fenda, α , obtidos para o ponto de iniciação, tanto por via numérica como por via experimental, podem ser observados na Tabela 4.1. Para além deste ângulo, analisou-se também o ângulo que une o centro do entalhe com o local de iniciação, β , também pelas duas vias, isto é, experimental e numérica. Todos os cálculos estão apresentados em valor absoluto.

Tabela 4.1. Apresentação dos ângulos de iniciação da fenda por fadiga obtidos pelos ensaios numéricos e experimentais

Sistema de referência	Relação B/T	Referência do provete	Ângulo medido, α_{exp} [°]	Ângulo previsto, α_{num} [°]	β_{exp} [°]	β_{num} [°]
	1º Fenda					
	B = T	BT1_1; BT1_2; BT1_3	23,2; 11,98; 13,98	19,24	29,55 ; 5,56; 19,55	19,22
	B = 2 T	BT2_1; BT2_2; BT2_3	12,15; 13,56; 8,13	11,8	7,16; 4,38; 18,6	11,75
	B = 2T/3	BT3_1; BT3_2	26,16; 21,92	23,94	22,07 ; 13,12	23,93
	2º Fenda					
	B = T	BT1_1; BT1_2; BT1_3	20,25; 17,01; 17,45	17,82	2,58; 13,73 ; 8,79	17,84
	B = 2 T	BT2_1; BT2_2; BT2_3	12,62; 14,11; 17,59	10,74	14,66 ; 19,61 ; 16,56	10,72
	B = 2T/3	BT3_1; BT3_2	24,86; 25,26	23,89	19,07 ; 17,08	23,93

Em cada ensaio iniciaram-se sempre duas fendas, em pontos quase diametralmente opostos. As suas posições no entalhe quantificadas pelo valor de β , apresentam alguma variância entre a primeira e segunda fendas, assim como em relação às diferentes relações B/T e também dentro da mesma relação B/T. A menor variação de β entre

as duas fendas, relativamente ao valor previsto, é verificada para os ensaios experimentais com maiores tensões de corte. Em termos numéricos, a diferença de β entre a primeira e a segunda fenda é quase nula, com uma diferença, em média, de $0,80^\circ$. Isso justifica-se pelo facto das tensões principais nos dois locais serem muito próximas.

Relativamente aos ensaios experimentais, verifica-se algum efeito da relação B/T nos dois valores dos ângulos de iniciação, α_{exp} , com uma variação de $11,98^\circ$ e $23,2^\circ$ para $\sigma/\tau = 2$, de $8,13^\circ$ e $17,59^\circ$ para $\sigma/\tau = 4$, e de $21,92^\circ$ e $26,16^\circ$ para $\sigma/\tau = 4/3$. As diferenças médias do valor de α experimental, em relação ao numérico, obtidos para as duas fendas, foram de $3,35^\circ$, $2,63^\circ$ e $1,65^\circ$ para as relações $B = T$, $B = 2T$ e $B = 2T/3$ respetivamente, concluindo-se assim uma grande conformidade entre os valores reais e os valores previstos com o modelo numérico.

Na Figura 4.1(a) representa de uma outra forma os locais de iniciação da fenda, β_{num} , obtidos pelo modelo numérico como termo de comparação com os locais de β_{exp} , para os três diferentes casos de B/T. É perceptível que em termos numéricos, quanto maior o valor das tensões de corte, isto é, com maior torção, mais afastado estará o local de iniciação da fenda do ponto de 0° , ponto de flexão pura. O mesmo não ocorre com perfeição para a situação experimental. A variação entre os valores de β_{num} e β_{exp} é menor no caso de $B=2T/3$. Ocorreu também uma variação interessante, no caso do ensaio BT2_2, para o qual a iniciação da fenda teve lugar num ponto simétrico (em Z) ao ponto numérico. Na Figura 4.1(b) está representada uma série de imagens correspondentes à distribuição da Primeira Tensão Principal na zona do entalhe para cada caso B/T. É possível observar que, de um ponto de vista numérico, a fenda teve início na parede do entalhe, na Zona B, correspondente ao nó de valor de tensão mais elevada, assim como o início da segunda fenda corresponde ao ponto de tensão mais elevada, no lado oposto. As restantes figuras ilustrativas do local de iniciação da fenda e trajetória da fenda por fadiga podem ser observadas na Figura A.1.

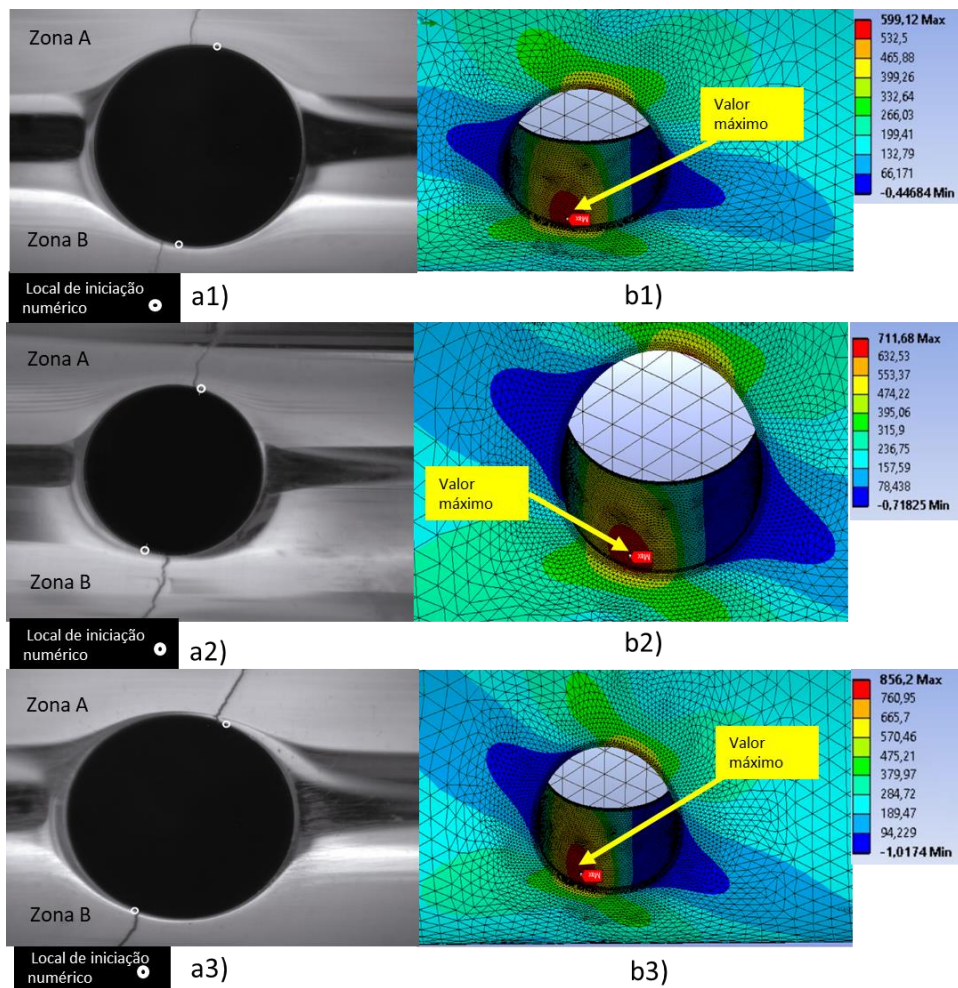


Figura 4.1. a) Local de iniciação numérico versus local de iniciação experimental: 1) B=2T (BT2_2); 2) B=T (BT1_2); 3) B=2T/3 (BT3_1). b) Representação do campo da Primeira Tensão Principal (σ_1) na zona do entalhe: 1) B=2T (BT2_2); 2) B=T (BT1_2); 3) B=2T/3 (BT3_1).

A Figura 4.2 ilustra alguns dos ângulos de iniciação à superfície, α_{exp} , apresentados pela Tabela 4.1. Os ângulos de iniciação foram observados pela inclinação das duas fendas, numa fase inicial de propagação, isto é, quando obteve um tamanho de 1 mm de comprimento. Tal como foi exposto pela Tabela 4.1 os valores médios do ângulo de iniciação fendas aumentam com a diminuição da relação σ/τ . É possível verificar-se a irregularidade das trajetórias tomadas pelas fendas, devido a possíveis defeitos que os provetes poderão possuir (ver Figura 4.6) associados à técnica de processamento SLM. Ainda é possível observar-se um Modo Misto (I/III).

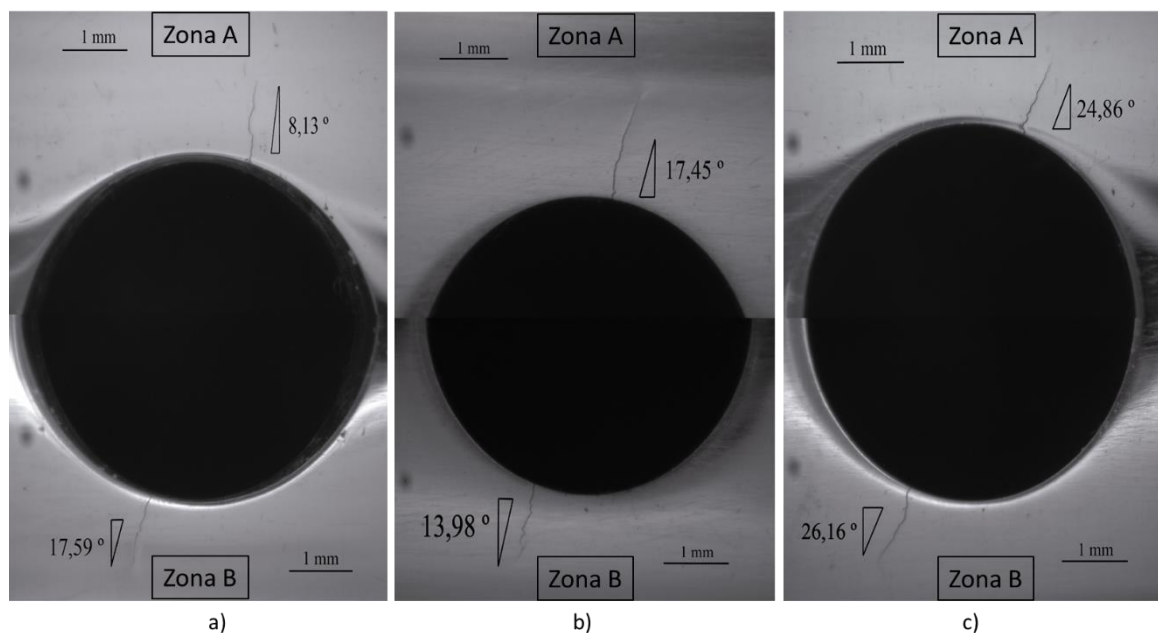


Figura 4.2. Demonstração dos ângulos de iniciação obtidos experimentalmente para diferentes condições de carregamento: a) B=2T (BT2_3); b) B=T (BT1_3); c) B=2T/3 (BT3_1).

Novamente, em termos de ângulos de iniciação das fendas, a comparação entre os valores obtidos pelo modelo numérico e os valores obtidos pelos ensaios experimentais, pode ser observada na Figura 4.3. No caso da Tabela 4.1 os ângulos numéricos e experimentais estão agrupados pela ordem em que ocorreu a iniciação de fenda, ou seja mostram-se primeiro aqueles que correspondem à fenda que iniciou primeiro e depois aqueles que correspondem à fenda que iniciou em segundo lugar. No que diz respeito à Figura 4.3, os ângulos estes estão organizados segundo o local onde ocorreu a iniciação, isto é os que correspondem às fendas que iniciaram na Zona A (Figura 4.3(b)), zona onde a segunda fenda ocorre em termos numéricos, e Zona B (Figura 4.3(a)), zona onde a primeira fenda ocorre também em termos numéricos. Para a obtenção das bandas de dispersão foi utilizado um valor de 5° de diferença para os limites superior e inferior. Pode-se afirmar, uma vez mais, que para ambas as zonas, quanto menor a razão σ/τ , maior será o valor do ângulo de iniciação. Para o caso da Figura 4.3(b), pode ainda observar-se que os valores experimentais para os casos B = T são ligeiramente superiores aos apresentados pela Figura 4.3(a) e o oposto ocorre para a relação B = 2T. Em suma, o comportamento experimental, entre zonas, é muito semelhante e está em conformidade com o valor previsto numericamente, podendo assim concluir-se que para esta análise os resultados obtidos pelo modelo numérico são fiáveis. Em termos estatísticos, relativamente à razão entre o valor

experimental e numérico, obtiveram-se os valores 1,02; 0,25; 0,19 para a Figura 4.3(a) e 1,07; 0,17; 0,14 para a Figura 4.3(b) respectivamente, no que diz respeito à média, desvio padrão e o desvio médio.

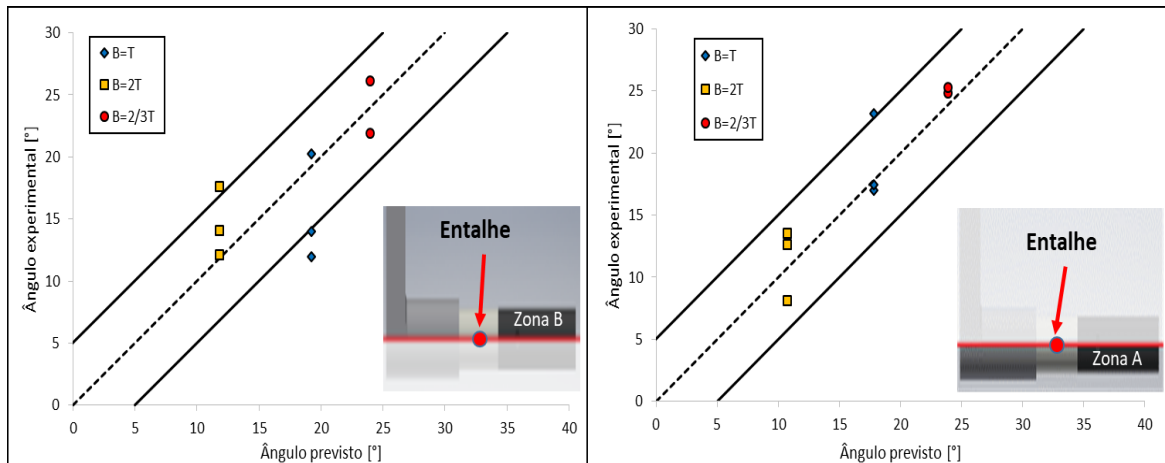


Figura 4.3. Ângulos de iniciação obtidos por via experimental *versus* ângulos de iniciação previstos numericamente, para diferentes condições de carregamento: a) Zona B; b) Zona A (Bandas de dispersão com uma diferença de 5°), (Ver **Figura A.3**).

Para além das previsões numéricas efetuadas para as relações B/T estudadas experimentalmente, foi também feita a determinação dos ângulos de iniciação da fenda para os casos em que o provete está sujeito apenas a flexão (B) ou apenas a torção (T), resultados estes representados na Figura 4.4. Foi comprovado que para o caso de torção, o ângulo previsto, α_{num} , é de cerca de 39°, o que é bastante próximo de 45°. Já no caso do provete estar apenas sujeito a flexão, o ângulo de iniciação previsto, α_{num} , obtido foi 0° como seria espectável para este tipo de carregamento, pois corresponde a um carregamento em Modo I. Verificando-se assim, mais uma vez, que quanto maior o grau de torção, maior será o ângulo, e quanto maior o grau de flexão, menor o ângulo. Os resultados das simulações para os casos de flexão e torção podem ser visualizados na Figura A.2.

