



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

Hildair Panfílio Mendes de Carvalho Cuinala

**PREVISÃO NUMÉRICA DA VIDA À FADIGA EM
PEÇAS ENTALHADAS SUJEITAS A CARGAS
CÍCLICAS MULTIAXIAIS**

**Dissertação no âmbito do mestrado integrado em Engenharia Mecânica,
na Especialidade de Produção e Projeto,
orientada pelo Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco
e pelo Professor Doutor Pedro André Dias Prates
e apresentada à Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra.**

Setembro de 2019

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

PREVISÃO NUMÉRICA DA VIDA À FADIGA EM PEÇAS ENTALHADAS SUJEITAS A CARGAS CÍCLICAS MULTIAXIAIS

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

Numerical prediction of fatigue life in notched parts subjected to multiaxial cyclic loads

Autor

Hildair Panfílio Mendes de Carvalho Cuinala

Orientadores

Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco

Professor Doutor Pedro André Dias Prates

Júri

Presidente	Professora Doutora Maria Augusta Neto Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Joel Alexandre da Silva de Jesus Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Pedro André Dias Prates Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Setembro, 2019.

“In whatever you do, strive to be the best at it.”

Aliko Dangote

Aos meus pais, irmãos e amigos.

Agradecimentos

A realização desta dissertação de mestrado deveu-se não apenas ao autor, mas também a todos os intervenientes que, direta e indiretamente, contribuíram, disponibilizando o seu total interesse e auxílio, que sem os quais, de certa forma, teria sido impossível tornar-se realidade e aos quais estarei eternamente grato:

Ao Professor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco, pela disponibilidade total, encorajamento, sapiência, compreensão, rigor e confiança depositada, um muito obrigado é insuficiente. A sua ajuda e partilha de conhecimentos tornou o trabalho mais compreensível.

Ao Professor Pedro André Dias Prates, pela disponibilização e o apoio dado, nomeadamente na fase de interpretação e de tratamento de dados numéricos.

À Professora Ana Paula Bettencourt Martins Amaro, um muito obrigado pelo ensino, motivação e encorajamento transmitido desde a Licenciatura em Engenharia e Gestão Industrial. Sem dúvida, uma das melhores pessoas e professoras que tive o prazer de conhecer no Departamento de Engenharia Mecânica.

Agradeço a toda equipa do Departamento de Engenharia Mecânica, pelo apoio e o ajuda no desenvolvimento intelectual.

Um muito obrigado ao meu pai Alexandre e à minha mãe Elizete, que nunca me negaram nenhuma ferramenta necessária para o meu desenvolvimento intelectual, bem como na construção de um ser humano de valor. Sempre estiveram e, com toda a certeza, estarão presentes e, por isso e por tudo o resto, eterno amor por eles.

Não posso deixar de agradecer aos meus irmãos, em especial ao “7”, aos meus amigos e a minha namorada, por sempre estarem comigo, pelos momentos que passamos e pela ajuda, farão sempre parte da minha vida.

Agradeço a Deus por tudo e por olhar por nós.

Resumo

A fadiga é na grande maioria das vezes a razão associada a ruína dos componentes mecânicos solicitados ciclicamente. Este fenómeno é fortemente influenciado por várias propriedades, das quais destacamos a geometria do material solicitado e o tipo de carregamento aplicado.

Atualmente a grande maioria dos componentes mecânicos utilizados nas transmissões mecânicas, apresentam várias descontinuidades geométricas severas e estão sujeitos a carregamentos combinados e cíclicos, implicando elevada sensibilidade a falha por fadiga. Salientamos que muitas das vezes é inevitável a presença das descontinuidades geométricas, uma vez que, podem nascer por necessidades de projeto, por questões funcionais, ambientais ou orçamentais.

Visando aos aspetos listados no parágrafo anterior, neste estudo pretende-se desenvolver uma metodologia de previsão de vida à fadiga para peças de secção circular sujeitas a histórias de cargas combinadas de flexão-torção. Para tal utiliza-se a liga de aço martensítico de alta resistência DIN 34CrNiMo6, que apresenta elevada ductilidade e tenacidade, bem como tem grande destaque no sector automóvel e aeronáutico. Não podendo deixar-se de referir, que quanto maior a complexidade do carregamento aplicado, maior é a dificuldade do método em prever a falha por fadiga, o que torna o estudo desta dissertação bastante elaborado, pois o mesmo incide na análise de carregamentos proporcionais multiaxiais de flexão-torção, considerados para duas relações entre momento fletor (B) e momento torsor (T), i.e. $B=2T$ e $B=T$; e três ângulos de aplicação do momento fletor relativamente à raiz do entalhe (0° , 45° e 90°).

O estudo procedeu-se em três fases, sendo que na primeira fase determina-se as funções potenciais necessárias para o cálculo da densidade de energia de deformação total acumulada, com base nos valores recolhidos dos ensaios experimentais uniaxiais de fadiga oligocíclica.

Na segunda fase, determina-se as energias para os carregamentos uniaxiais usando modelos elasto-plásticos, e as funções obtidas no passo anterior para estimar a vida de fadiga que são posteriormente comparadas com resultados experimentais obtidos para as

mesmas condições de carregamento. Seguidamente, os resultados obtidos são comparados com previsões efetuadas usando modelos lineares-elásticos.

Por fim, é feita uma análise dos resultados apurados para cada modelo de previsão e repara-se que os mesmos são satisfatórios, pois 100% dos resultados obtidos pelos dois modelos encontram-se na zona conservativa ou dentro dos intervalos de dispersão considerados aceitáveis.

Palavras-chave: Densidade de energia de formação, Modelos elasto-plásticos, Método da meia-vida estável, Método da integração, Carregamento multiaxial, Previsão de vida à fadiga.

Abstract

Fatigue is most often the reason associated with the failure of cyclically loaded mechanical components. This phenomenon is strongly influenced by several properties, of which we highlight the geometry of the material requested and the type of loading applied. The greater the geometric discontinuity presented in the material, the greater its sensitivity to the phenomenon of fatigue.

Currently, the vast majority of mechanical components used in mechanical components have severe geometric discontinuities and are subject to combined and cyclic loading, implying high sensitivity to fatigue failure. It is necessary to emphasize that often the presence of geometric discontinuities is inevitable since they are required due to project needs, or functional purposes.

Aiming at the aspects listed in the previous paragraph, in this study we intend to develop a fatigue life prediction methodology for circular cross-section parts subjected to multiaxial load histories of flexion-torsion. For this, was used the DIN 34CrNiMo6 high-strength martensitic alloy steel, which has high ductility and toughness, and is one of the first choices for the automotive and aeronautics sectors. It is necessary to mention that the greater the complexity of the applied loading, the greater the difficulty of the method to predict fatigue failure, which makes the study quite elaborate because we are under multiaxial proportional loads and considered two relationships between the bending moment (B) and the torsional moment (T), i.e. $B = 2T$ and $B = T$; and three angles of application of the bending moment relative to the notch root (0° , 45° and 90°).

The study was conducted in three phases, the first phase deals with the determination of the power functions necessary for the calculation of the cumulated total strain energy density, based on the values collected in experimental tests conducted in the low-cycle fatigue regime. In the second phase, it was calculated the energy for the multiaxial loading cases via elastic-plastic numerical models and use these functions to estimate fatigue life which are then compared to experimental results obtained in the same loading conditions. After that, predictions are compared with those obtained using linear-elastic numerical models.

Finally, an analysis of the results is made for each prediction model and can be concluded that they are satisfactory, as 100% of the results obtained from both models are located in the conservative regime or within the accepted scatter range.

Keywords Energy density deformation, Elastoplastic models, Stable half-life method, Integration method, Multiaxial loading, Fatigue life prediction.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xii
Simbologia e Siglas	xiv
Simbologia	xiv
Siglas	xvii
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Objetivos	2
1.2. Estrutura da dissertação	3
2. REVISÃO DA LITERATURA	5
2.1. Fenómeno de fadiga	5
2.1.1. Efeito do carregamento	9
2.1.2. Efeito da geometria.....	13
2.2. Resposta tensão-deformação cíclica	14
2.3. Previsão de vida à fadiga em peças com entalhes	18
2.3.1. Modelos baseados nas tensões.....	19
2.3.2. Modelos baseados na deformação.....	20
2.3.3. Modelos baseados na energia	22
3. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAL E NUMÉRICO	27
3.1. Material	27
3.2. Ensaio de fadiga oligocíclica	28
3.2.1. Ensaio de fadiga multiaxial.....	29
3.3. Modelação do comportamento elasto-plástico do material.....	31
3.3.1. Modelo Teórico	31
3.3.2. Identificação das constantes do material	32
3.4. Procedimento numérico	33
3.4.1. Modelo numérico.....	33
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	35
4.1. Relações de energia-vida para carregamentos uniaxiais sujeitos a um estado de deformação	35
4.2. Determinação da densidade de energia total acumulada por carregamentos multiaxiais.....	41
4.3. Previsão de vida de fadiga para os carregamentos multiaxiais	44
4.2.1. Modelos elasto-plásticos	46
4.2.2. Modelos lineares-elásticos.....	49
4.3. Análise de resultados	52
5. CONCLUSÃO.....	55
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	57

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 – Iniciação e fase de crescimento I e II de uma fenda de fadiga (adaptado de Branco et al., 1999).....	7
Figura 2.2 – Diagrama da curva típica da/dN vs ΔK	8
Figura 2.3 – Os três modos de rotura e carregamento de uma fissura. (Branco et al, 2005). 9	
Figura 2.4 –Diferentes tipos de carregamento: a) amplitude constante, b) aleatório, c) blocos a amplitude constante (adaptado de Branco, 2013).....	10
Figura 2.5 – Ciclos de Amplitudes de tensões com base na razão de tensão, adaptada da imagem elaborada pelos Professores da Universidade de Coimbra, (2016), "Elementos de Máquinas - Formulário", Coimbra).	11
Figura 2.6 – Diagramas de Gerber e Goodman, e Soderberg (Branco, 2013).	12
Figura 2.7 – Curvas $S - N$ para a liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 sujeita a carregamentos de flexão- torção (Socie et al, 1980).	14
Figura 2.8 – (A) Resposta de um material, sujeito a amplitude de deformação constante. (B) Amaciamento cíclico (C) Curva $S- \epsilon$. Figura retirada do artigo elaborado no (Laboratório de Materiais do Centro Universitário da FEI, Brasil).....	15
Figura 2.9 – (A) Resposta de um material, sujeito a amplitude de deformação constante. (B) Encruamento cíclico (b) curva $S-\epsilon$ cíclica (c). Figura retirada do artigo elaborado no (Laboratório de Materiais do Centro Universitário da FEI, Brasil). 16	
Figura 2.10 – Curva cíclica e curva Masing da liga 34CrNiMo6 (adaptado de Branco et al., 2012).	17
Figura 2.11 – Interpretação gráfica do método da densidade de energia de deformação equivalente (Glinka,1985).	23
Figura 2.12 – Ciclo de Tensão e Deformação com carregamentos lineares e não lineares do regime elástico e do regime elástico-plástico. Adaptado da Figura do livro " <i>Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction, Fernand Ellyin</i> ".	24
Figura 2.13 – Ciclo de Histerese e definição da energia de deformação positiva. (Figura extraída artigo (Fernand Ellyin, (1997), " <i>Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction</i> ", Edmonton).	25
Figura 3.1 – Representação dos provetes utilizados para os ensaios experimentais para o regime de fadiga oligocíclica. O provete está de acordo com a ASTM E606-2000.	28
Figura 3.2 – Provetes usados nos ensaios experimentais de fadiga multiaxial de flexão-torção combinada.	30

