



UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Joana Isabel Rodrigues da Costa Lavres

**PREVISÃO DE VIDA DE INICIAÇÃO DE FENDAS
POR FADIGA EM LIGAS DE ALTA RESISTÊNCIA
SUJEITAS A ESFORÇOS DE FLEXÃO-TORÇÃO**

**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**

outubro de 2020

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Previsão de vida de iniciação de fendas por fadiga em ligas de alta resistência sujeitas a esforços de flexão-torção

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

Fatigue crack initiation life prediction in high strength steels under bending-torsion loading

Autor

Joana Isabel Rodrigues da Costa Lavres

Orientadores

Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco

Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa

Júri

Presidente	Professor Doutor José António Martins Ferreira Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, outubro, 2020

“The only limit to our realization of tomorrow will be our doubts of today.”

Franklin D. Roosevelt

Agradecimentos

A realização da presente dissertação só foi possível graças ao incansável apoio e contributo de diversas pessoas, às quais estarei eternamente grata. Em particular, não podia deixar de prestar os mais sinceros agradecimentos:

Ao orientador, Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco, por toda a sua disponibilidade, confiança, dedicação, compreensão e, acima de tudo, pela sua interminável paciência. Só com a sua valiosa orientação e partilha de conhecimentos foi possível terminar todo este trabalho. Gostaria também de deixar um agradecimento ao professor Doutor José Domingos Moreira da Costa por todo o contributo prestado.

A toda a minha família, em especial à minha mãe, madrinha e avó, por me acompanharem durante toda a minha vida e tornarem oportunidades como esta possíveis. Por todo o amor que me dedicaram e por sempre me ensinarem a lutar a fim de alcançar os meus objetivos, o maior obrigada do mundo.

Ao Diogo, por sempre caminhar ao meu lado e tornar a minha vida mais bonita. Por todo o seu apoio inextinguível, pela sua generosidade, paciência e por tudo o que representa para mim.

A todos os meus amigos que me acompanharam ao longo destes cinco anos, que comigo partilharam bonitos momentos, preocupações e me auxiliaram quando mais precisei.

Resumo

O objetivo do presente trabalho traduz-se no estudo do comportamento à fadiga de peças entalhadas geradas a partir da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 e sujeitas a carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção. Propriedades como a elevada ductilidade, alta temperabilidade, elevada tenacidade e resistência garantem que a liga supracitada seja selecionada para uma vasta gama de componentes de engenharia. Com efeito, é usual esses mesmos componentes estarem sujeitos a condições de serviço severas e a carregamentos complexos. Além disso, devido a requisitos funcionais, é também usual apresentarem descontinuidades geométricas precursoras de fenómenos de concentração de tensões. A combinação de todos estes fatores torna a falha por fadiga suscetível, razão pela qual é imperativo encontrar uma metodologia de previsão de vida à fadiga exequível e fiável, a fim de reduzir o risco de falha inesperada em serviço.

Nesta dissertação pretende-se explorar o conceito de densidade de energia de deformação, assim como o seu potencial na previsão das vidas de iniciação das peças. Para além disto, pretende-se também explorar a capacidade do parâmetro Smith-Watson-Topper (SWT), parametrizando a sua evolução e tentando estabelecer uma possível relação com a vida à fadiga. O comportamento elasto-plástico do material, quer em termos de relações energéticas, quer em termos de parâmetro SWT, foi estudado com base em ensaios de fadiga oligocíclica. Estes ensaios foram realizados em controlo de deformação para amplitudes de deformação, $\Delta\varepsilon/2$, a variar entre 0,4% e 2%, num total de oito ensaios e com uma razão de deformação, R_ε , igual a -1. No que toca aos ensaios de fadiga multiaxial, mais concretamente aos carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção, foram consideradas duas razões entre o momento fletor (B) e o momento torsor (T): $B=2T$ e $B=T$. A orientação do momento fletor relativamente à raiz do entalhe foi igual a 0° , 45° e 90° , e a razão de tensão, R , foi de aproximadamente zero. As geometrias dos provetes utilizados nos ensaios de fadiga consistiram em barras de secção circular com entalhes laterais em forma de U.

O efeito do entalhe no comportamento à fadiga foi contabilizado com recurso à Teoria das Distâncias Críticas (TCD). As previsões de vida à fadiga foram obtidas com recurso aos modelos Smith-Watson-Topper (SWT), densidade de energia de deformação

plástica, densidade de energia de deformação total, parâmetro Smith-Watson-Topper (SWT) e, ainda, com base na deformação plástica cíclica. No que diz respeito às previsões de vida à fadiga, o modelo SWT e o modelo da densidade de energia de deformação total foram aqueles que deram melhores resultados, traduzindo-se em valores mais próximos das vidas experimentais e desvios-padrão inferiores.

Palavras-chave: Carregamento multiaxial, Carregamento combinado de flexão com torção, DIN 34CrNiMo6, Efeito do entalhe, Iniciação da fenda, Previsão de vida à fadiga.

Abstract

The main objective of the present work is the study of fatigue crack initiation behaviour in notched DIN 34CrNiMo6 steel bars under proportional bending-torsion loading. Properties such as high ductility, deep hardenability, toughness and strength make this alloy a prime choice for a vast range of engineering components. In fact, these components are often subjected to severe service conditions and complex loading. Furthermore, due functional requirements, they contain geometric discontinuities which are likely to cause stress concentration phenomena. The combination of all these factors makes these components susceptible to fatigue failure, reason why it is imperative to find reliable fatigue life prediction models in order to minimize the risk of unexpected failure.

In this dissertation, it is intended to explore the concept of strain energy density as well as its potential to predict the fatigue crack initiation life. In addition, it is also intended to explore the capacity of the Smith-Watson-Topper (SWT) parameter, parameterizing its evolution, and trying to establish a possible relationship with fatigue life. The elasto-plastic behavior of the material, in terms of both energy relationships and SWT parameter, was studied based on uniaxial low-cycle fatigue tests. These tests were performed in strain-controlled conditions, for total strain amplitudes, $\Delta\varepsilon/2$, varying between 0.4% and 2%, in a total of eight tests, and with a strain ratio, R_ε , equal to -1. With regard to the multiaxial proportional bending-torsion fatigue tests, two ratios of the bending moment (B) to the torsion moment (T) were considered, more specifically $B = 2T$ and $B = T$. The orientation of the bending moment with respect to the notch root was equal to 0° , 45° and 90° , and the stress ratio, R , was approximately equal to zero. The specimens used in experimental tests consisted of circular cross-section round bars with lateral U-shaped notches.

The notch effect on fatigue behavior was accounted for using the Theory of Critical Distances (TCD). Fatigue life predictions were obtained using the following approaches: Smith-Watson-Topper (SWT) model, plastic strain energy density model, total strain energy density model, a model based on the Smith-Watson-Topper (SWT) parameter, and a model based on the cyclic plastic strain. With regard to fatigue life predictions, the SWT model and

the total strain energy density model exhibited the best results, i.e. values closer to the experimental lives and lower standard deviations.

Keywords Multiaxial loading, Combined bending-torsion loading, DIN 34CrNiMo6, Notch effect, Crack initiation, Fatigue life prediction.

Índice

Índice de Figuras	viii
Índice de Tabelas	xi
Simbologia e Siglas	xii
Simbologia.....	xii
Siglas	xv
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Objetivos.....	2
1.2. Estrutura da dissertação	3
2. REVISÃO DE LITERATURA	4
2.1. Fenómeno da fadiga.....	4
2.1.1. Mecânica da Fratura	7
2.2. Fatores que influenciam a vida à fadiga	10
2.2.1. Efeito do carregamento.....	10
2.2.2. Efeito da geometria.....	13
2.3. Resposta tensão-deformação cíclica	15
2.4. Previsão de vida à fadiga em peças com entalhes e sujeitas a carregamentos multiaxiais	16
2.4.1. Modelos de previsão de vida com base nas tensões	17
2.4.2. Modelos de previsão de vida com base nas deformações	20
2.4.3. Modelos de previsão de vida baseados na energia	22
3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO	27
3.1. Material.....	27
3.2. Modelação do comportamento do material	28
3.3. Ensaio de fadiga oligocíclica.....	30
3.4. Ensaio de fadiga multiaxial	31
3.5. Modelos numéricos.....	33
4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS	36
4.1. Ensaio de fadiga oligocíclica.....	36
4.1.1. Densidade de energia de deformação	37
4.1.2. Densidade de energia de deformação total	40
4.1.3. Parâmetro de dano SWT.....	42
4.1.4. Deformação plástica acumulada.....	43
4.2. Ensaio de fadiga multiaxial	45
4.2.1. Ângulos de iniciação e trajetória de propagação de fenda à superfície do entalhe	45
4.3. Previsões de vida	49
4.3.1. Previsões baseadas na tensão efetiva local	51
5. CONCLUSÕES.....	56

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	58
----------------------------------	----

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Imagem representativa dos três estágios principais da falha por fadiga (adaptado de Almeida, 2018).	5
Figura 2.2. Esquemática dos dois primeiros estágios supracitados: nucleação e propagação de fendas por fadiga em componentes mecânicos devido à aplicação de carregamentos cíclicos (adaptado de Farahmand Bahram et al., 1997).	7
Figura 2.3. Ilustração esquemática dos três modos básicos de fratura: a) Modo I; b) Modo II; c) Modo III (adaptado de Brocks, 2018).	7
Figura 2.4. Regiões representativas da relação entre da/dN e ΔK (adaptado de Zerbst et al., 2012).	9
Figura 2.5. Fatores que afetam a vida à fadiga num componente (adaptado de Ellyin, 1996).	10
Figura 2.6. Tipos de carregamento: a) amplitude constante; b) amplitude aleatória; c) blocos de amplitude constante (adaptado de Branco, 2013).	11
Figura 2.7. Ilustração do efeito da tensão média: a) Efeito sobre a curva S-N; b) Diagrama de vida constante para carregamentos com uma tensão média diferente de zero (Suresh, 1998).	12
Figura 2.8. Curvas S-N obtidas para a liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 obtidas para provetes lisos ($K_T = 1$) e para provetes com entalhes ($K_T = 2$) (adaptado de MIL-HDBK-5H, 1998).	14
Figura 2.9. Representação da curva monótona e curva cíclica tensão-deformação da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6.	15
Figura 2.10. Teoria das Distâncias Críticas (TCD): a) Método do ponto; b) Método da Linha; c) Método da Área.	20
Figura 2.11. Interpretação gráfica do método da densidade de energia de deformação equivalente (Glinka, 1985).	23
Figura 2.12. Energia cíclica de deformação por densidade de estado de tensão uniaxial. ...	24
Figura 2.13. Obtenção da curva mestre de fadiga: a) determinação das respostas tensão-deformação do material; b) desenvolvimento de dois modelos numéricos capazes de descrever o comportamento plástico cíclico; c) estabelecimento de uma relação experimental de vida útil; d) definição da curva de vida (Branco et al., 2019). ...	26
Figura 2.14. Avaliação da vida em fadiga multiaxial: a) amostra entalhada submetida a carregamento multiaxial proporcional; b) determinação de um valor efetivo da densidade de energia de deformação total no local de iniciação; c) previsão da vida de iniciação da fenda;; (Branco et al., 2019).	26
Figura 3.1. Diagrama típico para metais, onde se denota a relação existente entre a tensão e a deformação (Barcelos, 2016).	28

Figura 3.2. Geometria dos provetes usados nos ensaios de fadiga oligocíclica (de acordo com a norma ASTM E606) (Branco, 2013). Dimensões em milímetros.	30
Figura 3.3. Geometria dos provetes com entalhes utilizados nos ensaios de fadiga multiaxial: a) secção transversal de 16mm; b) secção transversal de 14mm (Branco et al., 2017).	31
Figura 3.4. Carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção aplicados nos ensaios de fadiga realizados (Adaptado de Gordo, 2017).	32
Figura 3.5. Modelo físico considerado para replicar os ensaios multiaxiais de flexão-torção combinada (Branco et al., 2017).	34
Figura 3.6. Malha dos elementos finitos: a) modelo completo; b) região entalhada amplificada; c) detalhe da secção média da região entalhada (Branco, 2013).	34
Figura 4.1. Circuitos de histerese representativos, respetivamente, das seguintes amplitudes de deformação: a) $\Delta\varepsilon_2 = \pm 2,0\%$; b) $\Delta\varepsilon_2 = \pm 0,8\%$	36
Figura 4.2. Densidade de energia de deformação plástica versus número de reversões para as diferentes amplitudes de deformação analisadas.	37
Figura 4.3. Representação, para o circuito de histerese correspondente à meia-vida, da relação entre a densidade de energia de deformação plástica e o número de reversões até à rotura.	38
Figura 4.4. Densidade de energia de deformação plástica acumulada em função do número de reversões até à rotura para as diferentes amplitudes de deformação analisadas.	39
Figura 4.5. Densidade da energia de deformação total versus o número de reversões para as diferentes amplitudes de deformação analisadas.	40
Figura 4.6. Representação, para o circuito de histerese correspondente à meia-vida, da relação entre a densidade de energia de deformação total e o número de reversões até à rotura.	41
Figura 4.7. Densidade de energia de deformação total acumulada em função do número de reversões até à rotura para as diferentes amplitudes de deformação analisadas. ..	41
Figura 4.8. Parâmetro SWT em função do número de reversões para as amplitude de deformação analisadas.	42
Figura 4.9. Parâmetro SWT do ciclo da meia via versus número de reversões até à rotura.	43
Figura 4.10. Valores acumulados do parâmetro de dano SWT em função do número de reversões até à rotura.	43
Figura 4.11. Gama de deformação plástica por ciclo em função do número de reversões para cada uma das amplitudes de deformação analisadas.	44
Figura 4.12. Gama de deformação plástica do ciclo da meia vida em função do número de reversões até à rotura.	44
Figura 4.13. Gama de deformação plástica por ciclo acumulada em função do número de reversões até à rotura, $2N_f$	45

Figura 4.14. Trajetórias e locais de iniciação de fendas à superfície observadas nos ensaios para diferentes condições de carregamento: a) B=2T (0°); b) B=2T(45°); c) B=2T(90°); d) B=T (0°); e) B=T(45°) e f) B=T (90°) (Branco et al., 2017).	46
Figura 4.15. Previsões numéricas das trajetórias e locais de iniciação da fenda na superfície, com base no campo de tensões principais: a) B/T=2 (0°); b) B/T=2 (45°); c) B/T=2 (90°); d) B/T=1 (0°); e) B/T=1 (45°); f) B/T=1 (90°) (Branco et al., 2017).	47
Figura 4.16. Exemplo ilustrativo da relação entre o comprimento da fenda (2b) versus o número de ciclos (N) para B=T(45°) (Branco et al., 2017).	48
Figura 4.17. Gama de tensão local de von Mises <i>versus</i> distância à superfície do entalhe, para ensaios com: a) B=T (45°); b) B=2T (90°); c) B=2T (45°).	50
Figura 4.18. Circuitos de histerese obtidos utilizando o método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (ESED) para três relações B/T diferentes com a mesma amplitude de tensão nominal ($\sigma = 223,81$ MPa).	51
Figura 4.19. Vida de iniciação obtida experimentalmente <i>versus</i> a vida de iniciação prevista para os diferentes modelos: a) parâmetro SWT; b) modelo SWT; c) densidade de energia de deformação plástica; d) gama de deformação plástica; e) densidade de energia de deformação total.	53
Figura 4.20. Função densidade de probabilidade (FDP) para os diferentes modelos em análise: a) parâmetro SWT; b) modelo SWT; c) densidade de energia de deformação plástica; d) gama de deformação plástica; e) densidade de energia de deformação total.	54

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Composição química nominal da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (%wt) (Branco et al., 2012).....	27
Tabela 3.2. Propriedades mecânicas monótonas da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (Branco et al., 2012).....	27
Tabela 3.3. Propriedades mecânicas cíclicas da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (Branco et al., 2012).....	27
Tabela 3.4. Condições de carregamento nos ensaios experimentais realizados para fadiga oligocíclica (Branco et al., 2012).....	31
Tabela 3.5. Tabela sintetizadora das condições de carregamento nos ensaios experimentais realizados de flexão combinada com torção (Branco et al., 2017).....	33

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a – Comprimento da fenda

a_0 – Comprimento característico do material (distância crítica)

A – Constante do material

A_1 – Área não deformada

b – Expoente de resistência cíclica

$2b$ – Comprimento superficial da fenda

B – Momento fletor

B/T – Razão entre o momento fletor e o momento torsor

c – Expoente de ductilidade cíclica

C – Constante da Lei de Paris

da/dN – Velocidade de propagação da fenda

D_{AM} – Distância crítica para o método da área

D_{LM} – Distância crítica para o método da linha

D_{PM} – Distância crítica para o método do ponto

E – Módulo de Young

E_N – Valor de erro

f – Frequência do ensaio

F – Força aplicada nos ensaios numéricos

F_B – Força representativa dos momentos fletores

F_T – Força representativa dos momentos torsores

k – Coeficiente de endurecimento monótono

k' – Coeficiente de endurecimento cíclico

K – Fator intensidade de tensão

K_{IC} – Tenacidade à fratura

K_f – Fator de redução de resistência à fadiga

-
- $K_{máx}$ – Fator intensidade de tensão máximo durante um ciclo de carga
 $K_{mín}$ – Fator intensidade de tensão mínimo durante um ciclo de carga
 K_T – Fator elástico de concentração de tensões
 K_σ – Fator de concentração de tensão
 K_ε – Fator de concentração de deformação
 m – Expoente da Lei de Paris
 n – Expoente de endurecimento monótono
 n' – Expoente de endurecimento cíclico
 N – Número de ciclos de carregamento
 N_f – Número de ciclos até à rotura
 $2N_f$ – Número de reversões até à rotura
 N_i – Número de ciclos de iniciação
 N_p – Vida prevista
 N_i/N_p – Relação vida experimental/vida prevista
 p – Profundidade do entalhe
 P – Limite de proporcionalidade
 q – Fator de sensibilidade ao entalhe
 r – Raio do entalhe
 R – Razão de tensão
 R_ε – Razão de deformação
 T – Momento torsor
 W_e – Densidade de energia de deformação na raiz do entalhe (máxima)
 W_{nom} – Densidade nominal de energia de deformação
 W_p – Densidade de energia de deformação devido às tensões elasto-plásticas
 Y – Fator geométrico
 ΔK – Gama do fator de intensidade de tensão
 ΔK_{lf} – Limiar de propagação de fendas por fadiga
 $\Delta\varepsilon$ – Gama de deformação total
 $\Delta\varepsilon_e$ – Gama de deformação elástica
 $\Delta\varepsilon_p$ – Gama de deformação plástica
 $\Delta\varepsilon_e/2$ – Amplitude de deformação elástica

-
- $\Delta\varepsilon_p/2$ – Amplitude de deformação plástica
 $\Delta\varepsilon/2$ – Amplitude de deformação total
 $\Delta\sigma$ – Gama de tensão
 $\Delta\sigma_n$ – Gama de tensão nominal
 $\Delta\sigma/2$ – Amplitude de tensão total
 $\Delta\sigma_{eq}$ – Gama de tensão equivalente
 $\Delta\sigma_{eq}/2$ – Amplitude de tensão equivalente de von Mises
 ΔW_0 – Energia elástica do material para a tensão limite de fadiga
 ΔW_e – Densidade de energia de deformação elástica
 ΔW_{e+} – Densidade de energia de deformação elástica positiva
 ΔW_p – Densidade de energia de deformação plástica dissipada
 ΔW_{pa} – Densidade de energia de deformação plástica acumulada
 ΔW_t – Densidade de energia de deformação total
 ΔW_{ta} – Densidade de energia de deformação total acumulada
 ε – Deformação local
 ε_e – Deformação na raiz do entalhe
 ε'_f – Coeficiente de ductilidade cíclica
 $\varepsilon_{máx}$ – Deformação máxima
 ε_{nom} – Deformação nominal
 ε_{min} – Deformação mínima
 ε_R – Alongamento
 σ – Tensão nominal aplicada
 σ' – Tensão local
 σ_a – Amplitude de tensão do ciclo de carga
 σ_{ced} – Tensão de cedência
 σ_f – Tensão limite de fadiga
 σ'_f – Coeficiente de resistência cíclica
 σ_{f0} – Tensão limite de fadiga para uma tensão média nula
 σ_{fL} – Tensão limite de fadiga para um provete liso
 σ_{fe} – Tensão limite de fadiga para um provete entalhado
 σ_{ik} – Tensor de tensão de segunda ordem

- σ_m – Tensão média
 $\sigma_{m\acute{a}x}$ – Tensão máxima do ciclo de carga
 $\sigma_{m\acute{i}n}$ – Tensão mínima do ciclo de carga
 σ_{nom} – Tensão nominal
 σ_R – Tensão de rotura
 $\sigma_{n,m\acute{a}x}$ – Tensão normal máxima
 σ_{eq} – Tensão equivalente
 $\sigma_{eq,m\acute{a}x}$ – Tensão máxima equivalente
 $\sigma_{\vartheta ML,m\acute{a}x}$ – Tensão máxima local de von Mises
 σ_ε – Tensão na raiz do entalhe
 $\partial\varepsilon/\partial t$ – Taxa de deformação
 ν – Coeficiente de Poisson
 ϑ – Tensor das tensões
 ρ – Raio da raiz do entalhe
 Θ – Tensor das deformações
 θ – Ângulo de iniciação

Siglas

- ASTM – American Society for Testing and Materials
DEM – Departamento de Engenharia Mecânica
ESED – Densidade de Energia de Deformação Equivalente
FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
FDP – Função Densidade de Probabilidade
LCF – Low Cycle Fatigue
MEF – Modelo dos Elementos Finitos
MFEP – Mecânica da Fratura Elasto-plástica
MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica
SWT – Parâmetro Smith-Watson-Topper
TCD – Teoria das Distâncias Críticas

1. INTRODUÇÃO

A alta competitividade existente no mercado global é um dos principais desafios enfrentados pelas indústrias atualmente. Devido a questões económicas e ambientais, existe uma busca contínua por um maior desempenho, redução de peso e de custo dos componentes. Estes requisitos são, geralmente, alcançados com métodos de projeto cada vez mais eficazes e com materiais de maior resistência. Neste contexto surgem as ligas de alta resistência, eleitas como uma das primeiras escolhas para um grande número de aplicações, devido essencialmente às suas propriedades mecânicas de excelência (Branco et al., 2017).