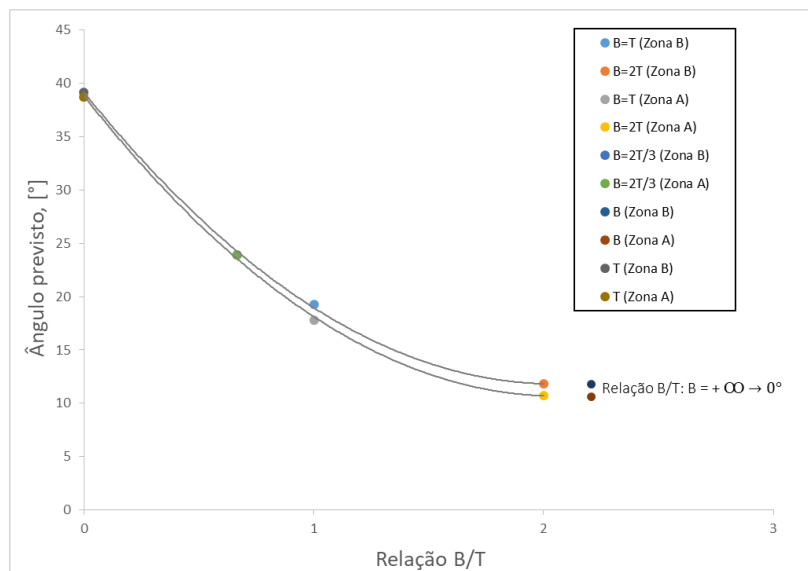


Figura 4.4. Ângulos de iniciação obtidos numericamente *versus* diferentes relações B/T (Ver **Figura A.4(b)**).

A Figura 4.5 corresponde às vistas de frente dos provetes após fratura total dos provetes que ocorreu, após a realização dos ensaios de fadiga, devido à aplicação de uma carga monótona uniaxial. Na Figura 4.5(a), e mais explicitamente nas Figura 4.5(b1), Figura 4.5(b2) e Figura 4.5(b3), é possível observar-se a diferença da inclinação da superfície de fratura para as diferentes relações B/T. É visível o efeito da razão σ/τ que influencia consideravelmente a inclinação da superfície. Quanto menor é o valor dessa razão, maior será a inclinação e, por outro lado, quanto maior for a razão σ/τ , mais perto estaremos de uma superfície perfeitamente plana como se obteria para somente flexão (Branco, 2013). No primeiro caso, de torção, à medida que o nível de tensões de corte aumenta, há um ascendente do Modo III relativamente ao Modo I dando origem a uma propagação em múltiplos planos. No segundo caso, de flexão, pelo contrário, devido à redução do nível de tensões de corte, o Modo I torna-se mais preponderante, o que contribui para a redução da complexidade da propagação e leva a que esta se aproxime de uma propagação num plano único, com orientação normal ao eixo principal do provete.

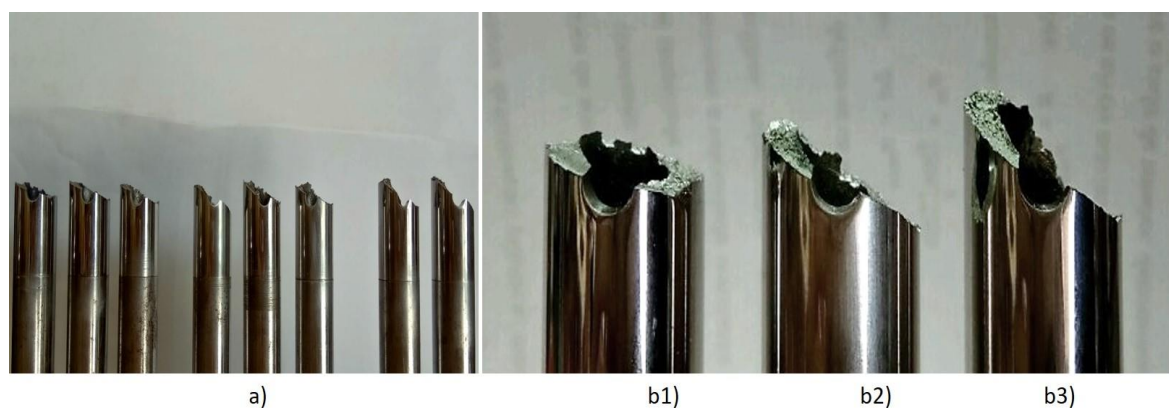


Figura 4.5. Visualização dos provetes após fratura, para diferentes relações de flexão combinada com torção e diferentes valores de carga aplicada, em provetes de secção circular: a) Diferentes relações B/T, distribuídos por ordem crescente de valor de corte; b1) $B = 2T$; b2) $B = T$; b3) $B = 2T/3$.

Na Figura 4.6 apresentam-se algumas micrografias das superfícies de fratura dos provetes sujeitos a esforços de flexão/torção combinada obtidas por *Scanning electron microscopy* (SEM). Como foi referido na Secção 2.1.4, a liga de alta resistência AISI 18Ni300, obtida por SLM, é muita propensa à presença de defeitos microestruturais que contribuem para o aumento local das tensões e, por isso, tendem a facilitar a nucleação de defeitos o que se repercute numa redução da vida à fadiga (Branco et. al., 2018). Como se pode verificar na Figura 4.6, estas anomalias também foram encontradas nos provetes em estudo. Posto isto, as irregularidades nas trajetórias das fendas por fadiga obtidas nos ensaios experimentais poderão, também, ter ocorrido devido a estes defeitos. Tratam-se, na maioria das situações, de defeitos de processamento do provete por SLM, como é o caso da Figura 4.6(a) e Figura 4.6(c), que correspondem, respetivamente, a cavidades e partículas não fundidas. Nas Figura 4.6(b) e Figura 4.6(d), que mostram a parede do entalhe, observa-se a zona típica de iniciação da fenda, que é também uma zona de grande concentração de tensões. Nestas é possível observar-se um plano liso com origem na parede do entalhe e se projeta para o interior do provete, sendo este um defeito presente entre camadas obtidas por fusão por laser, e corresponde a uma região de nucleação e crescimento de fenda por fadiga. Este facto mostra também uma correlação satisfatória entre a região de iniciação das fendas por fadiga do modelo numérico (ver Figura 4.1(b)) e a região de iniciação dos resultados experimentais (ver Figura 4.6(b) e Figura 4.6(d)).

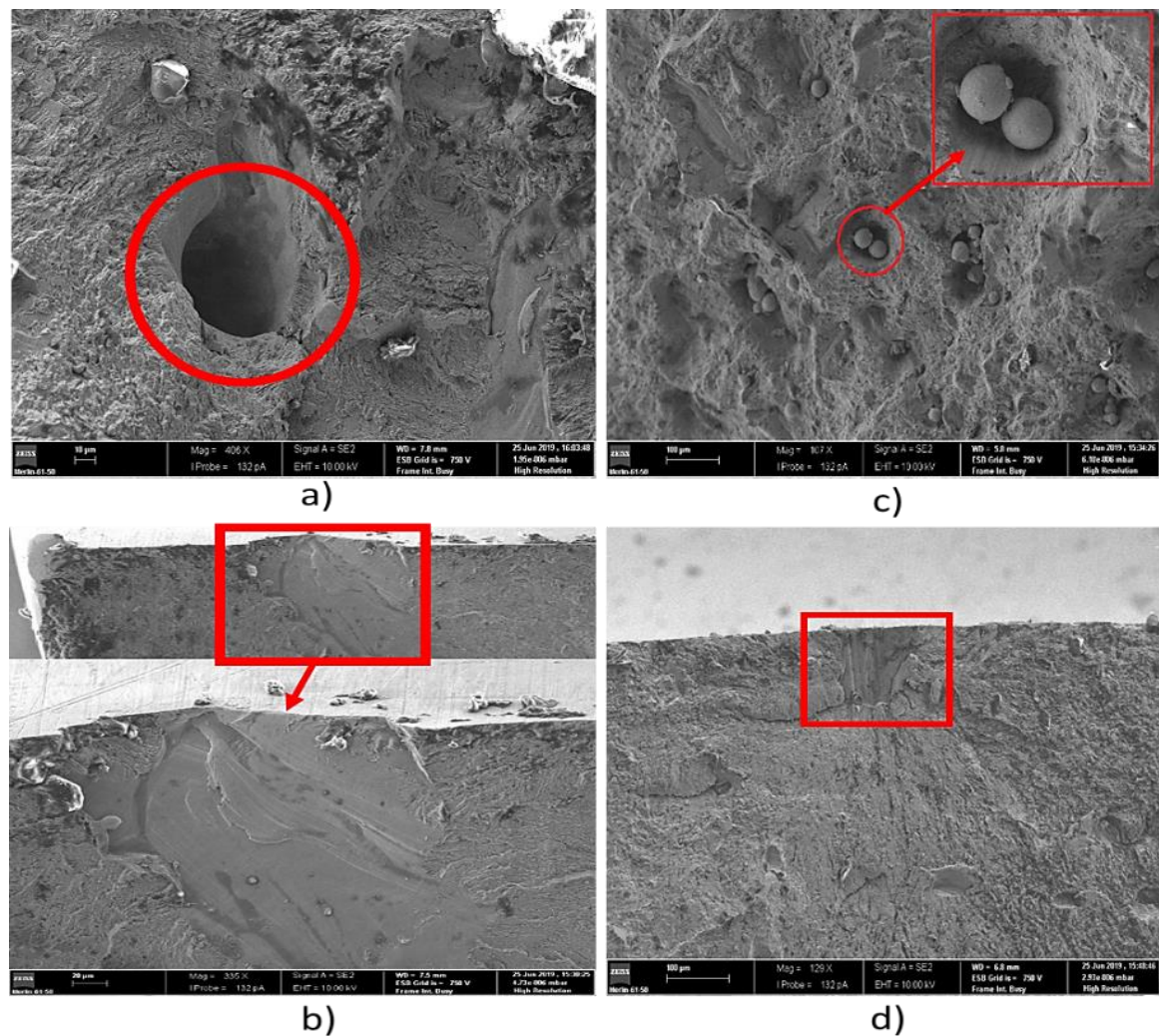


Figura 4.6. Visualização da superfície de fratura por *Scanning electron microscopy* (SEM) para diferentes relações de flexão combinada com torção das amostras estudadas experimentalmente: a) Cavidade (BT3_1), (10 μm); b) Defeitos do plano e zona de iniciação de fenda (BT1_1), (20 μm); c) Partículas não fundidas (BT1_1), (100 μm); d) Zona de iniciação de fenda (BT2_1), (100 μm).

4.2. Vida à falha por fadiga

A fase seguinte de análise tem como objetivo analisar o crescimento da fenda para os carregamentos B/T aplicados nos provetes de liga de alta resistência 18Ni300. Na Figura 4.7 estão representadas as curvas $a-N$ para os três diferentes tipos de carregamento de flexão combinada com torção. Para esta análise, relaciona-se o comprimento superficial da fenda, medido num determinado instante, com o número de ciclos correspondente. Na figura abaixo estão somente representadas as curvas $a-N$ referentes à primeira fenda que iniciou em cada provete. Os pontos a vermelho indicam o instante para o qual se detetou a a iniciação da segunda fenda. A medição foi feita desde o momento da deteção da fenda por

via das imagens obtidas com a câmara digital de alta resolução, até ao ponto correspondente a um comprimento de 3 mm (N_f). Para o caso de $B = T$ foram tiradas três curvas, para $B = 2T$ também três curvas e para o caso $B = 2T/3$ somente duas curvas, estas correspondem, assim, a um total de oito ensaios efetuados.

No caso da Figura 4.7(a), BT1_1 corresponde à amplitude de tensão normal de menor valor, BT1_3 à de maior valor e BT1_2 a um valor intermédio. É possível verificar-se que para a mesma relação $B = T$, quanto maior a amplitude de tensão, σ_a , mais rápida será a propagação da fenda, assim como a iniciação desta. Também se pode notar que após o começo da segunda fenda, esta não teve influência na velocidade de propagação da primeira fenda. Relativamente à relação $B = 2T$, Figura 4.7(b), também se pode verificar que quanto maior o valor de σ_a , maior será a velocidade de propagação da fenda, sendo que o efeito do começo da segunda fenda também não é visível nesta relação B/T . O mesmo acontece com a relação $B = 2T/3$, no qual BT3_2 corresponde a um menor valor de σ_a do que BT3_1. Em suma, conclui-se que o aumento da amplitude de tensão normal é prejudicial aos componentes em estudo e quanto maior a relação σ/τ , admitindo o mesmo valor de tensão normal, mais lenta será a propagação da fenda, o que se explica pela redução do nível de tensão de corte.

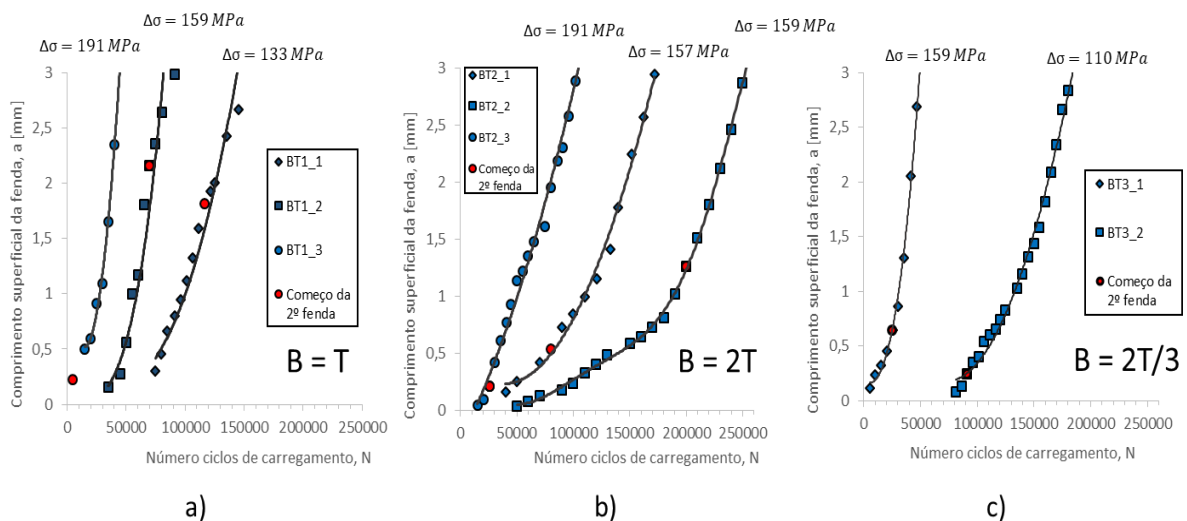


Figura 4.7. Comprimento de fenda *versus* número de ciclos de carregamento respetivos aos ensaios de flexão combinada com torção (Curvas a - N): a) $B = T$; b) $B = 2T$; c) $B = 2T/3$.