Figura 3.3 – Curvas tensão versus deformação plástica ajustada por minimização da função $F(A)$. (Adaptado de Branco et al., 2018).	33
Figura 3.4 – Exemplo do modelo tridimensional em elementos finitos com a respetiva malha para um carregamento desenvolvido numa simulação elasto-plástico para um regime tensão-deformação na zona do entalhe. Adaptado de (Branco et al., 2019).	34
Figura 4.1 – Circuitos de histerese das curvas de tensão-deformação, A) $\Delta\varepsilon = \pm 2\%$; B) $\Delta\varepsilon = \pm 0,6\%$. (Adaptado de Branco, 2012).	36
Figura 4.2 – Densidade de energia de deformação plástica versus vida adimensional.	37
Figura 4.3 – Densidade de energia de deformação total versus a vida adimensional.	37
Figura 4.4 – Área considerada para o cálculo da energia de deformação total acumulada, aplicada no método da integração e no método da meia-vida. Referência a curva do ensaio $\Delta\varepsilon/2 = \pm 2,0\%$	39
Figura 4.5 – Determinação da densidade de energia total de deformação acumulada, utilizando o método no ciclo da meia-vida estável e por integração, com base nos valores da fadiga oligocíclica, aplicado no modelo elasto-plástico.	40
Figura 4.6 – Densidade de energia total de deformação acumulada versus o número de ciclos até a falha por fadiga tendo em conta com os dados retirados no ciclo da meia-vida estável e por integração, funções aplicadas no modelo elasto-plástico.	40
Figura 4.7 – Representação do 1º nó mais solicitado superficialmente (considerando o valor da primeira tensão principal) e do 3º nó em profundidade no interior do entalhe (Ensaio BT2-3 (45°)).	41
Figura 4.8 – Variação da energia de deformação total do ciclo de carga relativamente à energia de deformação total do 5º ciclo de carga. (Adaptado de Branco et al., 2019).	42
Figura 4.9 – Evolução da energia total de deformação com a distância em relação à raiz do entalhe. (Adaptado de Branco et al., 2019)	43
Figura 4.10 – Método iterativo utilizado para determinação da energia de deformação total e da previsão do número de ciclos até à rotura.	45
Figura 4.11 – Densidade de energia total de deformação acumulada obtida pela simulação versus o número de ciclos previsto a falha por fadiga. A) Método da meia-vida, B) Método obtido por integração.	46
Figura 4.12 – Representação dos modelos usados na simulação numérica tendo em conta aos ângulos de incidência, 0°, 45° e 90°.	47
Figura 4.13 – Vida experimental versus vida prevista, A) abordagem da meia vida; B) abordagem por integração. Resultados do modelo elasto-plástico.	48
Figura 4.14 – Previsão de vida à fadiga com base na densidade total de energia de deformação pelo método de Glinka. (a) redução do estado de tensão multiaxial a uma tensão uniaxial equivalente Estado; (b) cálculo da tensão efetiva na zona do	

processo de fadiga; (c) cálculo da densidade total de energia de deformação. (Adaptado de Branco et al. 2018).....	49
Figura 4.15 – Densidade de energia total de deformação acumulada obtida pela simulação versus o número de ciclos previsto a falha por fadiga. A) Método da meia-vida, B) Método obtido por integração.	50
Figura 4.16 – Vida experimental versus vida prevista, A) abordagem da meia vida; B) abordagem por integração. Resultados do modelo linear-plástico.	51
Figura 4.17 – Função de densidade de Probabilidade versus Erro.	53

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1 – Composição química nominal da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (%wt) (Branco <i>et al.</i> , 2012).	27
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas monótonas e cíclicas da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (Branco <i>et al.</i> , 2012).	27
Tabela 3.3 – Propriedades energéticas da liga DIN 34CrNiMo6 (Branco <i>et al.</i> , 2012).	28
Tabela 3.4 – Resultados dos testes de LCF (Adaptado de Branco, 2012).	29
Tabela 3.5 – Síntese das condições de carregamento analisadas nos ensaios experimentais de flexão combinada com torção. (Adaptado de Vieira, 2017).	30
Tabela 3.6 – Conjunto de parâmetros de encruamento isotrópico e cinemático identificados para a liga DIN 34CrNiMo6. (Adaptado de Flávio, 2018).	33
Tabela 4.1 – Vantagens e desvantagens da utilização do modelo linear-elástico e do modelo elasto-plástico.	54

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a – Comprimento da fenda

A – Constante do material que depende da tensão de rotura do material

b' – Expoente de resistência à fadiga

B – Momento fletor

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

c – Expoente de ductilidade cíclica

da/dN – Velocidade de propagação da fenda

E – Módulo de Young

E_N – Erro associado a previsão

f – Frequência do ciclo de carga

$F(A)$ – Função dos mínimos-quadrados

F_T – Força aplicada no provete associada ao momento torsor

F_B – Força aplicada no provete associada ao momento fletor

Δl – Alongamento

k' – Coeficiente de encruamento cíclico

k_p – Propriedade dependente do material

K – Fator de intensidade de tensões

K_{Ic} – Tenacidade à fratura

$K_{m\acute{a}x}$ – Fator de intensidade de tensão máximo

$K_{m\acute{i}n}$ – Fator de intensidade de tensão mínimo

k_f – Fator de concentração de tensões dinâmico

k_t – Fator elástico de concentração de tensões

k_σ – Fator de concentração de tensão no regime plástico

k_ϵ – Fator de concentração de deformação no regime plástico

m – Expoente da lei de Paris

- n' – Expoente de encruamento com base no tipo de ciclo
 N – Número de ciclos de carregamento
 N_r – Número de ciclos até a rotura
 N_f – Número de ciclos até a falha por fadiga
 N_i/N_f – Vida adimensional
 N_p – Número de ciclos previstos até a falha por fadiga
 q – Fator de sensibilidade ao entalhe
 R – Parâmetro das razões de tensões
 R_ε – Razão das deformações
 T – Momento torsor
 ν – Coeficiente de Poisson
 W_e – Densidade máxima de energia de deformação na raiz do entalhe
 W_{nom} – Densidade de energia nominal de deformação
 ΔW_e – Energia de deformação elástica absorvida por ciclo
 ΔW_{e+} – Energia de deformação elástica absorvida por ciclo segundo Golo
 ΔW_p – Energia de deformação plástica absorvida por ciclo
 ΔW_{0p} – Energia da histerese do material em limite de fadiga
 ΔW_T – Energia de deformação total absorvida por ciclo
 ΔW_T^T – Energia de deformação total acumulada
 ΔW_p^{T*} – Energia de deformação plástica total absorvida por ciclo na previsão
 ΔW_T^{T*} – Energia de deformação total acumulada absorvida por ciclo na previsão
 X' – Tensor das tensões inversas.
 Y – Fator geométrico
 Y_0 – Tensão inicial de resistência
 α_p – Direções principais para os nós com tensões principais máximas
 $\Delta \varepsilon_t$ – Amplitude de deformação
 $\Delta \varepsilon_e/2$ – Amplitude de deformação elástica
 $\Delta \varepsilon_p/2$ – Amplitude de deformação plástica
 $\Delta \varepsilon_{eq}$ – Gama de deformação elástica
 ε' – Deformação local
 $\varepsilon_{máx}$ – Deformação máxima

-
- ε_{nom} – Deformação nominal
 ε'_f – Coeficiente de ductilidade cíclica
 ε_e – Deformação na raiz do entalhe
 ρ – Raio da raiz do entalhe
 σ – Tensão normal/Tensão de flexão
 σ' – Tensão local/ Componente desviador das tensões de Cauchy
 σ_a – Amplitude de tensão
 σ_{ced} – Tensão de cedência
 σ_{f0} – Tensão limite de fadiga para uma tensão média nula
 σ_{fe} – Tensão limite de fadiga de um provete entalhado
 σ'_f – Coeficiente de resistência à fadiga cíclica
 $\sigma_{méd}$ – Tensão média
 $\sigma_{máx}$ – Tensão máxima
 $\sigma_{mín}$ – Tensão mínima
 σ_r – Tensão de rotura
 σ_{eq} – Tensão equivalente
 σ_e – Tensão na raiz do entalhe
 $\sigma_{eq,máx}$ – Tensão equivalente máxima
 $\sigma_{eq,méd}$ – Tensão equivalente média
 $\sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \tau_{yz}$ – Componentes da tensão obtidas pelo MEF
 τ – Tensão de corte / Tensão de torção
 λ – Razão entre o momento torsor e o momento fletor
 Σ – Tensão efetiva
 Σ_{ij} – Representam os coeficientes da tensão efetiva, $i, j = 1,2,3$.
 ζ – Coeficiente multiaxial

Siglas

ASTM – American Society for Testing and Materials

CNC – Controlo Numérico Computorizado

CIMNE –International Centre for Numerical Methods in Engineering

DEM – Departamento de Engenharia Mecânica

FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

HCF – High-Cycle Fatigue

LCF – Low-Cycle Fatigue

MEF – Método dos Elementos Finitos

MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica

MLE – Modelo Linear-Elástico

MEP – Modelo Elasto-Plástico

MIT – Massachusetts Institute of Technology

TDC – Teoria da Distância Crítica

1. INTRODUÇÃO

O estudo da presente dissertação incidirá numa liga de aço com a denominação DIN 34CrNiMo6, correspondente a uma liga de baixo teor em carbono, aplicável a situações que requerem grandes solicitações e variações ao nível de tensões e deformações mecânicas.

Esta liga é utilizada na construção de vários componentes, nomeadamente reservatórios de pressão, parafusos e cascos de navios e devido ao destaque que têm ganho no ramo industrial pela sua versatilidade, a sua aplicação estende-se ao ramo automóvel e aeronáutico, sendo estes mercados bastantes exigentes e que primam pela fiabilidade. Os setores no ramo automóvel e aeronáuticos, são compostos por uma quantidade considerável de componentes daí a necessidade de assegurar que cada componente colocado não falhe, e como tal nasce a necessidade de estudos exaustivos do comportamento mecânico dos elementos acoplados.

Em geral, os componentes mecânicos de órgãos de máquinas estão sujeitos à carregamentos cíclicos e combinados.

A geometria complexa de muitos deles permite assegurar uma resistência específica otimizada, tanto a nível económico e ambiental, como de projeto de engenharia.

Por acréscimo, a existência de carregamentos cíclicos combinados nestas geometrias complexas com concentrações de tensões severas requer elevada resistência específica dos componentes bem como um projeto rigoroso dos componentes mecânicos de modo a mitigar o risco de falha por fadiga.

O fenómeno de fadiga corresponde a um dos principais motivos de falha associada aos componentes mecânicos, o que se explica pela complexidade do fenómeno e, também, pela variabilidade das condições de serviço, uma vez que as máquinas, muitas das vezes, operam em sob ação de vários ciclos de carregamento e frequências, portanto o efeito destas variações de carregamentos, quer ao nível das tensões, ou quer ao nível das deformações, aplicadas no componente, em colaboração com a presença de fissuras ou concentrações de tensões podem provocar a ruína do componente solicitado.

O processo de fadiga é constituído por três fases distintas sendo que à primeira fase ocorre, potencialmente, nas zonas onde há concentração de tensões e ou irregularidades

devido às descontinuidades geométricas existentes na peça. Nessa fase ocorre a dita nucleação e iniciação de fenda. Na segunda fase existe uma propagação estável da fenda, condicionada pelos esforços aplicados e, por último, ocorre a fase mais rápida do ciclo que corresponde à propagação descontrolada da fenda, sendo a fase mais catastrófica pois é nessa que se chega à ruína do material.

Para além dos fatores alusivos à geometria e do carregamento imposto ao material, existem outros fatores determinantes para o comportamento final do componente à fadiga, tais como o ambiente, o acabamento superficial e o processo de fabrico.

A fim de prever o comportamento do material à fadiga podemos passar por uma análise numérica, analítica ou experimental. O estudo desta dissertação incidirá na análise numérica. De uma forma geral, as grandes vantagens associadas a uma análise numérica são os custos reduzidos, comparativamente com à análise experimental, tempos de ensaios inferiores e de montagem do setup inicial, salientamos, também, a possibilidade de simular vários cenários em simultâneo, bem como necessita de menos equipamentos e de menos operadores especializados, comparativamente as outras abordagens. Essas vantagens representam ganhos fundamentais na indústria (Branco et al., 2018).

Com este estudo procura-se prever a vida à fadiga em componentes sujeitos a carregamentos complexos num cenário multiaxial para peças com concentrações de tensões significativas, o que torna o estudo relativamente complexo.

A importância do estudo mencionado no parágrafo anterior eleva-se devido ao facto de não existir um consenso relativamente aos modelos de previsão de vida para fadiga multiaxial e, por isso, é necessária mais investigação para conhecer as limitações dos modelos existentes e, também, para o desenvolvimento de novos modelos (Branco et al., 2018).

1.1. Objetivos

A presente dissertação tem como objetivo principal estudar as potencialidades dos modelos baseados na densidade de energia de deformação total acumulada para prever a vida à fadiga para componentes mecânicos entalhados sujeitos a carregamentos multiaxiais.

Pretende-se fazer essa previsão com base em curvas que relacionam a densidade de energia de deformação total com o número de ciclos de iniciação de fenda construídas a partir de provetes não entalhados, sujeitos a carregamentos uniaxiais alternados, em controlo de deformação, no regime de fadiga oligocíclica.

Posteriormente, usam-se modelos elasto-plásticos para determinar a densidade de energia de deformação total nos componentes entalhados sujeitos a carregamentos multiaxiais, e faz-se a previsão do número de ciclos de carga correspondente até à iniciação do defeito. As previsões são comparadas com resultados experimentais obtidos para as mesmas condições. Seguidamente, fazem-se previsões de vida de iniciação usando modelos lineares elásticos que calculam a densidade de energia de deformação total com base no modelo da densidade de energia de deformação equivalente (Glinka, 1995). Por fim, é efetuado um estudo estatístico comparativo com o intuito de averiguar qual das abordagens tem melhor capacidade de previsão.