Definido como um processo sequencial de acumulação de dano, o fenómeno de fadiga é considerado um dos modos de ruína mais comuns em órgãos de máquinas, ocorrendo em cerca de 80% a 90% destes (Branco et al., 2005). Estas falhas acarretam consequências graves e com elevados prejuízos financeiros podendo mesmo, em situações extremas, resultar na perda de vidas humanas (Branco et al., 2012). Apesar dos avanços tecnológicos registados nos últimos anos, a fadiga continua a ser a principal causa de falha dos componentes. Uma possível explicação reside no facto de este fenómeno ser imensamente complexo, afetado um número muito extenso de variáveis, como a geometria, o tipo de carregamento, a orientação do carregamento, tensão média, entre outros (Branco et al., 2017; Ellyin, 1996). Destacam-se os seus três principais estágios: (i) nucleação e iniciação da fenda; (ii) propagação estável da fenda; e, por último, (iii) propagação instável de fenda e rotura final.

A combinação de carregamento multiaxial e a existência de descontinuidades geométricas num componente, ainda que em pequena escala, pode resultar em problemas significativamente complexos. Em componentes com entalhes, as tensões e as deformações mais elevadas registam-se junto à raiz do entalhe. Devido à existência de concentração de tensões e deformações nessa zona, as tensões nominais, originalmente no domínio elástico, podem gerar campos de tensão-deformação elasto-plásticos. Assim, com a aplicação de cargas cíclicas, a acumulação de dano por fadiga na raiz do entalhe conduz à iniciação e posterior propagação de fendas, podendo culminar na falha por fadiga (Polak, 1991). Não se devendo exceccionalmente à tensão máxima local, o comportamento à fadiga de um entalhe

depende de outros fatores determinados pela geometria do entalhe e pela distribuição de tensões locais (Taylor et al., 2000).

Salientando todos os progressos registados até à presente data, ainda não é possível compreender na totalidade todos os fatores relacionados com o fenómeno de fadiga. Embora já sejam aceites abordagens minimamente satisfatórias no que diz respeito à fadiga uniaxial, o mesmo não acontece no que concerne à fadiga multiaxial (Susmel & Taylor, 2011). Se a isto se aliar a presença de descontinuidades geométricas, existe uma necessidade urgente de encontrar uma metodologia de previsão de vida à fadiga eficaz e capaz de satisfazer os requisitos emergentes de uma indústria proativa, proeminente e com necessidades tecnológicas crescentes.

1.1. Objetivos

O objetivo da presente dissertação é proceder ao estudo do comportamento à fadiga de peças com entalhes, concebidas a partir da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 e sujeitas a carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção. No que concerne ao carregamento, pretende-se estudar o seu efeito no comportamento à fadiga, considerando para tal diferentes relações entre as tensões normais (σ) e as tensões de corte (τ) e diferentes orientações do momento fletor em relação à raiz do entalhe. De uma forma mais específica, pretende-se:

- Caracterizar o comportamento elasto-plástico cíclico do material com base nos ensaios de fadiga oligocíclica relacionado a vida à fadiga com a densidade de energia de deformação, com o parâmetro SWT e com a deformação plástica cíclica;
- Relacionar os conceitos de densidade de energia de deformação acumulada, deformação plástica acumulada e parâmetro SWT acumulado com a vida à fadiga;
- Prever a vida à fadiga para carregamentos multiaxiais em peças entalhadas recorrendo a modelos baseados no modelo SWT, densidade de energia de deformação, deformação plástica cíclica e no parâmetro SWT;
- Proceder a uma análise comparativa das vidas previstas relativamente aos valores registados experimentalmente, bem como efetuar uma análise

estatística do erro associado aos diferentes modelos de previsão usados neste trabalho.

1.2. Estrutura da dissertação

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

- O capítulo 1 introduz o tema a desenvolver assim como a identificação dos principais objetivos do presente trabalho;
- O capítulo 2 dedica-se à revisão de literatura, destacando-se aqui duas secções distintas: primeiramente é apresentada uma descrição do fenómeno de fadiga, recorrendo-se para tal a alguns dados históricos e pesquisa relevante; posteriormente são apresentados diferentes modelos de previsão de vida à fadiga para componentes com entalhes;
- O capítulo 3 explicita o procedimento e modelos numéricos a utilizar no presente trabalho, bem como a modelação por elementos finitos efetuada para caracterizar o estado de deformação na raiz do entalhe;
- O capítulo 4 apresenta e analisa os resultados obtidos, assim como as previsões de vida à iniciação e a análise comparativa da precisão associada a cada modelo;
- O capítulo 5 descreve as principais conclusões do trabalho realizado.

2. REVISÃO DE LITERATURA

2.1. Fenómeno da fadiga

Desde os tempos mais remotos que a palavra fadiga se encontra no vocabulário da engenharia, a fim de descrever os danos e as falhas ocorridas em componentes mecânicos sujeitos a carregamentos cíclicos (Suresh, 1998). Segundo a American Society for Testing and Materials (ASTM), a fadiga assume-se como um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado que surge num determinado material sujeito a condições promotoras de tensões ou deformações dinâmicas, num ponto ou em vários pontos do mesmo, podendo levar ao surgimento de fissuras ou à fratura completa do componente mecânico (ASTM, 2013). Apesar dos avanços tecnológicos notáveis dos últimos anos, a fadiga continua a ser a maior causa de falha, assente em fatores como flutuações do carregamento externo (gerando fadiga mecânica) ou outros fatores igualmente prejudiciais, responsáveis pela fadiga termomecânica, fadiga por corrosão, fadiga por contacto deslizante, fadiga por fluência ou fadiga por atrito (Suresh, 1998).

O fenómeno de fadiga e a falha dos componentes tornou-se alvo de estudo no início do século XIX, com o aparecimento de fraturas durante a aplicação de carregamento cíclico em componentes de indústrias promissoras daquela época (Milne et al., 2003). Contudo, dados científicos revelam que a história da fadiga se inicia com Albert (1830) nas minas de Oberharz, tendo publicado em 1837 os primeiros resultados relativos às roturas por fadiga. Posteriormente, Rankine (1842), um engenheiro inglês, destacou-se pelas suas contribuições no campo da engenharia mecânica, reconhecendo que as áreas de concentração de tensão nos componentes mecânicos eram as escolhidas para a ocorrência de falhas. Foi, contudo, August Wöhler (1850-1860), um engenheiro alemão, quem conduziu investigações sobre os eixos de locomotivas sujeitos a cargas cíclicas e cujas roturas eram um fenómeno constante na indústria ferroviária alemã. Os estudos revelaram que a vida à fadiga aumentava com a diminuição do campo de tensão, de modo que, abaixo de uma certa tensão, o componente parecia ter vida infinita. Por seu turno, também foi Wöhler o responsável pela descoberta do efeito dos entalhes (existentes nos componentes) na vida à fadiga, diminuindo-a

drasticamente. Mais tarde, os resultados foram apresentados sob a forma de curvas tensão *versus* número de ciclos, as curvas S-N, passando a ser aceites por toda a comunidade científica e ficando conhecidas como as “curvas de Wöhler” (Ribeiro et al., 2011). Embora se deva a muito mais engenheiros e cientistas o reconhecimento deste fenómeno, no que toca ao comportamento à fadiga dos componentes, e de forma a resumir o presente texto, salienta-se ainda o trabalho de Basquin (1910), que representou a região de vida finita das curvas S-N na forma bi-logarítmica.

A falha por fadiga é entendida como um processo complexo e sequencial com três estágios principais: nucleação microscópica com iniciação da fenda, propagação estável da fenda e propagação instável da fenda, culminando na rutura final do componente (Branco et al., 2014).



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

O primeiro estágio é compreendido como o intervalo dentro do qual se dá o desenvolvimento inicial de uma fenda devido à acumulação de deformação plástica irreversível em defeitos preexistentes no componente mecânico e que, conseqüentemente, irão atuar como concentradores de tensão devido à incompatibilidade a nível de rigidez que apresentam com o material da matriz. Pode também iniciar-se devido a efeitos subjacentes à presença de entalhes ou, em casos raros, na superfície do componente isenta de efeitos (Zerbst et al., 2018). Até aos dias de hoje, ainda não existe nenhuma teoria que consiga explicar na totalidade o fenómeno da iniciação da fenda. De um modo geral, considera-se que o início deste primeiro estágio é influenciado por fatores como a magnitude da carga cíclica aplicada, a severidade do meio corrosivo, a temperatura, entre outros. Um possível modelo explicativo do processo de nucleação devido a cargas uniaxiais é o modelo de

intrusão-extrusão, onde se considera que, com a aplicação de carregamentos cíclicos em grãos cujos planos cristalográficos estão orientados favoravelmente relativamente à direção da carga aplicada, e após um certo número de ciclos (N), são originadas bandas de deslizamento na superfície do material. Inicialmente, as bandas de deslizamento não são permanentes, surgindo apenas à medida que os carregamentos cíclicos aparecem e desaparecendo quando deixam de ser aplicados. Contudo, com o aumento de N , acabavam por se tornar permanentes. À medida que N aumenta, formam-se intrusões (na superfície da peça) ou, caso esta não esteja livre de tensões compressivas residuais, em saliências de forma irregular (extrusões). A concentração destas intrusões e extrusões dá origem a concentração de tensões que, por seu turno, tornam o ambiente propício ao aparecimento de microfendas (Farahmand Bahram et al., 1997).

Posteriormente à nucleação, a fenda ainda apresenta dimensões reduzidas comparativamente às características da microestrutura, principalmente no que diz respeito ao tamanho de grão. Numa primeira fase, a propagação é descontínua, sendo caracterizada por fases de aceleração e desaceleração. Esta descontinuidade na trajetória deve-se fundamentalmente à existência de “barreiras”, como os limites de grão ou outras fases vizinhas que apresentam planos cristalográficos com orientações distintas. No entanto, nem todos os elementos possuem orientações cristalinas diferentes, razão pela qual, à medida que a fenda se torna maior, deixam de ter um efeito significativo. Se o carregamento cíclico continuar a ser aplicado então a fenda, independentemente do seu tamanho, irá continuar a propagar.

Com uma contínua aplicação das cargas cíclicas irá ter lugar a propagação estável da fenda. A primeira fase desta propagação irá depender diretamente da orientação da banda de escorregamento primária, podendo a direção de propagação não ser rigorosamente perpendicular à direção da carga aplicada. Posteriormente, a direção de propagação da fenda tende a ser normal à direção do carregamento aplicado. Quando a fenda atingir o seu comprimento crítico, passa a haver uma propagação instável que conduzirá inequivocamente à fratura final do componente (Branco, 2013).

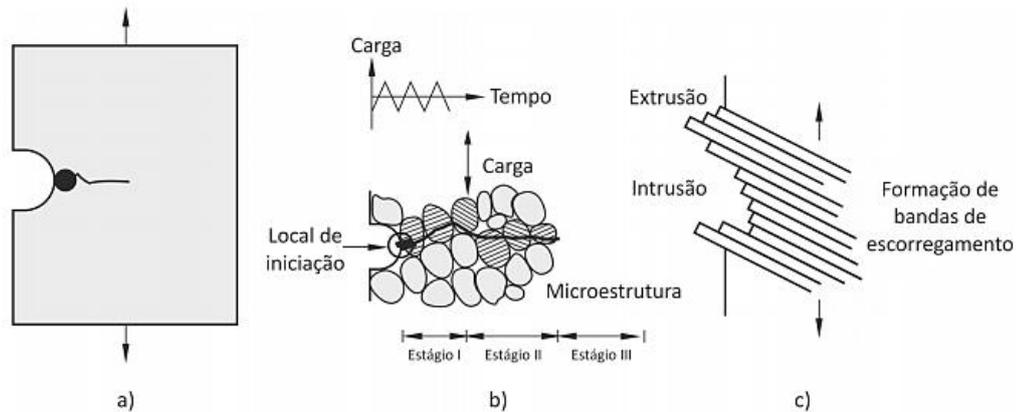


Figura 2.2. Esquematização dos dois primeiros estágios supracitados: nucleação e propagação de fendas por fadiga em componentes mecânicos devido à aplicação de carregamentos cíclicos (adaptado de Farahmand Bahram et al., 1997).

2.1.1. Mecânica da Fratura

A Mecânica da Fratura é a área que se dedica à análise mecânica de componentes que contenham uma ou mais fendas a fim de prever em que condições é provável ocorrer a fratura final do elemento (Mouritz, 2012). Geralmente, consideram-se três modos de carregamento: Modo I, o mais comum e mais severo, caracterizado pela aplicação de cargas de tração (Figura 3.a); Modo II onde se verifica a aplicação de tensões de corte ao plano da fenda, causando não só o deslizamento das superfícies como a propagação das mesmas ao longo das bandas de escorregamento (Figura 3.b); por fim, Modo III (Figura 3.c.), onde são aplicadas tensões de corte normais ao plano da fenda, causando também deslizamento com deslocamento das superfícies da fenda.

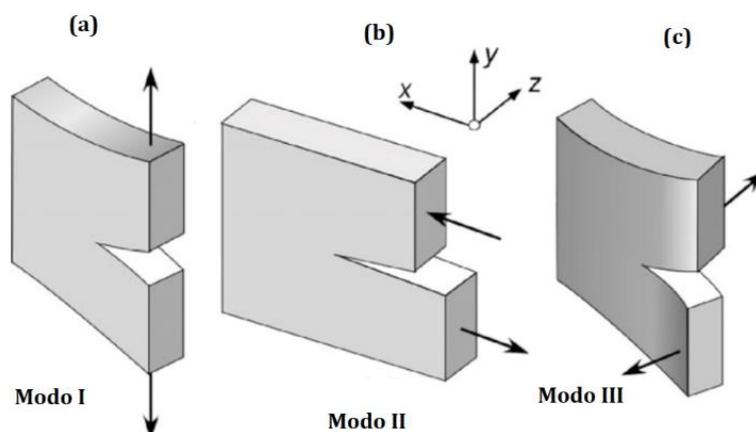


Figura 2.3. Ilustração esquemática dos três modos básicos de fratura: a) Modo I; b) Modo II; c) Modo III (adaptado de Brocks, 2018).

A Mecânica da Fratura subdivide-se em dois regimes: o regime linear elástico (MFLE) e o regime elasto-plástico (MFEP). Na situação em que um componente seja sujeito a baixas tensões, a zona de deformação plástica na extremidade da fenda apresenta dimensões reduzidas comparativamente às restantes dimensões, razão pela qual o regime linear elástico poderá ser admitido (Ribeiro et al., 2011).

2.1.1.1. Conceitos básicos

Um dos conceitos mais importantes na Mecânica da Fratura é a definição de fator de intensidade de tensão, K . A sua origem deve-se a Irwin (1957). Este fator permite quantificar a magnitude da concentração de tensões devido à presença de uma fenda e é definido como:

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

onde K é o fator de intensidade de tensão, Y é o fator geométrico que depende da geometria da fenda; σ é a tensão nominal aplicada e a é o comprimento da fenda. Com efeito, torna-se legítimo afirmar que o fator supracitado depende não só da geometria da estrutura, como do tipo de carregamento aplicado e da dimensão e da deformação da fenda (Brocks, 2018). Como quantificador, é espectável que K atinja um valor crítico, denominado K_{IC} e conhecido como tenacidade à fratura. Assim, quando $K \geq K_{IC}$, ocorre a rotura instável do componente mecânico.

Ao longo dos anos e com avanços nos estudos realizados no âmbito da Mecânica da Fratura, constatou-se que a velocidade de propagação da fenda estava longe de ser constante no tempo: o avanço da fenda era maior para amplitudes de tensão maiores, ou quanto maior fosse a fenda. O pioneiro neste tema foi Paris que, em 1963 propôs a utilização do fator de intensidade de tensão de Irwin, mais concretamente a gama deste, ΔK , expresso por:

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

onde $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ correspondem aos valores máximo e mínimo, respetivamente, do fator de intensidade de tensão durante um ciclo de carga (Pugno et al., 2006).

Paris & Erdogan (1963), estabeleceram a conhecida Lei de Paris, modelo válido para o crescimento da fenda sob amplitude de carga constante. Esta apresenta, contudo, certas limitações: modela apenas as propagações estáveis da fenda (excluindo regimes de propagação instáveis) e não contabiliza o efeito da razão de tensão, entre outras. Segundo Paris, é possível relacionar o fator de intensidade de tensão com a taxa de propagação da fenda, da/dN , de tal maneira que:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.3.)$$

onde $\frac{da}{dN}$ corresponde à taxa de propagação da falha por fadiga, ΔK à gama do fator de intensidade de tensão, e C e m são constantes obtidas experimentalmente.

A curva típica que relaciona da/dN e ΔK é apresentada na Figura 2.4. Através da sua análise, podemos identificar as fases principais do fenómeno de propagação de fendas por fadiga em materiais metálicos.

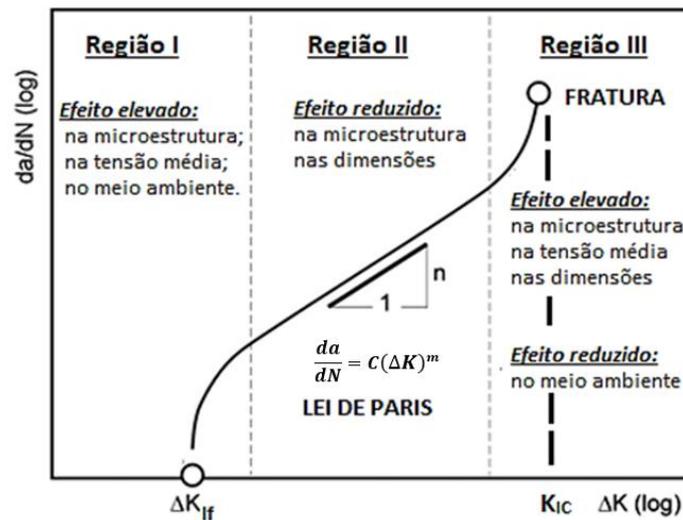


Figura 2.4. Regiões representativas da relação entre da/dN e ΔK (adaptado de Zerbst et al., 2012).

Relativamente à Região I, sabe-se que a velocidade de propagação depende diretamente do fator de intensidade de tensão, ainda que, para valores muito baixos de ΔK , a propagação da fenda seja extremamente lenta. No entanto, existe um valor mínimo da gama do fator de intensidade de tensão abaixo do qual não se verifica propagação. Este valor denomina-se limiar de propagação de fendas por fadiga e é vulgarmente representado por ΔK_{If} . Existem, contudo, outros fatores preponderantes para esta região, como a razão de tensão, R , a frequência de carregamento, o tipo de carga e as condições ambientais envolventes.

Na Região II, a região intermédia, a curva apresenta-se linear numa escala bi-logarítmica. É nesta região que grande parte das estruturas operam, além de ser também aqui que são utilizadas aplicações relativas ao regime linear elástico (LEFM).

Por último, é na Região III que se verificam as intensidades de tensão mais elevadas, aliadas aos valores mais altos da taxa da/dN . Esta região é caracterizada por uma rápida e instável propagação da fenda que origina a rotura final do componente. É também nesta

região que a curva típica de propagação da fenda se aproxima do valor de tenacidade à fratura do material, K_{IC} . A Região III é fortemente influenciada pela razão de tensão e microestrutura do material, assim como pela espessura da peça.

2.2. Fatores que influenciam a vida à fadiga

Como referido, o termo *fadiga* refere-se à alteração de propriedades nos materiais base, sendo uma consequência direta da aplicação de cargas cíclicas (Suresh, 1998). De todos os fatores que afetam significativamente a vida à fadiga, destacam-se os efeitos da microestrutura do material, do processo de fabrico, do carregamento, do meio envolvente e da geometria do componente, como ilustrado na Figura 2.5. (Ellyin, 1996). Na presente dissertação, os efeitos serão descritos com maior ou menor descrição de acordo com a sua pertinência para o estudo a realizar.

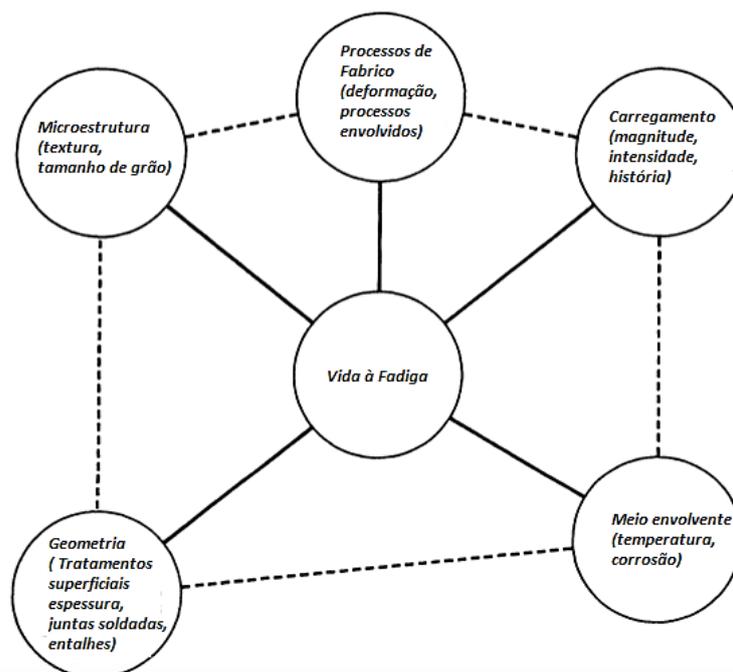


Figura 2.5. Fatores que afetam a vida à fadiga num componente (adaptado de Ellyin, 1996).