Posteriormente, com base nas curvas a - N obtidas anteriormente, foram feitas duas análises. A análise representada na Figura 4.8 compara as curvas a - N para três relações B/T mantendo fixo o valor da tensão normal causada pelo momento fletor. Deste modo,

consegue-se inferir o efeito da tensão de corte. Pode-se confirmar que quanto maiores as tensões de corte, maior será a velocidade de propagação da fenda e mais rápida será a iniciação da fenda. Sendo que ainda assim a inclinação da curva de propagação para $B = T$ é muito semelhante à da curva $B = 2T/3$. Além disso, pode-se observar que a velocidade de propagação do caso $B = 2T$ é muito inferior à obtida para os restantes ensaios. Esta fenda demora cerca de cinco vezes mais ciclos para atingir um comprimento final (3 mm) do que a do caso $B = 2T/3$. As curvas $a-N$ para as segundas fendas apresentam comportamento semelhante.

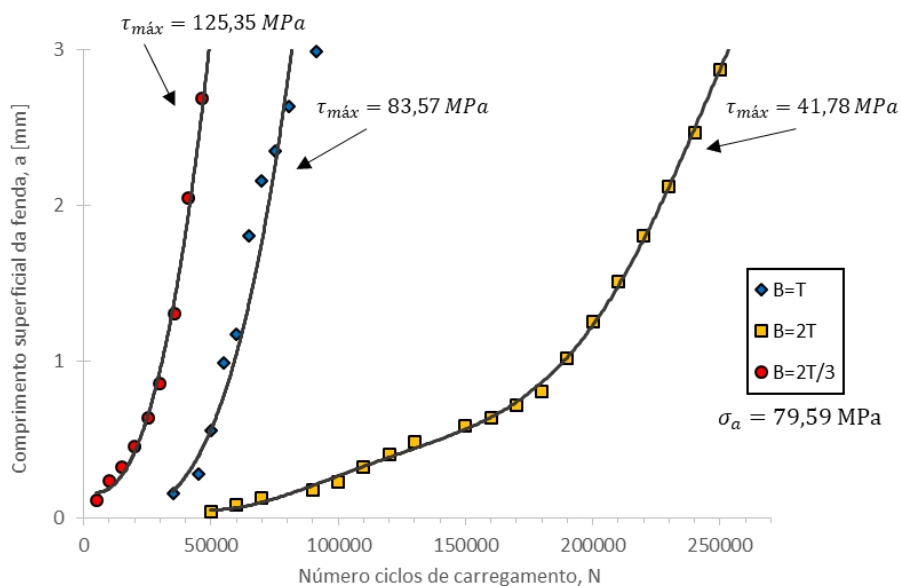


Figura 4.8. Comprimento da fenda *versus* número de ciclos até à rotura de ensaios experimentais com a mesma amplitude tensão alternada e diferentes relações B/T.

Ainda dentro da análise das curvas $a-N$ relativas aos ensaios experimentais, a Figura 4.9 corresponde a três destas curvas, relativas à primeira fenda (Figura 4.9(a)) e à segunda fenda (Figura 4.9(b)), para diferentes relações B/T, mas com igual valor máximo da tensão local de von Mises obtida através do modelo numérico. Nesta análise os três ensaios estiveram sujeitos a diferentes valores de tensão normal, assim como diferentes valores de tensão de corte. É de observar, na Figura 4.9(b), grande semelhança entre velocidade de propagação por parte dos ensaios $B = T$ e $B = 2T/3$. Quanto ao ensaio com menor tensão de corte, $B = 2T$, corresponde ao ensaio mais lento. O ensaio com menor valor de razão σ/τ foi o primeiro a atingir o comprimento de 3 mm, seguido do ensaio $B = T$, este último teve iniciação da fenda mais tardia do que os restantes. Alguns destes comportamentos não ocorrem para a primeira fenda obtida, conforme Figura 4.9(a). Nesta

figura, a fenda do ensaio para $B = 2T/3$ corresponde à que demorou mais a iniciar e que necessitou de mais ciclos para atingir o comprimento final considerado fugindo assim ao que seria espetável. Relativamente ao ensaio $B = T$, este apresenta maior velocidade de propagação. Tal como na segunda fenda, o ensaio $B = 2T$ é o ensaio mais lento e o primeiro a iniciar. Em suma, a Figura 4.9(b) é semelhante ao resultado espetável, ao contrário da Figura 4.9(a), a partir da qual é difícil tirar conclusões plausíveis.

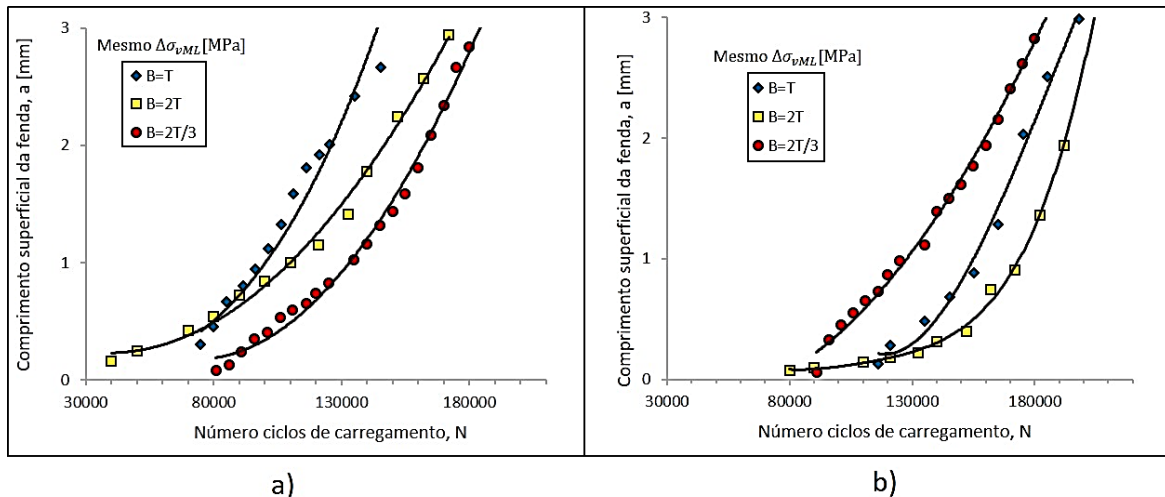


Figura 4.9. Comprimento da fenda *versus* número de ciclos até à rotura de ensaios experimentais com o mesmo valor máximo da tensão local von Mises considerando diferentes relações B/T (Curvas a -N): a) Primeira fenda; b) Segunda fenda

Uma outra análise, apresentada pela Figura 4.10, consistiu na determinação dos números de ciclos correspondente à fase de iniciação da fenda (N_i) e à vida final (N_f) para os diferentes valores de amplitude de tensão, σ_a , e para as diferentes relações B/T. Por uma questão de simplicidade, nesta fase, considerou-se o comprimento de iniciação igual a 0,5 mm. Apesar de não ser possível tirar conclusões notáveis, devido ao número limitado de ensaios realizados, o caso $B = T$ tem um declive de reta, em módulo, mais acentuado, isto é, o decréscimo de σ_a nesta relação apresenta menor variação no número de ciclos necessários para o aparecimento e crescimento da fenda de 0,5 mm (N_i), assim como menor variação no número total de ciclos de vida (N_f).

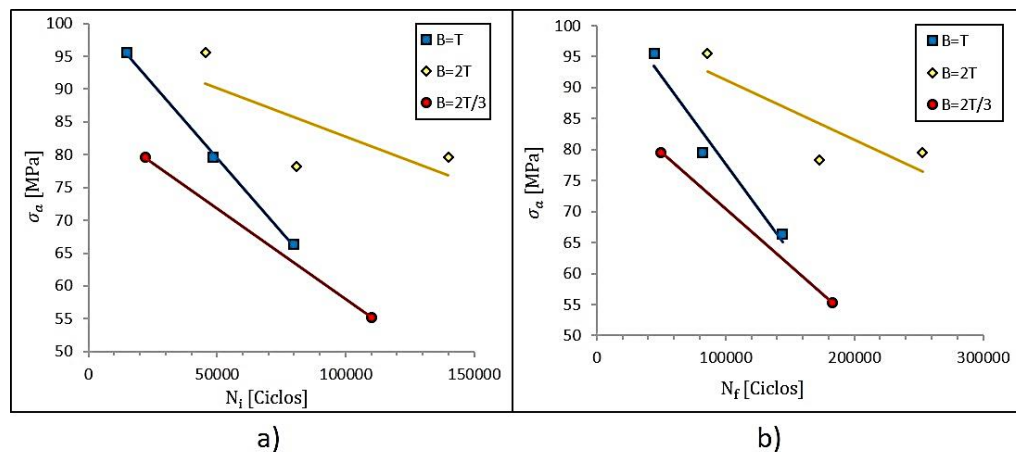


Figura 4.10. Amplitude de tensão alternada *versus* o número de ciclos de carregamento: a) Número de ciclos da vida de iniciação (N_i); b) Número de ciclos da vida final (N_f).

Relativamente à análise exposta pela Figura 4.11, foi considerado o valor máximo de tensão local de von Mises da fenda que atingiu primeiro o comprimento de 0,5 mm. Este comprimento, considerado neste trabalho como o número de ciclos da vida de iniciação, N_i , é apontado na indústria como um valor correspondente a um período de vida seguro e, que por isso, não requer qualquer inspeção visual (Zhang et al., 2003). Para a Figura 4.12, o valor máximo da tensão local de von Mises foi obtido para a fenda que obteve em primeiro lugar o comprimento de 3 mm, valor este que corresponde ao número de ciclos da vida final definida nesta dissertação. Para as análises da Figura 4.11 e Figura 4.12 foi utilizado o procedimento do Instituto Internacional de Soldadura (Hobbacher, 1996). Foi também obtido um índice de dispersão de banda, T_σ , igual a 1,25 para Figura 4.11 e 1,24 relativamente à Figura 4.12. De acordo com os resultados obtidos, para ambas figuras, é possível concluir que existe uma correlação bastante satisfatória entre os valores dos estados de tensão local de von Mises e o número de ciclos de iniciação e de vida final. É observável que para as Figura 4.11 e Figura 4.12, que os pontos estão localizados dentro dos intervalos de confiança. O comportamento dos pontos à medida que os níveis de $\sigma_{vML,máx}$ descem, traduz-se por um aumento do número de ciclos, como seria espectável. Outra conclusão que se pode retirar será que o espaçamento entre os pontos aumenta, para um igual nível de tensão local von Mises, à medida que esse nível é mais baixo.

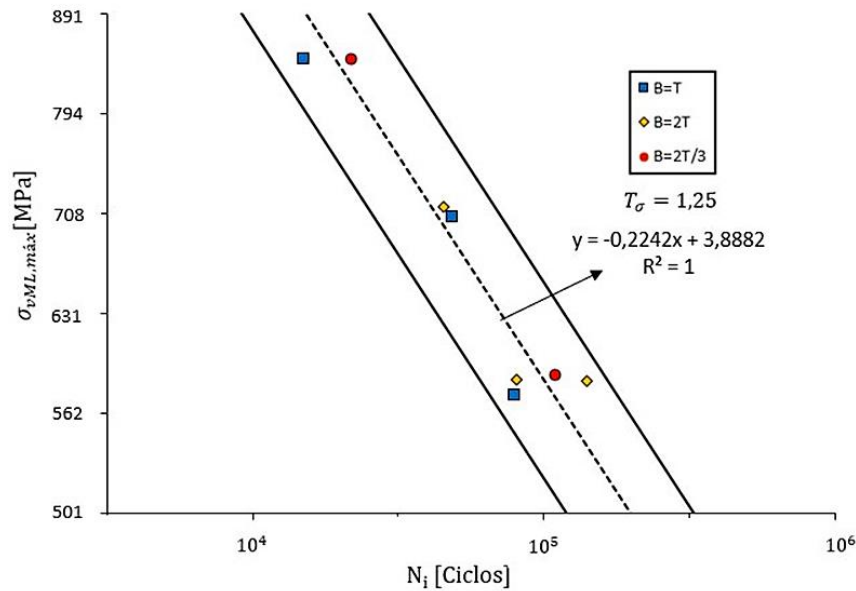


Figura 4.11. Valor máximo da tensão local de von Mises versus número de ciclos para o qual a fenda atingiu um comprimento de 0,5 mm (número de ciclos de vida inicial) nos ensaios experimentais (Intervalos de confiança de 95% e fiabilidade de 75%).

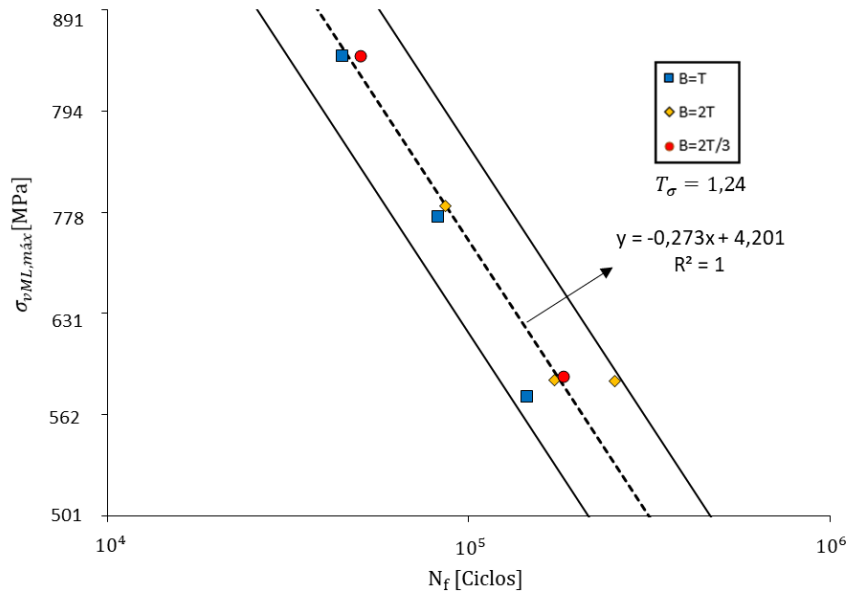


Figura 4.12. Valor da tensão local de von Mises versus número de ciclos para o qual a fenda atingiu um comprimento de 3 mm (número de ciclos da vida final) nos ensaios experimentais (Intervalos de confiança de 95% e fiabilidade de 75%).

Como se pode observar pela Figura 4.13, a razão entre o número de ciclos da fase de iniciação e o número de ciclos total ($a = 3$ mm) é muito semelhante para os diversos ensaios realizados. As médias das percentagens do número de ciclos de iniciação para $B=2T/3$, $B=T$ e $B=2T$ são, respetivamente, 52,05%, 49,43% e 51,69%. Assim sendo, no que

diz respeito a esta variável, parece haver um comportamento idêntico, independentemente da relação B/T. Outra conclusão que se pode retirar é que nos diferentes ensaios experimentais realizados, a fenda demorou, em média, aproximadamente o mesmo tempo a iniciar até 0,5 mm como demorou a propagar desde os 0,5 mm até os 3 mm.

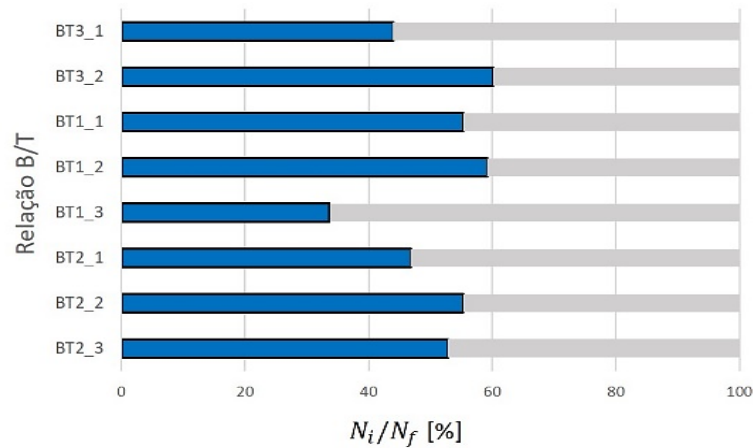


Figura 4.13. Relação entre o número de ciclos de iniciação da fenda e o número de ciclos da vida final para as diferentes relações B/T.