1.2. Estrutura da dissertação

A agenda seguida nesta dissertação é composta por 5 capítulos. Dentro dos quais abordaremos os seguintes aspetos:

- ❖ O Capítulo 1 faz uma breve introdução dos principais pontos a serem desenvolvidos e da necessidade do presente estudo;
- ❖ O Capítulo 2 serve de enquadramento e revisão bibliográfica, dentro do qual abordamos o fenómeno de fadiga, dando uma contextualização histórica, bem como retrata-se alguns métodos de previsão de vida à fadiga;
- ❖ O Capítulo 3 descreve o modelo elasto-plástico desenvolvido para prever o comportamento à fadiga e a metodologia usada nos ensaios experimentais obtidos em trabalhos anteriores (Vieira, 2017) e (Pécourt, 2018) que servem de base de comparação com os resultados numéricos;
- ❖ O Capítulo 4 retrata os resultados das simulações numéricas e as previsões de vida de iniciação;
- ❖ O Capítulo 5 apresenta as conclusões inerentes ao estudo realizado e apresenta outros pontos suscetíveis de estudo em próximas investigações.

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1. Fenómeno de fadiga

O primeiro ensaio de fadiga foi realizado em 1838 pelo W. A. J. Albert, no qual a análise incidiu nas correntes transportadoras das minas.

Posteriormente, o engenheiro alemão August Wöhler realizou estudos em eixos de locomotivas, cuja rotura era muito frequente devido ao aumento do número de horas de utilização das locomotivas.

As conclusões inerentes ao estudo, permitiram aferir uma relação de causa e efeito, uma vez que, o engenheiro chegou à conclusão que a causa do colapso provinha do número de ciclos de tensão, com esta observação que permitiu definir a tensão limite de fadiga, σ_{fo} . A descoberta mencionada no parágrafo anterior permitiu dispor os resultados em forma de diagrama $S - N$, ou curva de Wöhler, sendo um padrão de exposição de resultados consensual e ainda hoje bastante utilizado.

As solicitações dinâmicas provocam o fenómeno de fadiga, que se sabe ser a causa de 80 % a 90 % de todas as ruínas de peças e estruturas submetidas a esforços mecânicos e que trabalham a temperaturas na zona da temperatura ambiente. A fadiga corresponde a um “fenómeno de enfraquecimento progressivo de um material quando este está submetido a cargas dinâmicas ou repetidas”. (Branco et al., 2005)

Para acrescentar, a tensão em que ocorre a fratura é muito inferior do que as que a peça suportaria quando submetida a uma tensão puramente estática (Smith, 1998). Ou seja, nos primórdios do projeto mecânico apenas se consideravam as cargas estáticas aplicadas ao material, logo o dimensionamento era de acordo com as tensões máximas inerentes do próprio material, com isto, muitas estruturas foram projetadas sem ter em conta este fenómeno, pelo que à partida já apresentariam um potencial risco de rotura.

De facto, pode-se mencionar o colapso da ponte Tacoma Narrows, que apesar da rotura ser provocada pela vibração da estrutura, salienta-se que é um exemplo bastante elucidativo de que quando não se detetam todas as variáveis essenciais a serem consideradas

na fase de projeto, incorre-se num risco muito elevado e as consequências podem ser catastróficas.

O fenómeno de fadiga é composto por três fases distintas, sendo que a primeira consiste na nucleação e iniciação da fissura de fadiga 1); a segunda diz respeito à propagação estável da fenda 2); e, por último, ocorre a fratura final, ou seja, a rotura 3).

- 1) Nesta etapa ocorre a iniciação da fenda por fadiga, sendo que a fenda aparece normalmente nas zonas com entalhe ou noutra local em que haja uma concentração de tensão elevada. Não se pode deixar de referir que a fenda, normalmente, inicia-se nos grãos exteriores uma vez que os grãos nesta zona apresentam menos material envolvente, comparativamente aos grãos localizados interiormente.
- 2) Com a fenda já iniciada, dá-se a sua propagação ao longo do material, de uma forma contínua, derivado da aplicação sistemática da carga cíclica. No período inicial da propagação da fenda, fase I, a direção de propagação da fenda tende a ter um crescimento a 45° , relativamente à direção de sollicitação. A propagação da fenda nesta etapa ocorre nos planos que estão sujeitos a valores próximos da tensão de corte do material. Na segunda etapa dá-se a propagação da fenda onde as tensões aplicadas se encontram mais próximas do limite da tensão normal, portanto estas tendem a propagar-se numa direção normal à direção da sollicitação, tal como ilustrado na Figura 2.1. A etapa II representa a fase mais estável de propagação da fenda e de facto, só é verificada para um estado de tensão uniaxial, caso contrário a propagação não seria constante (Branco et al, 1999).
- 3) Por último, quando a fenda atingi um comprimento superior a um valor crítico, a propagação da fenda torna-se instável e, portanto, ocorre a rotura e o colapso do material. Esta etapa III não está ilustrada pois trata-se de uma propagação instável e imprevisível (Branco et al, 1999)

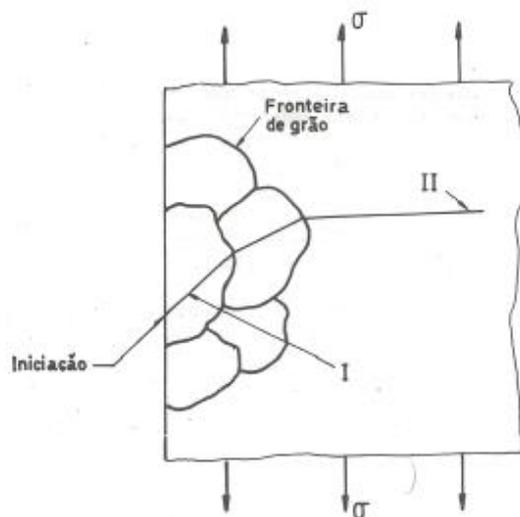


Figura 2.1 – Iniciação e fase de crescimento I e II de uma fenda de fadiga (adaptado de Branco et al., 1999).

De facto, como mencionado nos parágrafos anteriores, a fratura constitui um ponto bastante relevante e parte do fenómeno de fadiga, portanto o seu estudo é deveras fundamental para perceção de como irá proceder a propagação na fase 2. Para esta análise recorre-se à Mecânica da Fratura, ramo este que teve início no ano 1960. Esta área tem como foco o estudo das trajetórias das fendas tornando-se possível fazer o estudo de componentes com defeitos e estabelecer um critério de dimensionamento mais exato em que os coeficientes de segurança deixam de ser estabelecidos numa base bastante arbitrária. (Branco et al., 2005).

Dentro do ramo da Mecânica da Fratura podemos partir do pressuposto que estamos num domínio da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), isto é aplicável para os metais policristalinos, tais como ligas de alta resistência.

Na análise da Mecânica da Fratura Linear Elástica utilizamos o parâmetro K representado na equação (2.1). Este parâmetro representa o fator de intensidade de tensões, parâmetro este controlador da distribuição de tensões na ponta da fissura.

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

a incógnita Y corresponde ao fator geométrico adimensional que depende da forma geométrica do corpo, do carregamento e da fissura, e pode ser determinado por métodos numéricos, analíticos ou experimentais, a variável σ_{nom} corresponde à tensão nominal e a é o comprimento da fenda.

A rotura sucede-se quando $K \geq K_{IC}$. Nesse caso, o valor de K coincide com o valor da tenacidade à fratura do material. Esta propriedade varia de acordo com o material.

Pode-se afirmar que o valor referente ao fator de intensidade oscila entre um mínimo K_{min} e um máximo $K_{máx} = K_{IC}$ em se procede a rotura do material.

A velocidade de propagação de uma fenda por fadiga pode ser representada através da relação da/dN , de acordo com a equação (2.2), sendo C e m constantes do material (Paris et al., 1962).

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.2)$$

A Figura 2.2 é um complemento da Figura 2.1, a sua interpretação, pode ser definida com base nas etapas I fase inicial, II propagação estável com uma velocidade com perfil crescente linear (Paris et al., 1962) e a etapa III propagação instável com uma velocidade com perfil crescente do tipo exponencial.

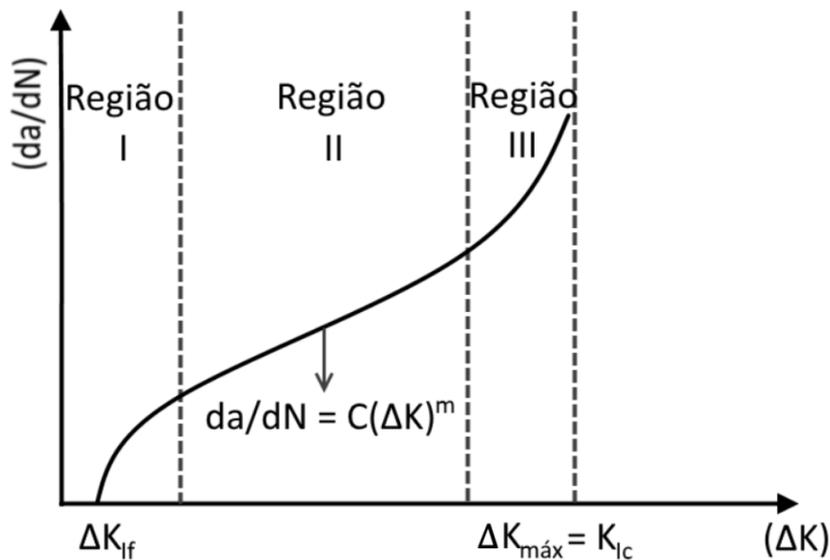


Figura 2.2 – Diagrama da curva típica da/dN vs ΔK .

A rotura do material pode proceder-se de três modos, de forma ilustrativa representa-se na Figura 2.3 os tipos de rotura que o material pode estar sujeito.

Na Figura 2.3a) acontece a rotura associada à tensão normal relativamente a fenda e este fenómeno está associado as tensões normais provocadas por carregamentos que tracionam o material.

Para a Figura 2.3b) a rotura deve-se a tensão de corte aplicada no plano da fenda e por último temos a Figura 2.3c), corresponde ao caso que a rotura está associada a uma tensão de corte longitudinal relativamente a fenda.

A título de acréscimo, nos pontos extremos da fenda para cada modo de rotura representado na Figura 2.3, as tensões podem chegar muito próximas da tensão de plastificação do material mesmo para tensões nominais pouco significativas, isto acontece porque o raio de curvatura da geometria é muito acentuado. Este aspeto poderia entrar em contradição com o pressuposto considerado, de que o comportamento esperado é de uma Fratura Linear Elástica. Porém as dimensões a que se procedem essas tensões são muito reduzidas comparativamente com o tamanho da peça, logo é exequível o pressuposto inicial.

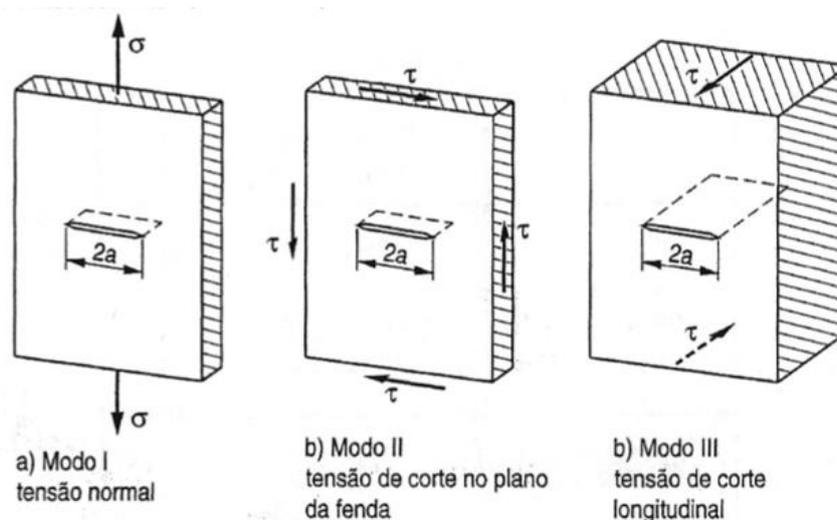


Figura 2.3 – Os três modos de rotura e carregamento de uma fissura. (Branco et al, 2005).

De forma a tornar a dissertação mais concisa e sucinta considera-se, dentro dos vários parâmetros que interferem na vida do componente à fadiga, os fatores mais relevantes para análise associada a esta dissertação, tais como o efeito do carregamento, tensão média e a concentração de tensões.

2.1.1. Efeito do carregamento

De acordo, com o que foi mencionado na secção anterior, o comportamento do componente à fadiga é influenciado pelo histórico de carga aplicado ao mesmo.

É possível agrupar em dois grupos os ciclos de tensão de fadiga a que os componentes mecânicos podem estar sujeitos. A sua diferenciação consiste em grupos de amplitude de tensões constantes e grupos de amplitudes de tensões variáveis.