2.2.1. Efeito do carregamento

A história de carga a que um certo componente mecânico fica sujeito desempenha um papel muito importante na análise da vida à fadiga do mesmo. Para certos componentes que operam com velocidade constante (como eixos rotativos ou equipamento estacionário) a história da carga é basicamente uniforme com uma insignificante variação de ciclo para

ciclo. O mesmo já não se verifica para veículos móveis ou componentes aeroespaciais, onde se observa uma variação significativa na forma e na magnitude com o tempo, assumindo os seus ciclos de carga um comportamento perfeitamente aleatório (Ellyin, 1996). De forma a ilustrar os casos referidos, são apresentados, na Figura 2.6, três tipos de carregamentos distintos.

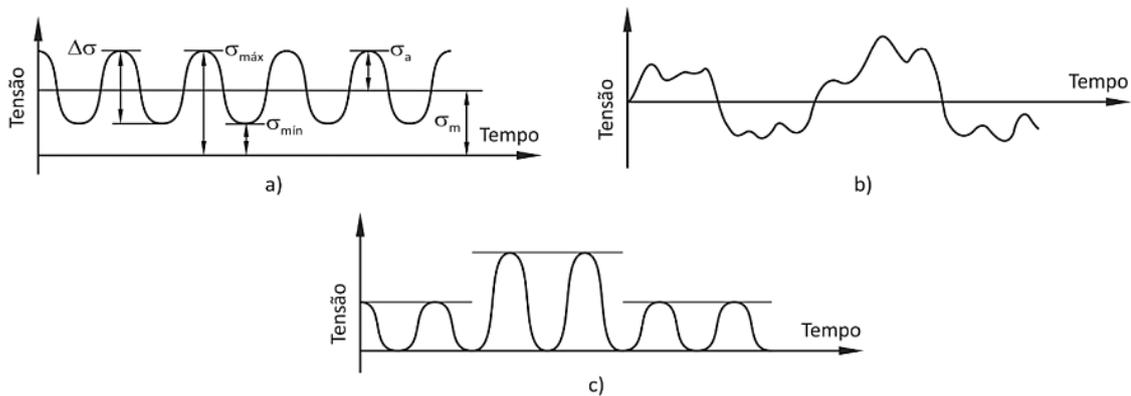


Figura 2.6. Tipos de carregamento: **a)** amplitude constante; **b)** amplitude aleatória; **c)** blocos de amplitude constante (adaptado de Branco, 2013).

Estes tipos de carregamento são, geralmente, analisados com base num conjunto de variáveis específicas. A gama de tensão pode ser calculada com base na seguinte expressão:

$$\Delta\sigma = \sigma_{máx} - \sigma_{mín} \quad (2.4.)$$

onde $\sigma_{máx}$ e $\sigma_{mín}$ representam, respetivamente, a tensão máxima e a tensão mínima do ciclo de carga.

Por seu turno, a amplitude de tensão do ciclo de carga, σ_a , é expressa pela equação seguinte:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{máx} - \sigma_{mín}}{2} \Leftrightarrow \sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} \quad (2.5.)$$

A razão de tensão é um parâmetro cuja finalidade passa por distinguir diferentes condições de carregamento quando a amplitude é constante, e que se traduz na equação apresentada em baixo:

$$R = \frac{\sigma_{mín}}{\sigma_{máx}} \quad (2.6.)$$

Tipicamente, esta razão assume os valores -1 e 0. Quando $R = -1$, então diz-se que o ciclo de tensões é alternado. Quando $R = 0$, então o ciclo diz-se pulsante e a tensão mínima é nula.

A nível de tensão média, esta é expressa como sendo a média da máxima tensão e da mínima tensão registadas, desde que ambas tenham valores distintos de magnitude, de tal forma que:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.7.)$$

A tensão média é um dos principais fatores que influenciam a vida à fadiga de componentes mecânicos e estruturas. É usual associar uma tensão média positiva a uma redução na vida à fadiga e uma tensão média negativa ao aumento desta (Fatemi). Este efeito da tensão média pode ser representado com recurso a curvas de resistência à fadiga (Figura 2.7.a) ou diagramas de vida constante (Figura 2.7.b).

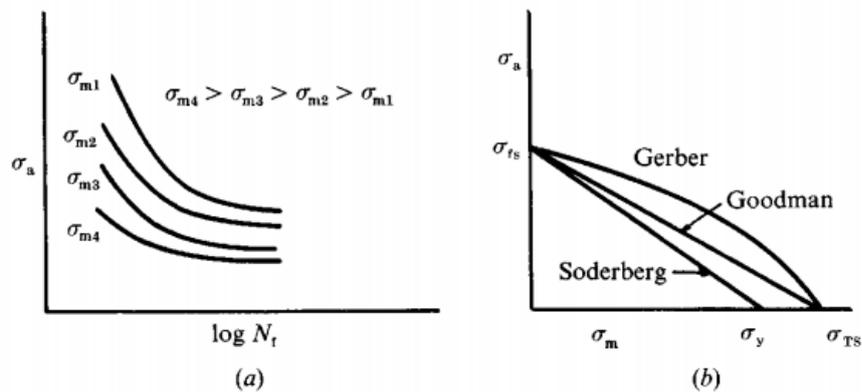


Figura 2.7. Ilustração do efeito da tensão média: **a)** Efeito sobre a curva S-N; **b)** Diagrama de vida constante para carregamentos com uma tensão média diferente de zero (Suresh, 1998).

A Figura 2.7.a) apresenta as típicas curvas S-N para materiais metálicos em função de quatro diferentes valores de tensão média: σ_{m1} , σ_{m2} , σ_{m3} e σ_{m4} . Constata-se, facilmente, que à medida que os valores das tensões médias aumentam, regista-se um decréscimo na vida à fadiga. Por outro lado, os efeitos da tensão média também podem ser representados em diagramas de vida constante. Aqui estão ilustradas várias relações entre a tensão média e a amplitude de tensão, conhecidas por modelo de Gerber (1874), modelo de Goodman (1899) e modelo de Soderberg (1939) e definidas matematicamente através das seguintes relações (Suresh, 1998):

Relação de Soderberg:
$$\sigma_a = \sigma_a |_{\sigma_m=0} \left\{ 1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_{ced}} \right\} \quad (2.8.)$$

Relação modificada de Goodman:
$$\sigma_a = \sigma_a |_{\sigma_m=0} \left\{ 1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_R} \right\} \quad (2.9.)$$

$$\text{Relação de Gerber:} \quad \sigma_a = \sigma_a |_{\sigma_m=0} \left\{ 1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_R} \right)^2 \right\} \quad (2.10)$$

onde σ_a corresponde à amplitude de tensão do ciclo de carga para uma tensão média de valor diferente de zero; $\sigma_a |_{\sigma_m=0}$ é a amplitude de tensão (para uma vida fixa) e para um ciclo alternado ($\sigma_m = 0$ e $R = -1$); σ_{ced} e σ_R definem, respetivamente, a tensão de cedência e a tensão de rotura do material.

Na análise dos três modelos apresentados, devem ser tidas em atenção algumas considerações. Se por um lado, a relação proposta por Soderberg proporciona um comportamento conservativo na maior parte das ligas metálicas, Goodman descreve o comportamento de materiais dúcteis como conservativo caso a tensão média seja positiva e como não conservativo nos casos em que a tensão média é negativa. Já o modelo apresentado por Gerber é minimamente satisfatório para materiais dúcteis com tensões médias positivas, mas não apresenta uma distinção clara entre o efeito de tensões médias positivas e negativas (Suresh, 1998).

Por último, salienta-se a relação estabelecida por Basquin, válida somente para tensões médias iguais a zero (isto é, para $R = -1$) e reformulada por Morrow (1968) passando assim a ser válida para qualquer valor de σ_m :

$$\sigma_a = (\sigma_f - \sigma_m)(2N_f)^b \quad (2.11.)$$

2.2.2. Efeito da geometria

Devido ao seu conhecido efeito prejudicial sobre a resistência mecânica geral de componentes mecânicos, fenómenos de concentração de tensões são sempre um motivo de preocupação para os engenheiros responsáveis pela avaliação do comportamento à fadiga (Susmel, 2009). Grande parte das falhas por fadiga ocorridas em componentes mecânicos resultam da existência de descontinuidades geométricas (i.e. furos, entalhes, ranhuras, entre outros) que são fontes de concentração de tensões ou deformações e, frequentemente, locais de iniciação de fendas. Este primeiro estágio tende a dar-se nas regiões onde as tensões sejam mais elevadas, o que acontece com frequência à superfície (Ellyin, 1996).

A existência ou não de entalhes revela-se um fator com relevo no que toca à vida à fadiga dos componentes. Afirma-se que a vida de um componente liso é superior à vida de

um componente entalhado. Nestes últimos, a tensão local na raiz do entalhe encontra-se intensificada pelo fator elástico de concentração de tensões, K_T , definido como a razão entre a tensão máxima ocorrida no entalhe e a tensão na seção crítica da descontinuidade, assumindo a ausência de entalhe. Assim, a tensão local na raiz do entalhe torna-se superior à tensão nominal aplicada. Comparando uma geometria sem entalhe com uma com entalhe, admitindo que ambas estão solicitadas pelo mesmo valor de tensão nominal, será no segundo caso, na raiz do entalhe, que se encontram as tensões locais mais elevadas, podendo ocorrer para estes componentes a fratura mais rapidamente (Branco, 2013). Note-se, contudo, que nem sempre é possível, numa perspectiva de engenharia e de funcionalidade, eliminar os entalhes nos componentes, sendo a sua presença justificada quer pelos detalhes de ligação quer, por exemplo, por requisitos funcionais específicos (Branco et al., 2012).

Os efeitos de concentração de tensão no comportamento à fadiga para provetes lisos e provetes entalhados pode ser avaliado com recurso a curvas S-N. A liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 foi também alvo de estudo, assumindo-se um fator elástico de concentração de tensões igual a 1 para provetes lisos e $K_T = 2$ para provetes entalhados. Por análise da Figura 2.8., torna-se evidente a redução significativa de vida à fadiga para os provetes com entalhe.

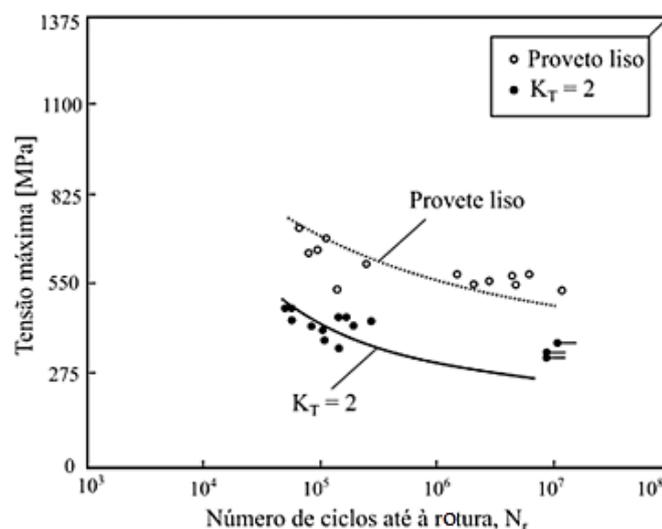


Figura 2.8. Curvas S-N obtidas para a liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 obtidas para provetes lisos ($K_T = 1$) e para provetes com entalhes ($K_T = 2$) (adaptado de MIL-HDBK-5H, 1998).

2.3. Resposta tensão-deformação cíclica

A relação tensão-deformação depende de vários fatores como a temperatura, o meio envolvente e a taxa de aplicação da carga (Ellyin, 1996). Quando sujeitos a deformações plásticas reversíveis, os materiais apresentam um comportamento cíclico, bastante distinto do seu comportamento monótono. Para a maioria dos casos, a resposta do material passa a ter uma variação pouco expressiva de ciclo para ciclo, sendo espectável que os circuitos de histerese não se alterem significativamente à medida que o número de ciclos aumenta.

Um método capaz de descrever o comportamento estável de um material é a curva cíclica tensão-deformação. Esta curva estabelece uma relação entre a tensão e a deformação a partir da união dos extremos dos circuitos de histerese estáveis, obtidos para diferentes amplitudes de deformação em ensaios realizados para amplitude de deformação alternada ($R_\varepsilon = -1$). O modelo de Ramberg-Osgood clarifica a equação capaz de representar a curva cíclica tensão-deformação (Branco et al., 2016):

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2k'}\right)^{1/n'} \quad (2.12.)$$

onde k' corresponde ao coeficiente de endurecimento cíclico, n' ao expoente de endurecimento cíclico, E ao módulo de Young, $\Delta\varepsilon/2$ corresponde à amplitude de deformação total e $\Delta\sigma/2$ à amplitude de tensão.

O comportamento cíclico estabilizado para o material em estudo na presente dissertação, a liga de alta resistência DIN 36CrNiMo6, está exemplificado na curva da Figura 2.9.

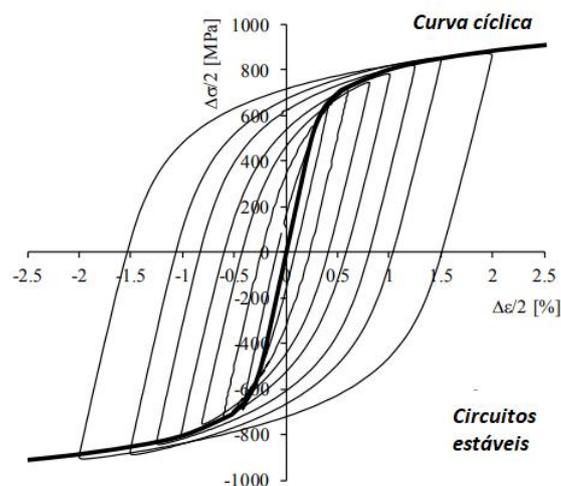


Figura 2.9. Representação da curva monótona e curva cíclica tensão-deformação da liga de alta resistência DIN 36CrNiMo6.

As propriedades cíclicas do material podem ser utilizadas a fim de prever a vida à fadiga de um certo componente. O trabalho de Basquin (1910) estabelece a relação existente entre a amplitude de tensão e o número de reversões até a rotura, relacionando estes conceitos com a componente de deformação elástica, através da seguinte equação:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \Leftrightarrow \frac{\Delta\sigma}{2E} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (2.13.)$$

onde σ'_f corresponde ao coeficiente de resistência cíclica, $2N_f$ se traduz no número de reversões até à rotura e b representa o expoente de resistência cíclica. Com um aumento do coeficiente de resistência cíclica e com uma diminuição de b , verifica-se um aumento da vida à fadiga para o componente. Esta equação origina uma linha reta numa escala bi-logarítmica.

Com base nas teorias baseadas na deformação, Coffin e Mason (1954) estabeleceram relações entre a componente de deformação plástica e a vida à fadiga, de acordo com a seguinte equação:

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.14.)$$

onde ε'_f corresponde ao coeficiente de ductilidade cíclica e c ao expoente de ductilidade cíclica. Também esta relação origina uma linha reta numa escala bi-logarítmica e é esperado um aumento da vida à fadiga com o aumento de ε'_f e com a diminuição de c .

Em termos de curva deformação-vida, esta pode ser entendida como o somatório da componente plástica com a componente elástica da deformação, de acordo com a equação:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.15.)$$

2.4. Previsão de vida à fadiga em peças com entalhes e sujeitas a carregamentos multiaxiais

Ao longo dos anos, a evolução do estudo do fenómeno da fadiga, tanto em componentes como em estruturas, tem-se tornado uma parte integral e fulcral para várias indústrias. A combinação de geometrias complexas, aliada à aplicação de carregamentos em diferentes direcções, origina estados multiaxiais de tensão-deformação nos componentes

sujeitos a cargas variáveis com o tempo. A compreensão da forma como se combinam as cargas externas a fim de originar tensões e deformações em locais críticos para o componente torna-se imprescindível, a fim de compreender o fenómeno complexo que é a fadiga multiaxial (Milne et al., 2003).

No que concerne à referida fadiga multiaxial, o conceito de proporcionalidade e não proporcionalidade revela-se muito importante. Para um carregamento proporcional a orientação dos eixos principais associados às componentes alternadas da deformação é fixa. Já para um carregamento não-proporcional, a orientação dos eixos das tensões principais varia em relação aos eixos do componente (Socie & Marquis, 2000).

Relativamente ao comportamento à fadiga de componentes com entalhes sujeitos a flexão combinada com torção, pouca investigação foi realizada até à data. Os primeiros estudos foram realizados em 1916, onde se abordou a resistência à fadiga em aços submetidos a diferentes condições de tensão. Cerca de 30 anos depois, Frith (1948) e Gough (1949) examinaram o comportamento à fadiga de diferentes aços em amostras retangulares e entalhadas, sujeitas tanto a cargas estáticas como a cargas cíclicas. Posteriormente, nos anos 80 do século XX, as investigações foram focadas em veios com entalhes. Park e Nelson (2000) conduziram as primeiras investigações em veios entalhados sob carregamentos não-proporcionais. Mais recentemente, Costa et al. (2005) e Abreu et al. (2009) estudaram componentes tubulares soldados sujeitos a diferentes relações entre as tensões normais, σ , e as tensões de corte, τ , e a diferentes valores da razão de tensão. Branco e Costa (2014; 2017; 2020) estudaram barras de secção circulares com entalhes laterais sujeitas a diferentes relações σ/τ , e diferentes orientações da carga relativamente à raiz do entalhe. Na sequência destes trabalhos, foram efetuados esforços para desenvolver modelos de previsão à vida para a liga DIN 34CrNiMo6 baseados nas tensões locais (Branco et al., 2014; Branco et al., 2017) e na densidade de energia de deformação total efetiva (Branco et al., 2018, 2019, 2020).

Para o estudo da vida à fadiga de componentes entalhados recorre-se frequentemente a modelos baseados: (i) nas tensões, (ii) nas deformações; (iii) e na energia, que se abordam sequencialmente no texto que se segue.

2.4.1. Modelos de previsão de vida com base nas tensões

As abordagens dos modelos de previsão da vida baseadas nas tensões são estabelecidas relacionando as tensões e o número de ciclos até à rotura. A primeira

abordagem, como referido anteriormente, foi introduzida por August Wöhler (1860) e traduz-se nas bem conhecidas curvas $S-N$ (ou curvas de Wöhler).

Primeiramente, surgem dois conceitos fundamentais: o fator elástico de concentração de tensões, K_T , e o fator de redução de resistência à fadiga, K_f . A presença de entalhes, como abordado anteriormente, gera locais no componente onde ocorrem concentrações de tensões superiores à tensão nominal. De modo a caracterizar a intensidade desta concentração de tensões, utiliza-se frequentemente o fator elástico de concentração de tensões, descrito como:

$$K_T = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma_{nom}} \quad (2.17.)$$

onde $\sigma_{m\acute{a}x}$ corresponde à tensão elástica máxima na raiz do entalhe e σ_{nom} à tensão nominal distanciada do entalhe. Este fator é afetado pela geometria do material e pelo modo de carregamento, não sendo em nada dependente das propriedades mecânicas do material.

Por seu turno, o efeito prejudicial do entalhe considerado pode ser quantificado pelo fator de redução de resistência à fadiga, K_f , Peterson (1959):

$$K_f = \frac{\sigma_{f0}}{\sigma_{fe}} \quad (2.18.)$$

correspondendo σ_{f0} e σ_{fe} à tensão limite de fadiga para um provete liso e para um provete entalhado, respetivamente.

Na literatura encontram-se presentes diferentes modelos elaborados com o objetivo de estimar o fator de redução de resistência à fadiga, salientando-se Neuber (Neuber, 1936;1958) e, uma vez mais, Peterson (Peterson, 1959). O primeiro afirma que, para estimar K_f , pode tomar-se como referência a seguinte equação:

$$K_f = 1 + \frac{K_T - 1}{1 + \sqrt{\frac{A}{\rho}}} \quad (2.20.)$$

onde A é uma constante do material baseada na tensão de rotura do material e ρ o raio da raiz do entalhe. Esta formulação é vulgarmente conhecida como o Método da Linha. Posteriormente, Peterson (1959), propõe uma formulação semelhante à adotada por Neuber:

$$K_f = 1 + \frac{K_T - 1}{1 + \left(\frac{A}{\rho}\right)} \quad (2.21.)$$

mas, contrariamente à primeira formulação referida, sugere utilizar como tensão de referência, a fim de determinar K_f , a tensão linear elástica determinada ao longo da bissetriz do entalhe e calculada a uma certa distância do ponto de concentração de tensões em questão. Esta sua formulação é conhecida como o Método do Ponto.

Até aos dias de hoje, foram apresentadas novas formulações que permitem integrar os conceitos originais referidos atrás. Um exemplo disso é a Teoria das Distâncias Críticas (TCD), que permite calcular a tensão efetiva nas descontinuidades geométricas através de abordagens baseadas num ponto, numa linha, numa área e num volume. Os elementos essenciais desta formulação são a análise da distribuição das tensões usando modelos elásticos e o uso de uma distância crítica, também conhecida como comprimento característico do material, a_0 , proposta por El Haddad (El Haddad et al., 1980):

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{lf}}{\sigma_{fo}} \right)^2 \quad (2.22.)$$

sendo ΔK_{lf} o limiar de propagação de fenda por fadiga, σ_{fo} a tensão limite de fadiga para um provete não entalhado. Estas variáveis devem ser calculadas para a razão de tensão da peça a estudar. Devido aos avanços tecnológicos, e particularmente à proliferação dos métodos numéricos, a TCD ganhou uma popularidade crescente e a sua formulação inicial viu-se expandida. Além disso, esta teoria é capaz de incorporar diferentes efeitos não lineares nas estruturas lineares elásticas, o que reduz consideravelmente o tempo de computação e os custos associados à análise (Branco et al., 2018). Para o método do ponto (D_{PM}), para o método da linha (D_{LM}) e para o método da área (D_{AM}) as equações correspondentes são, respetivamente, as Equações 2.23 a 2.25. Na figura 2.10 estão representados, de forma resumida, os conceitos base subjacentes à aplicação dos métodos do ponto, da linha e da área.

$$D_{PM} = a_0/2 \quad (2.23.)$$

$$D_{LM} = 2a_0 \quad (2.24.)$$

$$D_{AM} = a_0 \quad (2.25.)$$

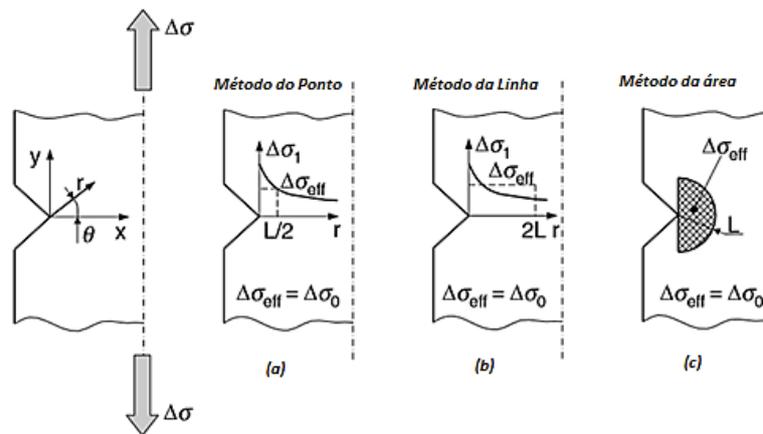


Figura 2.10. Teoria das Distâncias Críticas (TCD): **a)** Método do ponto; **b)** Método da Linha; **c)** Método da Área.