4.3. Previsão da vida em fadiga multiaxial

4.3.1. Teoria das Distâncias Críticas (TCD)

Este subcapítulo tem como objetivo a previsão da vida de iniciação por fadiga para as amostras estudadas nos subcapítulos anteriores. Esta análise considera as simulações lineares elásticas obtidas por MEF. Na determinação das tensões elásticas efetivas junto ao entalhe, considerou-se o comprimento característico do material, a_o , proposto por El Haddad et al. 1980. Para a razão de tensões considerada nos ensaios experimentais ($R = 0,048$), a distância crítica foi obtida através da Equação (4.2).

$$a_o = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{lf}}{\sigma_{fo}} \right)^2 \Leftrightarrow a_o = 2,5 \cdot 10^{-5} m \Leftrightarrow a_o = 25,01 \mu m \quad (4.2)$$

Para a mesma razão de tensões, a constante de limiar de propagação de fadiga, ΔK_{lf} , foi obtida a partir da literatura considerando amostras SLM sem tratamento térmico (Santos et al., 2019). Relativamente ao valor da tensão limite de fadiga, σ_{fo} , para o provete liso, obteve-se aplicando o critério de Goodman, para $R=0$, considerando o valor para $R = -1$, obtido por Croccolo et al., 2018, para amostras SLM sem tratamento térmico (ver Figura 4.14).

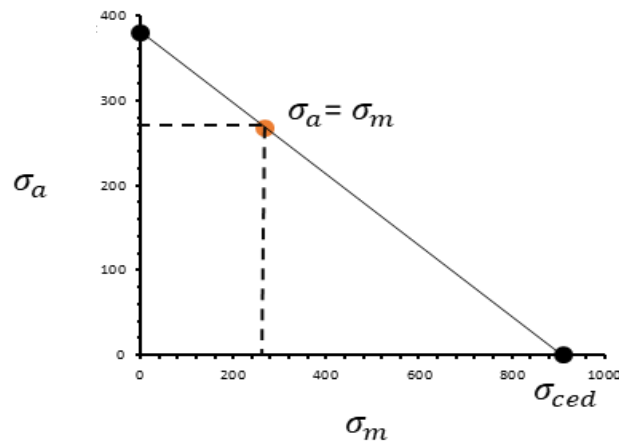


Figura 4.14. Diagrama de Goodman com as variáveis do material.

De seguida, são obtidos os valores das distâncias críticas para os métodos do ponto (Equação(4.3)) e método da linha (Equação(4.4)) da Teoria das Distâncias Críticas.

$$D_{PM} = \frac{a_o}{2} \Leftrightarrow D_{PM} = 12,51 \mu m \quad (4.3)$$

$$D_{LM} = a_o \cdot 2 \Leftrightarrow D_{LM} = 50,02 \mu m \quad (4.4)$$

4.3.2. Previsão da vida por ESED e TCD

Como é referido na Secção 4.2 as tensões locais de von Mises permitem correlacionar de forma satisfatória os estados de tensão com as vidas à fadiga. São considerados três métodos de avaliação do efeito do entalhe, conforme representado na Figura 4.15. O Método 1 e o Método 2 calculam as tensões efetivas ao longo de uma linha com distância, d , na superfície e na parede do entalhe, respetivamente. No Método 1 verifica-se que a tensão máxima surge na aresta do entalhe e diminui gradualmente à medida que se afasta do entalhe. No Método 2 o ponto de partida é feito a cerca de 0,2 mm da aresta do entalhe, e o ponto final será o ponto na aresta. Verifica-se que a tensões diminuem com a aproximação da superfície do provete. Quanto ao Método 3 é considerada uma área, com raio de cerca de 0,3 mm, junto ao ponto com maior valor de tensão. Na Figura 4.16 estão representadas as tensões locais de von Mises, para o Método 1, ao longo da aresta exterior do entalhe. Nesta figura estão representados também os métodos da linha e do ponto, para o ensaio BT1_2, com objetivo de comparar os valores das tensões efetivas obtidos com cada

um deles. Como se pode verificar, os valores são muito próximos. Foram obtidas conclusões idênticas para os restantes ensaios.

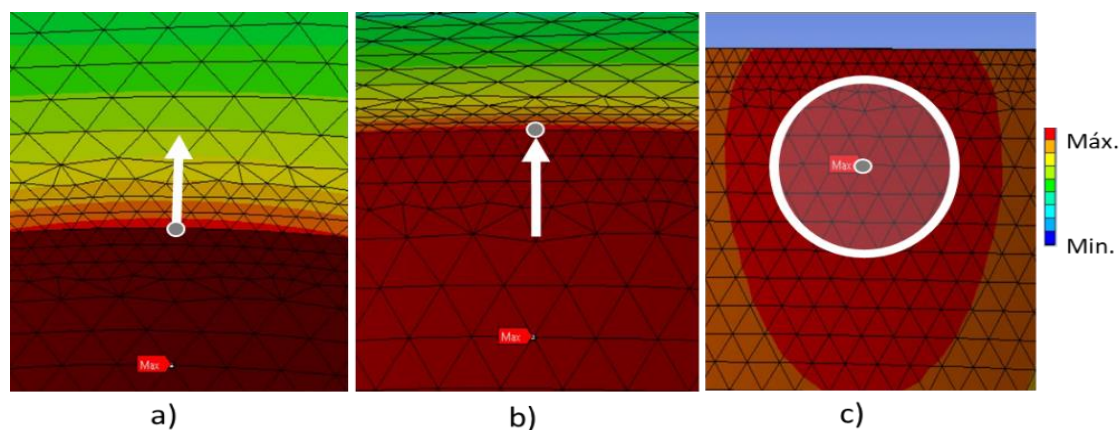


Figura 4.15. Métodos utilizados na previsão da vida com o auxílio do modelo numérico (ANSYS): a) Método 1: Análise das tensões von Mises ao longo de uma linha na superfície do provete; b) Método 2: Análise das tensões von Mises ao longo de uma linha na parede do entalhe; c) Método 3: Análise das tensões de von Mises com base numa área centrada no local com tensão local de von Mises máxima.

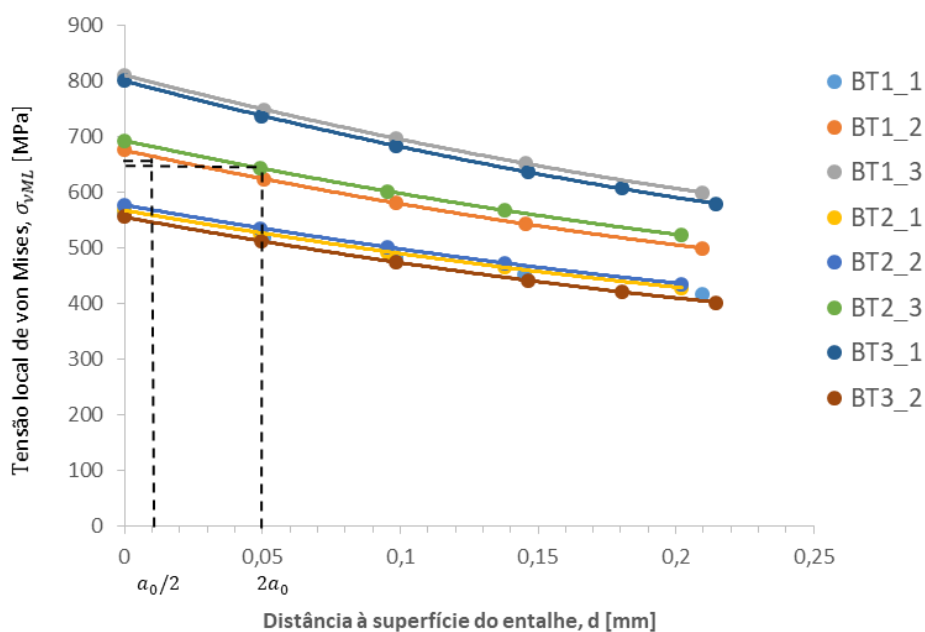


Figura 4.16. Tensões locais de von Mises versus a distância à superfície do entalhe relativo ao Método 1

Com o objetivo de quantificar a deformação plástica local, nas condições de carregamento e geometria considerados, foi utilizado o método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (ESED) proposto por Molski e Glinka, em 1981 (Ver Secção 2.3.2). Para a obtenção das curvas típicas de tensão-deformação foram inicialmente

calculadas as tensões e deformações para os respectivos carregamentos máximos aplicados. A tensão máxima ($\sigma_{m\acute{a}x}$) foi calculada pela seguinte equação:

$$\frac{\sigma_{m\acute{a}x}^2}{2E} + \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{n' + 1} \left(\frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{k'} \right)^{1/n'} = k_T^2 \frac{\sigma_{nom,m\acute{a}x}^2}{2E} \quad (4.5)$$

onde k' é o coeficiente de endurecimento cíclico, n' é o expoente de endurecimento cíclico, o k_T o fator elástico de concentração de tensões, $\sigma_{nom,m\acute{a}x}$ é a tensão nominal máxima e E é o módulo de Young, estes valores respetivos ao material considerado. O valor de $k_T \cdot \sigma_{nom,m\acute{a}x}$ nesta análise foi substituído pela tensão local máxima de von Mises, obtida pelos Métodos 1, 2 e 3. Por sua vez, a deformação máxima foi calculada pela seguinte expressão:

$$\varepsilon_{m\acute{a}x} = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{E} + \left(\frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{k'} \right)^{1/n'} \quad (4.6)$$

A gama de tensão resultante, $\Delta\sigma$, foi determinada pela seguinte equação:

$$\frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{n' + 1} \left(\frac{\Delta\sigma}{2k'} \right)^{1/n'} = k_T^2 \frac{\Delta\sigma_{nom}^2}{4E} \quad (4.7)$$

onde $\Delta\sigma_{nom}$ é a variação da tensão nominal. Foi então efetuado o cálculo da variação da deformação, $\Delta\varepsilon$.

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma}{2k'} \right)^{1/n'} \quad (4.8)$$

Seguidamente, foi efetuada a previsão da vida pelo modelo proposto da Densidade de Energia de Deformação Total (DEDT), (ver Subcapítulo 2.3.2). Com os valores obtidos após ESED, calculou-se a densidade de energia de deformação total correspondente ao carregamento (primeiro membro da Equação (4.9)) e posteriormente determinou-se o número de ciclos tendo em conta as propriedades do material obtidas na literatura (Branco et al., 2018) a partir de provetes não entalhados ensaiados em controlo de deformação.

$$\Delta W_T = \kappa t (2N_p)^{\alpha t} + \Delta W_0^+ \quad (4.9)$$

Note-se que para os carregamentos aplicados neste estudo, relativamente baixos, ΔW_T quase só apresenta deformação elástica positiva, ΔW_e^+ , pois a densidade de energia de deformação plástica era quase inexistente (ver, por exemplo, a Figura B.7).

O segundo método utilizado para a quantificação da vida de iniciação baseou-se no parâmetro SWT (Figura 4.17) que é definido pelo produto $\sigma_{m\acute{a}x}\varepsilon_a$. As constantes deste

parâmetro para este material são apresentadas pela Tabela 3.3 e na Figura 4.17. Recorrendo aos circuitos de histerese gerados para cada caso, como foi descrito atrás, obteve-se o valor do parâmetro SWT, e posteriormente calculou-se a vida correspondente.

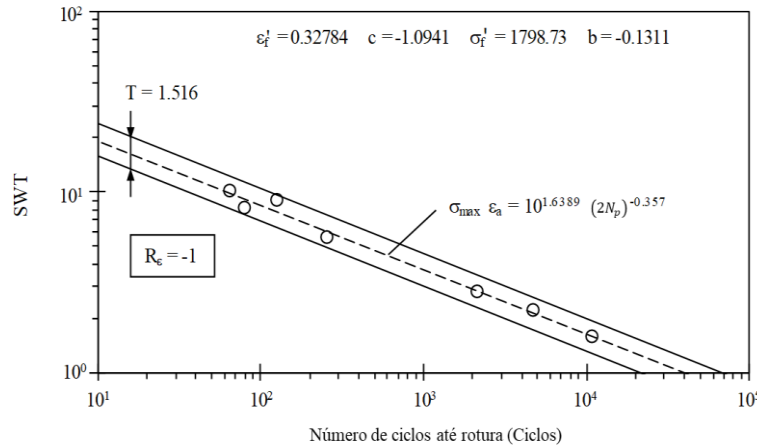


Figura 4.17. Parâmetro SWT (Branco et. al. 2019(b) (Em publicação))

Com o objetivo de melhorar os resultados de previsão das vidas de iniciação, foram também utilizados os modelos de Coffin-Manson (CM), Equação(4.10), e de Smith-Watson-Topper (SWT), Equação(4.11). Para estes modelos, e atendendo à boa correlação obtida entre a vida e os valores das tensões locais de von Mises, consideraram-se os valores efetivos de tensão e deformação de von Mises calculados com o ESED e o TCD na determinação do número de ciclos de iniciação, N_p .

$$CM = \frac{\Delta \varepsilon_{vML}}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_{vML,m}}{E} (2N_p)^{b'} + \varepsilon'_f (2N_p)^c \quad (4.10)$$

$$\text{Modelo SWT} = \sigma_{vML,máx} \frac{\Delta \varepsilon_{vML}}{2} = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N_p)^{2b'} + \varepsilon'_f \sigma'_f (2N_p)^{b'+c} \quad (4.11)$$

onde $\Delta \varepsilon_{vML}$ corresponde à gama de deformação von Mises, $\sigma_{vML,m}$ corresponde ao valor médio da tensão von Mises e, por fim, $\sigma_{vML,máx}$ corresponde ao valor da tensão von Mises máxima.

Os valores da tensão de von Mises máxima, $\sigma_{vML,máx}$, a tensão média de von Mises, $\sigma_{vML,m}$, e a amplitude de deformação de von Mises, $\Delta \varepsilon_{vML}/2$, para o método do ponto (PM) são apresentados na Tabela B.1, para o método da linha (LM) são apresentados na Tabela B.2 e para o Método 3 são apresentados na Tabela B.3.

As relações entre as vidas de iniciação obtidas por via experimental e as vidas de iniciação previstas, pelos diversos modelos e métodos expostos anteriormente, estão representadas nas Figura 4.18 e Figura 4.19, obtidas considerando o método ESED e sem consideração por método ESED, respetivamente. Foi utilizado um fator de 2, para as duas bandas de dispersão e uma escala bi-logarítmica. Nestas figuras estão apenas presentes alguns dos métodos, os quais produziram melhores resultados para cada modelo/parâmetro utilizado. Para todas as análises foi obtida uma grande linearidade entre os valores da razão da vida. Verifica-se também, que o modelo com maior percentagem de valores dentro das bandas de dispersão é o modelo CM, obtendo-se assim uma correlação linear satisfatória entre as vidas experimental e prevista, com percentagens de 62,5% na Figura 4.18(a) e Figura 4.19(a) e 50% na a Figura 4.19(b) de valores dentro das bandas. Apesar disto, é também este método que apresenta alguns ensaios em zona não conservativa, especialmente para as vidas de iniciação mais longas (cerca de 1×10^5 ciclos) sendo, por isso, esta uma zona de previsão não favorável. No caso da Figura 4.18(b) e Figura 4.19(c), correspondente ao Modelo SWT, é de notar que todos os ensaios estão em zona conservativa mas a maior parte está fora das bandas de dispersão. Além disso, para vidas mais curtas, os valores tendem a ser mais conservativos. Relativamente ao Parâmetro SWT e ao modelo DEDT, para ambas as figuras, as previsões apresentam boa linearidade mas na sua totalidade estão presentes numa zona conservativa. As restantes relações de vida de iniciação experimental e prevista podem ser observadas no Apêndice B, Figura B.1-5.