Os ciclos de amplitude de tensão constante, apresentam a tensão média, $\sigma_{méd}$, constante ao longo do tempo, Figura 2.4a). Este tipo de ciclo é muito frequente em máquinas que operam a velocidade constante e estacionárias, por exemplo, um exaustor.

Habitualmente, nestes ciclos existem uma gama valores de tensão, $\Delta\sigma$, que varia de entre um valor de tensão máximo, $\sigma_{m\acute{a}x}$ a um valor de tensão mínimo, $\sigma_{m\acute{i}n}$.

Os grupos de amplitudes de tensões variáveis estão associados a carregamentos aleatórios Figura 2.4b), a análise desses ciclos pode proceder-se por uma aproximação, de forma a ser exequível estudá-los como a sucessão de blocos de ciclos com amplitude constante Figura 2.4c), o que permite obter uma aproximação à realidade.

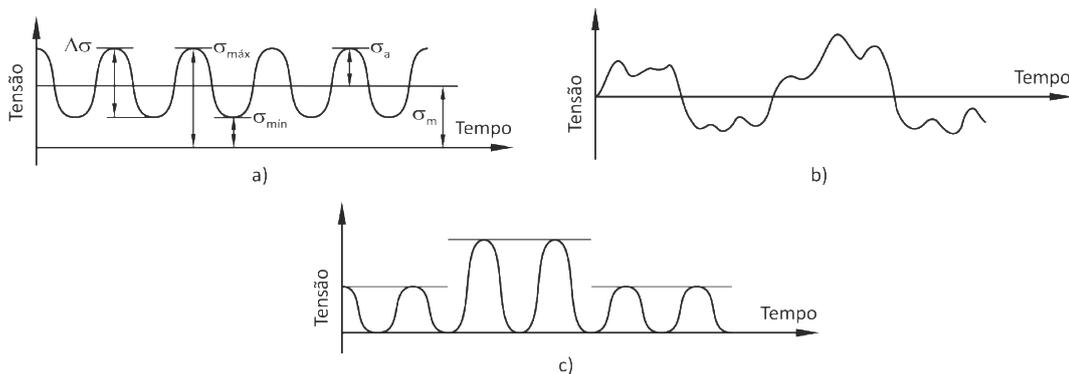


Figura 2.4 –Diferentes tipos de carregamento: a) amplitude constante, b) aleatório, c) blocos a amplitude constante (adaptado de Branco, 2013).

As expressões associadas à gama de tensão e à tensão média podem ser obtidas pela Equação (2.3) e (2.4).

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.3)$$

$$\sigma_{méd} = \frac{\sigma_{máx} + \sigma_{mín}}{2} \quad (2.4)$$

Dentro dos ciclos que apresentam a amplitude de tensão constante é possível destacá-los em três grupos, com base no valor apresentado pelo parâmetro das razões das tensões, R .

Os principais valores apresentados são os seguintes: $R > 0$, ciclo denominado repetido ilustrado na Figura 2.5a); $R = 0$, ciclo denominado pulsante e ocorre para um valor em que a tensão mínima é nula Figura 2.5b); e para $R = -1$, para um ciclo alternado, onde a tensão mínima é simétrica da tensão máxima Figura 2.5c).

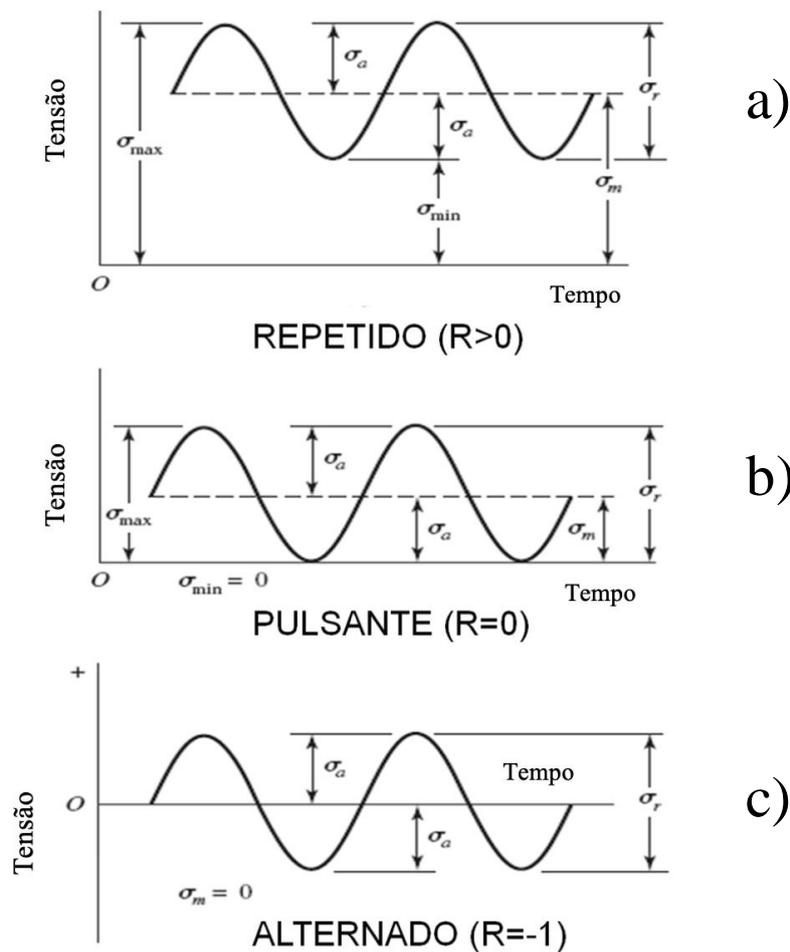


Figura 2.5 – Ciclos de Amplitudes de tensões com base na razão de tensão, adaptada da imagem elaborada pelos Professores da Universidade de Coimbra, (2016), "Elementos de Máquinas - Formulário", Coimbra).

2.1.1.1. Tensão média

A grande maioria dos componentes mecânicos está sujeita a carregamentos dinâmicos em que a tensão média não é nula, ou seja, perante solicitações em que há ciclos repetidos ou pulsantes. Tendo em conta a este aspeto é possível relacionar o valor da tensão média com a vida à fadiga dos componentes.

Esta relação pode ser explicada da seguinte maneira, em situações em que o valor da tensão média é positivo ocorre uma redução da vida à fadiga do componente e em situações que a tensão média é negativa poderá ocorrer o inverso (Wehner e Fatemi, 1991).

A situação crítica em que se observa, o valor mais baixo da vida à fadiga ocorre quando o valor da tensão média é nulo, e a razão de tensão tem como valor $R = -1$, nesse caso para um ciclo alternado.

Pode-se concluir que quanto maior for a razão de tensões, para o mesmo valor da carga máxima, maior será a vida dos componentes (Branco et al, 2012).

O efeito da tensão média também pode ser observado, de acordo, com o efeito da tensão limite de fadiga num material submetido a uma determinada tensão média, a partir da tensão limite de fadiga para uma tensão média nula Figura 2.6.

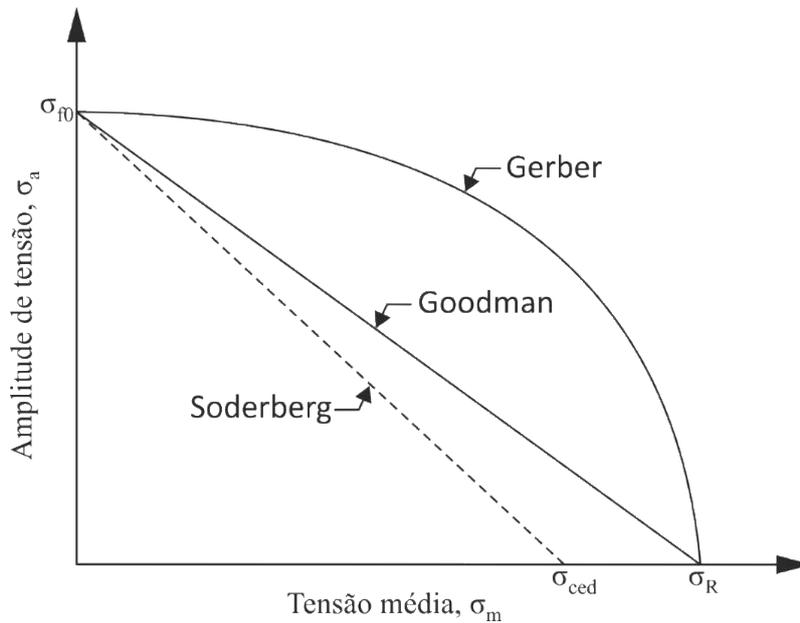


Figura 2.6 – Diagramas de Gerber e Goodman, e Soderberg (Branco, 2013).

O diagrama representado na Figura 2.6, foi construído com base nos resultados experimentais de Gerber (1874) e Goodman (1899) e a equação regente é a seguinte:

$$\sigma_a = \sigma_{f0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_{méd}}{\sigma_r} \right)^x \right] \quad (2.5)$$

os parâmetros apresentados na equação (2.5) têm o seguinte significado: σ_a é a amplitude de tensão, σ_{f0} corresponde à tensão limite de fadiga do material obtida num ensaio de flexão rotativa para uma $\sigma_{méd}$ com valor nulo, σ_r representa a tensão de rotura do material, e, por último temos o expoente x que é uma constante que quando assume o valor $x = 2$, entramos na relação de Gerber e quando toma o valor unitário trata-se da relação de Goodman.

No mesmo gráfico é representado a reta de Soderberg, esta obtida com a seguinte equação:

$$\sigma_a = \sigma_{f0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_{méd}}{\sigma_{ced}} \right) \right] \quad (2.6)$$

Como observado na equação (2.6), esta equação é muito semelhante à equação (2.5), para o caso de Goodman, sendo que a única diferença entre expressões está em

considerar a tensão de cedência do material, σ_{ced} , em vez da tensão de rotura do material, σ_r , o que para uma situação de projeto, o critério Soderberg representa apresenta um coeficiente de segurança mais elevado comparativamente com o critério de Goodman e Gerber.

Para concluir, de acordo com estes critérios, o material nunca entrará no regime de falha por fadiga sempre que se encontrar abaixo da linha de Soderberg, Figura 2.6.

2.1.2. Efeito da geometria

2.1.2.1. Concentração de tensões

Os componentes mecânicos em órgãos de máquinas apresentam em média uma geometria complexa, associada as condições e requisitos de projeto, tornando-se, portanto, inevitável a presença de descontinuidades associadas aos entalhes, furos, soldaduras e outras concentrações de tensões.

Os locais nos quais existe esses acidentes geométricos correspondem aos locais mais suscetíveis de início de fenda, isto ocorre porque nas zonas onde há concentrações de tensões, as tensões atingidas são mais elevadas devido à presença reduzida de material comparativamente com às outras zonas.

Para analisar o efeito da geometria utiliza-se o fator concentração de tensão k_t , que consiste na razão entre o valor da tensão máxima, $\sigma_{m\acute{a}x}$, e a tensão nominal aplicada, σ_{nom} .

$$k_t = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma_{nom}} \quad (2.7)$$

O efeito da geometria é quantificado com as curvas $S - N$, representada na Figura 2.7. Conforme ilustrado nesta figura, existem duas curvas, sendo que a curva mais acima está associada ao provete liso, $k_t = 1$, e outra corresponde a um valor de $k_t = 2$ associada a um material bastante sensível a concentração de tensão apresentada. Neste gráfico é possível observar-se que a curva associada a um provete liso, pelo facto de não apresentar entalhe, traduz-se num aumento do número de ciclos de vida até a rotura, bem como o provete consegue suportar tensões máximas superiores.