2.4.2. Modelos de previsão de vida com base nas deformações

Os modelos baseados nas tensões, citados anteriormente, são geralmente mais adequados em situações que envolvam deformação elástica, esperando-se que, sujeito a estas condições, o componente tenha uma vida relativamente longa. No entanto, existem situações em que o componente se encontra sujeito a tensões elevadas, temperaturas elevadas, ou até mesmo concentração de tensões severas (com presença de entalhes, por exemplo) e onde se admite que a plasticidade existente na raiz do entalhe não pode ser desprezada, razão pela qual os modelos baseados nas deformações podem revelar-se mais eficientes.

Esta abordagem assume como pressuposto o facto de provetes lisos e provetes entalhados terem a mesma vida e garantirem a mesma acumulação de dano caso tenham histórico de tensão-deformação nos locais de iniciação da fenda semelhantes. Assim, a necessidade de um rigoroso controlo e precisão na determinação das histórias de tensão-deformação dos materiais na raiz do entalhe assumem um papel de destaque.

O fator de concentração de tensão (K_σ) e o fator de concentração de deformação (K_ε) caracterizam a intensidade de concentração de tensões, no caso destas ultrapassarem o domínio elástico. As equações seguintes traduzem, respetivamente, estes dois fatores mencionados:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma_{nom}} \quad (2.26.)$$

$$K_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{m\acute{a}x}}{\varepsilon_{nom}} \quad (2.27.)$$

onde $\varepsilon_{m\acute{a}x}$ corresponde à deformação máxima registada na raiz do entalhe e ε_{nom} à deformação nominal de uma zona relativamente afastada ao local onde existe concentração de tensões e de deformações.

Para a deformação cíclica, assume-se como válida a seguinte proposição:

$$K_{\sigma} \leq K_T \leq K_{\varepsilon} \quad (2.28.)$$

Salientando-se ainda que, para um comportamento elástico, estes três fatores assumem valores semelhantes.

Neuber (1961) propôs a seguinte relação para o fator elástico de concentração de tensões e para os fatores de concentração de tensão e deformação, de tal maneira que:

$$K_T^2 = K_{\sigma} K_{\varepsilon} \quad (2.28.)$$

Assumindo que a relação tensão-deformação se expressa de acordo com a seguinte equação:

$$\varepsilon = \frac{\sigma'}{E} + \left(\frac{\sigma'}{k}\right)^{1/n} \quad (2.29.)$$

E que tanto a tensão como a deformação nominal estão no domínio elástico, então a primeira equação pode ser escrita segundo a equação x:

$$\frac{(K_T \sigma_{nom})^2}{E} = \frac{\sigma'^2}{E} + \sigma' \left(\frac{\sigma'}{k}\right)^{1/n} \quad (2.30.)$$

sendo que k e n correspondem, respetivamente, ao coeficiente e expoente de endurecimento monótono e σ' à tensão local.

2.4.2.1. Modelo Smith-Watson-Topper

É do conhecimento da comunidade científica que os entalhes não originam apenas concentração de tensões, podendo também modificar significativamente as tensões médias da raiz do entalhe ou a razão de tensão, comparativamente à razão de tensão aplicada. Ao longo dos tempos foram propostas várias abordagens, a fim de explicar o efeito da tensão média na análise à fadiga, usando para tal as relações tensão-vida, deformação-vida, tensão-deformação ou até mesmo energia-vida (Kujawski & Sree, 2014). Entre eles salienta-se o modelo de Smith, Watson, Topper (1970), que assume que a falha por fadiga se deve à densidade de energia de deformação que atua no plano crítico, podendo ser expresso por:

$$W_n = \sigma_{max} \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f{}^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c} \quad (2.31.)$$

onde σ_{max} e $\Delta\varepsilon$ correspondem, respetivamente, à tensão normal máxima e à amplitude de deformação atuante no plano crítico.

Assim, com o objetivo de contabilizar a tensão média, surge o parâmetro Smith-Watson-Topper (SWT), um parâmetro de avaliação de dano, e expresso pelo produto da tensão máxima pela amplitude de deformação, conforme Equação 2.32 (Socie, 1987):

$$SWT = \sigma_{máx}\varepsilon_a \quad (2.32.)$$

2.4.3. Modelos de previsão de vida baseados na energia

A nível microscópico, a natureza irreversível da deformação plástica causada por cada ciclo de carregamento está diretamente associada à dissipação de energia de deformação. Esta energia de deformação dissipada por ciclo (ou parte dela) pode ser considerada a contribuição principal para o processo de dano por fadiga em componentes mecânicos que ocorre em cada ciclo (Ellyin, 1996).

Atendendo ao efeito dos entalhes na vida à fadiga nos componentes, vários modelos baseados na energia podem ser considerados. Molski & Glinka (1981) foram os autores do modelo da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (ESED). Este método é baseado na hipótese de que a densidade de energia de deformação elásto-plástica do material na zona entalhada será virtualmente igual à densidade de energia de deformação para um corpo que assume um comportamento perfeitamente elástico, conforme esquematizado na Figura 2.11 (Branco et al., 2017). Assumindo um comportamento linear elástico e um fator elástico de concentração de tensões, K_T , a densidade de energia de deformação traduz-se pela seguinte equação:

$$W_e = \int_0^{\varepsilon_e} \sigma d\varepsilon \Leftrightarrow W_e = \frac{\sigma_e \varepsilon_e}{2} \Leftrightarrow W_e = \frac{\sigma_{nom}^2 K_T^2}{2E} \Leftrightarrow W_e = W_{nom} K_T^2 \quad (2.33.)$$

onde W_e representa a densidade de energia de deformação na raiz do entalhe, W_{nom} a densidade nominal de energia de deformação e σ_e e ε_e representam, respetivamente, a tensão e a deformação na raiz do entalhe obtidas através de uma análise elástica.

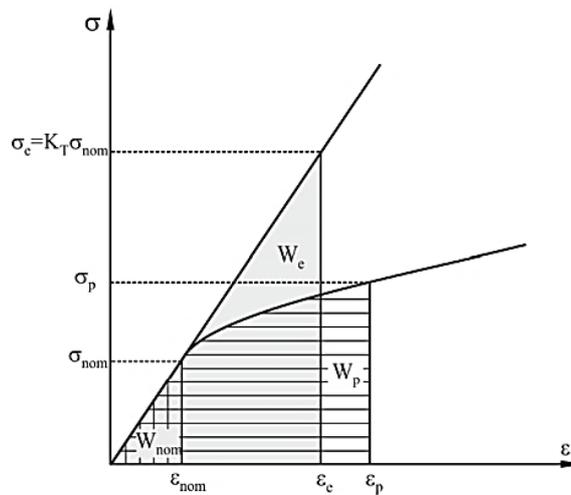


Figura 2.11. Interpretação gráfica do método da densidade de energia de deformação equivalente (Glinka, 1985).

A relação apresentada na Equação 2.33. também é válida aquando da ocorrência de deformação plástica junto à raiz do entalhe, desde que esta ocorra localmente, segundo Molski & Glinka, (1981), i.e., desde que a igualdade presente na Equação 2.34. seja verificada:

$$W_p = W_e = W_{nom} K_T^2 \quad (2.34.)$$

onde W_p corresponde à densidade de energia de deformação devido a tensões elasto-plásticas.

Um outro modelo com grande visibilidade foi proposto por Ellyin (1996). A principal premissa na qual se baseia este modelo é o facto de o dano causado pelo carregamento cíclico ser uma função da energia mecânica que dá entrada no material (Branco et al., 2019). De facto, durante a aplicação da carga, parte da energia é armazenada no material é emitida sob a forma de calor ou vibração. A densidade de energia de deformação plástica absorvida por ciclo, ΔW_p , vista como uma das principais contribuições para o processo de falha por fadiga, representa a área do circuito de histerese que, em condições de deformação controlada, mantém a área do mesmo aproximadamente constante durante toda a vida do material em análise.

Um circuito de histerese cíclico estabilizado pode assumir um papel representativo como estimador de dano. Na abordagem de Ellyin, o critério de falha à fadiga é estabelecido a partir da relação existente entre a energia de deformação plástica dissipada por ciclo e o número de reversões até à rotura, através da seguinte equação (Ellyin, 1996):

$$\Delta W_p = k_p (2N_f)^{\alpha_p} \quad (2.35.)$$

onde k_p e α_p representam constantes obtidas experimentalmente.

Porém, como referido atrás, o modelo anterior apresenta algumas limitações. Nesse sentido, os autores propuseram uma nova abordagem baseada na densidade de energia de deformação total, ΔW_t . Assim, de modo a estimar o valor da energia total de deformação, procede-se à soma de ambas as componentes da energia de deformação (a elástica e a plástica) de acordo com a seguinte equação:

$$\Delta W_t = \Delta W_e + \Delta W_p \quad (2.36.)$$

onde ΔW_e e ΔW_p se designam, respetivamente, densidade de energia de deformação elástica e densidade de energia de deformação plástica.

Neste caso, o critério de falha por fadiga pode ser descrito segundo a equação:

$$\Delta W_t = k(2N_f)^\alpha + \Delta W_0 \quad (2.37.)$$

onde k e α correspondem a duas constantes obtidas experimentalmente e ΔW_0 à energia elástica do material para a tensão limite de fadiga.

A representação gráfica das energias de deformação elástica positiva (parte a cinzento claro) e plástica (parte a cinzento escuro) encontra-se na Figura 2.12.

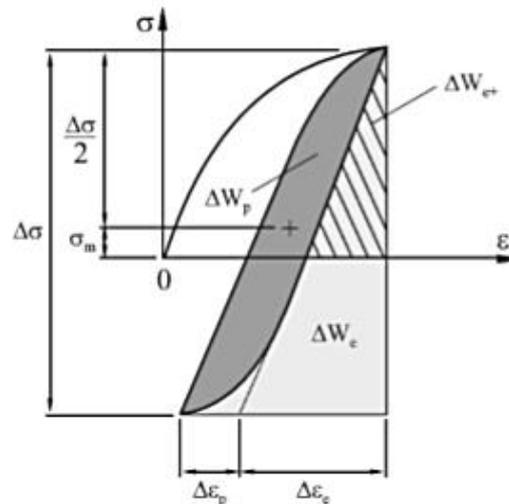


Figura 2.12. Energia cíclica de deformação por densidade de estado de tensão uniaxial.

O modelo supracitado encontra um entrave no facto de não considerar o efeito da tensão média. A fim de contornar isto, Golos et al. (Golos et al., 1988) apresentaram um modelo mais global, onde a densidade de energia de deformação total é definida como sendo o somatório da componente da energia de deformação elástica positiva (área a tracejado na

Figura 2.12.) com a componente da energia de deformação plástica, de acordo com a equação:

$$\Delta W_t = \Delta W_{e+} + \Delta W_p \quad (2.38.)$$

Uma outra abordagem combina o modelo de Ellyin e a TCD para definir a energia de deformação total efetiva. Este modelo assume relevância para a presente dissertação e rege-se por duas premissas: a primeira é a de assumir que quer a análise seja realizada em provetes entalhados ou provetes lisos, estes acumulam o mesmo dano e têm vidas à fadiga iguais se as histórias tensão-deformação no local de iniciação da fenda forem semelhantes; a segunda assume que a falha por fadiga ocorre quando a densidade de energia de deformação total, definida como o somatório da energia de deformação elástica positiva e da energia de deformação plástica, atinge um determinado valor crítico.

O primeiro passo, representado na Figura 2.13., consiste na determinação das respostas tensão-deformação do material em controlo de deformação, a partir de provetes não entalhados. Para cada teste é selecionado um circuito de histerese e procede-se a uma avaliação da energia total de deformação. Com toda a informação recolhida para as diferentes amplitudes de tensão, é possível traçar uma curva mestra de fadiga, que relaciona a densidade de energia de deformação total, ΔW_t , com o número de ciclos até à rotura, N_f , e que respeita a equação do modelo de Golos et al. (Golos et al., 1988), razão pela qual terá sensibilidade ao efeito da tensão média. Em segundo lugar, os estados de tensão multiaxial no entalhe, devido a diferentes combinações de tensões normais e de corte, são reduzidos a estados de tensão uniaxial, através do cálculo da gama de tensão de von Mises. Por último, o efeito do entalhe, isto é, o valor efetivo de densidade de energia de deformação total é quantificado através do método da linha da Teoria das Distâncias Críticas. Com estas etapas, é possível quantificar o número de ciclos para a iniciação da fenda, bastando, portanto, inserir este valor efetivo na curva mestra de fadiga gerada anteriormente (Branco et al., 2019), como se representa na Figura 2.14.

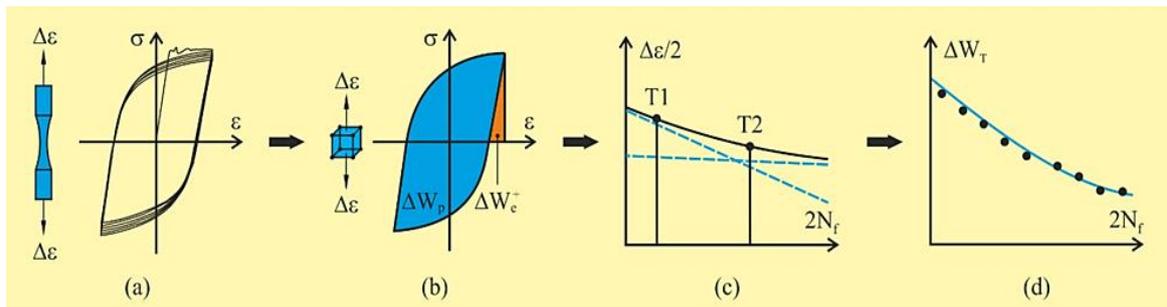


Figura 2.13. Obtenção da curva mestre de fadiga: **a)** determinação das respostas tensão-deformação do material; **b)** desenvolvimento de dois modelos numéricos capazes de descrever o comportamento plástico cíclico; **c)** estabelecimento de uma relação experimental de vida útil; **d)** definição da curva de vida (Branco et al., 2019).

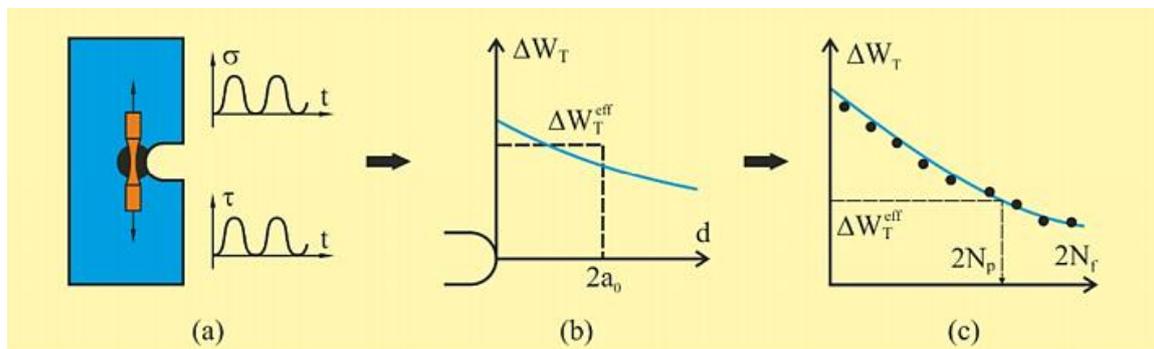


Figura 2.14. Avaliação da vida em fadiga multiaxial: **a)** amostra entalhada submetida a carregamento multiaxial proporcional; **b)** determinação de um valor efetivo da densidade de energia de deformação total no local de iniciação; **c)** previsão da vida de iniciação da fenda;; (Branco et al., 2019).

3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

3.1. Material

O material utilizado no presente trabalho é a liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6, um conhecido aço de médio carbono e alvo de estudo em diversas áreas nas últimas décadas, das quais se salienta a fadiga (Branco et al., 2020). Propriedades como a elevada ductilidade, alta temperabilidade, elevada tenacidade, elevada resistência (inclusivamente à corrosão), grande versatilidade e um baixo custo, garantem que esta liga seja o material selecionado para uma infinidade de aplicações, nomeadamente para componentes críticos, como cambotas, veios, eixos, bielas, pinhões, parafusos, entre outros (Branco, 2013).

Na Tabela 3.1., na Tabela 3.2. e na Tabela 3.3. encontram-se representadas, respetivamente, a composição química nominal (em fração mássica) e as propriedades mecânicas monótonas e cíclicas à temperatura ambiente da liga supracitada.

Tabela 3.1. Composição química nominal da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (%wt) (Branco et al., 2012).

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni
0,34	≤ 0,40	0,65	1,50	0,22	1,50

Tabela 3.2. Propriedades mecânicas monótonas da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (Branco et al., 2012).

Tensão de cedência, σ_{ced} [MPa]	967
Tensão de rotura, σ_R [MPa]	1035
Alongamento, ϵ_R [%]	18
Redução da área (%)	58
Módulo de Young, E [GPa]	209,8
Coefficiente de Poisson, ν	0,296
Limiar de propagação de fendas por fadiga, ΔK_{If} [MPa·m ^{0,5}]	6,91
Tensão limite de fadiga, $\Delta\sigma$ [MPa]	353,1

Tabela 3.3. Propriedades mecânicas cíclicas da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (Branco et al., 2012).

Coefficiente de resistência cíclica, σ_f' [MPa]	1183,7
--	--------

Expoente de resistência cíclica, b	-0,0545
Coefficiente de ductilidade cíclica, ε_f'	0,4697
Expoente de ductilidade cíclica, c	-0,6059
Coefficiente de endurecimento cíclico, k' [MPa]	1361,6
Expoente de endurecimento cíclico, n'	0,1041

3.2. Modelação do comportamento do material

Em qualquer estrutura, ou mecanismo de engenharia, os componentes individuais são submetidos a forças externas decorrentes das condições de serviço ou ambiente em que o componente opera. Afirma-se que um material é elástico se tiver a capacidade de retornar às suas dimensões originais aquando a carga aplicada for removida (Hearn, 1997).

Supondo que o estado de tensão é linear e que o vetor de tensão é constante ao longo da secção transversal, então:

$$\sigma_R = \frac{F}{A} \quad (3.1)$$

onde σ_R corresponde à tensão de rotura do material, F à força aplicada e A à correspondente área não deformada. Atentando à Figura 3.1, observa-se que, pelo menos no início da deformação, a dependência de σ_R em ε pode ser expressa de acordo com a Lei de Hooke:

$$\sigma_R = E\varepsilon \quad (3.2)$$

onde E representa o módulo de Young. A equação supracitada é válida até ao ponto P (Figura 3.1.), conhecido como limite de proporcionalidade (Atanackovic et al., 2000).

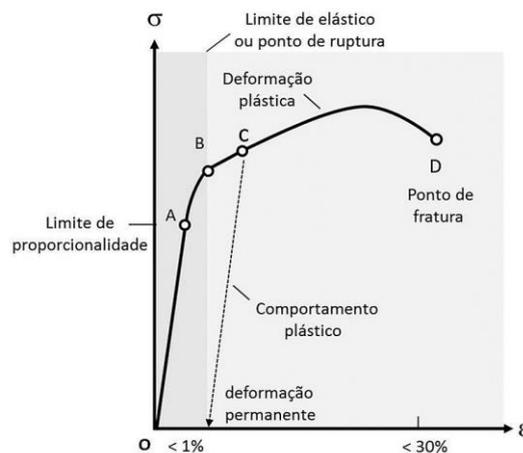


Figura 3.1. Diagrama típico para metais, onde se denota a relação existente entre a tensão e a deformação (Barcelos, 2016).

Note-se que a Equação 3.2. representa um caso particular de uma equação mais generalizada, expressa por:

$$\sigma_R = f(e) \quad (3.3)$$

onde f corresponde a uma função não linear.

A deformação, ε , pode ser determinada em função do tensor das deformações. Com esta afirmação, assume-se então uma relação entre o tensor de tensão e o tensor de deformação, de tal maneira que:

$$\sigma_{ij} = F_{ij}(E_{rs}) \quad (3.4)$$

onde F_{ij} tem de, necessariamente, satisfazer a seguinte condição:

$$F_{ij}(E_{rs} = 0, r, s = 1, 2, 3) = 0 \quad (3.5)$$

Mantendo apenas os termos de primeira ordem, facilmente se obtém a Lei de Hooke generalizada, traduzida matematicamente através da Equação 3.6.:

$$\sigma_{ik} = C_{iklm}(E_{lm}) \quad (3.6)$$

onde σ_{ik} representa o tensor de tensão de segunda ordem e C_{iklm} denota constantes, que formam um sistema de quatro índices e que, através da transformação do sistema de coordenadas, formam um tensor de rigidez de quarta ordem. Se C_{iklm} for independente da posição, então o material pode afirmar-se elasticamente homogéneo (Atanackovic et al., 2000).