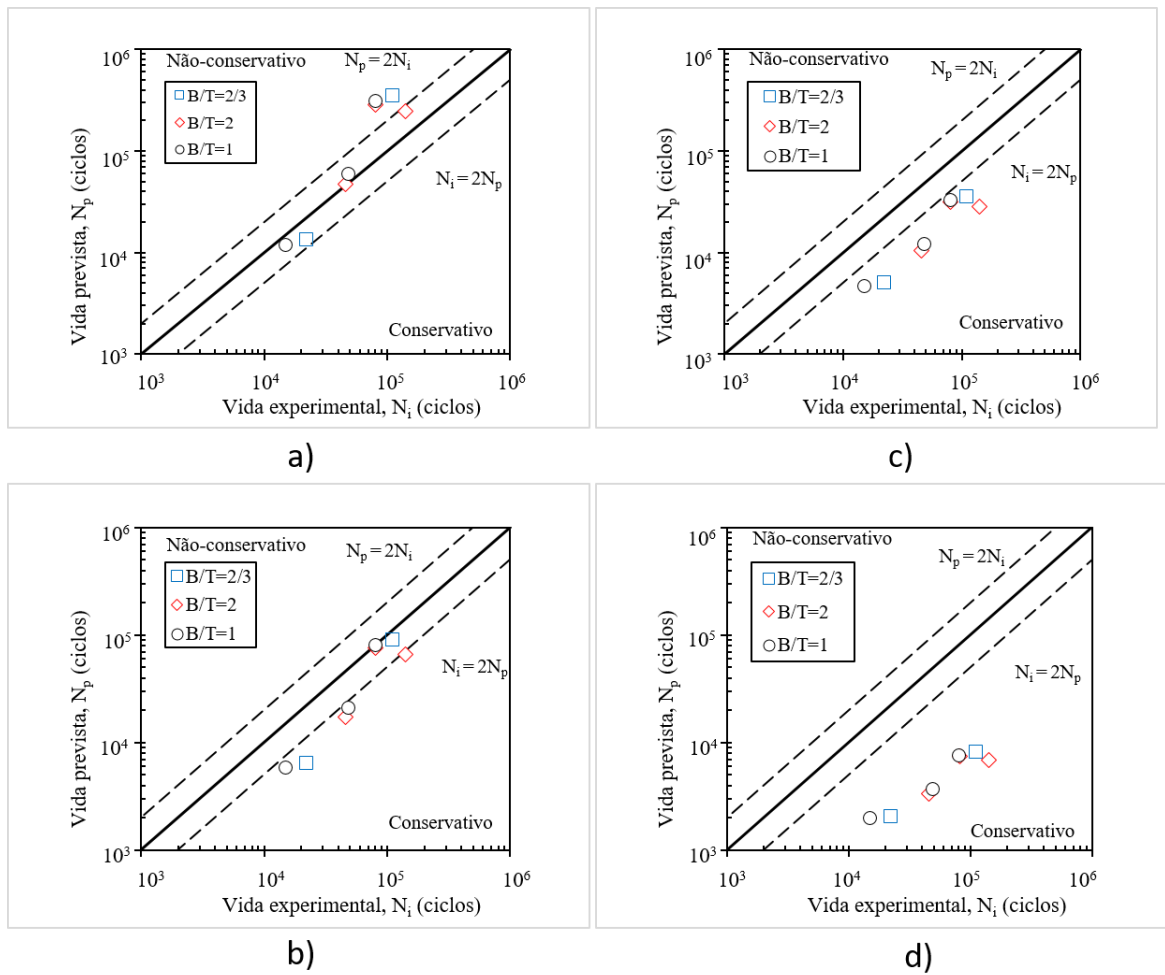


Figura 4.18. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por ESED: a) Método 1, Ponto (CM); b) Método 1, Linha (Modelo SWT); c) Método 1, Linha (Parâmetro SWT); d) Método 1, Ponto (DEDT).

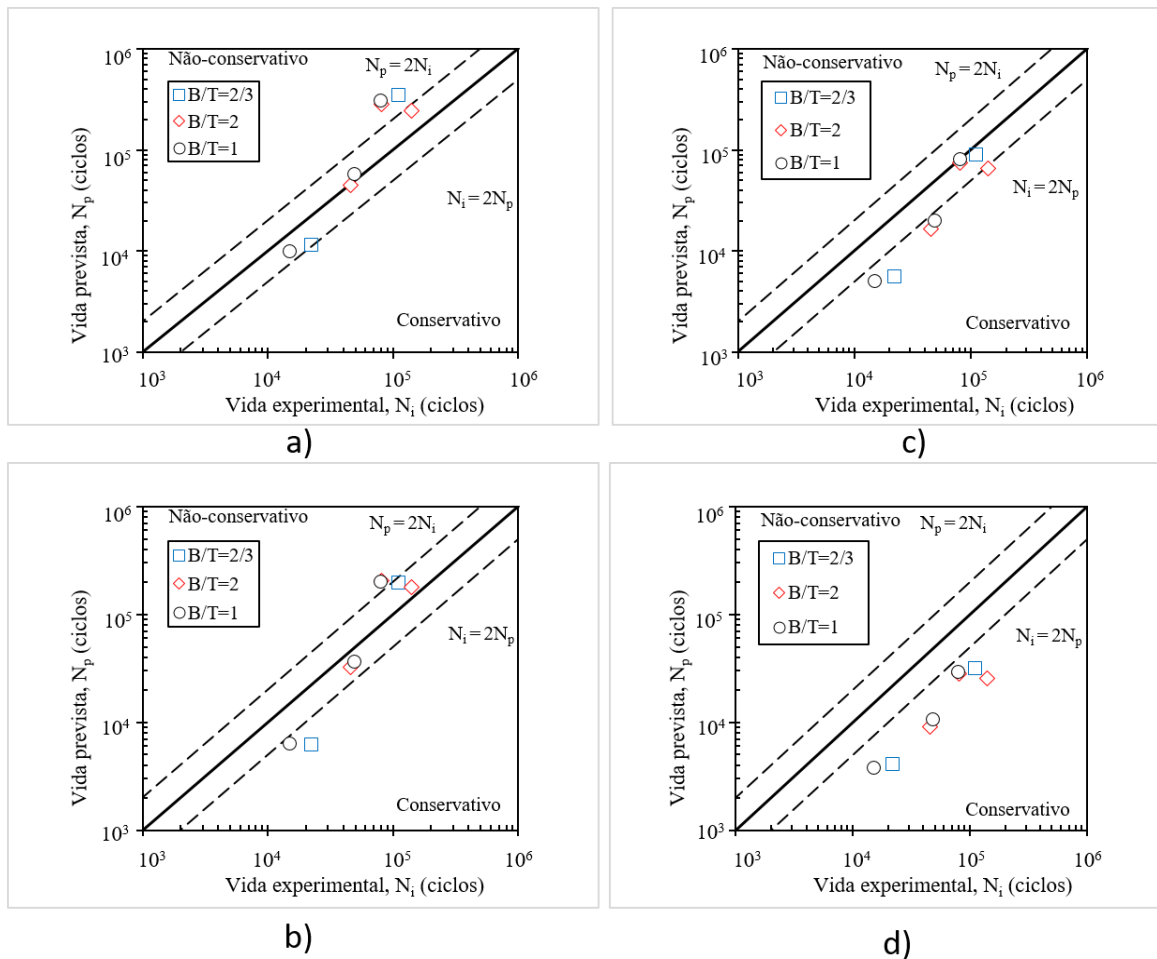


Figura 4.19. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: a) Método 1, Ponto (Modelo CM); b) Método 3 (Modelo CM); c) Método 1, Linha (Modelo SWT); d) Método 1, Ponto (Parâmetro SWT)

Tendo em consideração que o modelo Coffin-Manson apresenta os melhores resultados em termos de previsão da vida de iniciação, na Figura 4.20 faz-se um estudo estatístico com base na função de densidade de probabilidade quantificada a partir do erro definido como a razão entre o número de ciclos de iniciação obtido experimentalmente e o número de ciclos previsto. Este estudo tem como objetivo observar qual dos três métodos (Método 1, Método 2, Método 3) conduz a melhores resultados. Mas também é possível fazer a comparação entre a qualidade das previsões originadas pelos métodos ESED e TCD. É de notar que o Método 1 (Método do Ponto e Linha) apresenta menor variabilidade do que os restantes e que todos os métodos considerados, para o Modelo CM, apresentam um valor de média próximo do ideal ($N_i/N_p = 1$), ao contrário do que ocorre nos restantes modelos, como por exemplo o Modelo DEDT e SWT (ver Tabela B.4). Também é de assinalar que há pouca diferença entre os métodos, ESED e TCD.

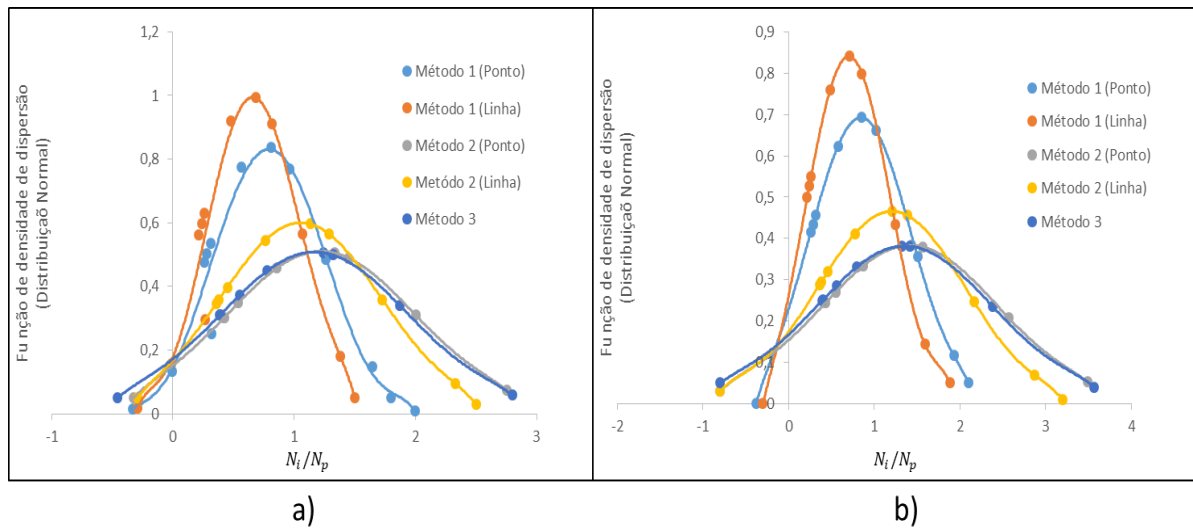


Figura 4.20. Distribuição normal relativa aos valores da razão de vidas experimental e prevista para o método CM: a) ESED; b) TCD.

Os valores da média, desvio padrão e desvio médio, para todos os modelos e métodos, considerando a ESED, estão apresentados na Tabela B.4.

5. CONCLUSÃO E INVESTIGAÇÕES FUTURAS

A dissertação e todo o conteúdo exposto nos capítulos anteriores teve como objetivo o estudo do comportamento e previsão da vida à fadiga de componentes concebidos a partir de uma liga de alta resistência AISI 18Ni300, obtidos por fabrico aditivo, por SLM, com perfil tubular e com a presença de um entalhe severo circular, correspondente a uma região de grande concentração de tensões e onde seria mais propícia a falha por fadiga. Relativamente ao carregamento, foram consideradas três diferentes razões entre tensões normais e tensões de corte (σ/τ), com os valores de 2, 4 e 4/3.

O trabalho experimental realizado através da máquina servo-hidráulica permitiu verificar o comportamento à fadiga do material junto à região entalhada. Foram analisados os locais de iniciação das fendas, os ângulos de iniciação, e a vidas de fadiga. Após os ensaios foram efetuadas observações por SEM das superfícies de fratura para tentar perceber os mecanismos de falha. Para complementar o trabalho experimental, foi também desenvolvido um modelo numérico linear-elástico tridimensional de elementos finitos no *software* ANSYS. Este modelo teve como objetivo principal a análise do estado de tensão-deformação na zona do entalhe. Com base nestes modelos foi possível prever os locais de iniciação e os ângulos de iniciação para as diferentes relações B/T, dados pela coordenada com valor máximo da primeira tensão principal e pela primeira direção principal calculada no nó com maior valor de tensão principal, respetivamente. As previsões de vida de iniciação foram efetuadas com a aplicação do modelo da Densidade de Energia de Deformação Total (DEDT), Modelo Smith-Watson-Topper (SWT), parâmetro SWT e Modelo de Coffin-Manson (CM). O efeito do entalhe foi contabilizado recorrendo à Teoria das Distâncias Críticas (TCD), e ao método de Densidade de Energia de Deformação Equivalente (ESED).

É também importante realçar as seguintes conclusões:

- O modelo numérico e os ensaios experimentais apresentaram correlação satisfatória para com resultados dos locais e ângulos de iniciação das fendas;
- Ocorreu o aparecimento de duas fendas, quase diametralmente opostas, em todos os ensaios experimentais realizados;

- As trajetórias e locais de iniciação das fendas por fadiga parecem ser controlados pela distribuição das tensões principais ao longo das superfícies do entalhe;
- A diminuição da relação B/T, isto é, maiores tensões de corte, leva a maiores valores de α e β (ângulo de iniciação e ângulo do local de iniciação no entalhe);
- As trajetórias das fendas apresentaram algum serrilhado e trajetória irregular;
- Verificou-se, numericamente, para o material e a geometria em questão, que os ângulos de iniciação e posição no entalhe para flexão e para torção, apresentam valores perto de 0° e 45° , respetivamente;
- É possível visualizar-se na superfície de fratura das amostras experimentais diversos defeitos, podendo estes facilitar o processo de nucleação de fendas e, conseqüentemente, potencializar a falha por fadiga;
- O aparecimento e propagação da fenda verificou-se mais rápida para relações B/T com maior tensão de corte e mais lenta para relações B/T com menor tensão de corte;
- Nas previsões da vida à fadiga verificou-se que o modelo de Coffin-Manson proporciona melhores resultados comparativamente com os outros modelos utilizados. Neste modelo, a maioria dos valores de previsão de vida estava localizada dentro de bandas de dispersão de 2. O Parâmetro SWT, o Modelo SWT e o Modelo DEDT apresentam previsões, na maioria das vezes, numa zona conservativa;
- Constatou-se que o método da Densidade Energia de Deformação Equivalente apresenta resultados muito semelhantes quando comparado com a Teoria das Distâncias Críticas. Este facto pode ser explicado pela quase inexistência de deformação plástica para os carregamentos aplicados;
- Para o melhor método, sendo este o modelo CM, o Método 1 apresenta menor variabilidade nos valores da razão entre o número de ciclos obtidos experimentalmente e previstos, relativamente aos outros métodos propostos. Em termos da média da razão de ciclos, todos os métodos, para o modelo CM, apresentam valores próximos do valor ideal, igual a um, ao contrário do que ocorre nos outros modelos, como é o caso dos modelos DEDT e SWT.