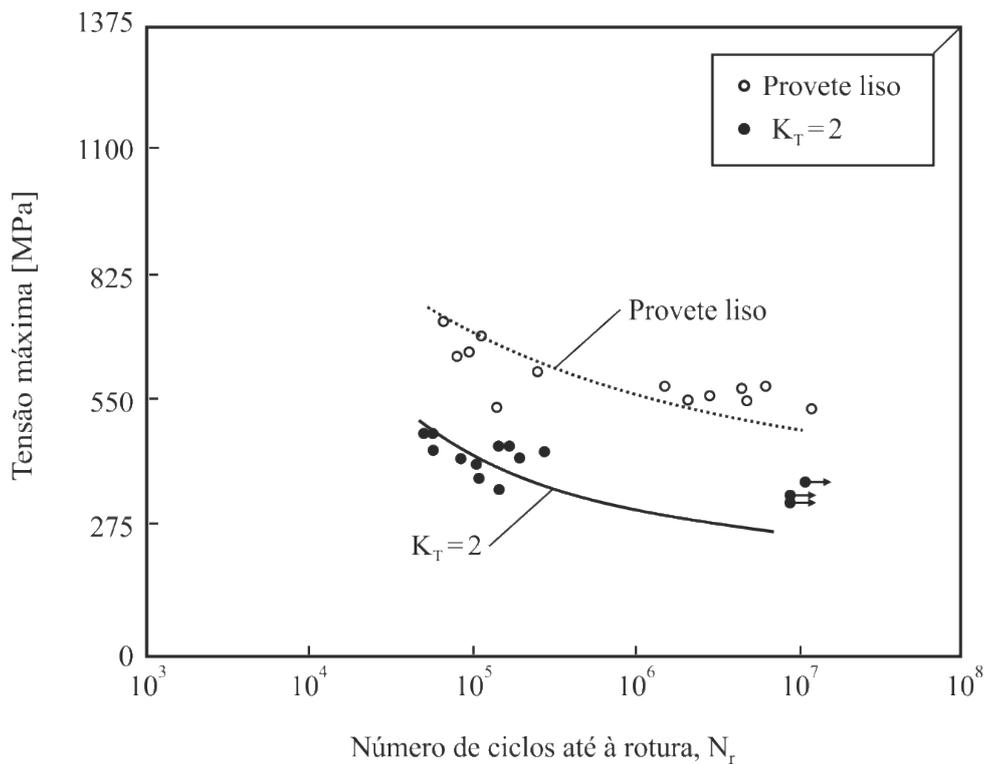


Figura 2.7 – Curvas $S - N$ para a liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 sujeita a carregamentos de flexão-torção (Socie et al, 1980).

Para condições de carregamentos estáticos, considerar o fator concentração de tensões, k_t , seria suficiente a fim de ter em conta o efeito da geometria. Porém quando se passa para uma análise dinâmica, nomeadamente no ambiente em que possa ocorrer o fenómeno de fadiga, é necessário considerar o fator dinâmico de concentrações de tensões k_f , representado na equação (2.8), que corresponde à razão entre a resistência à fadiga de um provete liso σ_{fo} , e um provete com entalhe σ_{fe} . Este fator k_f em detrimento do k_t , está condicionado pela geometria do material, dimensão do entalhe, propriedades do material, gradiente de tensões bem como o número de ciclos e o tipo de carregamento aplicado (Branco, 2013).

$$k_f = \frac{\sigma_{fo}}{\sigma_{fe}} \quad (2.8)$$

2.2. Resposta tensão-deformação cíclica

O tipo de resposta à tensão-deformação cíclica do material está condicionado com nível de carregamento aplicável seja esse de tensão ou de deformação. Com isto, o

ensaio para análise do comportamento do material pode proceder-se com base na variação da amplitude de tensão ou através da análise da amplitude de deformação.

De facto, para carregamentos cíclicos, a resposta tensão-deformação tende a padronizar-se e a estabilizar-se ao fim de um número de ciclos. Os fenómenos espectáveis são de amaciamento ou encruamento, do material, como pode ser observado na Figura 2.8 e na Figura 2.9. Relativamente a Figura 2.8a) verifica-se que mantendo o intervalo de deformação constante ao longo do tempo, a medida que o ensaio vai evoluindo a amplitude de tensão tende a baixar Figura 2.8b), no que se reflete numa redução da área de histerese na Figura 2.8c), com o aumento do número de ciclos, ou seja, neste conjunto de ciclos o material sofre um amaciamento.

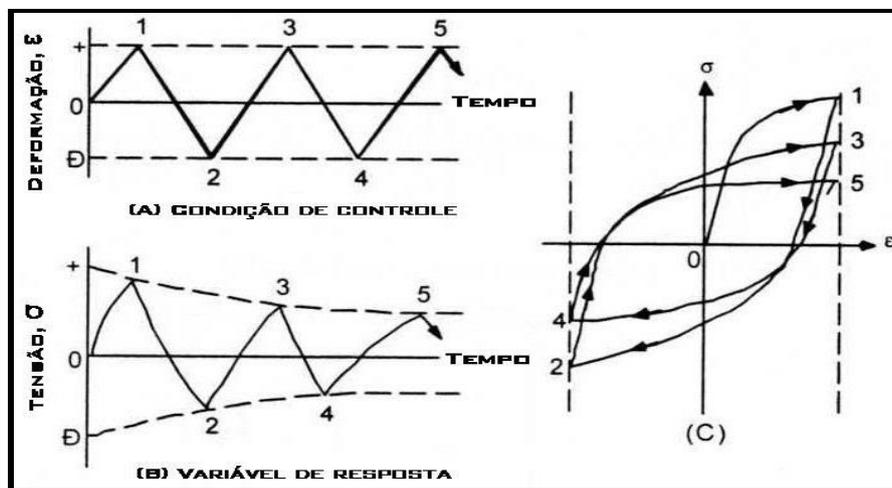


Figura 2.8 – (A) Resposta de um material, sujeito a amplitude de deformação constante. (B) Amaciamento cíclico (C) Curva S- ϵ . Figura retirada do artigo elaborado no (Laboratório de Materiais do Centro Universitário da FEI, Brasil).

Na Figura 2.9a) o intervalo de deformação mantém-se constante de modo análogo a figura anterior, porém verifica-se um aumento da tensão a medida a medida que o tempo decorre Figura 2.9b), o que origina um aumento da área de histerese com aumento do número de ciclos Figura 2.9c), este fenómeno é considerado como encruamento.

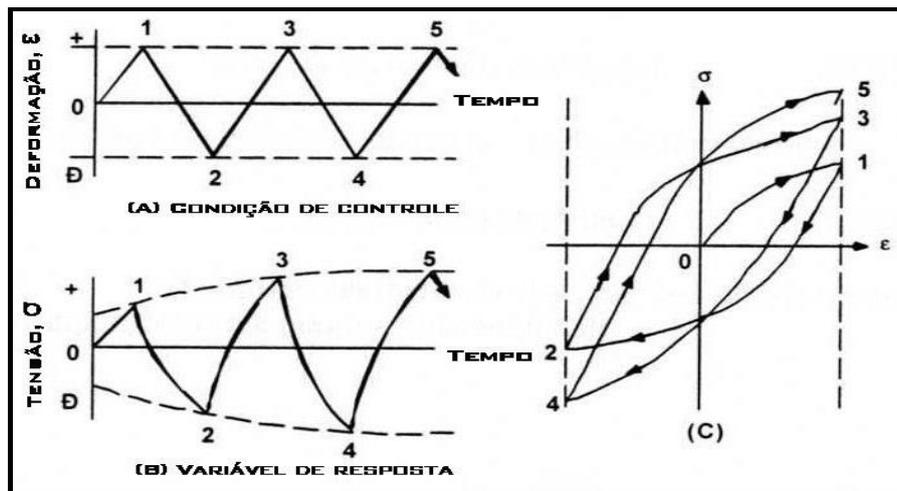


Figura 2.9 – (A) Resposta de um material, sujeito a amplitude de deformação constante. (B) Encruamento cíclico (b) curva S-ε cíclica (c). Figura retirada do artigo elaborado no (Laboratório de Materiais do Centro Universitário da FEI, Brasil).

A resposta a tensão-deformação cíclica à fadiga pode ser distinguida em dois tipos de ciclos, altos ciclos e baixos ciclos.

Para os altos ciclos, cujos ensaios são conduzidos no regime de deformação predominantemente elástico, não é possível observar-se a ocorrência de curvas de histerese, uma vez que, a amplitude de tensões pouco varia ao longo do ensaio. Neste caso o controle do ensaio parte do pressuposto que uma das variáveis mantém-se constante, seja essa a tensão ou a deformação, isto origina perda de significado do estudo em termos de análise, devido à variação que ocorre na amplitude de deformação com os fenômenos de amaciamento ou encruamento. Para estes casos em que se verifica um regime de fadiga com um número de ciclos elevados o modelo de Smith-Watson-Topper (1970), identificado pela equação (2.9), representa uma boa estimativa da previsão da resposta, uma vez que, entra em consideração com o valor da amplitude de deformação e a influência da tensão média.

$$\sigma_{m\acute{a}x} \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N_r)^{2b'} + \varepsilon'_f \sigma'_f (2N_r)^{2b'+c} \quad (2.9)$$

Relativamente, aos ciclos de baixa cadência, o modelo de Smith-Watson-Topper (1970), identificado pela equação (2.9) é de igual forma válido, porém para este caso é possível proceder-se a uma análise em que se parte do pressuposto que uma das variáveis se encontra limitada entre dois extremos e outra variável é independente. Para estes ciclos os circuitos de histerese obtidos para meia-vida consideraram-se representativos do

comportamento estável, uma vez que, o estado cíclico estável é normalmente alcançado para razões de vida inferiores à 40% do número total de ciclos até à falha (Branco, 2016).

A resposta cíclica do material em estudo DIN 34CrNiMo6, encontra-se na Figura 2.10, e esta figura pode ser obtida pela junção de vários extremos dos vários circuitos de histerese estáveis para diferentes amplitudes de deformação obtidos a partir de ensaios a amplitude alternada.

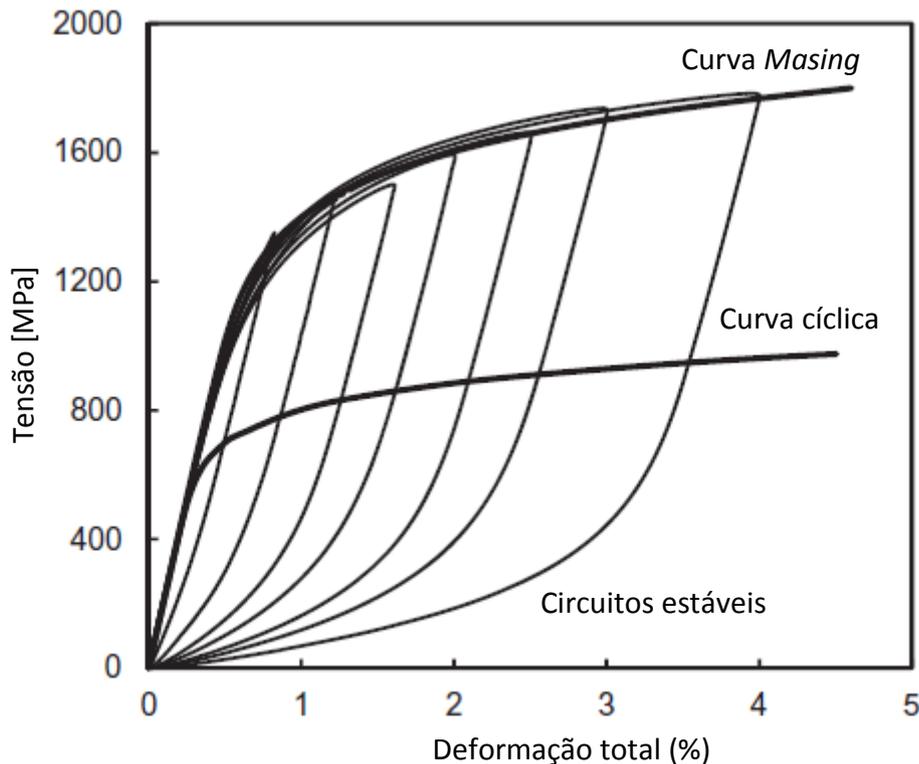


Figura 2.10 – Curva cíclica e curva Masing da liga 34CrNiMo6 (adaptado de Branco et al., 2012).

As previsões de vida podem ser estudadas através das propriedades cíclicas do material. A relação entre a componente de deformação elástica, dada pela amplitude de tensão e o número de reversões até à rutura pode ser representada pela equação (2.10) (Basquin, 1910):

$$\sigma_a = \sigma_f'(2N_r)^{2b'} \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e E}{2} = \sigma_f'(2N_r)^{2b'} \Leftrightarrow \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma_f'(2N_r)^{2b'}}{E} \quad (2.10)$$

As variáveis representadas nas equações (2.9) e (2.10) apresentam o mesmo significado físico, sendo que σ_f' é o coeficiente de resistência à fadiga; N_r é o número de ciclos até à rutura; b' é o expoente de resistência à fadiga; $\Delta\varepsilon_e/2$ é a amplitude de deformação elástica; e E é o módulo de Young.

Para além da deformação que acontece no regime elástico existe uma deformação associada ao regime plástico, que pode ser descrita com base na relação (Coffin e Manson, 1954) escrita da forma:

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f'(2N_r)^c \quad (2.11)$$

nesta equação o valor de $\Delta\varepsilon_p/2$ representa o valor da amplitude de deformação plástica, ε_f' coeficiente da ductilidade à fadiga e o c expoente de ductilidade à fadiga. Podemos obter ganhos com o aumento da vida à fadiga com a diminuição do expoente e do coeficiente de ductilidade cíclica.