A Teoria da Elasticidade é expressa frequentemente em relação ao módulo de elasticidade, E , e ao coeficiente de Poisson, ν . Assim, a Lei de Hooke pode ser escrita de acordo com:

$$\sigma_{ij} = \frac{E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} [(1 - 2\nu)E_{ij} + \nu\vartheta\delta_{ij}] \quad (3.7)$$

$$E_{ij} = \frac{1}{E} [(1 + \nu)\sigma_{ij} - \nu\Theta\delta_{ij}] \quad (3.8)$$

onde ϑ e Θ correspondem aos tensores das deformações e das tensões, respetivamente.

A fim de modelar o comportamento elástico da liga DIN 34CrNiMo6, foi necessário identificar algumas constantes presentes no modelo citado anteriormente. Para tal recorreu-se à Lei de Hooke generalizada e aos valores da Tabela 3.2., para as propriedades do módulo de elasticidade e do coeficiente de Poisson, respetivamente, E e ν .

3.3. Ensaios de fadiga oligocíclica

Os ensaios referentes à fadiga oligocíclica seguiram as recomendações estabelecidas pela norma ASTM E606 (2004) e a geometria dos provetes utilizados encontra-se ilustrada na Figura 3.2. Estes ensaios foram realizados em trabalhos anteriores (Branco, 2013).

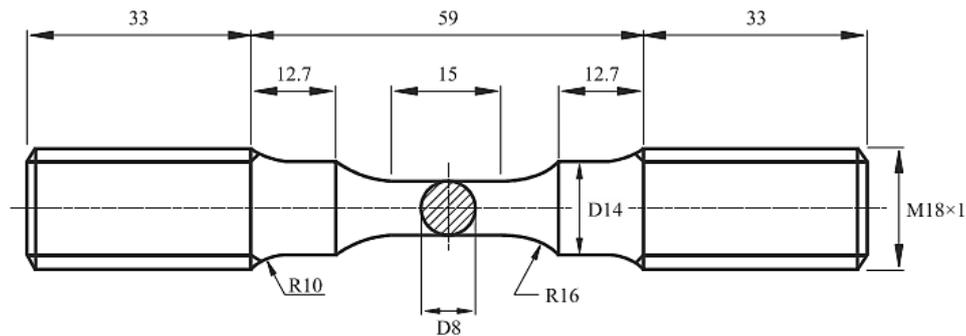


Figura 3.2. Geometria dos provetes usados nos ensaios de fadiga oligocíclica (de acordo com a norma ASTM E606) (Branco, 2013). Dimensões em milímetros.

Os ensaios foram realizados em controlo de deformação, com uma razão de deformação, R_ϵ , de valor igual a -1, à temperatura ambiente, e com recurso a ondas sinusoidais. As amplitudes de deformação, $\Delta\epsilon/2$, variaram entre os valores de $\pm 0,4$ e $\pm 2\%$ perfazendo um total de oito ensaios em controlo de deformação.

Com uma taxa de deformação constante, e de valor igual a 8×10^{-3} , a frequência de cada ensaio f foi estabelecida através da Equação 3.13:

$$f = \frac{\left(\frac{d\epsilon}{dt}\right)}{4\left(\frac{\Delta\epsilon}{2}\right)} \Leftrightarrow f = \frac{8 \times 10^{-3}}{4\left(\frac{\Delta\epsilon}{2}\right)} \quad (3.13.)$$

Por forma a registar os valores da tensão e da deformação, foi utilizado um extensómetro fixo ligado diretamente ao provete na zona da prova. Os valores registados para estes dois parâmetros, para o ciclo da meia vida, encontram-se sumariados na Tabela 3.4., bem como as restantes condições consideradas nos ensaios.

Tabela 3.4. Condições de carregamento nos ensaios experimentais realizados para fadiga oligocíclica (Branco et al., 2012).

Referência do provete	Amplitude de deformação total $\Delta\varepsilon/2$ [%]	Amplitude de tensão $\Delta\sigma/2$ [MPa]	Amplitude de deformação elástica $\Delta\varepsilon_e/2$ [%]	Amplitude de deformação plástica $\Delta\varepsilon_p/2$ [%]	Número de ciclos até à rotura, N_f	Número de reversões até à rotura, $2N_f$
D200	2,003	891,8	0,425	1,578	131	262
D150	1,503	869,0	0,414	1,089	240	480
D125	1,254	831,6	0,396	0,858	321	642
D100	1,004	796,8	0,380	0,624	767	1534
D080	0,806	750,6	0,358	0,448	1219	2438
D060	0,607	726,6	0,346	0,261	2523	5046
D050	0,512	697,5	0,332	0,180	5140	10280
D040	0,413	675,3	0,322	0,091	13378	26756

3.4. Ensaios de fadiga multiaxial

No que concerne ao estudo experimental avaliativo do comportamento à fadiga de peças com entalhes sujeitas a carregamentos de flexão combinada com torção, este foi realizado anteriormente, no Laboratório de Construções Mecânicas da Universidade de Coimbra (Branco, 2013; Vieira, 2017).

A geometria dos provetes utilizados nos ensaios referidos encontra-se na Figura 3.3. Trata-se de barras circulares com diâmetro de 16mm (Figura 3.3.a)) ou 14mm (Figura 3.3.b)), com um entalhe lateral em forma de U, posicionado a uma distância de 65mm da extremidade do provete, com uma profundidade de 3mm, e com um diâmetro de 3mm. À direita, encontra-se representada a variação do ângulo de aplicação do momento fletor relativamente à raiz do entalhe.

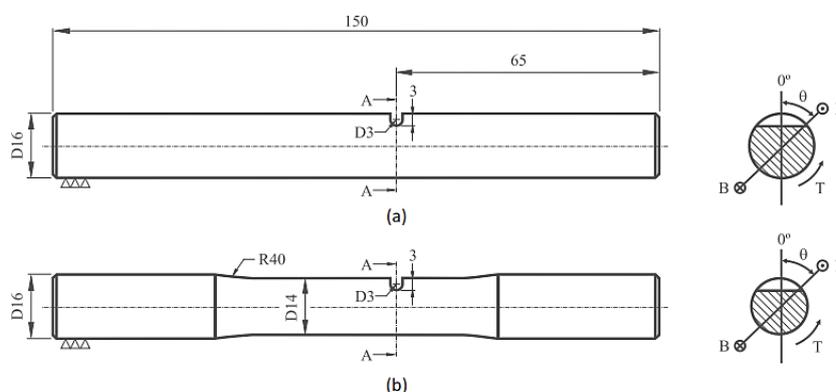


Figura 3.3. Geometria dos provetes com entalhes utilizados nos ensaios de fadiga multiaxial: **a)** secção transversal de 16mm; **b)** secção transversal de 14mm (Branco et al., 2017).

Os diferentes carregamentos aplicados nos ensaios de fadiga estão esquematizados na Figura 3.4. Aplicaram-se carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção, considerando-se que a relação do momento fletor (B) com o momento torsor (T), isto é, a relação B/T, assume três formas distintas: $B=2T$ (Figura 3.4.a)) e $B=T$ (Figura 3.4.b)). Relativamente à orientação do momento fletor em relação à raiz do entalhe, representada por θ , consideraram-se três casos, nomeadamente $\theta=0^\circ$, $\theta=45^\circ$ e $\theta=90^\circ$.

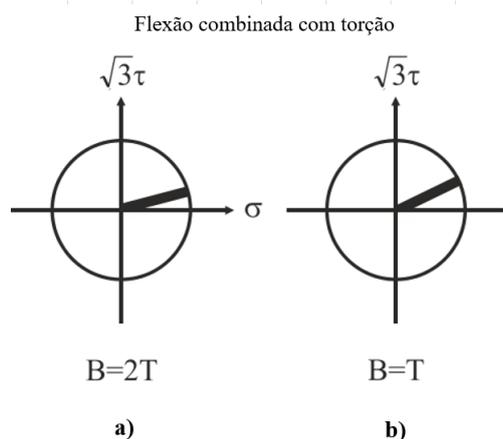


Figura 3.4. Carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção aplicados nos ensaios de fadiga realizados (Adaptado de Gordo, 2017).

A Tabela 3.5. descreve as condições de carregamento aplicadas aos ensaios de fadiga realizados para flexão combinada com torção. Todos os ensaios foram analisados em três diferentes níveis de tensão e conduzidos sob amplitude constante. A razão de tensão, R , por seu turno, é próxima de zero, mas não totalmente zero, de modo a evitar flutuações no sistema de amarras e também o vazio de carga. Estas condições de carregamento tinham como principal objetivo avaliar diferentes magnitudes na vida à fadiga. Ondas de carga sinusoidal e frequências foram medidas na gama de 3-6 Hz (Branco, 2013).

Tabela 3.5. Tabela sintetizadora das condições de carregamento nos ensaios experimentais realizados de flexão combinada com torção (Branco et al., 2017).

Referência do provete	Relação B/T	Ângulo θ	Diâmetro (mm)	Amplitude de tensão normal σ_a [MPa]	Tensão normal média σ_m [MPa]	Razão de tensão, R	Vida experimental, N_i [ciclos]
Série 1 ($\sigma_a = 4\tau_a$; $\sigma_m = 4\tau_m$; $\Delta\sigma = 4\Delta\tau$)							
B2T0-1	2	0°	16	179,1	194,0	0,04	102 386
B2T0-2			16	223,8	238,7	0,03	49 103
B2T0-3			16	298,4	313,3	0,02	24 207
Série 2 ($\sigma_a = 4\tau_a$; $\sigma_m = 4\tau_m$; $\Delta\sigma = 4\Delta\tau$)							
B2T45-1	2	45°	16	208,9	223,8	0,03	64 754
B2T45-2			16	253,7	268,6	0,03	39 331
B2T45-3			16	328,3	343,2	0,02	11 422
Série 3 ($\sigma_a = 4\tau_a$; $\sigma_m = 4\tau_m$; $\Delta\sigma = 4\Delta\tau$)							
B2T90-1	2	90°	14	343,0	365,3	0,03	68 010
B2T90-2			14	356,4	383,1	0,04	72 072
B2T90-3			16	364,1	379,0	0,02	51 878
Série 4 ($\sigma_a = 2\tau_a$; $\sigma_m = 2\tau_m$; $\Delta\sigma = 2\Delta\tau$)							
BT0-1	1	0°	16	179,1	194,0	0,04	92 544
BT0-2			16	179,1	194,0	0,04	83 278
BT0-3			16	179,1	194,0	0,04	56 749
BT0-4			16	223,8	238,7	0,03	26 420
BT0-5			16	223,8	238,7	0,03	21 225
BT0-6			16	223,8	238,7	0,03	31 306
BT0-7			16	298,4	313,3	0,02	8 314
Série 5 ($\sigma_a = 2\tau_a$; $\sigma_m = 2\tau_m$; $\Delta\sigma = 2\Delta\tau$)							
BT45-1	1	45°	16	208,9	223,8	0,03	67 160
BT45-2			16	223,8	238,7	0,03	46 822
BT45-3			16	238,7	253,7	0,03	25 276
Série 6 ($\sigma_a = 2\tau_a$; $\sigma_m = 2\tau_m$; $\Delta\sigma = 2\Delta\tau$)							
BT90-1	1	90°	14	282,9	298,5	0,03	63 105
BT90-2			16	283,5	298,4	0,03	88 655
BT90-3			14	311,8	334,1	0,03	28 730

3.5. Modelos numéricos

No que concerne ao estudo da falha por fadiga, o recurso a Modelos de Elementos Finitos acaba por ser uma ferramenta muito útil, capaz de descrever com uma rigorosa precisão o estado de tensão-deformação local e prever, deste modo, qual a região mais suscetível à iniciação da fenda.

O modelo desenvolvido com o objetivo de replicar os ensaios experimentais para flexão combinada com torção encontra-se na Figura 3.5. Os momentos fletores foram aplicados por duas forças (F_B), paralelas ao eixo do provete, com a mesma magnitude e direções opostas. Já os momentos torsores foram criados por um par de forças (F_T) igualmente com a mesma magnitude e direções opostas, atuantes num plano normal ao eixo longitudinal do provete. Os pontos de aplicação de ambas as forças foram selecionados de forma a obter um ângulo, θ , de inclinação 0° , 45° e 90° . Para ambos os casos, as forças foram aplicadas na extremidade do provete enquanto a extremidade oposta se considerou encastrada. No que concerne à relação entre o momento fletor e o momento torsor, B/T , definiu-se o seu valor com base na modificação do valor de λ ($\lambda = \frac{1}{2}$ e $\lambda = 1$ para os casos de $B=2T$ e $B=T$, respetivamente). Para os ensaios de torção, considerou-se os provetes com secção constante.

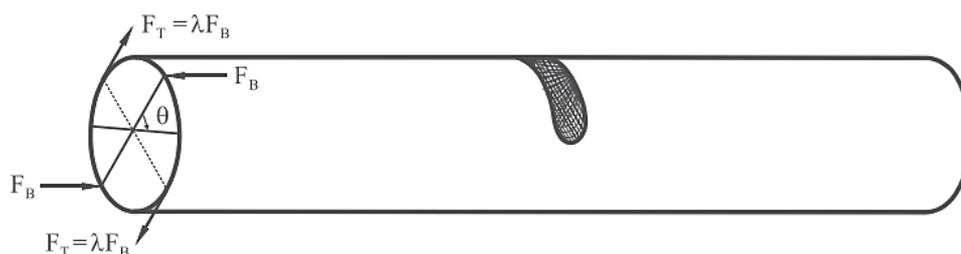


Figura 3.5. Modelo físico considerado para replicar os ensaios multiaxiais de flexão-torção combinada (Branco et al., 2017).

O modelo encontra-se esquematizado na Figura 3.6. Quando completo (Figura 3.6.a)) exhibe 99823 nós e 76608 elementos. Encontram-se também representadas ampliações (Figura 3.6.b)) e secção média (Figura 3.6.c)) das regiões entalhadas.

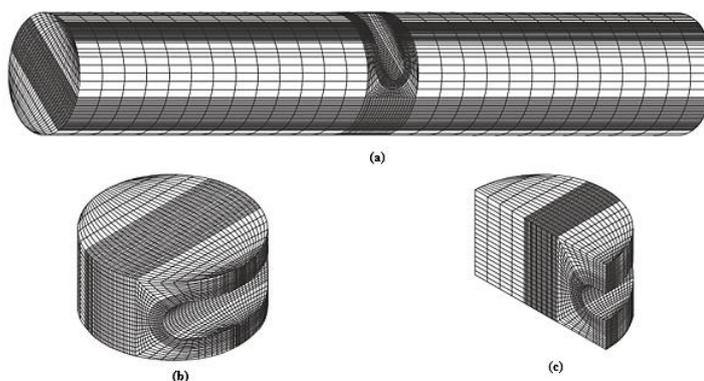


Figura 3.6. Malha dos elementos finitos: **a)** modelo completo; **b)** região entalhada amplificada; **c)** detalhe da secção média da região entalhada (Branco, 2013).

O material foi considerado isotrópico, homogéneo e linear elástico. A densidade da malha foi definida com o objetivo de manter a relação entre uma computação eficiente e a precisão necessária. Conforme se mostra na Figura 3.6., utiliza-se uma malha significativamente refinada na região junto ao entalhe e uma malha mais grosseira em zonas afastadas do mesmo. Isto para, por um lado, se obter resultados precisos na zona em foco e, por outro, proceder a uma tentativa de diminuição do esforço computacional em zonas mais afastadas do mesmo (Branco, 2013).

4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

No presente capítulo são apresentados os resultados obtidos bem como uma criteriosa análise dos mesmos. Na primeira parte, a partir dos resultados obtidos nos ensaios de fadiga oligocíclica, pretende-se caracterizar o comportamento elasto-plástico da liga em estudo. Na segunda parte, procede-se às previsões de vida à fadiga baseada nas tensões efetivas locais, utilizando para tal cinco modelos distintos existentes na literatura.

4.1. Ensaios de fadiga oligocíclica

De forma a avaliar o comportamento elasto-plástico cíclico da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6, adotou-se o procedimento descrito na Secção 3.3 do presente texto.

Na Figura 4.1. encontra-se representada a resposta tensão-deformação para duas amplitudes de deformação distintas, respetivamente, $\Delta\varepsilon/2 = 2,0\%$ (Figura 4.1.a)) e $\Delta\varepsilon/2 = 0,80\%$ (Figura 4.1.b)). Para ambas as amplitudes de deformação, ocorre um fenómeno de amaciamento, onde se verifica que a tensão não controlada diminui com o aumento do número de ciclos até que a estabilidade seja alcançada. Enquanto que para a Figura 4.1.a) o comportamento estável é atingido após 40-50 ciclos, já na Figura 4.1.b) o mesmo só acontece após 500 ciclos. Verifica-se, para esta liga de alta resistência, que o estado cíclico estável é alcançado genericamente para vidas inferiores a 10% do número total de ciclos (Branco et al., 2012).

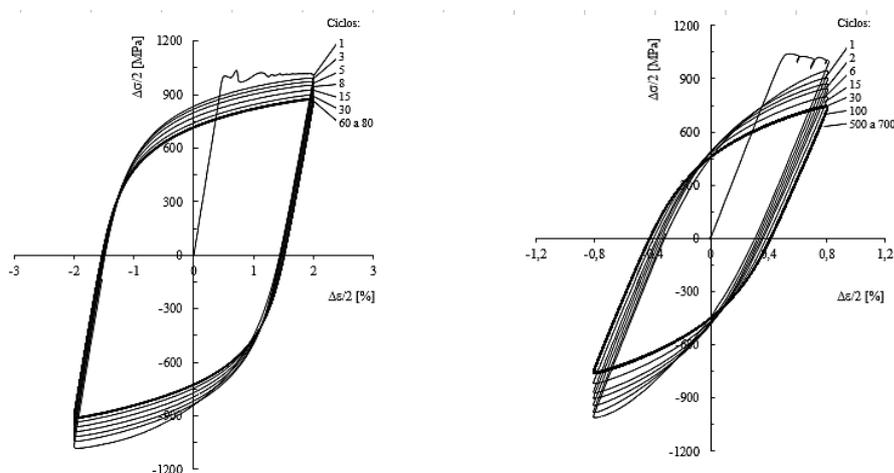


Figura 4.1. Circuitos de histerese representativos, respetivamente, das seguintes amplitudes de deformação: **a)** $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \pm 2,0\%$; **b)** $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \pm 0,8\%$.

Quer a gama de tensão, $\Delta\sigma$, quer a gama de deformação total, $\Delta\varepsilon$, foram obtidas a partir da análise gráfica dos circuitos de histerese. A gama de deformação total corresponde ao somatório das gamas de deformação elástica e deformação plástica, de acordo com a Equação 4.1.:

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

onde $\Delta\varepsilon_e$ e $\Delta\varepsilon_p$ representam, respetivamente, as componentes elástica e plástica da gama de deformação total. A primeira é expressa com recurso à aplicação da Lei de Hooke:

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

o que permite reescrever a segunda na forma seguinte:

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

4.1.1. Densidade de energia de deformação

A evolução da densidade de energia de deformação plástica (i.e. a área dos circuitos de histerese) com o número de reversões, para uma razão de deformação igual a -1, obtida para diferentes amplitudes de deformação, encontra-se representada na Figura 4.2.

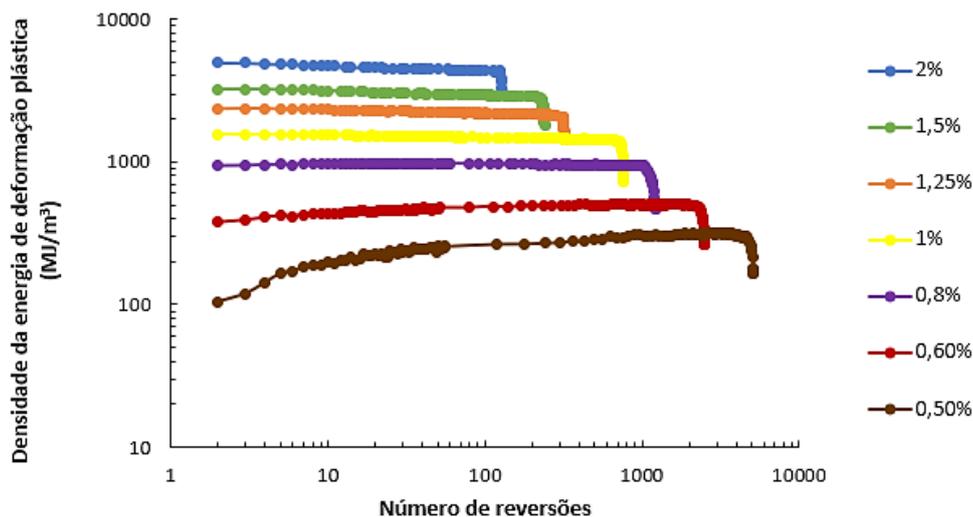


Figura 4.2. Densidade de energia de deformação plástica versus número de reversões para as diferentes amplitudes de deformação analisadas.

Para todas as amplitudes de deformação analisadas verifica-se que existem três fases diferentes: a primeira, uma fase inicial, caracterizada por uma mudança rápida na forma dos circuitos de histerese, o que se repercute nos valores da densidade de energia de deformação plástica, sendo estes superiores para amplitudes de deformação maiores; uma fase intermediária dominante, com valores aproximadamente constantes, podendo por isso ser designada de fase estável; e, por último, uma terceira fase, onde os valores da densidade de energia de deformação sofrem quedas abruptas causadas pelo aproximar da falha por fadiga. Além disso, conclui-se que, para amplitudes de deformação superiores, a falha por fadiga ocorre mais rapidamente, isto é, para um número de reversões inferior.