No decorrer da presente dissertação foram abordadas diferentes questões. Apesar disto, existe um conjunto de diversos tópicos de pesquisa relevantes que podem merecer investigação futura, tais como:

- Efetuar um maior número de ensaios para cada relação B/T de modo a que seja possível aprofundar as conclusões retiradas no trabalho;
- Estudar o comportamento à fadiga para diferentes planos de aplicação da carga relativamente à posição do entalhe para se poder avaliar o efeito da respetiva orientação do carregamento;
- Estudar o comportamento à fadiga de peças entalhadas do mesmo material estudado com diferentes geometrias de entalhe;
- Analisar o efeito na vida à fadiga das variáveis de pós-processamento, nomeadamente tratamentos térmicos e acabamento superficial. Estudar igualmente o efeito da sequência de aplicação das variáveis de pós-processamento bem como das variáveis de impressão;
- Estudar o efeito na vida à fadiga do tipo de carregamento, nomeadamente outras combinações multiaxiais, e estender o estudo a carregamentos não proporcionais;
- Efetuar novas previsões para vida à fadiga, utilizando outros modelos, nomeadamente, modelos baseados no plano crítico.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abe, F.; Osakada, K.; Shiomi, M.; Uematsu, K.; Matsumoto, M. (2001). The manufacturing of hard tools from metallic powders by selective laser melting. *J. Mater. Process. Technol.* 2001, 111, 210–213.
- Almeida, P. (2018). “Fatigue behaviour of notched DIN 34CrNiMo6 components subjected to bending-torsion”. Master’s thesis in Mechanical Engineering in the specialty of Mechanical Construction, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Sciences and Technology, University of Coimbra, Coimbra.
- ASTM . (2013). ASTM E1823-13, Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- Attar, Elham. (2011). “Simulation of Selective Electron Beam Melting Process” Dissertation for the PhD at the Technical College of Erlangen, Germany.
- Bairstow L. (1910). The elastic limits of iron and steel under cyclic variation of stress. *Philosophical Transactions of the Royal Society A* 210, 35-55.
- Basquin OH. (1910). “The exponential law of endurance tests”. *American Society for Testing and Materials, ASTM 10 (II)*, 625-630.
- Bian, L., Thompson, S. M., Shamsaei, N., Yadollahi, A., & Elwany, A. (2016). Effects of building orientation and heat treatment on fatigue behavior of selective laser melted 17-4 PH stainless steel. *International Journal of Fatigue*, 94, 218–235. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.03.014>
- Branco CM, Ferreira JM, Costa JD, Ribeiro A. (2012). “Design of machinery parts” (In Portuguese). 3ª Ed., Calouste Gulbenkian Foundation.
- Branco R, Costa JD, Antunes FV. (2012(b)). Low-cycle fatigue behaviour of 34CrNiMo6 high strength steel. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 58, 28-34.
- Branco R. (2013). “Fatigue life prediction of notched components subjected to complex loading”. PhD thesis in Mechanical Engineering in the specialty of Mechanical

- Construction, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Sciences and Technology, University of Coimbra, Coimbra.
- Branco R., Silva J., Martins Ferreira J., Costa J.D., Capela C., Berto F., Santos L. (2019(b)). (In publication). Fatigue behaviour of maraging steel samples produced by SLM under constant and variable amplitude loading. *First International Symposium on Risk and Safety of Complex Structures and Components*, University of Porto, Porto, July 1-2.
- Branco, C. M. (2006). “Mechanics of the materials” (In Portuguese), Edition Calouste Gulbenkian Foundation, 4th Edition.
- Branco, R., Prates, P. A., Costa, J. D., Borrego, L. P., Berto, F., Kotousov, A., & Antunes, F. V. (2019(a)). Rapid assessment of multiaxial fatigue lifetime in notched components using an averaged strain energy density approach. *International Journal of Fatigue*, 124 (December 2018), 89–98. <https://doi.org/10.1016/J.IJFATIGUE.2019.02.005>
- Branco, R., Razavi, S., Ferreira, J., Berto, F., Capela, C., Santos, L., Antunes, F. (2018). Low-Cycle Fatigue Behaviour of AISI 18Ni300 Maraging Steel Produced by Selective Laser Melting. *Metals*, 8(1), 32. <https://doi.org/10.3390/met8010032>
- Brown MW, Miller KJ. (1973). “A theory for fatigue failure under multiaxial stress-strain conditions”. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 187, 745-755. doi:10.1243/pime_proc_1973_187_069_02
- Campbell FC. (2008). “Elements of metallurgy and engineering alloys”. Materials Park, OH: ASM International.
- Casati, R., Lemke, J., & Vedani, M. (2017). Microstructural and Mechanical Properties of As Built, Solution Treated and Aged 18 Ni (300 grade) Maraging Steel Produced by Selective Laser Melting. *Metallurgia Italiana*, 109(1), 11–20.
- Chen, L. L., Pan, W. F., Hung, C. Y. (1999). “Fatigue Life Estimation under Multiaxial Coffin LF (1954). “A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal”. *Transactions of ASME*, 76, 931-950.
- Croccolo, D., Fini, S., De Agostinis, M., Robusto, F., Olmi, G., Bogojević, N., Ćirić Kostić, S., Vranić, A. (2018). Fatigue Response of As-Built DMLS Maraging Steel and

- Effects of Aging, Machining, and Peening Treatments. *Metals*, 8(7), 505. <https://doi.org/10.3390/met8070505>
- Dowling, N. E. (1993). “Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue, Prentice Hall.
- El Haddad MH, Dowling NE, Topper TH, Smith KN. (1980). “J-integral applications for short fatigue cracks at notches”. *International Journal of Fracture*, 16(1), 15-30. doi:10.1007/bf00042383
- Ellyin F. (1997). “Fatigue damage, crack growth and life prediction”. 1ª Ed., Chapman & Hall.
- Ewing JA, Humfrey JC. (1903). “The fracture of metals under repeated alternations of stress”. *Philosophical Transactions of the Royal Society*, 200, 241-250.
- Farahmand B, Bockrath G, Glassco J. (1997). “Fatigue and fracture mechanics of high risk parts: *Application of LEFM & FMDM theory*”. Chapman & Hall, New York.
- Fatemi A, Socie D. (1988). A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 11, 149-165.
- Fatemi, A., & Shamsaei, N. (2011). Multiaxial fatigue: An overview and some approximation models for life estimation. *International Journal of Fatigue*, 33(8), 948–958. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2011.01.003>
- Glinka G. (1985). “Calculation of inelastic notch-tip strain-stress histories under cyclic loading”. *Engineering Fracture Mechanics*, 22(5), 839-854. doi:10.1016/0013-7944(85)90112-2
- Golos K, Ellyin F. (1987). Generalization of cumulative damage criterion to multilevel cyclic loading. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 7, 169-176.
- Golos K, Ellyin F. (1988). A total strain energy density theory for cumulative damage. *Journal of Pressure Vessel Technology* 110, 36-41.
- Hobbacher A. (1996). “Fatigue design of welded joints and components”. doi:10.1533/9780857093189

-
- Ince A, Glinka G. (2016). “Innovative computational modeling of multiaxial fatigue analysis for notched components”. *International Journal of Fatigue*, 82, 134-145. doi:10.1016/j.ijfatigue.2015.03.019
- Ince, A. (2012). Development of Computational Multiaxial Fatigue Modelling For Notched Components.
- Irwin G. (1957). Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate, *Journal of Applied Mechanics* 24, 361–364.
- Karolczuk A, Macha E. (2005). A review of critical plane orientations in multiaxial fatigue failure criteria of metallic materials. *International Journal of Fracture* 134, 267-304.
- Kempen, K., Yasa, E., Thijs, L., Kruth, J. P., & Van Humbeeck, J. (2011). Microstructure and mechanical properties of selective laser melted 18Ni-300 steel. *Physics Procedia*, 12(PART 1), 255–263. <https://doi.org/10.1016/j.phpro.2011.03.033>
- Koh SK. (2002). Fatigue damage evaluation of a high pressure tube steel using cyclic strain energy density. *Pressure Vessels and Piping* 79, 791-798.
- Manson SS. (1954). “Behavior of materials under conditions of thermal stress”. NACA TN-2933, National Advisory Committee for Aeronautics. Loadings”, *International Journal of Fatigue* 21: 3-10.
- Molski K, Glinka G. (1981). “A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root”. *Materials Science and Engineering*, 50(1), 93-100. doi:10.1016/0025-5416(81)90089-6
- Morin A. (1853). “Lessons of practical mechanics-resistance of materials”. Paris, Library by L. Hachette et Cie, pp. 456.
- Morrow JD. (1965). Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals. *International Friction, Damping and Cyclic Plasticity*, American Society for Testing and Materials, ASTM STP 378, Philadelphia, 45-87.
- Paris P, Erdogan F. (1963). “A Critical Analysis of Crack Propagation Laws”. *Journal of Basic Engineering*, 85(4), 528. doi:10.1115/1.3656900
- Polák J. (1991). “Cyclic plasticity and low cycle fatigue life of metals”. *Materials Science Monographs* 63, Elsevier ISBN 0-444-98839-4.
-

-
- Reis, L. (2004). “Mechanical Behavior of Steels in Multiaxial Fatigue with Constant and Synchronous Load Amplitude”, University of Lisbon, Instituto Superior Técnico, PhD Thesis.
- Ribeiro, A. S., Silva, A. L. L., & Abilio, M. P. (2011). Evolution of Fatigue History. *21st Brazilian Congress of Mechanical*, (March 2016), 5–7.
- Santos, L. M. S., Borrego, L. P., Ferreira, J. A. M., de Jesus, J., Costa, J. D., & Capela, C. (2019). “Effect of heat treatment on the fatigue crack growth behaviour in additive manufactured AISI 18Ni300 steel”. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 102(October 2018), 10–15. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2019.04.005>
- Smith R, Watson P, Topper T. (1970). “A stress-strain parameter for the fatigue of metals”. *Journal of Materials*, 5, 767-778.
- Smith RW, Hirschberg MH, Manson SS. (1963). “Fatigue behavior of materials under strain cycling in low and intermediate life range”. NASA TN D-1574, National Aeronautics and Space Administration, Washington D.C.
- Socie D, Marquis G. (2000). “Multiaxial Fatigue”. Society of Automotive Engineers, ISBN 0-7680-0453-5.
- Socie, D. (1987). Multiaxial fatigue damage models. *Journal of Engineering. Materials and Technology* 109, 293-298.
- Suresh S. (1998). “Fatigue of materials”. 2ª Ed., Cambridge University Press.
- Susmel L, Taylor D. (2011). “The Theory of Critical Distances to estimate lifetime of notched components subjected to variable amplitude uniaxial fatigue loading”. *International Journal of Fatigue*, 33(7), 900-911. doi:10.1016/j.ijfatigue.2011.01.012
- Taylor D, Bologna P, Bel Knani K. (2000). “Prediction of fatigue failure location on a component using a critical distance method”. *International Journal of Fatigue*, 22(9), 735-742. doi:10.1016/s0142-1123(00)00062-1
- Taylor D. (2008). The theory of critical distances. *Engineering Fracture Mechanics* 75, 1696-1705.
-

- Tofail, S. A. M., Koumoulos, E. P., Bandyopadhyay, A., Bose, S., Donoghue, L. O., & Charitidis, C. (2018). “Additive manufacturing: scientific and technological challenges, market uptake and opportunities”. *Materials Today*, 21(1), 22–37. <https://doi.org/10.1016/j.mattod.2017.07.001>
- Vieira, A. (2017). “Fatigue life prediction of notched components subjected to multiaxial loading”. Master’s thesis in Mechanical Engineering in the specialty of Mechanical Construction, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Sciences and Technology, University of Coimbra, Coimbra.
- Wang, Y., Bergström, J., & Burman, C. (2006). Four-point bending fatigue behaviour of an iron-based laser sintered material. *International Journal of Fatigue*, 28(12), 1705–1715. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2006.01.007>
- Wehner T, Fatemi A. (1991). “Effects of mean stress on fatigue behaviour of a hardened carbon steel”. *International Journal of Fatigue*, 13(3), 241-248. doi:10.1016/0142-1123(91)90248-w
- Wohler, A. (1860). “Attempts to determine the forces acting on the railway car axles and the resilience of the car axles”. *Journal of Construction*. X, 583-616.
- Yasa E, Kempen K, , Thijs L, Kruth JP, and Van Humbeeck J. (2010). “Microstructure and Mechanical Properties of Maraging Steel 300 after Selective Laser Melting.”. *The Step of Asclepius* 9, 76-99.
- Yuan X, Yu W, Fu S, Yu D, Chen X. (2016). “Effect of mean stress and ratcheting strain on the low cycle fatigue behavior of a wrought 316LN stainless steel”. *Materials Science and Engineering A*, 677, 193-202. doi:10.1016/j.msea.2016.09.053
- Zarrin-Ghalami, T., & Fatemi, A. (2013). Multiaxial fatigue and life prediction of elastomeric components. *International Journal of Fatigue*, 55, 92–101. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2013.05.009>
- Zhang X, Wang Z. (2003). “Fatigue life improvement in fatigue-aged fastener holes using the cold expansion technique”. *International Journal of Fatigue*, 25(9-11), 1249-1257. doi:10.1016/s0142-1123(03)00152-x

ANEXO A

Para a previsão de possíveis tensões normais e de corte máximas no provete sujeito aos carregamentos propostos e para auxiliar o procedimento experimental numa fase inicial, foram utilizadas as seguintes equações, que consideram um provete liso (sem entalhe):

$$\sigma_{max} = \frac{M_F - \left(\frac{D_{ext}}{2}\right)}{I_y} \quad (0.1)$$

$$\tau_{max} = \frac{M_T - \left(\frac{D_{ext}}{2}\right)}{I_p} \quad (0.2)$$

em σ_{max} o valor de tensão normal máximo, τ_{max} o valor da tensão de corte máximo I_y e I_p correspondem aos valores de inércia para ambas tensões normal e corte, e D_{ext} corresponde ao diâmetro exterior do provete. Os valores de momento de inércia para uma secção circular podem ser calculados da seguinte forma:

$$I_y = \frac{\pi - (D_{ext}^4 - D_{int}^4)}{64} \quad (0.3)$$

$$I_p = \frac{\pi - (D_{ext}^4 - D_{int}^4)}{32} \quad (0.4)$$

em que D_{int} corresponde ao diâmetro interno do provete.