A curva total da deformação pode ser obtida somando as componentes da deformação elástica e plástica, conforme apresentado na equação (2.12).

$$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_f}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \quad (2.12)$$

2.3. Previsão de vida à fadiga em peças com entalhes

Nesta secção retrata-se os métodos de previsão de vida à fadiga, para materiais sujeitos a esforços multiaxiais. A aplicação do método de previsão é de acordo com o tipo de carregamento aplicado no componente. A utilização de métodos de previsão multiaxiais, que embora mais complexos, acabam por ser mais vantajosos que o método de previsão para um carregamento uniaxial, especificamente quando aplicado numa peça entalhada, uma vez que na zona de entalhe ocorrem tensões multiaxiais na extremidade do mesmo, ainda que a estrutura esteja apenas submetida a um esforço uniaxial (Socie e Marquis, 2000; Fatemi e Shamsaei, 2011; Lee, 2011).

Não existe um método de previsão consensualmente aceite, daí a importância do estudo à fadiga e da presente dissertação. Porém dentro dos mais utilizados é possível agrupá-los com base no pressuposto que têm por base, a divisão consoante a categoria procede-se da seguinte forma:

- ❖ Modelos Baseados nas Tensões;
- ❖ Modelos Baseados nas Deformações;
- ❖ Modelos Baseados na Energia.

No geral todo o método de previsão de vida à fadiga deve seguir os seguintes critérios:

- ❖ Simplicidade, eficiência e aplicabilidade aos mais variados carregamentos de fadiga, incluído em cargas uniaxiais e multiaxiais, bem como para carregamentos proporcionais e não proporcionais;
- ❖ Deve ser aplicado tanto para ciclos de baixa e elevada frequência;
- ❖ Deve incluir uma variável de análise em termos de tensão do efeito alusivo aos danos por fadiga;
- ❖ Refletir o comportamento referente as propriedades do material num regime não proporcional de encruamento;
- ❖ Deve ser coerente fisicamente com as propriedades consideradas contínuas do material;
- ❖ Terá de ser definido sem uso de propriedades adicionais do coeficiente do material;
- ❖ Terá de ser sensível e dependente do tipo de carregamento aplicado;
- ❖ E por último ser definido pelo processo de mecanismo de danos (Glinka, 2014).

Dentro dos modelos supramencionados discrimina-se de seguida o princípio por detrás dos mesmos.

2.3.1. Modelos baseados nas tensões

Os modelos baseados nas tensões têm como fundamento o diagrama $S - N$. Para este modelo o fator de concentração de tensões, k_t , assume um papel fulcral para avaliar a intensidade de concentração de tensões.

Este fator de concentração de tensões k_t pode ser relacionado com o fator dinâmico de concentração de tensão k_f , fator esse que deve ser considerado o seu efeito para um material sujeito à um carregamento dinâmico, tal como mencionado na secção 2.1.2.1 do presente documento.

Esta relação dá-se através da expressão de Neuber, Heywood ou de Peterson, sendo que, para a relação de (Neuber 1958) e (Peterson 1959) as expressões assumem as seguintes formas:

$$k_f = 1 + \frac{(k_t - 1)}{1 + \sqrt{\frac{A}{\rho}}} \quad (2.13)$$

$$k_f = 1 + \frac{(k_t - 1)}{1 + \frac{A}{\rho}} \quad (2.14)$$

as expressões (2.13) e (2.14) diferem no significado atribuído à variável A , sendo que, para Peterson corresponde a constante do material dependente da tensão de cedência do material e para Neuber A trata-se de uma constante associada ao material que é determinada com base na tensão de rotura, σ_r , do mesmo.

No desenvolvimento de Neuber a tensão é obtida pela média das tensões elásticas presentes a uma determinada distância da raiz do entalhe, o método é designado por método da linha.

Quanto ao modelo de Petterson, considera a tensão aplicada à uma distância específica da raiz do entalhe, denominado por método do ponto (Taylor, 2007).

O valor ρ comum a ambas equações corresponde ao raio da raiz do entalhe.

De modo análogo, é possível obter o fator da concentração de tensão pela equação (2.15), o elemento q tem como significado fator sensível ao entalhe e varia entre um valor nulo a um valor unitário, sendo que o valor nulo corresponde a um material que é insensível ao entalhe e o valor unitário é atribuído numa situação em que o material é totalmente sensível ao entalhe, os valores de q podem ser obtidos por via experimental ou por extração gráfica, pois trata-se de uma propriedade que depende apenas do material e do tipo de esforço a que está sujeito.

$$k_f = 1 + q(k_t - 1) \quad (2.15)$$

A via experimental, corresponde a solução mais realista para a determinação do fator q , porém é uma solução bastante dispendiosa.

As alternativas propostas para contornar o problema passam por abordagens alternativas, tais como o método da tensão efetiva, o método da Mecânica da Fratura e o método da intensidade do campo de tensões. Baseados nestes conceitos, surgiram posteriormente métodos mais complexos, tais como o método da área e o método do volume.

2.3.2. Modelos baseados na deformação

O modelo de previsão da vida à fadiga, tendo como fundamento a análise das tensões revela-se adequado para situações em que existem deformações e tensões apenas no regime elástico.

Para componentes que apresentam concentrações de tensões é expectável, que haja carregamentos que apesar de serem provocados para níveis de valores do regime elástico, nas zonas críticas dos componentes referentes à concentração de tensões é frequente que se atinja valores dentro da gama das tensões do regime plástico. Com isto nos meados de 1950 foi desenvolvido o modelo baseado na deformação.

O princípio por detrás deste método consiste em estimar a vida de componente entalhado sujeito à fadiga com base num componente liso, partindo do pressuposto de que se as suas histórias de tensão-deformação forem semelhantes, os provetes acumularam o mesmo dano.

Existem vários métodos que podem ser recorridos para determinação dos campos de tensão e deformação local na raiz do entalhe, sendo que abrangem técnicas experimentais, tais como a extensometria, difração de raios-X, entre outras; métodos analíticos, nomeadamente abordagens sugeridas por Hardrath e Ohman (1953), Neuber, Molski e Glinka (1981), etc.; e a aplicação do método dos elementos finitos (MEF).

O fator da concentração assume um papel fundamental para o modelo em causa, uma vez que se trata de uma propriedade não intrínseca do material, mas sim extrínseca ao mesmo, pois depende da geometria que o componente apresenta e do valor do carregamento aplicado quando o mesmo está acima ou abaixo da barreira do regime elástico.

Dentro dos fatores de concentração é possível destacar-se três propriedades e passo a citá-las; fator de concentração de tensão k_σ , fator de concentração de deformação k_ε e por último o fator elástico de concentração de tensões, sendo que as propriedades supramencionadas podem ser determinadas com base nas seguintes equações:

$$k_\sigma = \frac{\sigma'}{\sigma_{nom}} \quad (2.16)$$

$$k_\varepsilon = \frac{\varepsilon'}{\varepsilon_{nom}} \quad (2.17)$$

os elementos σ' e σ_{nom} representam, respetivamente o valor da tensão local e o valor da tensão nominal distante da zona do entalhe, as variáveis ε' e ε_{nom} representam, o valor da deformação local, deformação na raiz do entalhe e o valor da deformação nominal na região afastada do entalhe.

A título de conclusão a expressão (2.18), apresenta a condição de igualdade entre elementos quando se trata de um material com comportamento elástico e a respetiva expressão é aplicável a uma deformação unidirecional ou cíclica.

$$k_{\sigma} \leq k_t \leq k_{\varepsilon} \quad (2.18)$$

2.3.3. Modelos baseados na energia

Relativamente, aos modelos baseados nas deformações em que a sua previsão é feita com base nas propriedades dos materiais, este tipo de modelo acarreta custos elevados devido a quantidade de testes experimentais que têm de ser realizados, de forma a validar a respetiva previsão. Por essa razão, os modelos de previsão que têm como fundamento energéticos despertam mais interesse em termos de análise.

De forma a relembrar, não existe um modelo unanimemente aceite para previsão da vida à fadiga. Contudo uma das mais sucedidas aproximações baseia-se em correlacionar os dados extraídos numa análise multiaxial e com o plano crítico (Glinka, 1995).

De seguida, destaca-se dois modelos dentro dos vários modelos de existentes de previsão baseados na energia.

2.3.3.1. Modelos de Glinka

O modelo de Glinka permite prever a vida do componente com base na densidade de energia de deformação. Trata-se da junção de duas teorias, em que o estudo é tido em conta o efeito da deformação, porém numa análise via energética. Assim sendo, apresenta características do modelo baseado na deformação com caris energético.

Este modelo assume o pressuposto que a energia de deformação real de um corpo com entalhe é exatamente a mesma da que seria de um corpo que apresentasse um comportamento elástico. Assumindo um fator elástico de concentração de tensões, k_t , na raiz do entalhe, bem como um comportamento linear elástico, a densidade máxima de energia de deformação é dada pela seguinte equação:

$$W_e = \int_0^{\varepsilon_e} \sigma d\varepsilon \Leftrightarrow W_e = \frac{\sigma_e \varepsilon_e}{2} \Leftrightarrow W_e = \frac{\sigma_{nom}^2 k_t^2}{2E} \Leftrightarrow W_e = W_{nom} k_t^2 \quad (2.19)$$

onde W_e é a densidade máxima de energia de deformação na raiz do entalhe, W_{nom} é a densidade nominal de energia de deformação e σ_e e ε_e são, respetivamente, a tensão e deformação na raiz do entalhe obtidas através de uma análise elástica. Quando o comportamento elástico é linear, a Equação (2.19) corresponde à área abaixo da curva tensão-deformação elástica Lei de Hooke, conforme se ilustra na Figura 2.11:

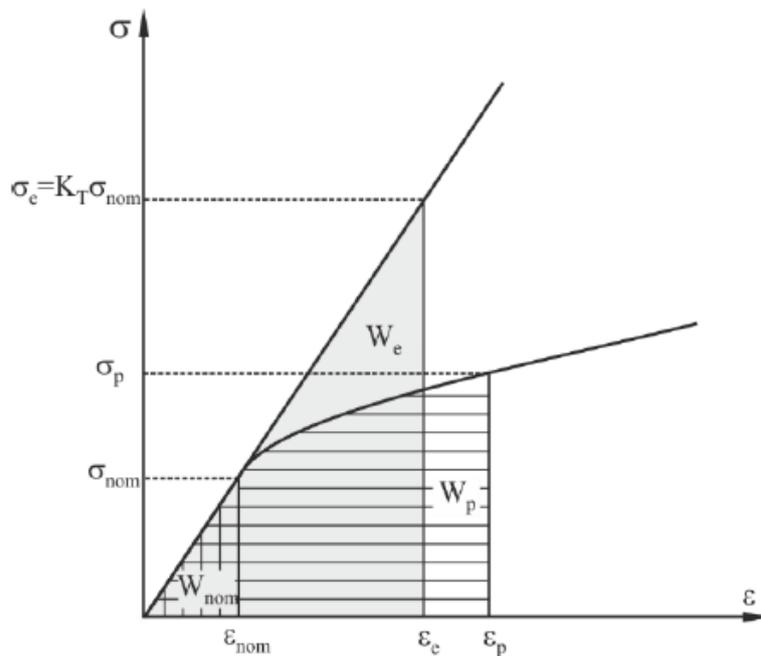


Figura 2.11 – Interpretação gráfica do método da densidade de energia de deformação equivalente (Glinka,1985).

A equação (2.19) é de igual forma válida para a deformação plástica desde que esta deformação aconteça junto a extremidade do entalhe e ocorra apenas localmente, para este caso a equação anterior assume a seguinte forma:

$$W_p = W_e = W_{nom} k_t^2 \quad (2.20)$$

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

2.3.3.2. Modelos de Ellyin

O método de Ellyin tem o papel de destaque no desenvolvimento da presente dissertação, uma vez que, será utilizado para elaboração do método de previsão de vida à fadiga. O próprio método parte do pressuposto que o dano causado mecanicamente no componente pode ser relacionado em termos de energia. Com isto, afere-se que a maior parte da energia fornecida mecanicamente é dissipada em forma de calor ou vibração e o restante deforma plasticamente o material e conseqüentemente serve para iniciação e propagação de fenda.

A energia que é fornecida no início serve para deslocamento ao longo dos planos cristalográficos e formação de zonas de deslizamento, o material tende-se adaptar-se e contrapor-se à sollicitação imposta. (Ellyin, 1997).

De forma, a desenvolver um método de precisão que fosse sensível a solicitações de regime LCF e a HCF, (Ellyin e Kujawski, 1997), propuseram a seguinte solução:

$$\Delta W_p = \kappa_p (2N_f)^{\alpha_p} + \Delta W_{0p} \quad (2.21)$$

os elementos presentes na equação têm os seguintes significados, ΔW_p energia de deformação plástica absorvida por ciclo, ΔW_{0p} corresponde a energia de histerese do material em limite de fadiga, N_f é número de ciclos até à fadiga, κ_p e α_p são propriedades inerentes ao material determinadas por via experimental.

A Figura 2.12 foi construída tendo em conta num cenário controlado em termos de deformações admissíveis. Neste ambiente, a área da histerese permanece constante.