As abordagens energéticas mencionadas pressupõem, de forma global, que a energia de deformação dissipada por ciclo acaba por ter um papel relevante no que concerne à ocorrência de falha por fadiga. Na Figura 4.3. representa-se, para o circuito de histerese da meia-vida, a relação entre a densidade de energia de deformação plástica e o número de reversões até à rotura. Tal como descrito no Capítulo 2., as duas variáveis têm, em geral, um comportamento linear em escalas bi-logarítmicas, conforme indicado na Equação 2.15. do presente texto. Além disso, é interessante verificar que os valores obtidos para este material a partir dos ensaios de fadiga oligocíclica estão próximos dos resultados publicados por (Sih et al., 2004) para a mesma liga.

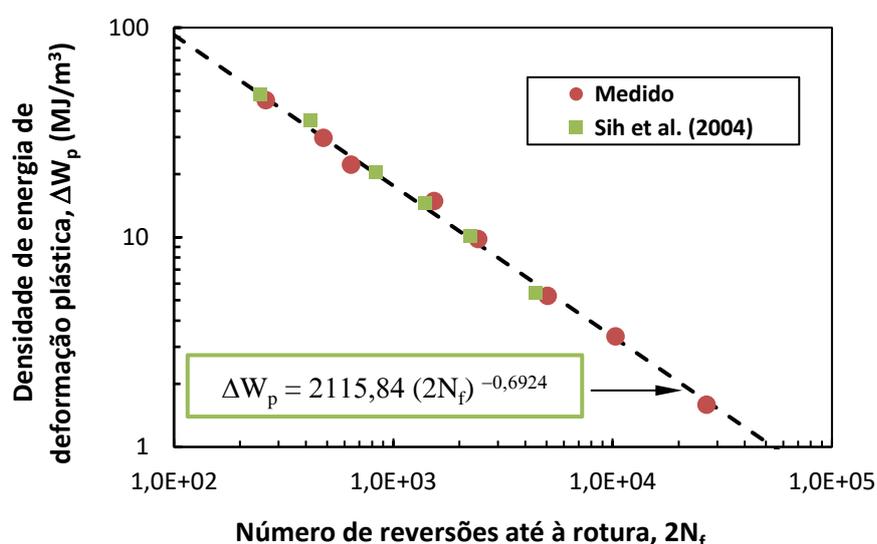


Figura 4.3. Representação, para o circuito de histerese correspondente à meia-vida, da relação entre a densidade de energia de deformação plástica e o número de reversões até à rotura.

Embora a abordagem baseada nos circuitos de histerese da meia-vida seja muito utilizada na comunidade científica, neste trabalho pretende-se explorar o conceito de energia acumulada, menos frequente nas metodologias de projeto atuais, e verificar o seu potencial de aplicação na previsão de vida à fadiga. A fim de se proceder ao cálculo da densidade de energia de deformação plástica acumulada, designada por ΔW_{pa} , calculou-se a área de todos os circuitos de histerese adquiridos para cada amplitude de deformação e, posteriormente, efetuou-se o somatório das áreas individuais. Como o software não faz a aquisição de todos os ciclos aplicados durante o ensaio, o somatório foi efetuado por integração numérica, usando o método do trapézio, a partir da função densidade de energia de deformação plástica versus número de reversões resultante de cada ensaio. A relação entre os valores acumulados de densidade de energia de deformação plástica acumulada e o número de reversões até à rotura está representada na Figura 4.4.

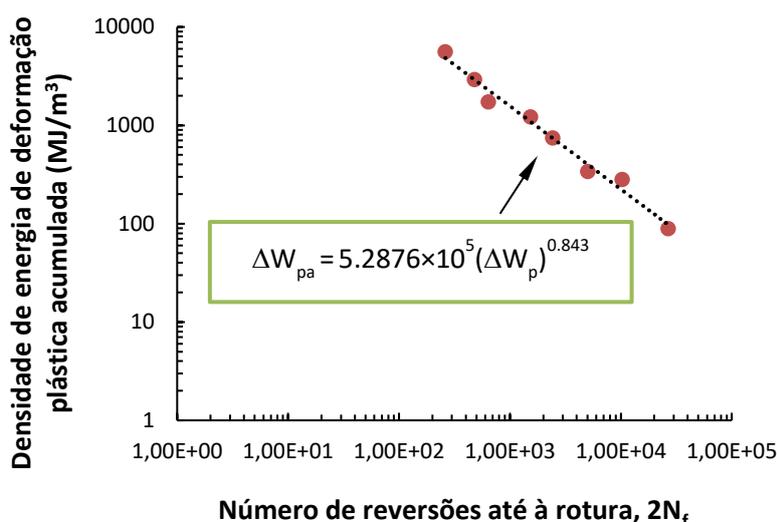


Figura 4.4. Densidade de energia de deformação plástica acumulada em função do número de reversões até à rotura para as diferentes amplitudes de deformação analisadas.

Pela análise do gráfico é legítimo afirmar que à medida que o valor de reversões até à rotura aumenta, há um decréscimo na densidade de energia de deformação plástica acumulada. Por outro lado, é também possível estabelecer uma relação linear, em escalas bi-logarítmicas, entre as duas variáveis. Este comportamento é idêntico ao reportado por (Callaghan et al., 2010) para ligas ferríticas.

4.1.2. Densidade de energia de deformação total

A evolução da densidade de energia de deformação total com o número de reversões, para uma razão de deformação igual a -1, e para as diferentes amplitudes de deformação, encontra-se representada na Figura 4.5. Esta caracteriza-se por ser a soma da componente plástica com a componente elástica positiva (ver Figura 2.12.).

Tal como na Figura 4.2. do presente texto, as conclusões daqui a retirar são similares. Também neste gráfico podem ser consideradas as três fases distintas e com as mesmas características do caso anterior, salientando-se a falha por fadiga ser mais suscetível para amplitudes de deformação superiores.

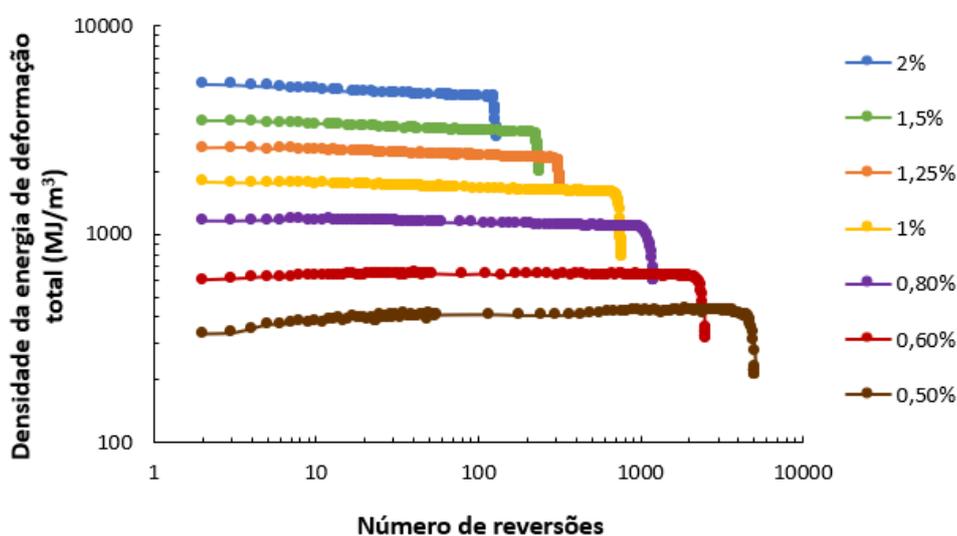


Figura 4.5. Densidade da energia de deformação total versus o número de reversões para as diferentes amplitudes de deformação analisadas.

Para o circuito de histerese da meia-vida, a relação entre a densidade de energia de deformação total e o número de reversões até à rotura encontra-se representada na Figura 4.6. Existe também uma boa correlação entre as duas variáveis, tendendo esta energia para um valor assintótico. Por outro lado, este parâmetro é sensível à tensão média, e pode ser usado quer no domínio elástico, quer no domínio plástico, o que é uma vantagem relativamente à formulação baseada exclusivamente na densidade de energia de deformação plástica.

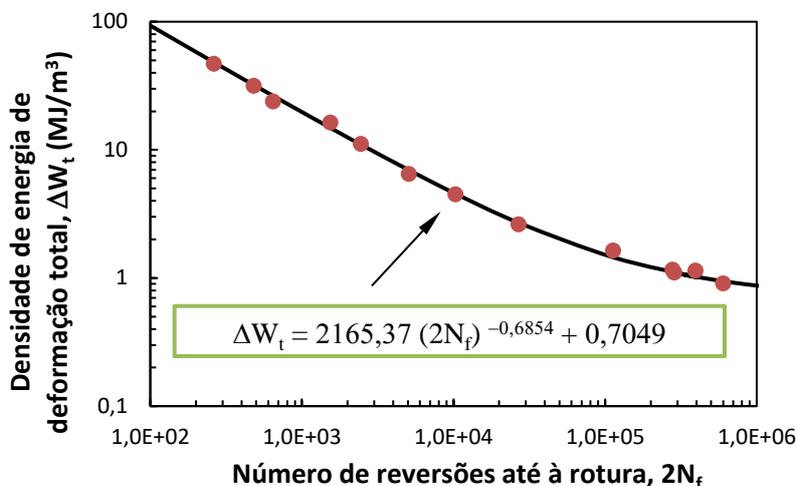


Figura 4.6. Representação, para o circuito de histerese correspondente à meia-vida, da relação entre a densidade de energia de deformação total e o número de reversões até à rotura.

Com o intuito de estimar a densidade de energia de deformação total acumulada, designada por ΔW_{ta} , calculou-se a área dos circuitos de histerese respeitantes a cada amplitude de deformação em análise, procedendo a um somatório das áreas individuais, de modo idêntico ao descrito para a densidade de energia de deformação plástica acumulada. Os valores acumulados encontram-se relacionados com o número de reversões até à rotura na Figura 4.7.

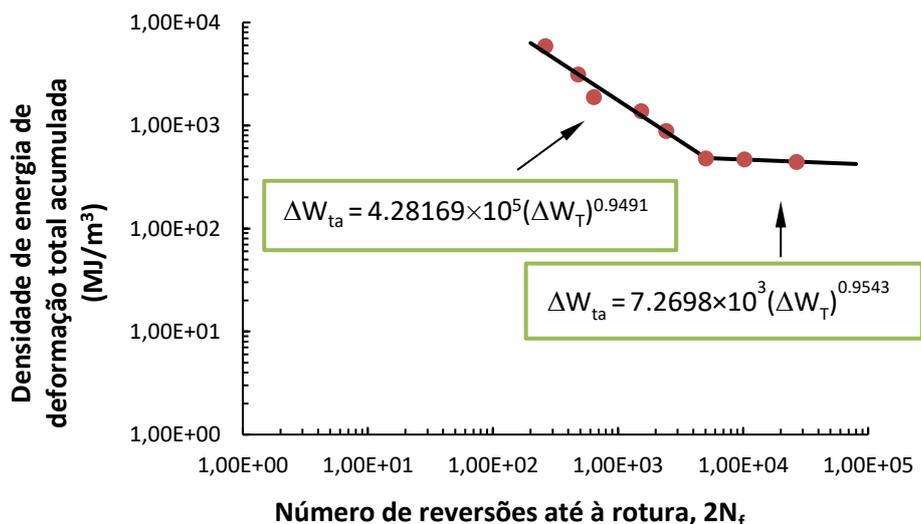


Figura 4.7. Densidade de energia de deformação total acumulada em função do número de reversões até à rotura para as diferentes amplitudes de deformação analisadas.

Através da análise do gráfico, verifica-se que a energia total acumulada sofre um decréscimo significativo à medida que o número de reversões até à rotura aumenta. Porém,

numa segunda fase, os resultados parecem sugerir um valor aproximadamente constante. Deste modo, é possível identificar um comportamento bilinear. Esta alteração deve-se, essencialmente, à componente de energia elástica positiva presente na equação da energia total acumulada. Os valores dos parâmetros encontram-se nas equações indicadas na figura.

4.1.3. Parâmetro de dano SWT

Neste trabalho, pretende-se também explorar a forma como o parâmetro SWT evolui ao longo da vida e tentar perceber qual a sua relação com a vida à fadiga. Na Figura 4.8. encontra-se representado o parâmetro de dano SWT em função do número de reversões até à rotura para as oito amplitudes estudadas. Os maiores valores por ciclo são registados para as maiores amplitudes de deformação, o que é expectável, pois nessas condições a deformação é mais elevada e a tensão máxima também. No entanto, para todas as curvas, pode atentar-se, inicialmente, um decréscimo suave nos valores do parâmetro de dano, seguindo-se uma descida mais longa, com declive aproximadamente constante. Por último, verifica-se uma queda abrupta nos valores do parâmetro, quando a falha por fadiga está próxima.

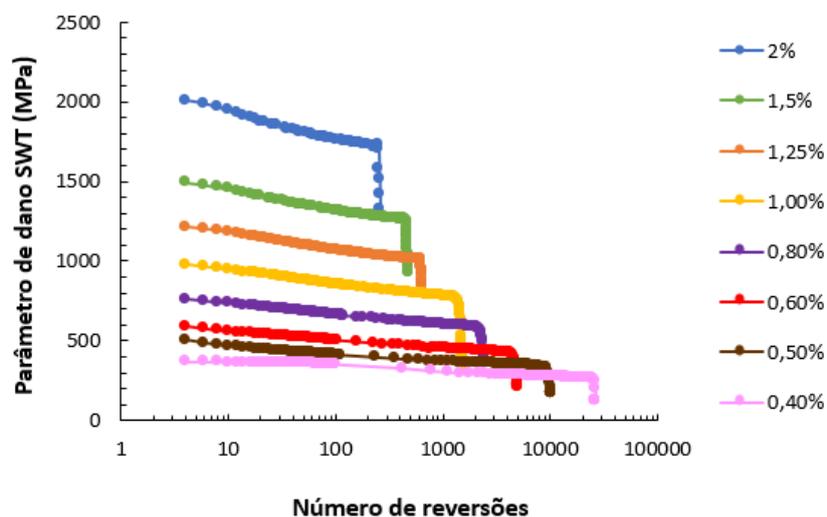


Figura 4.8. Parâmetro SWT em função do número de reversões para as amplitude de deformação analisadas.

Com base nas Figura 4.9. e Figura 4.10., pode-se ainda estabelecer uma relação entre o parâmetro SWT e o número de reversões até à rotura. Na primeira constata-se que à medida que o número de reversões até à rotura aumenta, o parâmetro avança sucessivamente para valores mais diminutos, originando uma curva descendente, algo que não acontece na Figura

4.10., onde os valores acumulados são sucessivamente maiores, à medida que se reduz a amplitude de deformação aplicada. É, também, de salientar que, em ambos os casos, há uma excelente correlação entre as variáveis, sendo possível relacioná-las através de funções de potência.

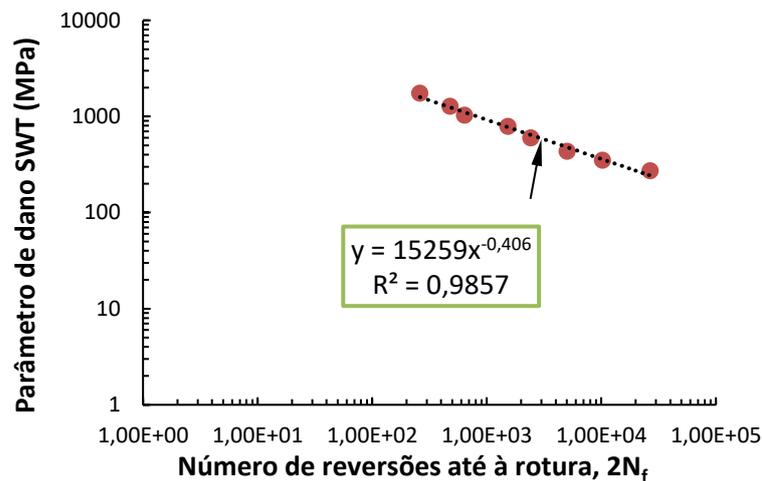


Figura 4.9. Parâmetro SWT do ciclo da meia via versus número de reversões até à rotura.

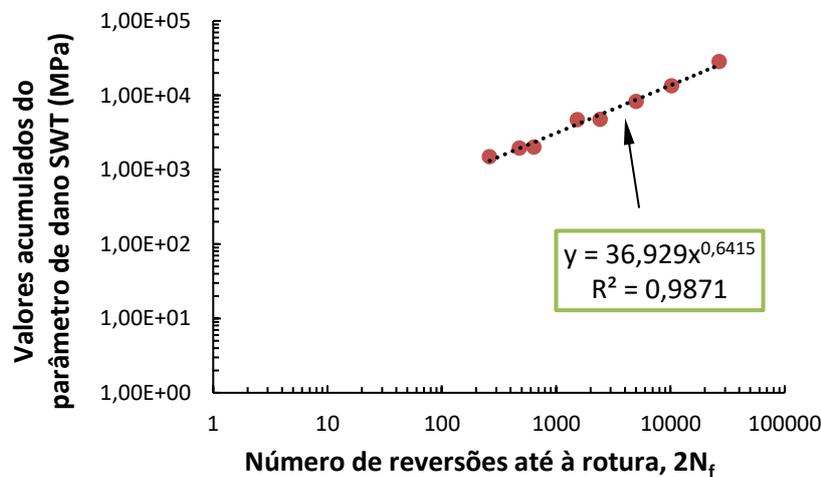


Figura 4.10. Valores acumulados do parâmetro de dano SWT em função do número de reversões até à rotura.

4.1.4. Deformação plástica acumulada

Esta última secção é dedicada ao cálculo da deformação plástica por ciclo para cada uma das amplitudes mencionadas, segundo a Equação 2.14., e utilizando os valores máximos e mínimos da tensão e deformação registados. Conforme se ilustra na Figura 4.11., para todas

as amplitudes de deformação estudadas, parece registrar-se um aumento gradual da gama de deformação plástica por ciclo, sem grandes oscilações e com um declive aproximadamente constante, existindo um aumento abrupto na fase final do gráfico, o momento em que a falha está eminente, registando-se assim valores de deformação plástica superiores. De salientar ainda que são as maiores amplitudes de deformação que registam também os maiores valores deste parâmetro.

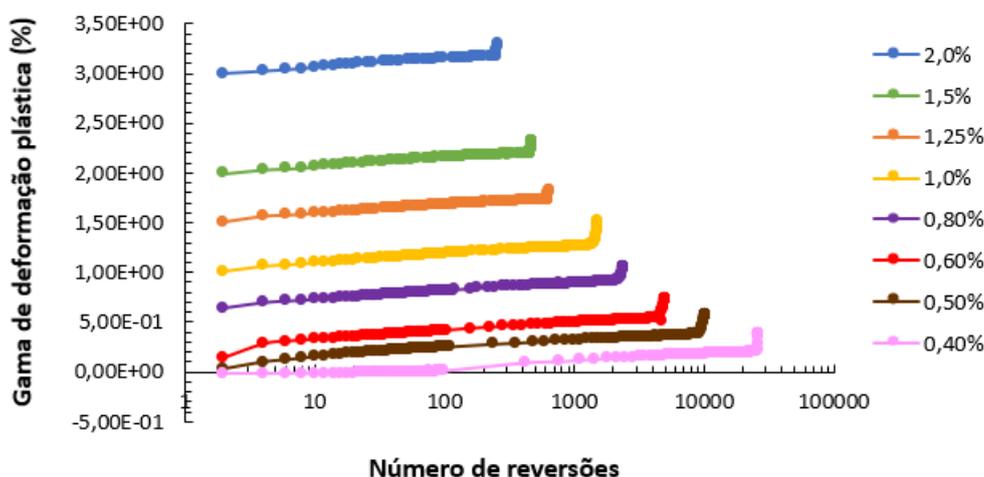


Figura 4.11. Gama de deformação plástica por ciclo em função do número de reversões para cada uma das amplitudes de deformação analisadas.

Torna-se também relevante analisar a gama de deformação plástica por ciclo acumulada. Para esse efeito, tenta-se, primeiramente, relacionar a deformação plástica por ciclo com o número de reversões até à rotura (Figura 4.12.).

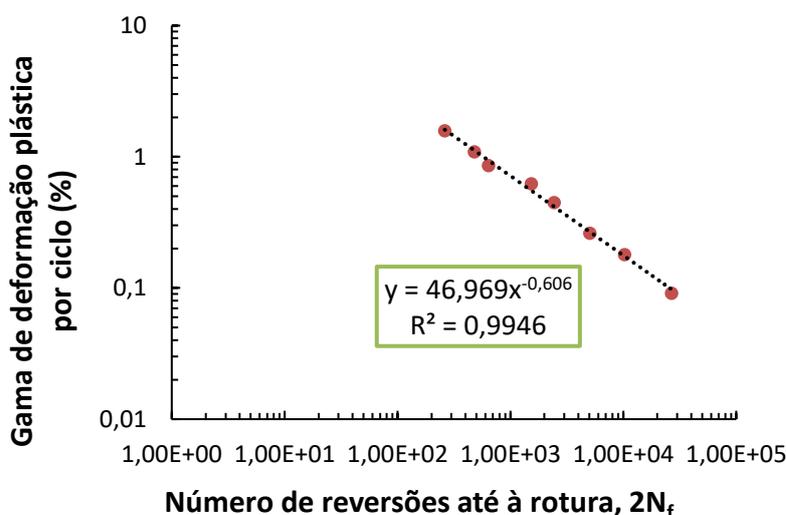


Figura 4.12. Gama de deformação plástica do ciclo da meia vida em função do número de reversões até à rotura.

Relativamente à Figura 4.12., facilmente se denota que, para valores superiores do número de reversões, a percentagem de deformação plástica por ciclo atinge valores consecutivamente inferiores, atingindo o seu valor mínimo em momentos próximos à falha por fadiga.