APÊNDICE A

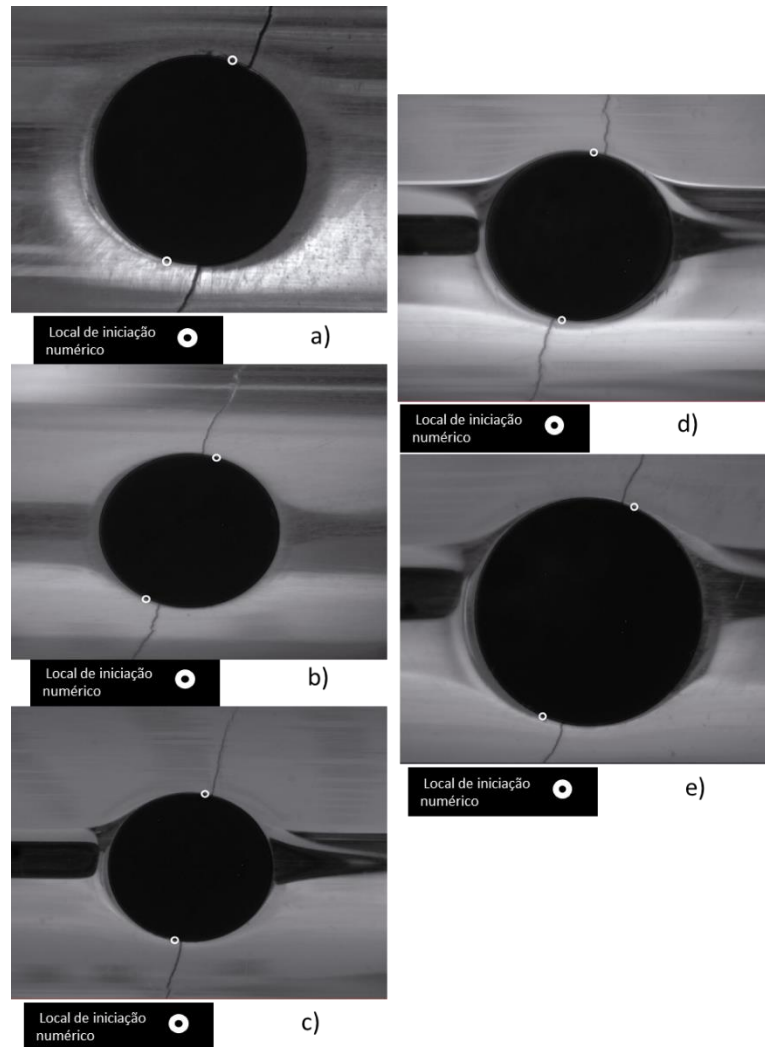


Figura A.1. Local de iniciação numérico versus local de iniciação experimental: a) B=T (BT1_1); b) B=T (BT1_3); c) B=2T (BT2_1); d) B=2T (BT2_3); e) B=2T/3 (BT3_2).

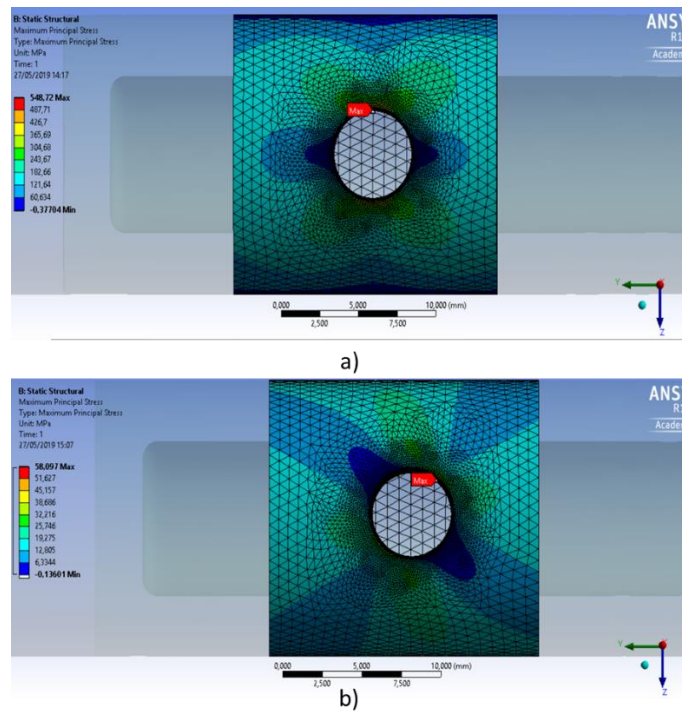


Figura A.2. Distribuição da primeira tensão principal ao longo do entalhe, por ANSYS: a) Flexão Pura; b) Torção.

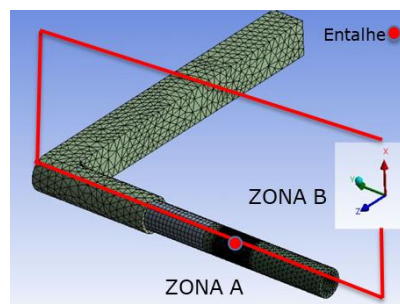


Figura A.3. Sistema de coordenadas por Zonas (Obtido pelo modelo numérico).

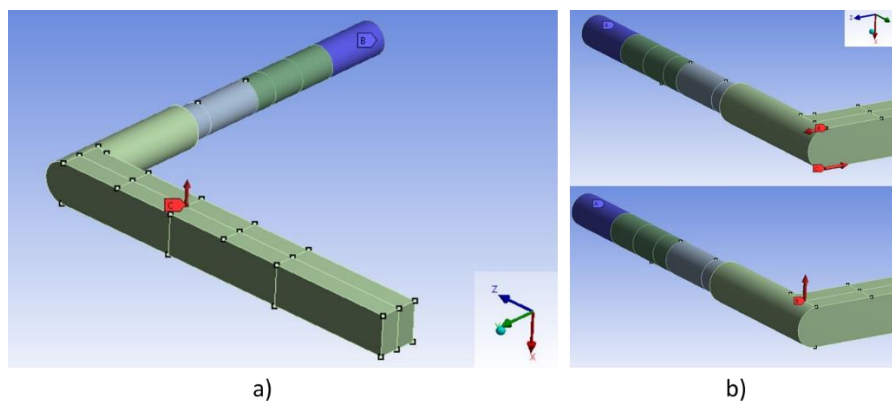


Figura A.4. Visualização da aplicação das cargas no modelo numérico: a) Sistema que simula os ensaios experimentais (Referência do provete: $B=2T$); b) Sistema que simula apenas momentos de torção ou flexão, respetivamente.

APÊNDICE B

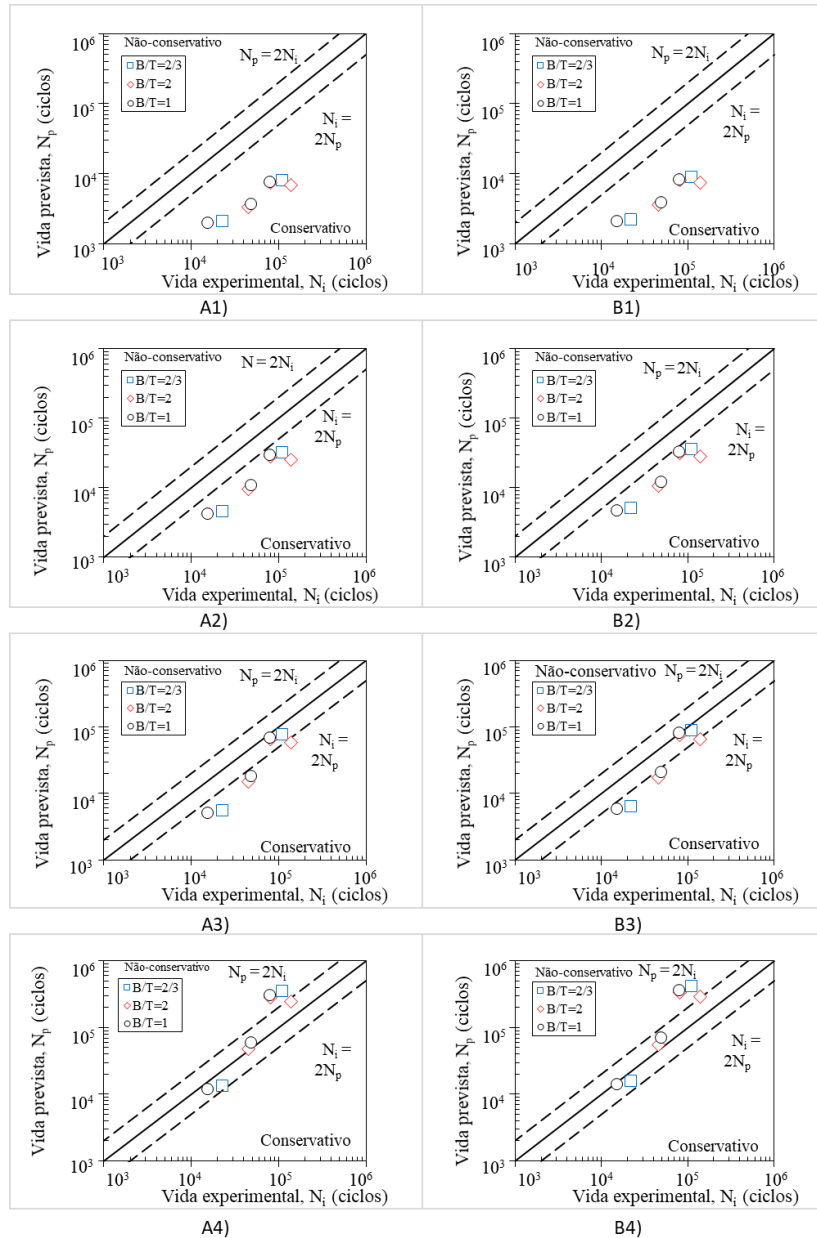


Figura B.1. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por ESED: A1) Método 1, Método Ponto, DEDT; A2) Método 1, Método Ponto, Parâmetro SWT; A3) Método 1, Método Ponto, Modelo SWT; A4) Método 1, Método Ponto, Modelo CM; B1) Método 1, Método Linha, DEDT; B2) Método 1, Método Linha, Parâmetro SWT; B3) Método 1, Método Linha, Modelo SWT; B4) Método 1, Método Linha, Modelo CM.

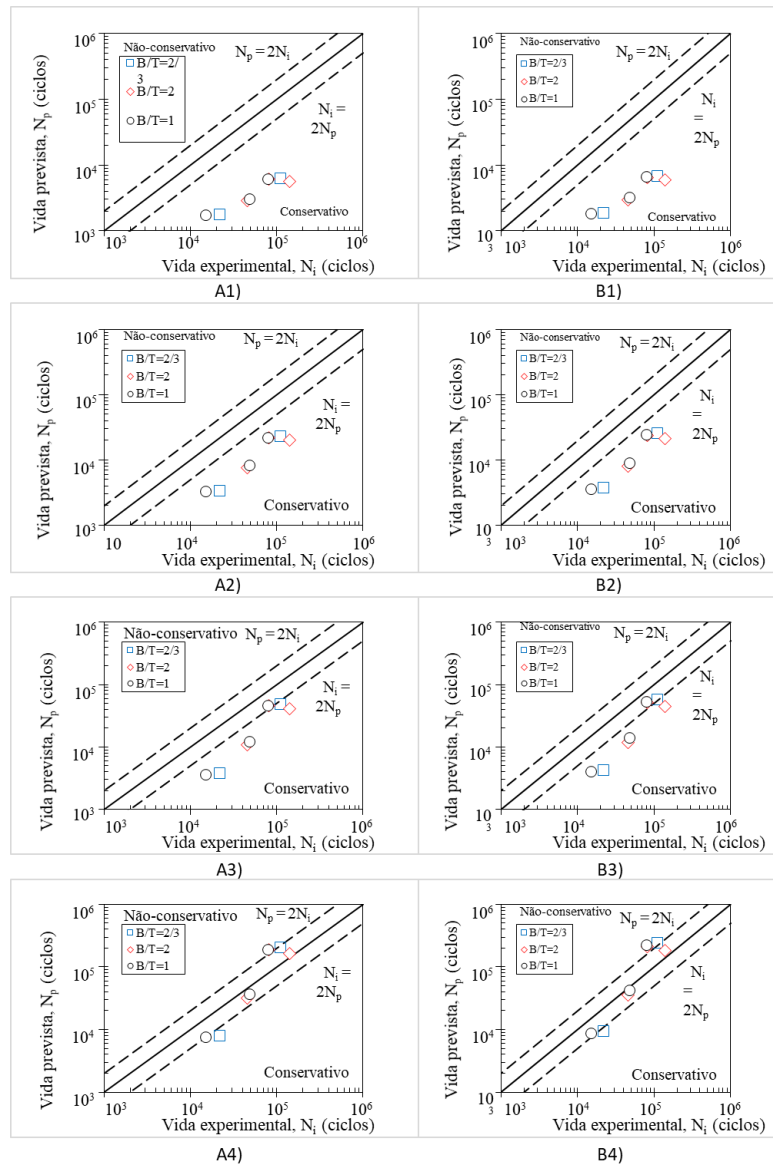


Figura B.2. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por ESED: A1) Método 2, Método Ponto, DEDT; A2) Método 2, Método Ponto, Parâmetro SWT; A3) Método 2, Método Ponto, Modelo SWT; A4) Método 2, Método Ponto, Modelo CM; B1) Método 2, Método Linha, DEDT; B2) Método 2, Método Linha, Parâmetro SWT; B3) Método 2, Método Linha, Modelo SWT; B4) Método 2, Método Linha, Modelo CM.

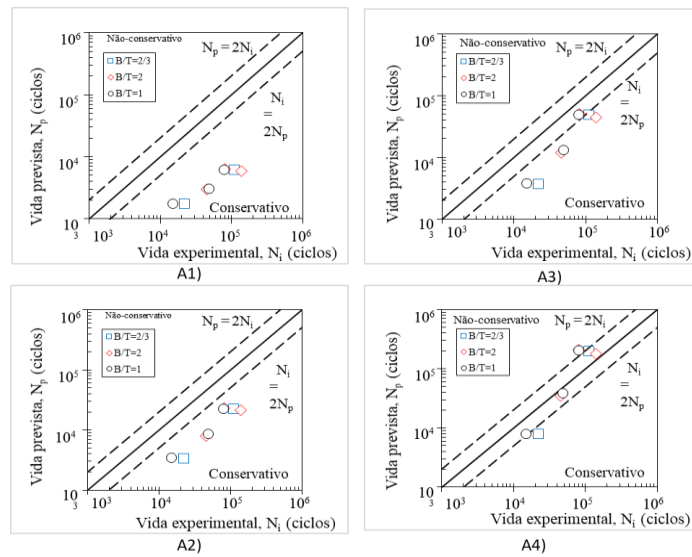


Figura B.3. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por ESED: A1) Método 3, DEDT; A2) Método 3, Parâmetro SWT; A3) Método 3, Modelo SWT; A4) Método 3, Modelo CM.

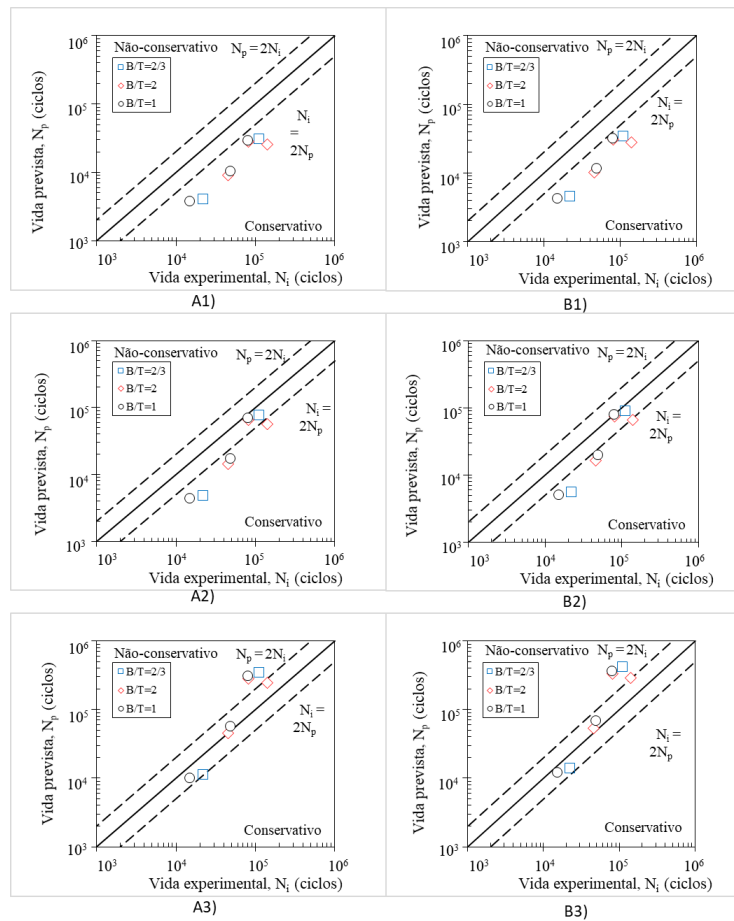


Figura B.4. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: A1) Método 1, Método Ponto, Parâmetro SWT; A2) Método 1, Método Ponto, Modelo SWT; A3) Método 1, Método Ponto, Modelo CM; B1) Método 1, Método Linha, Parâmetro SWT; B2) Método 1, Método Linha, Modelo SWT; B3) Método 1, Método Linha, Modelo CM.