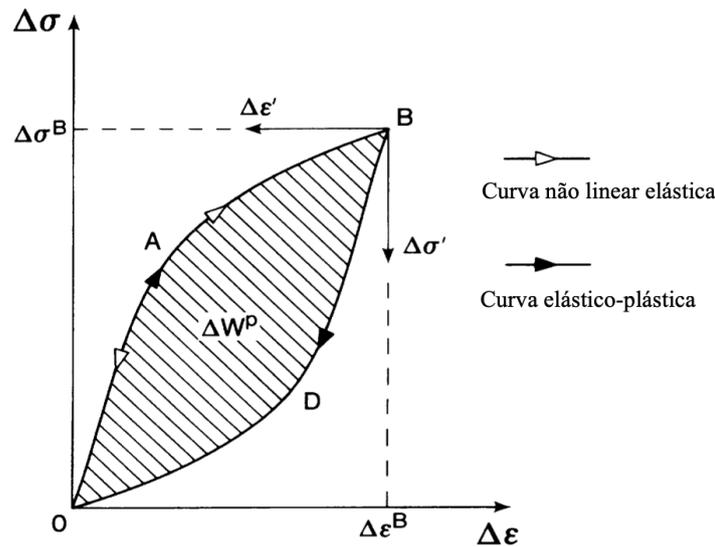


Figura 2.12 – Ciclo de Tensão e Deformação com carregamentos lineares e não lineares do regime elástico e do regime elástico-plástico. Adaptado da Figura do livro “*Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction*, Fernand Ellyin”.

A curva representada pelos pontos “OAB” presentes na Figura 2.12 foi obtida com base na seguinte equação:

$$K_T^2 \left(\frac{1}{2} \Delta \sigma_{nom} \Delta \varepsilon_{nom} \right) = \Delta W_p + \Delta W_e \quad (2.22)$$

A expressão (2.21) apresenta limitação em termos de previsão, uma vez que não é sensível a tensão principal média. Este problema foi superado por Ellyin e Golos com o desenvolvimento da seguinte equação:

$$\Delta W_{e+} = \frac{1}{2E} \left(\frac{\Delta \sigma}{2} + \sigma_{méd} \right)^2 = \frac{\sigma_{máx}^2}{2E} \quad (2.23)$$

onde ν é o coeficiente de Poisson, E é o módulo de Young, $\sigma_{eq}^{m\acute{a}x}$ corresponde à tensão máxima equivalente de von Mises, $\Delta\sigma_{eq}$ corresponde à gama da tensão equivalente de von Mises, σ_i^a diz respeito às componentes da tensão principal alternada, σ_i^m representa as componentes da tensão principal máxima, K corresponde ao coeficiente cíclico de encruamento e n é o expoente cíclico de encruamento.

3. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAL E NUMÉRICO

3.1. Material

Conforme apresentado na Introdução da presente dissertação, o material em estudo trata-se de uma liga de aço martensítico DIN 34CrNiMo6, bastante utilizada em vários setores devido as suas propriedades, uma vez que apresenta um bom compromisso em termos de resistência mecânica, em termos de resistência específica e em termos de resistência à corrosão.

Não se pode deixar de referir que o mesmo apresenta uma alta temperabilidade, elevada ductilidade e boa tenacidade à fratura. É utilizado para a construção de componentes críticos, tais como: veios, cambotas, eixos, pinhões, bielas, válvulas, parafusos, engrenagens, entre outros.

A sua composição química nominal, em fração de massa, está apresentada na Tabela 3.1 e as suas propriedades mecânicas monótonas e cíclicas estão na Tabela 3.2.

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 e cíclicas da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (Branco *et al.*, 2012).

Tensão de cedência, σ_{ced} [MPa]	967	Coeficiente de resistência cíclica, σ'_f [MPa]	1183,7
Tensão de rotura, σ_r [MPa]	1035	Expoente de resistência à fadiga cíclica, b'	-0,0545
Alongamento, Δl	18	Coeficiente de ductilidade cíclica, ϵ'_f	0,4697
Redução da Área, (%)	58	Expoente de ductilidade cíclica, c	-0,6059
Módulo de Elasticidade, E [GPa]	209,8	Coeficiente de encruamento cíclico, k' [MPa]	1361,6
Coeficiente de Poisson, ν	0,296	Expoente de encruamento cíclico, n'	0,1041

As constantes energéticas da Equação (2.21) para este material foram obtidas em trabalhos anteriores (Branco et al., 2012), através de ensaios em controlo de deformação ($R = -1$) no regime de fadiga oligocíclica, e estão representadas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Propriedades energéticas da liga DIN 34CrNiMo6 (Branco et al., 2012).

Propriedades	Valor
Coeficiente, κ_p [MJ/m^3]	2165,37
Expoente, α_p	-0,6854
Constante, $\Delta W_{0,p}$ [MJ/m^3]	0,7049

3.2. Ensaios de fadiga oligocíclica

Os ensaios de fadiga oligocíclica foram realizados em controlo de deformação, com provetes cilíndricos normalizados conforme representado na Figura 3.1, e os ensaios foram realizados à temperatura ambiente, considerando ondas sinusoidais cíclicas. Estes ensaios experimentais foram elaborados em trabalhos anteriores (Branco, 2012).

A frequência adotada no ensaio, depende apenas da amplitude de deformação ($\Delta\varepsilon/2$), e é determinada através da equação (3.1).

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

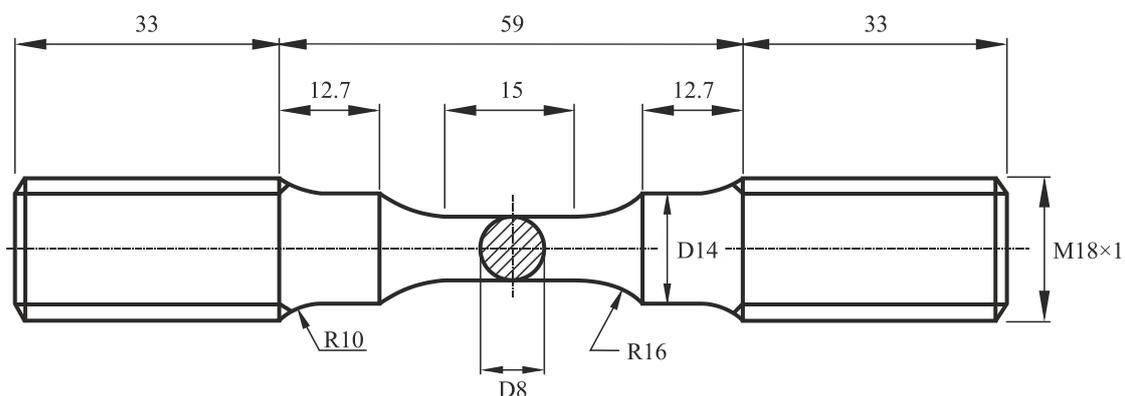


Figura 3.1 – Representação dos provetes utilizados para os ensaios experimentais para o regime de fadiga oligocíclica. O provete está de acordo com a ASTM E606-2000.

Os ensaios consideraram amplitudes de deformação entre 0,4% e 2,0% e foram interrompidos quando ocorreu rotura total do provete. Os dados tensão-deformação foram registados através de um extensómetro elétrico com 12,5 mm de espaçamento entre lâminas.

Para cada ciclo de histerese foram adquiridos 200 pontos. Na tabela seguinte apresenta-se um resumo das principais variáveis obtidas neste estudo, nomeadamente a amplitude de tensão ($\Delta\sigma/2$), a amplitude de deformação total ($\Delta\varepsilon_t/2$), a amplitude de deformação elástica ($\Delta\varepsilon_e/2$), a amplitude de deformação plástica ($\Delta\varepsilon_p/2$) para o circuito da meia-vida, bem como o número de ciclos até à rotura (N_f) e o número de reversões até à rotura ($2N_f$).

A título de conclusivo, estes resultados serão utilizados para construção das funções potenciais para previsão da densidade de energia de deformação acumulada para cada método de previsão.

Tabela 3.4 – Resultados dos testes de LCF (Adaptado de Branco, 2012).

Referência do Provete	Amplitude de tensão, $\Delta\sigma/2$ [MPa]	Amplitude total de deformação, $\Delta\varepsilon_t/2$ [%]	Energia de deformação elástica, $\Delta\varepsilon_e/2$ [%]	Energia de deformação elástica, $\Delta\varepsilon_p/2$ [%]	Número de ciclos até à falha por fadiga, N_f	Número de reversões até à falha por fadiga, $2N_f$
D200	891,8	2,003	0,425	1,578	131	262
D150	869,0	1,503	0,414	1,089	240	480
D125	831,6	1,254	0,396	0,858	321	642
D100	796,8	1,004	0,380	0,624	767	1 534
D080	750,6	0,806	0,358	0,448	1 219	2 438
D060	726,6	0,607	0,346	0,261	2 523	5 046
D050	697,5	0,512	0,332	0,180	5 140	10 280
D040	675,3	0,413	0,322	0,091	13 378	26 756

3.2.1. Ensaios de fadiga multiaxial

Os ensaios experimentais utilizados para comparar os resultados obtidos por via de simulação numérica foram realizados por António Vieira (Vieira, 2017), ensaios esses realizados no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra.

Os provetes utilizados nos ensaios, representados na Figura 3.2 foram sujeitos a carregamentos combinados de flexão-torção. Foram consideradas diferentes relações entre momento fletor (B) e momento torsor (T), nomeadamente $B/T=1$ e $B/T=2$, bem com diferentes orientações (θ) do momento fletor (B) relativamente ao plano do entalhe, mais concretamente, 0° , 45° e 90° .

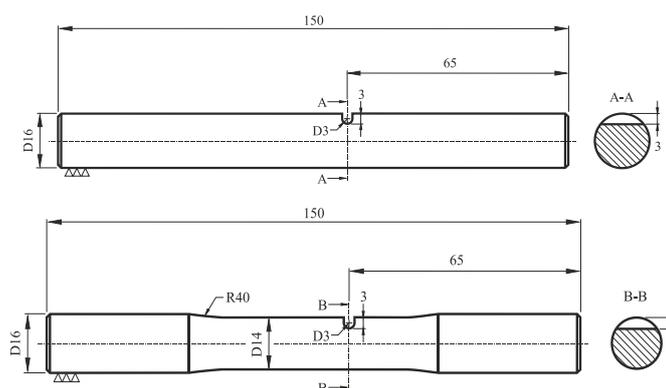


Figura 3.2 – Provetes usados nos ensaios experimentais de fadiga multiaxial de flexão-torção combinada.

Os valores das tensões nominais normais e de corte aplicadas nos ensaios estão representadas na Tabela 3.5. Para cada cenário de carregamento, foram aplicados pelo menos três níveis de carga.

Tabela 3.5 – Síntese das condições de carregamento analisadas nos ensaios experimentais de flexão combinada com torção. (Adaptado de Vieira, 2017).

Referência do provete	θ	Amplitude de tensão normal, σ_a [MPa]	Tensão normal média, $\sigma_{méd}$ [Mpa]	Gama de tensão normal, $\Delta\sigma$ [MPa]	Razão de tensão, R
$\sigma_a = 4\tau_a; \sigma_{méd} = 4\tau_{méd}; \Delta\sigma = 4\Delta\tau, (B = 2T)$					
<i>B2T - 1</i>	45°	208,9	223,8	417,8	0,03
<i>B2T - 2</i>		253,7	268,6	507,3	0,03
<i>B2T - 3</i>		328,3	343,2	656,5	0,02
<i>B2T - 1m</i>		253,7	268,6	507,3	0,03
<i>B2T - 4 (D=14 mm)</i>	90°	343,0	365,3	686,0	0,03
<i>B2T - 5 (D=14 mm)</i>		356,4	383,1	712,7	0,04
<i>B2T - 6</i>		364,1	379,0	728,1	0,02
<i>B2T - 2m</i>		364,1	379,0	728,1	0,02
$\sigma_a = 2\tau_a; \sigma_{méd} = 2\tau_{méd}; \Delta\sigma = 2\Delta\tau, (B = T)$					
<i>B2T - 1</i>	45°	208,9	223,8	417,8	0,03
<i>B2T - 2</i>		223,8	238,7	447,6	0,03
<i>B2T - 3</i>		238,7	253,7	477,5	0,03
<i>B2T - 1m</i>		208,9	223,8	417,8	0,03
<i>B2T - 4 (D=14 mm)</i>	90°	282,9	298,5	565,7	0,03
<i>B2T - 5</i>		283,5	298,4	567,0	0,03
<i>B2T - 6 (D=14 mm)</i>		311,8	334,1	623,6	0,03
<i>B2T - 2m</i>		268,6	283,5	537,1	0,03

3.3. Modelação do comportamento elasto-plástico do material

3.3.1. Modelo Teórico

A modelação do comportamento elasto-plástico do material foi efetuada com base na resposta tensão-deformação recolhida nos ensaios de fadiga oligocíclica.