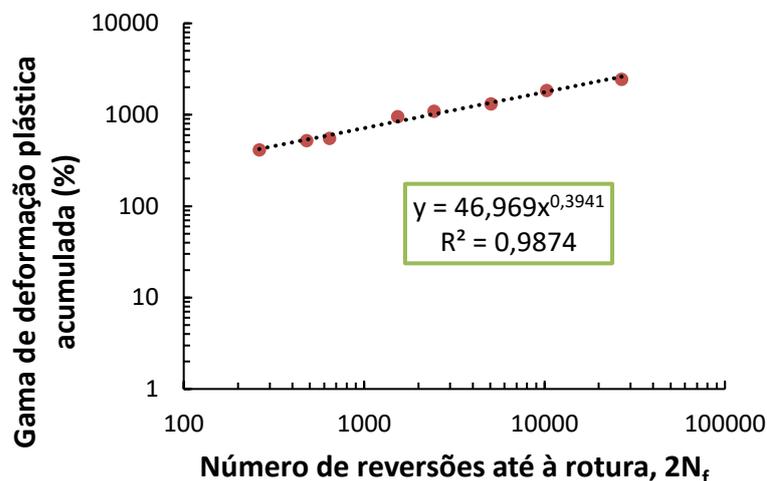


Figura 4.13. Gama de deformação plástica por ciclo acumulada em função do número de reversões até à rotura, $2N_f$.

Na Figura 4.13. relaciona-se a gama de deformação plástica por ciclo acumulada com o número de reversões até à rotura. Nesta análise, o cálculo foi simplificado, uma vez que o procedimento automático existente não permite, todavia, proceder ao cálculo do módulo de elasticidade em cada ciclo, razão pela qual se utilizou o valor do ciclo da meia vida (fase estável) multiplicando-se pelo número total de reversões até à rotura. Contrariamente ao primeiro gráfico, aqui, um número de reversões até à rotura superior, corresponde a uma deformação plástica por ciclo acumulada também superior com valores progressivamente maiores.

4.2. Ensaios de fadiga multiaxial

4.2.1. Ângulos de iniciação e trajetória de propagação de fenda à superfície do entalhe

A previsão dos locais de iniciação de fendas é um assunto revelante em projetos ligados ao estudo do fenómeno da fadiga, e com grande interesse industrial, pois conduz à potencialidade de selecionar os métodos de inspeção adequados (Branco et al., 2017). Os

locais típicos de iniciação, bem como as trajetórias de propagação de fendas, obtidos experimentalmente para os diferentes cenários de carregamento multiaxial estudados na presente dissertação, estão representados na Figura 4.14.a)-f). Como se verifica, a história multiaxial aplicada tem um grande efeito nestas variáveis.

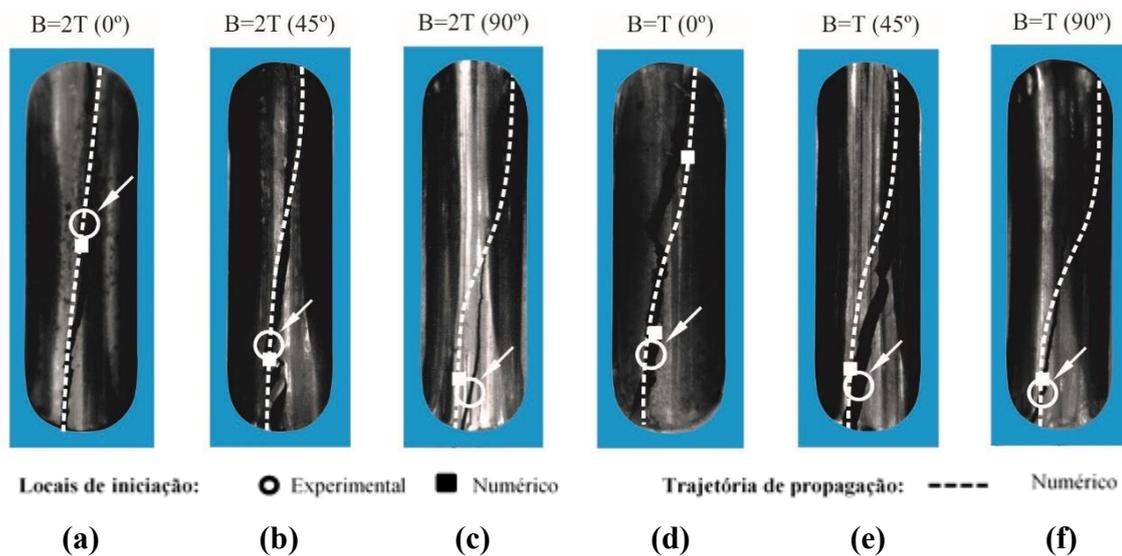


Figura 4.14. Trajetórias e locais de iniciação de fendas à superfície observadas nos ensaios para diferentes condições de carregamento: **a)** B=2T (0°); **b)** B=2T(45°); **c)** B=2T(90°); **d)** B=T (0°); **e)** B=T(45°) e **f)** B=T (90°) (Branco et al., 2017).

Quer a razão entre o momento fletor e momento torsor (B/T), quer o ângulo de iniciação (θ), exercem uma forte influência no local de iniciação e na trajetória da fenda. Tanto as trajetórias, como os locais de iniciação de fenda, são controlados pela distribuição do campo de tensões principais, ao longo da superfície do entalhe. Essas mesmas distribuições de tensão variam substancialmente com as condições de carregamento. Enquanto que na Figura 4.14.a) se observa que a fenda se propaga numa direção aproximadamente normal ao eixo da amostra, o mesmo já não é perceptível nos restantes casos apresentados (Figura 4.14.b)-d), onde se apresentam trajetórias cada vez mais curvadas e com pontos de inflexão no centro do entalhe bastante superiores. Isto é explicado com a diminuição das relações (B/T) que se traduzem num aumento das tensões de corte. Embora menos notório do que o efeito da relação B/T, também o ângulo θ tem efeito na trajetória da fenda, distinguindo-se um claro aumento da curvatura e do grau de inflexão, quando se comparam as Figuras 4.14.a) e 4.14.c). Estas diferenças estão associadas, exclusivamente, ao plano em que o momento fletor é aplicado. Assim, em tom conclusivo, quanto maior for o ângulo θ , maior o grau de inflexão e a curvatura da fenda na superfície do entalhe.

Já para os locais representativos da iniciação de fendas, nos dois primeiros casos (Figura 4.14.a-b), devido à ausência ou nível reduzido de tensões de corte (ou seja, maiores relações B/T), esta inicia-se no centro do entalhe; nos restantes casos (Figura 4.14.c-d), à medida que a relação B/T diminui, esta inicia-se mais junto à borda do entalhe. Também o ângulo (θ) desempenha o seu papel, e quanto maior este for, maior será a curva da fenda, e vice-versa (Branco et al., 2017).

As regiões mais suscetíveis à iniciação da fenda (regiões onde a primeira tensão principal é máxima) estão identificadas pelos quadrados brancos na Figura 4.15. Apresenta-se, ainda, as trajetórias numéricas previstas a partir do campo de tensões principais, representadas pela linha a tracejado branco, evidenciando uma boa correlação entre os resultados experimentais e numéricos, conforme se conclui na Figura 4.14. (Branco et al., 2017).

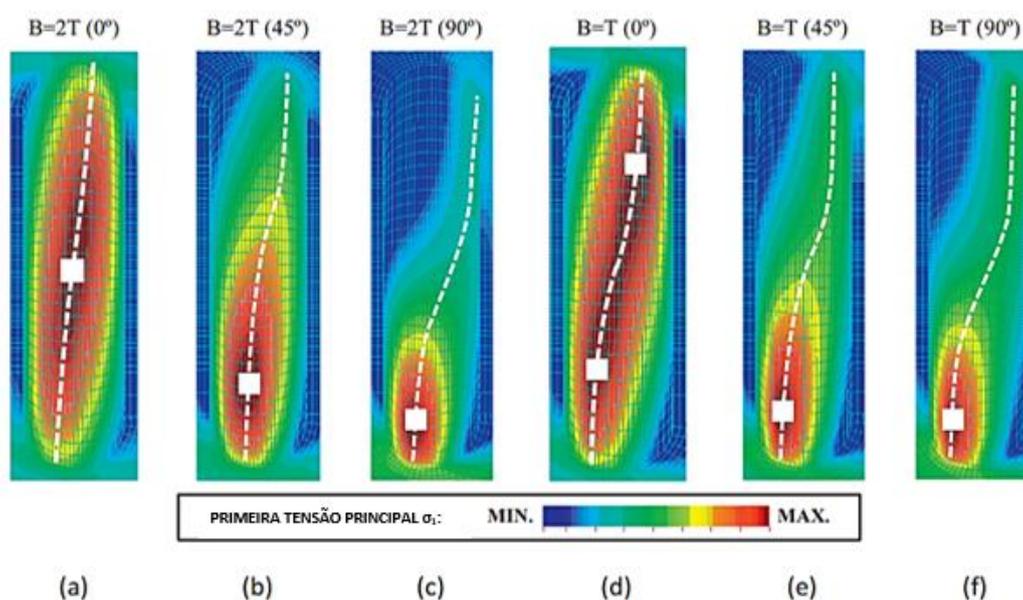


Figura 4.15. Previsões numéricas das trajetórias e locais de iniciação da fenda na superfície, com base no campo de tensões principais: **a)** B/T=2 (0°); **b)** B/T=2 (45°); **c)** B/T=2 (90°); **d)** B/T=1 (0°); **e)** B/T=1 (45°); **f)** B/T=1 (90°) (Branco et al., 2017).

Neste trabalho, as vidas experimentais consideradas, obtidas num estudo anterior por Branco et al. (2017), foram definidas a partir de curvas que relacionam o comprimento de fenda com o número de ciclos de carga, as bem conhecidas curvas a-N, aqui designadas por curvas $2b-N$. Estas últimas relacionam o comprimento superficial da fenda, $2b$, com o número de ciclos de carregamento, N , registados. Para esta geometria, e para este

carregamento, foi possível ajustá-las por leis de potência. Na Figura 4.16. apresenta-se um exemplo ilustrativo das mesmas, para o caso $B=T(45^\circ)$.

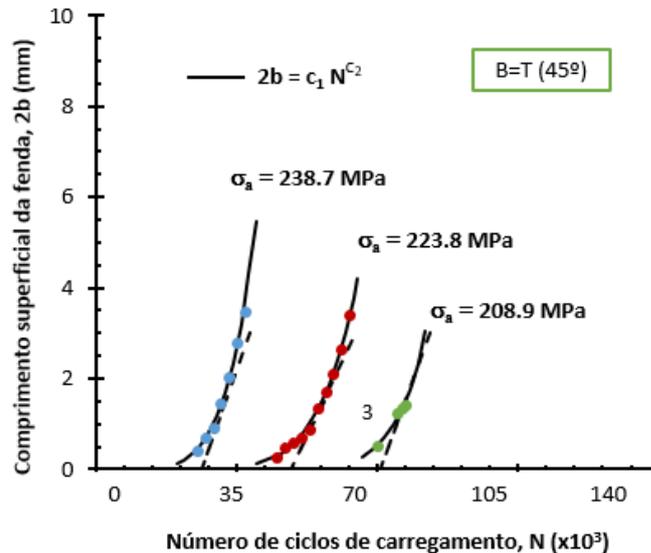


Figura 4.16. Exemplo ilustrativo da relação entre o comprimento da fenda ($2b$) versus o número de ciclos (N) para $B=T(45^\circ)$ (Branco et al., 2017).

A partir destas curvas é expectável que, quanto maior for a amplitude da tensão normal, mais rápida seja a propagação da fenda à superfície. Por seu turno, um aumento da amplitude de tensão normal traduz-se num aumento dos declives das curvas. O efeito da razão σ/τ também está presente nas curvas $2b-N$, sendo que, para um aumento da tensão de corte, para uma mesma amplitude de tensão normal e semelhante valor de θ , a vida à fadiga é menor e a velocidade de propagação da fenda é superior.

As vidas experimentais foram definidas a partir das curvas $2b-N$ para um comprimento de fenda igual ao comprimento característico do material (a_0) definido pelo parâmetro de El-Haddad:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{lf}}{\sigma_{f_0}} \right)^2 \Leftrightarrow a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{6.91}{353} \right)^2 \Leftrightarrow a_0 = 121,8 \times 10^{-6} m \Leftrightarrow a_0 = 121,8 \mu m \quad (4.10.)$$

onde ΔK_{lf} corresponde ao limiar de propagação de fadiga e σ_{f_0} é a tensão limite de fadiga de um provete liso. Os valores destas constantes encontram-se na Tabela 3.2. A relação entre o valor a_0 , em profundidade, e o valor b_0 , na superfície, foi estabelecida através de ensaios experimentais que avaliaram a forma da fenda (Branco, 2013). Com base nessa relação ($a_0/b_0=0,796$) foi obtido um valor de b_0 igual a $322 \mu m$. Para este comprimento de fenda, determinou-se o número de ciclos correspondente, através das funções ajustadas das curvas

2b-N. Os valores das vidas experimentais obtidos com base no procedimento descrito estão indicadas na Tabela 3.5.

4.3. Previsões de vida

As previsões de vida à fadiga foram efetuadas com base em análises lineares elásticas de elementos finitos. O efeito do entalhe foi considerado através da Teoria das Distâncias Críticas (TCD). Neste trabalho foi aplicado o método da linha, descrito na Secção 2.4.2. Assim, recorrendo à Equação 2.24., obtém-se uma distância crítica dada por:

$$D_{LM} = 2a_0 \Leftrightarrow D_{LM} = 2 \times 121,8 \Leftrightarrow D_{LM} = 243,6 \mu m \quad (4.11.)$$

onde a_0 corresponde ao comprimento característico do material e D_{LM} à distância crítica para o método da linha.

Numa primeira fase, o procedimento consistiu em reduzir o carregamento multiaxial a um carregamento uniaxial equivalente. Nesta conversão, usou-se a gama de tensão equivalente de von Mises. Em trabalhos anteriores (Monteiro, 2019; Vieira, 2017), verificou-se que esta grandeza permite caracterizar com clareza o processo de falha por fadiga em componentes sujeitos a esforços de flexão-torção proporcionais, permitindo uma boa correlação entre os estados de tensão-deformação e as vidas à fadiga.

Na Figura 4.17. exibe-se a variação da gama da tensão equivalente de von Mises, para diferentes carregamentos, segundo uma linha que parte do nó do entalhe com maior valor da primeira tensão principal, onde se admite que ocorre a iniciação da fenda, e se desloca na direção ortogonal à superfície para o interior da peça. Os valores efetivos de tensão, obtidos por integração da curva, estão representados graficamente para os três casos (Figura 4.17.a-c)). Pela análise dos gráficos, verifica-se que, para todos os casos, a tensão máxima surge na superfície do entalhe, diminuindo gradualmente até um valor assintótico, onde o efeito do entalhe deixa de ser sentido. A tensão efetiva é aproximadamente igual a 1330 MPa para B=T(45°), 979 MPa para B=2T(90°) e 975 MPa para B=2T(45°).

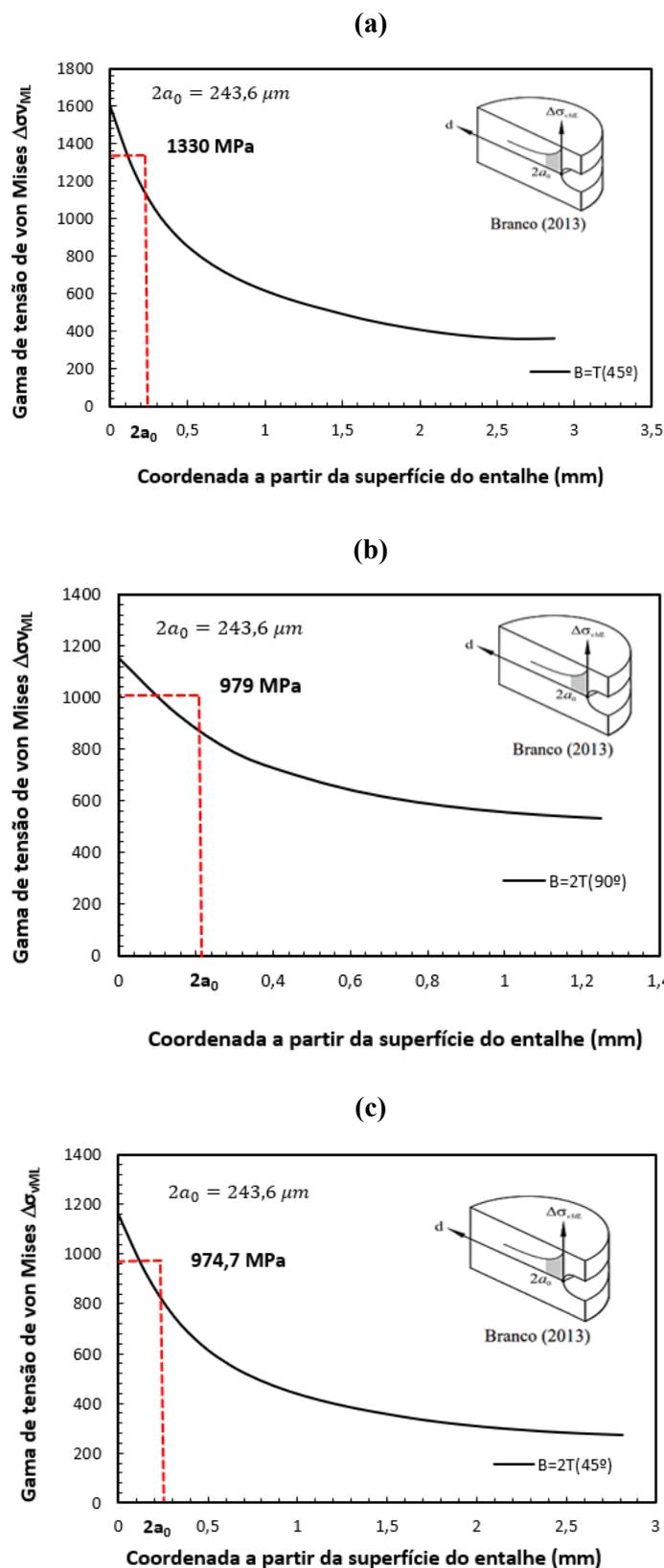


Figura 4.17. Gama de tensão local de von Mises *versus* distância à superfície do entalhe, para ensaios com: a) B=T (45°); b) B=2T (90°); c) B=2T (45°).

Depois de obtidos os valores efetivos da gama de tensão equivalente de von Mises, foram gerados circuitos de histerese, usando para tal o conceito de densidade de energia de deformação equivalente (Glinka et al., 1998). Na Figura 4.18. estão representados três circuitos tensão-deformação, obtidos para amplitudes de tensão nominal idênticas, mas com relações B/T distintas. Como se verifica, devido ao efeito da tensão de corte, as áreas dos circuitos de histerese aumentam com a redução desta relação. É também possível constatar que as tensões médias dos circuitos variam de caso para caso, sendo diferentes de 0. O procedimento detalhado para a geração destes circuitos pode ser analisado em Vieira (2017) ou Branco (2013).

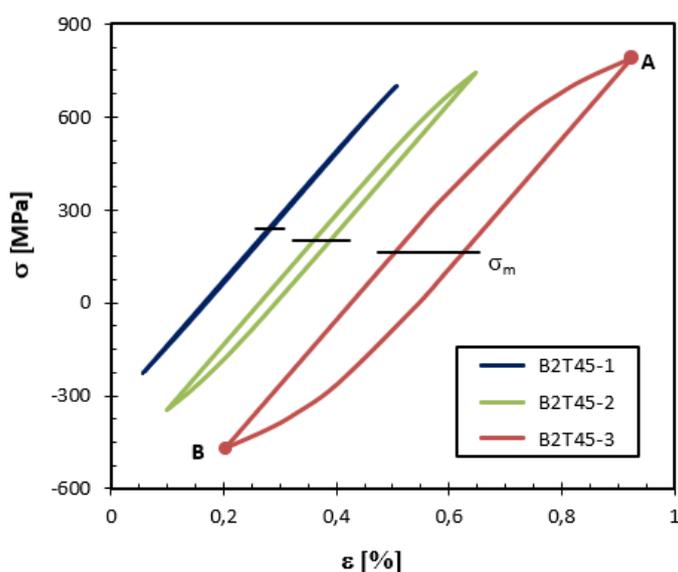


Figura 4.18. Circuitos de histerese obtidos utilizando o método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (ESED) para três relações B/T diferentes com a mesma amplitude de tensão nominal ($\sigma_a = 223,81$ MPa).

4.3.1. Previsões baseadas na tensão efetiva local

Tendo em vista o objetivo do presente trabalho, foram efetuados cinco tipos de previsões de vida à fadiga: previsão baseada no parâmetro SWT; previsões baseadas no modelo SWT; previsões baseadas no modelo da densidade de energia de deformação plástica; previsões baseadas no modelo da densidade de energia de deformação total; e, ainda, previsões baseadas na gama de deformação plástica por ciclo. Tendo por base as tensões e as deformações ocorridas no plano crítico, como mencionado na secção 4.1.3., o modelo do parâmetro SWT, para este caso, rege-se pela seguinte equação:

$$\sigma_{m\acute{a}x}\varepsilon_a = 10^{1,5315}(N_f)^{-0,3567} \quad (4.12.)$$

cujos valores foram determinados a partir dos resultados apresentados na Figura 4.11.

No que concerne ao modelo SWT, este é equacionado da seguinte forma:

$$\sigma_{n,m\acute{a}x} \frac{\Delta\varepsilon_1}{2} = \frac{(1183,7)^2}{209000} \times (2N_f)^{2 \times (-0.0545)} + 1183,7 \times 0,4697 \times (2N_f)^{(-0.0545+0.6059)} \quad (4.13.)$$

sendo as constantes σ'_f , b , ε'_f e c obtidas a partir dos ensaios de fadiga oligocíclica descritos na Secção 4.1, e cujos valores das constantes se encontram na Tabela 3.3.