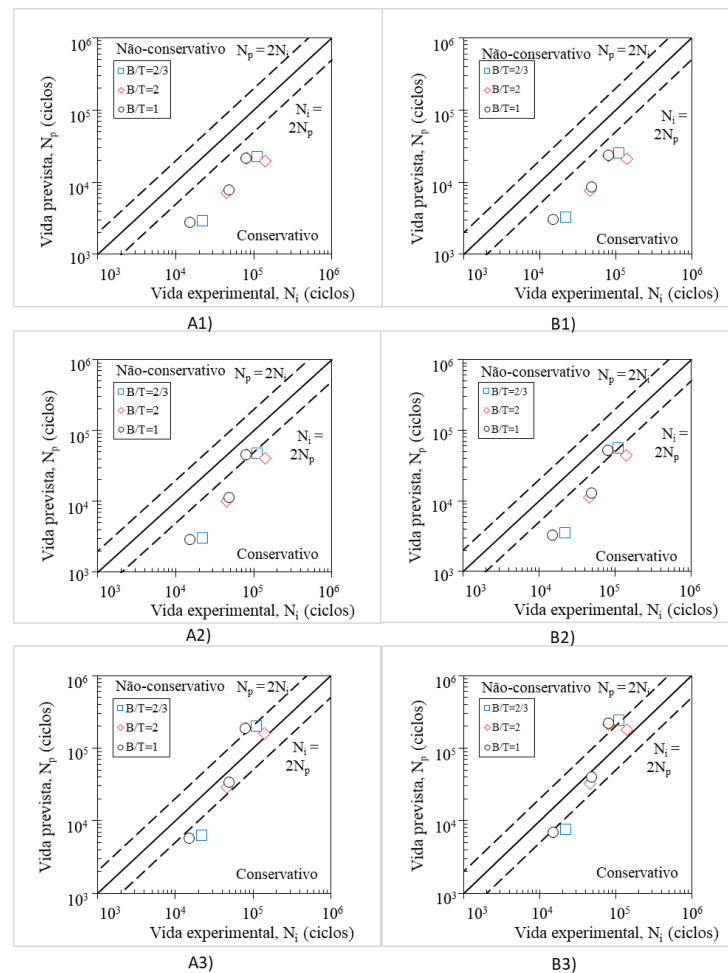


Figura B.5. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: A1) Método 2, Método Ponto, Parâmetro SWT; A2) Método 2, Método Ponto, Modelo SWT; A3) Método 2, Método Ponto, Modelo CM; B1) Método 2, Método Linha, Parâmetro SWT; B2) Método 2, Método Linha, Modelo SWT; B3) Método 1, Método Linha, Modelo CM.

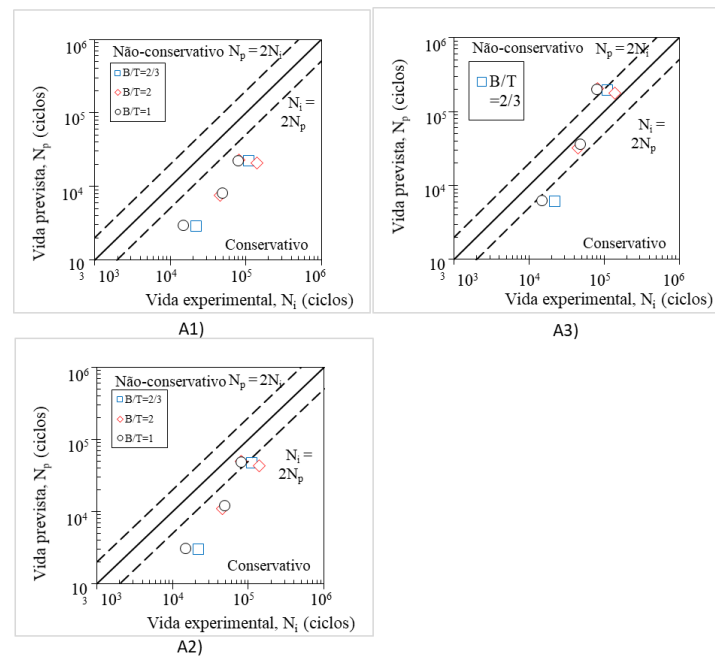


Figura B.6. Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: Vida de iniciação experimental versus vida de iniciação prevista obtida por TCD: A1) Método 3, Parâmetro SWT; A2) Método 3, Modelo SWT; A3) Método 3, Modelo CM.

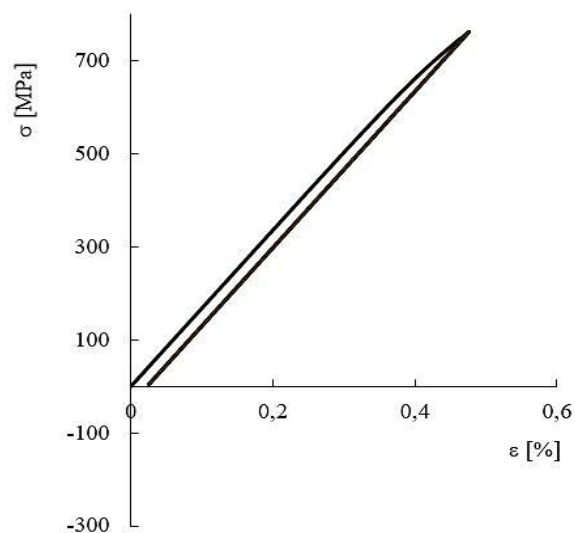


Figura B.7. Circuito de histerese obtido para o ensaio pelo Método 1, Método do Ponto e aplicando o método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (Referência do provete: BT1_3).

Tabela B.1. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, com a utilização do método do ponto (Densidade de Energia de Deformação Equivalente)

Referência do provete	$\sigma_{máx}^1$ [MPa]	σ_m^1 [MPa]	$\Delta\varepsilon/2^1$	$\sigma_{máx}^2$ [MPa]	σ_m^2 [MPa]	$\Delta\varepsilon/2^2$
BT1_1	550,4815	287,61869	0,001565	580,6878	302,92682	0,001653
BT1_2	654,2533	338,84205	0,001878	687,165	353,86608	0,001984
BT1_3	762,0766	383,62608	0,002253	793,0862	393,20178	0,002381
BT2_1	555,3788	290,11513	0,001579	580,4102	302,78726	0,001653
BT2_2	564,5238	294,76276	0,001606	589,8495	307,52111	0,001681
BT2_3	669,7058	346,00346	0,001927	696,9095	358,13273	0,002017
BT3_1	754,1107	380,85651	0,002222	788,7107	391,97822	0,002362
BT3_2	543,0645	283,82878	0,001543	576,2716	300,70331	0,00164

[1] Método 1, Método do Ponto; [2] Método 2, Método do Ponto.

Tabela B.2. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, com a utilização do método da linha (Densidade de Energia de Deformação Equivalente)

Referência do provete	$\sigma_{máx}^1$ [MPa]	σ_m^1 [MPa]	$\Delta\varepsilon/2^1$	$\sigma_{máx}^2$ [MPa]	σ_m^2 [MPa]	$\Delta\varepsilon/2^2$
BT1_1	540,1927	282,35857	0,001535	570,7887	297,93521	0,001624
BT1_2	642,8357	333,44582	0,001842	676,5058	349,09683	0,001949
BT1_3	750,9574	379,72914	0,00221	783,209	390,37691	0,002339
BT2_1	545,4734	285,06081	0,00155	573,2006	299,15391	0,001631
BT2_2	554,4895	289,66214	0,001576	582,5547	303,86511	0,001659
BT2_3	658,7183	340,92903	0,001892	689,1612	354,74766	0,001991
BT3_1	742,4856	376,61796	0,002178	777,4913	388,64147	0,002315
BT3_2	532,5168	278,42203	0,001512	565,1769	295,09394	0,001608

[1] Método 1, Método da Linha; [2] Método 2, Método da Linha.

Tabela B.3. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, Método 3 (Densidade de Energia de Deformação Equivalente)

Referência do provete	$\sigma_{máx}^1$ [MPa]	σ_m^1 [MPa]	$\Delta\varepsilon/2^1$
BT1_1	576,5155	300,82626	0,001641
BT1_2	682,3245	351,71287	0,001968
BT1_3	788,6164	391,95136	0,002362

BT2_1	574,6272	299,87397	0,001635
BT2_2	584,0004	304,59097	0,001663
BT2_3	690,7018	355,42546	0,001996
BT3_1	789,9293	392,32353	0,002367
BT3_2	577,4949	301,31979	0,001644

[1] Método 3

Tabela B.4. Resultados estatísticos da razão entre o número de ciclos experimentais e previstos, para diferentes condições de carregamento, relativos aos métodos de previsão utilizados (Densidade de Energia de Deformação Equivalente).

Razão N_i/N_p	Média	Desvio padrão	Desvio médio
Modelo DEDT			
N_i/N_{p1P}^1	12,51	3,54	2,66
N_i/N_{p2P}^2	15,26	4,37	3,32
N_i/N_{p1L}^3	11,60	3,24	2,43
N_i/N_{p2L}^4	14,37	4,12	3,11
N_i/N_{p3}^5	14,89	4,18	3,22
Parâmetro SWT			
$N_i/N_{pSWT11P}^6$	3,99	0,93	0,86
$N_i/N_{pSWT12P}^7$	5,27	1,18	1,08
$N_i/N_{pSWT11L}^8$	3,60	0,85	0,78
$N_i/N_{pSWT12L}^9$	4,84	1,10	1,02
N_i/N_{SWT13}^{10}	5,10	1,15	1,03
Modelo SWT			
N_i/N_{SWT21P}^{11}	2,34	0,92	0,80
N_i/N_{SWT22P}^{12}	3,40	1,33	1,13
N_i/N_{SWT21L}^{13}	2,04	0,81	0,71
N_i/N_{SWT22L}^{14}	3,02	1,19	1,02
N_i/N_{pSWT23}^{15}	3,26	1,34	1,10

Modelo CM			
N_i/N_{pCM1P}^{16}	0,76	0,47	0,40
N_i/N_{pCM2P}^{17}	1,22	0,78	0,66
N_i/N_{pCM1L}^{18}	0,64	0,39	0,34
N_i/N_{pCM2L}^{19}	1,05	0,66	0,56
N_i/N_{pCM3}^{20}	1,16	0,78	0,64

[1] DEDT, Método 1, Método Ponto; [2] DEDT, Método 2, Método Ponto; [3] DEDT, Método 1, Método Linha; [4] DEDT, Método 2, Método Linha; [5] DEDT, Método 3; [6] Parâmetro SWT, Método 1, Método Ponto ; [7] Parâmetro SWT, Método 2, Método Ponto; [8] Parâmetro SWT, Método 1, Método Linha ; [9] Parâmetro SWT, Método 2, Método Linha ; [10] Parâmetro SWT, Método 3 ; [11] Modelo SWT, Método 1, Método Ponto; [12] Modelo SWT, Método 2, Método Ponto ; [13] Modelo SWT, Método 1, Método Linha; [14] Modelo SWT, Método 2, Método Linha ; [15] Modelo SWT, Método 3; [16] Modelo CM; Método 1, Método Ponto ; [17] Modelo CM, Método 2, Método Ponto; [18] Modelo CM, Método 1, Método Linha ; [19] Modelo CM, Método 2, Método da Linha; [20] Modelo CM, Método 3.

Tabela B.5. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, com a utilização do método do ponto (Teoria das distâncias Críticas)

Referência do provete	$\sigma_{máx}^1$ [MPa]	σ_m^1 [MPa]	$\Delta\varepsilon/2^1$	$\sigma_{máx}^2$ [MPa]	σ_m^2 [MPa]	$\Delta\varepsilon/2^2$
BT1_1	552,23718	289,37228	0,001565	583,53873	305,77429	0,001653
BT1_2	662,65211	347,2297	0,001878	700,24647	366,92915	0,001984
BT1_3	795,18671	416,67783	0,002253	840,29548	440,31483	0,002381
BT2_1	557,28154	292,01553	0,001579	583,24883	305,62239	0,001653
BT2_2	566,73054	296,9668	0,001606	593,13535	310,80292	0,001681
BT2_3	680,07657	356,36012	0,001927	711,76077	372,96264	0,002017
BT3_1	784,25542	410,94984	0,002222	833,65967	436,83767	0,002362
BT3_2	544,61677	285,37919	0,001543	578,93183	303,36028	0,00164

[1] Método 1, Método do Ponto; [2] Método 2, Método do Ponto.

Tabela B.6. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, com a utilização do método da linha (Teoria das distâncias Críticas)

Referência do provete	$\sigma_{máx}^1$ [MPa]	σ_m^1 [MPa]	$\Delta\varepsilon/2^1$	$\sigma_{máx}^2$ [MPa]	σ_m^2 [MPa]	$\Delta\varepsilon/2^2$
BT1_1	541,672	283,83612	0,001535	573,2279	300,37141	0,001624
BT1_2	649,9984	340,59915	0,001842	687,8668	360,44219	0,001949
BT1_3	779,9941	408,71689	0,00221	825,4495	432,53553	0,002339

BT2_1	547,0893	286,6748	0,00155	575,735	301,68512	0,001631
BT2_2	556,3647	291,53511	0,001576	585,4899	306,79671	0,001659
BT2_3	667,6497	349,84842	0,001892	702,5892	368,15675	0,001991
BT3_1	768,7196	402,80909	0,002178	817,0681	428,14368	0,002315
BT3_2	533,8159	279,71952	0,001512	567,4069	297,32122	0,001608

[1] Método 1, Método da Linha; [2] Método 2, Método da Linha.

Tabela B.7. Previsão numérica e experimental para os ensaios de flexão combinada com torção, Método 3 (Teoria das distâncias Críticas)

Referência do provete	$\sigma_{máx}$ ¹ [MPa]	σ_m ¹ [MPa]	$\Delta\varepsilon/2$ ¹
BT1_1	579,1859	303,49341	0,001641
BT1_2	694,5981	363,96941	0,001968
BT1_3	833,5176	436,76325	0,002362
BT2_1	577,2193	302,46291	0,001635
BT2_2	587,0023	307,58922	0,001663
BT2_3	704,4029	369,1071	0,001996
BT3_1	835,4981	437,80101	0,002367
BT3_2	580,2068	304,02835	0,001644

[1] Método 3