Para o modelo da densidade de energia de deformação plástica, este pode ser traduzido segundo a Equação 2.15. do presente texto, resultando na função seguinte:

$$\Delta W_p = 2115,84(2N_f)^{-0,6924} \quad (4.14.)$$

No caso da gama de deformação plástica por ciclo, a função obtida, tal como se denota na Figura 4.14., é dada por:

$$\Delta\varepsilon_p = 46,969(2N_f)^{-0,606} \quad (4.15.)$$

onde $\Delta\varepsilon_p$ representa a gama de deformação plástica e $2N_f$ o número de reversões até à rotura.

Por fim, o modelo da densidade de energia de deformação total baseou-se na equação da Figura 4.6. tendo em conta as seguintes constantes, obtidas a partir dos resultados apresentados na Figura 4.6.:

$$\Delta W_t = 2165,37(2N_f)^{-0,6854} + 0.7049 \quad (4.16.)$$

onde ΔW_t corresponde à densidade de energia de deformação total e $2N_f$ ao número de reversões até à rotura.

A partir dos circuitos de histerese gerados para cada cenário de carregamento, usando o procedimento descrito anteriormente, foram calculados os primeiros membros das Equações 4.12. a 4.15. e, posteriormente, procedeu-se ao cálculo das vidas de fadiga previstas. As relações entre as vidas obtidas experimentalmente (N_i) e as vidas previstas (N_p), calculadas pelos modelos supracitados, encontram-se representadas nas Figuras 4.19.a-e). Foram traçadas duas bandas de dispersão com fatores de 2 (i.e. $N_p = 2N_i$ $2N_p = N_i$). Considera-se, de forma global, que previsões de vida à fadiga que se situem neste intervalo ($0,5 < N_i/N_p < 2$) são aceitáveis.

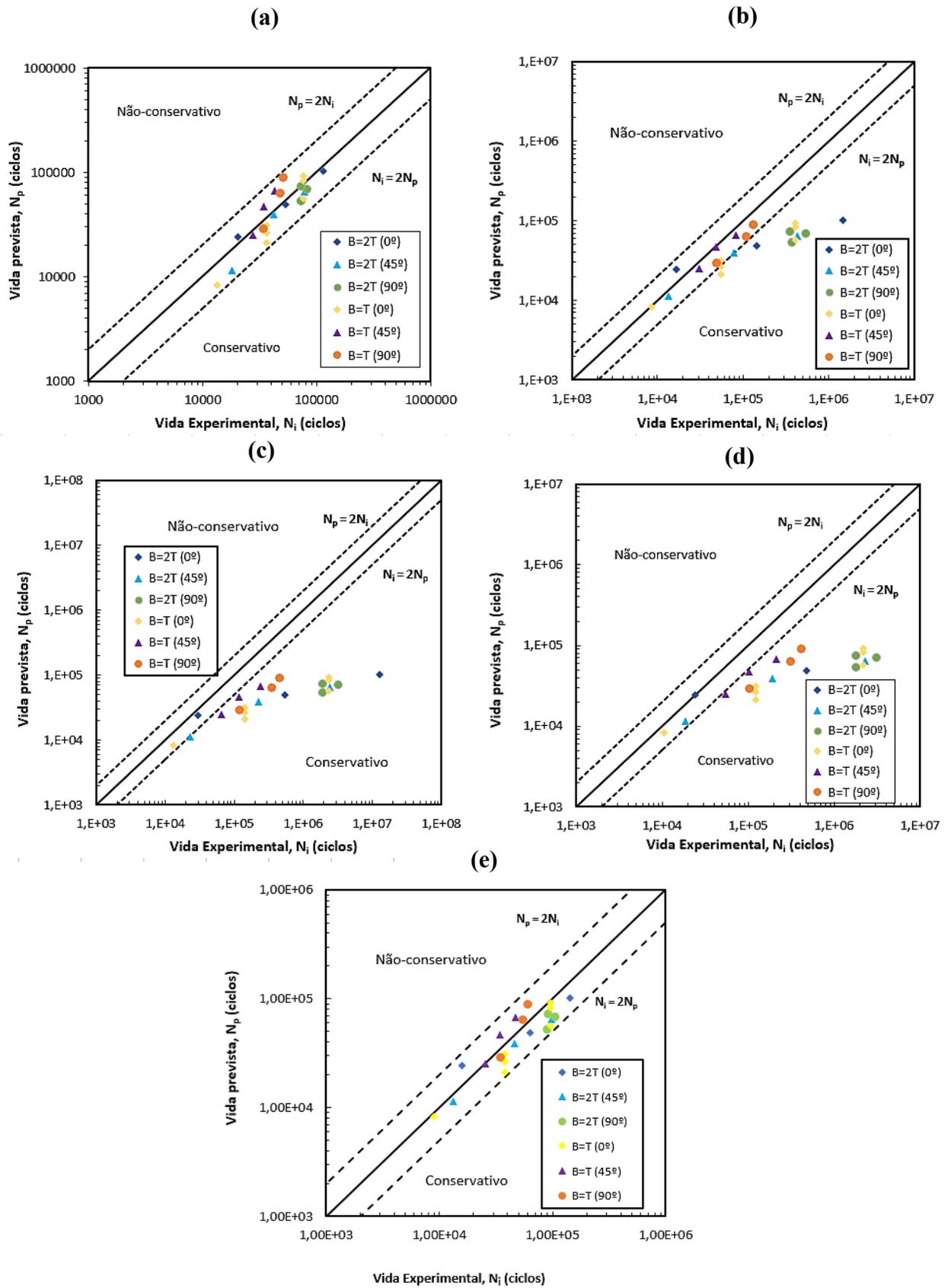


Figura 4.19. Vida de iniciação obtida experimentalmente *versus* a vida de iniciação prevista para os diferentes modelos: **a)** parâmetro SWT; **b)** modelo SWT; **c)** densidade de energia de deformação plástica; **d)** gama de deformação plástica; **e)** densidade de energia de deformação total.

No caso das previsões baseadas no parâmetro SWT (Figura 4.19.a)) e também nas relativas à densidade de energia de deformação total (Figura 4.19.e)), verifica-se que os resultados estão bem correlacionados em toda a extensão estudada, não havendo pontos fora das bandas de dispersão. No que concerne aos restantes três métodos, os valores calculados estão muito distantes dos valores obtidos experimentalmente, especialmente para vidas mais elevadas, ou seja, para tensões menores, onde o nível de deformação plástica é menor. Um exemplo do referido encontra-se na Figura 4.20.b), onde, para tensões mais elevadas, pode admitir-se uma correlação aceitável, algo que se degrada à medida que estas aumentam. Já na Figura 4.20.c), onde o parâmetro é a densidade de energia de deformação plástica, todas as previsões encontram-se abaixo da banda $N_i = N_p$, indicando que todas tendem a ser conservativas. Este resultado deve-se, muito possivelmente, à inadequada simulação do estado de tensão-deformação local no entalhe. Por último, na Figura 4.20.d.), embora as previsões se dividam em ambos os lados da banda central ($N_i = N_p$), não é possível obter uma boa correlação linear, já que, para valores inferiores de tensão, as previsões tendem a ser cada vez mais conservativas.

Na Figura 4.20. apresentam-se as funções densidade de probabilidade (FDP) para cada um dos modelos descritos anteriormente.

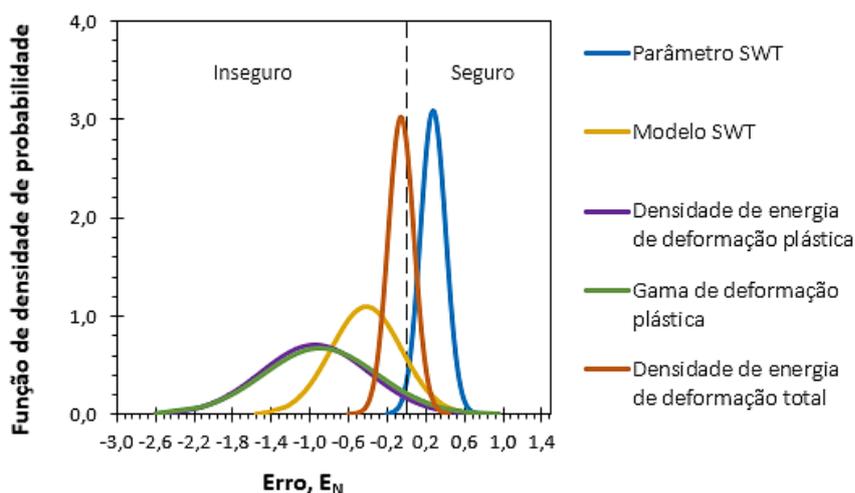


Figura 4.20. Função densidade de probabilidade (FDP) para os diferentes modelos em análise: **a)** parâmetro SWT; **b)** modelo SWT; **c)** densidade de energia de deformação plástica; **d)** gama de deformação plástica; **e)** densidade de energia de deformação total.

Os valores médios, em todos os casos, encontram-se afastados de zero, mas na zona segura para o modelo do parâmetro SWT, ou relativamente perto de zero para o modelo da densidade de energia de deformação total, ou na zona insegura para os restantes modelos.

Por outro lado, existe uma clara dispersão dos valores para os modelos SWT, densidade de energia de deformação plástica e deformação plástica por ciclo (maior desvio-padrão), contrastando com uma acentuada concentração de valores em relação ao erro médio para os restantes modelos em análise. Assim, conclui-se que os resultados aqui obtidos são muito interessantes no que diz respeito à viabilidade do modelo baseado no parâmetro SWT para a previsão de vida à fadiga em peças entalhadas da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 sujeitas a esforços de flexão-torção proporcionais, e também para o modelo baseado na densidade de energia de deformação total, embora nestes casos os resultados sejam, ligeiramente não conservativos.

5. CONCLUSÕES

A presente dissertação e todo o conteúdo exposto nos capítulos anteriores tinham como objetivo fazer um estudo comparativo de previsão de vida à fadiga em componentes com entalhes, sujeitos a carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção e concebidos a partir da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 usando diferentes modelos existentes na literatura. Para tal, no que concerne ao carregamento, foram consideradas duas razões entre as tensões normais e as tensões de corte: $\sigma/\tau = 2$ e $\sigma/\tau = 4$ e três orientações distintas do momento fletor em relação à raiz do entalhe: $\theta = 0^\circ$, $\theta = 45^\circ$ e $\theta = 90^\circ$. Para as previsões de vida de iniciação recorreu-se ao: modelo da densidade de energia de deformação plástica; modelo da densidade de energia de deformação total; modelo da deformação plástica por ciclo; modelo Smith-Watson-Topper (SWT); e, ainda, ao modelo baseado no parâmetro SWT. Para contabilizar o efeito do entalhe, recorreu-se ao método da linha da Teoria das Distâncias Críticas (TCD). Os critérios de falha associadas a cada um dos modelos utilizados foram definidos a partir de ensaios uniaxiais de fadiga oligocíclica.

Torna-se revelante destacar as seguintes conclusões:

- A falha por fadiga ocorre mais rapidamente em amplitudes de deformação superiores, i.e. verifica-se um número diminuto de reversões até à rotura em amplitudes de deformação superiores, evidenciando-se assim a suscetibilidade de falha;
- A densidade de energia de deformação plástica acumulada, ΔW_{pa} , e o número de reversões até à rotura, $2N_f$, estabelecem entre si uma relação linear, traduzindo-se num decréscimo de ΔW_{pa} à medida que $2N_f$ aumenta;
- A densidade de energia de deformação total acumulada sofre um decréscimo à medida que o número de reversões até à rotura aumenta, seguindo-se um patamar horizontal para níveis de deformação menores;
- O parâmetro de dano Smith-Watson-Topper (SWT) e o número de reversões até à rotura, $2N_f$, estabeleceram entre si uma excelente correlação, o que indica que este parâmetro é representativo do processo de falha por fadiga;

- São as maiores amplitudes de deformação estudadas que apresentam os maiores valores do parâmetro de dano SWT, uma vez que é nestes casos que a deformação e tensão são mais elevadas;
- Existe uma excelente correlação entre os valores acumulados do parâmetro SWT e o número de reversões até à rotura, $2N_f$, registando-se valores superiores do primeiro à medida que o segundo aumenta;
- A deformação plástica por ciclo atinge valores inferiores à medida que o número de reversões até à rotura, $2N_f$, aumenta enquanto que o valor acumulado, pelo contrário, tende a ser superior à medida que a vida é menor;
- Nas previsões de vida à fadiga constatou-se que o modelo baseado no parâmetro SWT, juntamente com o modelo da densidade de energia de deformação total foram aqueles que proporcionam os melhores resultados;
- Nos casos do modelo baseado no parâmetro SWT e no modelo da densidade de energia de deformação total, as previsões de vida ficaram dentro de bandas de dispersão com fator de 2, sendo o primeiro tendencialmente conservativo e o segundo tendencialmente não conservativo;
- Os modelos SWT, deformação plástica por ciclo e densidade de energia de deformação plástica apresentaram erros maiores, com previsões fora das bandas de dispersão com fator de 2, especialmente para gamas de tensão menores;
- A partir das funções de densidade de probabilidade determinadas a partir da relação entre a vida prevista e a vida experimental concluiu-se que o modelo baseado no parâmetro SWT e o modelo da densidade de energia de deformação total apresentam menores desvios-padrão e menores erros médios;
- Nos restantes modelos (densidade de energia de deformação plástica, deformação plástica por ciclo e modelo SWT), observou-se uma notória dispersão dos valores, i.e., um desvio-padrão superior e também erros maiores.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Almeida, G. M. P. (2018). *Comportamento à fadiga de peças DIN 34CrNiMo6 entalhadas sujeitas a flexão-torção*.
- ASTM. (2013). *ASTM E1823-13 Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing*. ASTM Inter.
- Atanackovic, Teodor M.; Guran, A. (2000). *Theory of Elasticity* (L. Springer Science + Bussiness Media (ed.)). BirKhauser.
- Barcelos, I., & Física, P. D. P. (2016). *Heteroestruturas formadas por materiais bidimensionais Universidade Federal de Minas Gerais Ingrid David Barcelos Estudo de propriedades estruturais e óticas de heteroestruturas formadas por materiais bidimensionais Tese de Doutorado. February*.
- Basquin, O. H. . (1910). *The exponential law of endurance tests*. American Society of Testing Materials.
- Branco, C. M. ., Ferreira, J. M. ., Costa, J. D. ., & Ribeiro, A. S. (2005). *Projecto de Orgãos de Máquinas* (Fundação Calouste Gulbenkian (ed.); 3ª Ed.).
- Branco, R., Costa, J. D. ., & Antunes, F. V. (2014). Fatigue behaviour and life prediction of lateral notched round bars under bending-torsion loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 119, 66–84. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2014.02.009>
- Branco, R., Costa, J. D., & Antunes, F. V. (2012). Low-cycle fatigue behaviour of 34CrNiMo6 high strength steel. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 58(1), 28–34. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2012.02.004>
- Branco, R., Costa, J. D., Berto, F., Kotousov, A., & Antunes, F. V. (2020). Fatigue crack initiation behaviour of notched 34CrNiMo6 steel bars under proportional bending-torsion loading. *International Journal of Fatigue*, 130(August 2019), 105268. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.105268>
- Branco, R. N. M. S. (2013). *Fatigue life prediction of notched components subjected to complex loading*. Universidade de Coimbra.
- Branco, R., Prates, P. A., Costa, J. D., Borrego, L. P., Berto, F., Kotousov, A., & Antunes, F. V. (2019). Rapid assessment of multiaxial fatigue lifetime in notched components using an averaged strain energy density approach. *International Journal of Fatigue*,

- 124(February), 89–98. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.02.005>
- Branco, Ricardo, Costa, J. D., Berto, F., & Antunes, F. V. (2017). Effect of loading orientation on fatigue behaviour in severely notched round bars under non-zero mean stress bending-torsion. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 92, 185–197. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2017.07.015>
- Branco, Ricardo, Costa, J. D., Berto, F., & Antunes, F. V. (2018). Fatigue life assessment of notched round bars under multiaxial loading based on the total strain energy density approach. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 97, 340–348. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2017.06.003>
- Branco, Ricardo, Costa, J. D. M., Antunes, F. V., & Perdigão, S. (2016). Monotonic and cyclic behavior of DIN 34CrNiMo6 tempered alloy steel. *Metals*, 6(5), 1–14. <https://doi.org/10.3390/met6050098>
- Brocks, W. (2018). *Plasticity and Fracture* (1.^a ed.). Springer International Publishing. <https://doi.org/10.1007/978-3-319-62752-6>
- Callaghan, M. D. ., Humphries, S. R. ., Law, M. ., Ho, M., & Bendeich, P. (2010). Energy-based approach for the evaluation of low cycle fatigue behaviour of 2.25Cr-1Mo steel at elevated temperature. *Materials Science and Engineering A: Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing*, 0912-Materials Engineering. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.05.011>
- Coffin LF. (1954). A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. *Transactions of ASME*, 931–950.
- El Haddad, M., Dowling, N., Topper, T., & Smith, K. (1980). J-Integral applications for short fatigue cracks at notches. *International Journal of Fatigue*, 15–30. <https://doi.org/bf0004238310.1007>
- Ellyin, F. (1996). Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction. *Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction*. <https://doi.org/10.1007/978-94-009-1509-1>
- Farahmand Bahram, Bockrath George, & Glassco, J. (1997). *Fatigue and Fracture Mechanics of High Risk Parts*. 385.
- Glinka, G. (1985). Calculation of inelastic notch-tip strain-stress histories under cyclic loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 839–854. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90112-2](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90112-2)
- Golos, K. . E. F. . (1988). A total strain energy density theory for cumulative damage.

- Journal of Pressure Vessel Technology*, 36–41.
- Gordo, J. C. S. (2017). *Desenvolvimento de um modelo de previsão de vida à fadiga para componentes mecânicos entalhados sujeitos a carregamentos multiaxiais*.
- Hearn, E. J. (1997). *Mechanics of Materials 1* (3rd Editio).
<https://doi.org/https://doi.org/10.1016/B978-0-7506-3265-2.X5000-2>
- Kujawski, D., & Sree, P. C. R. (2014). On deviatoric interpretation of Neuber's rule and the SWT parameter. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 71, 44–50.
<https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2014.03.006>
- MIL-HDBK-5H. (1998). *Military Handbook: Metallic materials and elements for aerospace vehicle structures*.
- Milne, I. ., R.; R., & B., K. (2003). Fracture-toughness Testing and Estimation. Em *Comprehensive structural integrity: Practical assessment methods* (Vol. 7).
- Molski, K. ., & Glinka, G. (1981). A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root. *Materials Science and Engineering*, 93–100.
[https://doi.org/10.1016/0025-5416\(81\)90089-6](https://doi.org/10.1016/0025-5416(81)90089-6)
- Monteiro, D. R. L. (2019). *Comportamento e previsão da vida à fadiga multiaxial de componentes com entalhes Multiaxial fatigue behaviour and life prediction of notched components*.
- Mouritz, A. P. (2012). *Introduction to Aerospace Materials Woodhead Publishing in Materials*. <https://doi.org/10.1533/9780857095152>
- Neuber, H. (1961). Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law. *Journal of Applied Mechanics*.
<https://doi.org/10.1115/1.3641780>
- Paris, P. ., & Erdogan, F. . (1963). A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. *Journal of Basic Engineering*, 85(4). <https://doi.org/10.1115/1.3656900>
- Peterson, R. (1959). *Metal Fatigue* (W. J. Sines G (ed.)).
- Polak, J. (1991). *Cyclic Plasticity and Low Cycle*.
- Pugno, N., Ciavarella, M., Cornetti, P., & Carpinteri, A. (2006). A generalized Paris' law for fatigue crack growth. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 54(7), 1333–1349. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2006.01.007>
- Ribeiro, A. S., Silva, A. L. L., & Jesus, A. M. P. de. (2011). Evolution of the Fatigue History. *21st Brazilian Congress of Mechanical, March 2016*, 1–11.

- Sih, G. C., & Jeong, D. Y. (2004). Hysteresis loops predicted by isoenergy density theory for polycrystals. Part II: Cyclic heating and cooling effects predicted from non-equilibrium theory for 6061-T6 aluminum, SAE 4340 steel and Ti-8Al-1Mo-1V titanium cylindrical bars. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 41(1–3), 267–289. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2004.01.001>
- Smith, KN; Watson, P.; Topper, T. H. . (1970). *A stress-strain functions for the fatigue of metals*.
- Socie, D. . (1987). Multiaxial fatigue damage models. *Journal of Engineering, Materials and Technology*, 293–298.
- Socie, D. ., & Marquis, G. (2000). Multiaxial Fatigue. Em SAE International (Ed.), *Society of Automotive Engineers* (p. 484).
- Suresh, S. (1998). Fatigue of Materials. Em *Mechanical Properties of Engineered Materials* (2ª Ed.). Cambridge University. <https://doi.org/10.1201/9780203910399.ch14>
- Susmel, L. (2009). *Multiaxial notch fatigue*. Woodhead Publishing Limited Abington Hall.
- 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. <https://doi.org/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. [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(00\)00062-1](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(00)00062-1)
- Vieira, A. J. S. (2017). *Previsão de vida à fadiga em peças entalhadas sujeitas a carregamentos multiaxiais Fatigue life prediction of notched components subjected to multiaxial loading António José Santos Vieira Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco Professor Douto*.
- Wehner, T.; Fatemi, A. . (1991). Effects of mean stress on fatigue behaviour of a hardened carbon steel. *International Journal of Fatigue*. [https://doi.org/10.1016/0142-1123\(91\)90248-w](https://doi.org/10.1016/0142-1123(91)90248-w)
- Zerbst, U., Madia, M., & Hellmann, D. (2012). An analytical fracture mechanics model for estimation of S-N curves of metallic alloys containing large second phase particles. *Engineering Fracture Mechanics*, 82, 115–134. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2011.12.001>

Zerbst, U., Madia, M., Vormwald, M., & Beier, H. T. (2018). Fatigue strength and fracture mechanics – A general perspective. *Engineering Fracture Mechanics*, 198, 2–23. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.04.030>