O sucesso do modelo teórico de previsão está associado à precisão dos critérios de plasticidade e das leis de encruamento consideradas para modelação da superfície inicial e da evolução da deformação plástica.

Na presente dissertação, considera-se que o material apresenta uma resposta puramente cinemática com fase elasto-plástica, partindo do pressuposto que na parte elástica obedece à lei de Hooke, segundo o comportamento de um material isotrópico e para o comportamento plástico assumimos o critério de plasticidade do modelo da tensão de von Mises (Mises, 1913) conjuntamente com a lei de encruamento cinemático não-linear do modelo de Lemaître-Chaboche e com a lei do encruamento cinemático isotrópico Swift.

A equação de von Mises para uma resposta de tensão superficial no regime plástico assume a seguinte forma:

$$(\Sigma_{22} - \Sigma_{33})^2 + (\Sigma_{33} - \Sigma_{11})^2 + (\Sigma_{11} - \Sigma_{22})^2 + 3\Sigma_{23}^2 + 3\Sigma_{13}^2 + 3\Sigma_{12}^2 = 2Y_0^2 \quad (3.2)$$

onde Σ_{11} , Σ_{12} , Σ_{13} , Σ_{22} , Σ_{23} e Σ_{33} representam os coeficientes do tensor das tensões efetivo, Y_0 representa a tensão inicial de resistência. A expressão (3.2) pode ser apresentada de outra forma, uma vez que, a tensão efetiva é dada pela expressão $\Sigma = \sigma' - X'$, em que σ' assumisse como o componente desviador das tensões de Cauchy e X' representam o tensor das tensões inversas.

A lei de encruamento cinemático não-linear de Lemaître-Chaboche é descrita pela seguinte forma:

$$\dot{X} = C_X \left[X_{Sat} \frac{\Sigma}{\bar{\sigma}} - X' \right] \bar{\varepsilon}^p \quad (3.3)$$

onde \dot{X} assume como o valor da razão das tensões inversas, C_X e X_{Sat} são propriedades dependentes do tipo de material, $\bar{\varepsilon}^p$ é a deformação plástica equivalente e $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente.

Outras leis são de igual modo consideradas, tais como a lei de Swift (Swift, 1952) aplicada para o encruamento isotrópico:

$$Y = C(\varepsilon_0 + \overline{\varepsilon^p})^n \quad (3.4)$$

em que C , n e ε_0 correspondem às propriedades do material em estudo.

De certa forma, é possível relacionar as leis associadas aos critérios de plasticidade com as leis de encruamento e escoamento. Para tal, o modelo constitutivo assume a seguinte forma, de acordo com o potencial plástico:

$$\mathcal{F}(\sigma' - X', \overline{\varepsilon^p}, \alpha, \beta)^n = \bar{\sigma}(\sigma' - X', \alpha) - Y(\overline{\varepsilon^p}, \beta) \quad (3.5)$$

3.3.2. Identificação das constantes do material

Os parâmetros associados às leis de Swift e de Lemaître-Chaboche que melhor modelam o comportamento plástico cíclico da liga DIN 34CrNiMo6 foram determinados em trabalhos anteriores (Gordo, 2017) e (Pécourto, 2018) que envolveram a minimização da seguinte função-objetivo pelo método dos mínimos quadrados, $F(\mathbf{A})$:

$$F(\mathbf{A}) = \sum_{i=1}^N \left(\frac{\sigma^{Num}(\mathbf{A}) - \sigma^{Exp}}{\sigma^{Exp}} \right)_i^2 \quad (3.6)$$

onde as variáveis $\sigma^{Num}(\mathbf{A})$ e σ^{Exp} correspondem aos valores ajustados e medidos experimentalmente para valores de tensão real, sendo que \mathbf{A} é o vetor de parâmetros das leis de Swift e de Lemaître-Chaboche e N é o número total de pontos experimentais medidos totalizando, neste caso, 4095 pontos.

Os valores de σ^{Exp} foram obtidos a partir de um ensaio de fadiga oligocíclica, para uma razão de deformação, R_ε , igual a -1 e gama de deformação total por ciclo, $\Delta\varepsilon$, de 2%. Desse ensaio, foram considerados os primeiros 100 ciclos.

Para realizar a minimização da função $F(\mathbf{A})$ foi utilizado o algoritmo GRG2, (Ladson e Waren, 1975), incluído na ferramenta Microsoft Excel SOLVER.

O comportamento elástico da liga aço martensítico DIN 34CrNiMo6 foi modelado pela lei de Hooke generalizada, com constantes $E = 209 \text{ GPa}$ e $\nu = 0,296$.

Para concluir, após as operações matemáticas, resumisse na Tabela 3.6, as propriedades determinadas, referentes ao material em estudo. Para finalizar, na Figura 3.3 compara-se a curva experimental e o ajuste obtido com o conjunto de parâmetros identificados. Como se pode constatar, a abordagem proposta permite modelar de forma precisa o comportamento elasto-plástico do material.

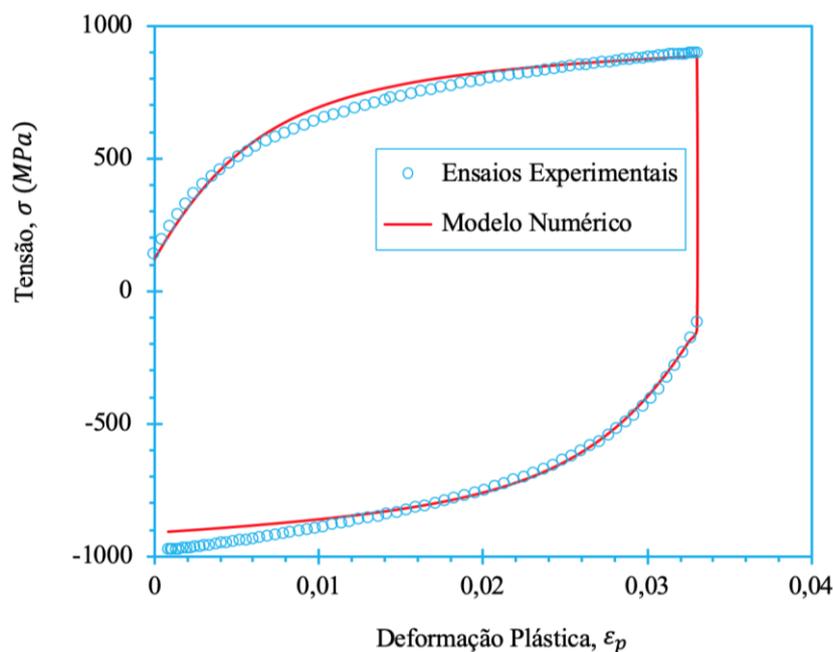


Figura 3.3 – Curvas tensão versus deformação plástica ajustada por minimização da função $F(A)$. (Adaptado de Branco et al., 2018).

Tabela 3.6 – Conjunto de parâmetros de encruamento isotrópico e cinemático identificados para a liga DIN 34CrNiMo6. (Adaptado de Flávio, 2018)

Parâmetros da Lei Swift			Parâmetros da lei Lemaître-Chaboche	
Y_0 [MPa]	C [MPa]	n	C_X	X_{Sat} [MPa]
741,51	744,94	0,001	87,598	212,16

3.4. Procedimento numérico

Relativamente ao procedimento numérico adotado, com intuito de avaliar o estado de tensão-deformação, utiliza-se modelos construídos por via do Método de Elementos Finitos. Os modelos visaram replicar os ensaios experimentais, tanto a nível de geometria, bem como as condições de carregamentos, de forma aproximar o máximo possível as simulações com as condições em que foram consideradas nos ensaios experimentais.

3.4.1. Modelo numérico

A simulação do modelo numérico foi realizada com a utilização do software “*Three-Dimensional Elasto-Plastic Finite Element Program*” (DD3IMP), programa este desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da

Universidade de Coimbra (Marta, 2008; Menezes, 2000). Na Figura 3.4 está representada uma malha típica de elementos finitos.

De modo a reduzir o tempo de computação sem comprometer a precisão dos resultados, desenvolveu-se uma malha paramétrica mais refinada na área do entalhe e uma malha menos refinada nas zonas distantes da concentração de tensão. Os modelos elasto-plástico foram desenvolvidos a partir de elementos hexaédricos isoparamétricos tridimensionais de 8 nós e contêm entre 71508 e 99208 nós e entre 65200 e 90328 elementos.

O material foi considerado isotrópico e homogéneo. As cargas aplicadas procuraram replicar as tensões nominais aplicadas nos ensaios experimentais. Para o efeito, fez-se variar o valor de F para definir os diferentes níveis de carga; as relações B/T foram definidas alterando o valor de h ; e os ângulos de aplicação das tensões normais foram definidos fazendo rodar o braço prismático acoplado ao provete em torno do eixo YY .

Em relação ao carregamento, foram aplicados 5 ciclos completos de carga e descarga. As simulações utilizadas foram realizadas em trabalhos anteriores (Gordo, 2017; Pécurto, 2018).

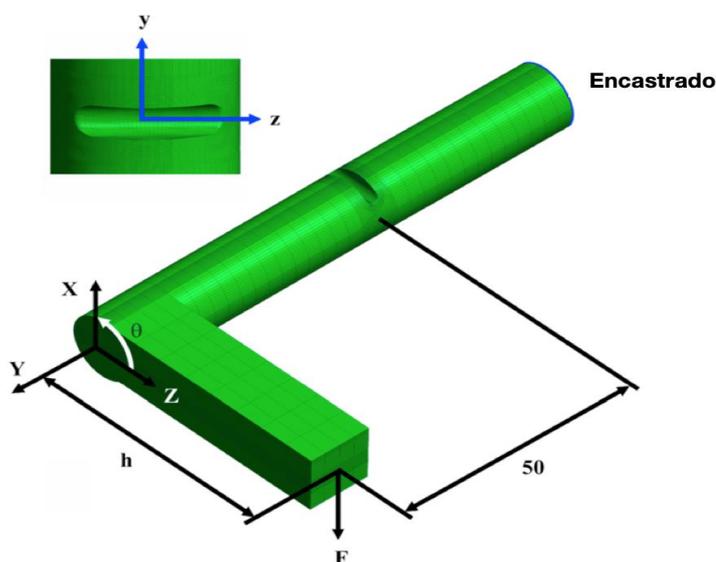


Figura 3.4 – Exemplo do modelo tridimensional em elementos finitos com a respetiva malha para um carregamento desenvolvido numa simulação elasto-plástico para um regime tensão-deformação na zona do entalhe. Adaptado de (Branco et al., 2019).

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Conforme mencionado na revisão da literatura, a utilização de métodos de previsão de vida à fadiga com base na densidade de energia de deformação total acumulada, para carregamentos combinados multiaxiais, tem sido muito pouco explorada, o que também acontece para carregamentos uniaxiais. Por esta razão, pretende-se estudar, neste trabalho, essa abordagem com o objetivo de avaliar a sua viabilidade neste âmbito.

O presente capítulo apresenta os principais resultados do trabalho desenvolvido na tese, e que passaram pela determinação das relações de energia-vida para carregamentos uniaxiais em controlo de deformação, determinação por via numérica da densidade de energia total produzida por carregamentos multiaxiais de flexão-torção, e posteriormente, pela previsão de vida à fadiga utilizando modelos elasto-plásticos e modelos lineares-elásticos baseados na densidade de energia de deformação total acumulada. Por fim, faz-se uma análise comparativa das previsões obtidas pelos vários métodos adotados neste trabalho.

4.1. Relações de energia-vida para carregamentos uniaxiais sujeitos a um estado de deformação

De forma a determinar a densidade de energia de deformação acumulada para carregamentos multiaxiais, é necessário perceber o comportamento elasto-plástico do material quando sujeito a carregamentos uniaxiais.

Nesta secção é avaliado o comportamento elasto-plástico do material para solicitações uniaxiais de fadiga oligocíclica, ou seja, quando submetido a um regime de deformações controladas acima do limite de elasticidade do mesmo, passando a existir uma zona em que o material apresenta deformações elásticas e reversíveis e outra zona em que as deformações são plásticas e irreversíveis.

Na Figura 4.1 está representada a resposta tensão-deformação para duas amplitudes de deformação, $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \pm 2,0\%$ e $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \pm 0,6\%$, em ambos os casos, verifica-se flutuações das tensões no primeiro ciclo de carga e essas flutuações devem-se ao

acomodamento do material causado pela reorganização das fronteiras de grão e deslizamento dos planos cristalográficos.

Posteriormente, o aumento do número de ciclos, origina uma redução do valor da deformação, bem como, redução do valor da tensão e das flutuações associadas, conduzindo a uma estabilização. Em grande parte dos aços, as curvas tendem a estabilizar abaixo de 40% dos ciclos totais de vida do material.

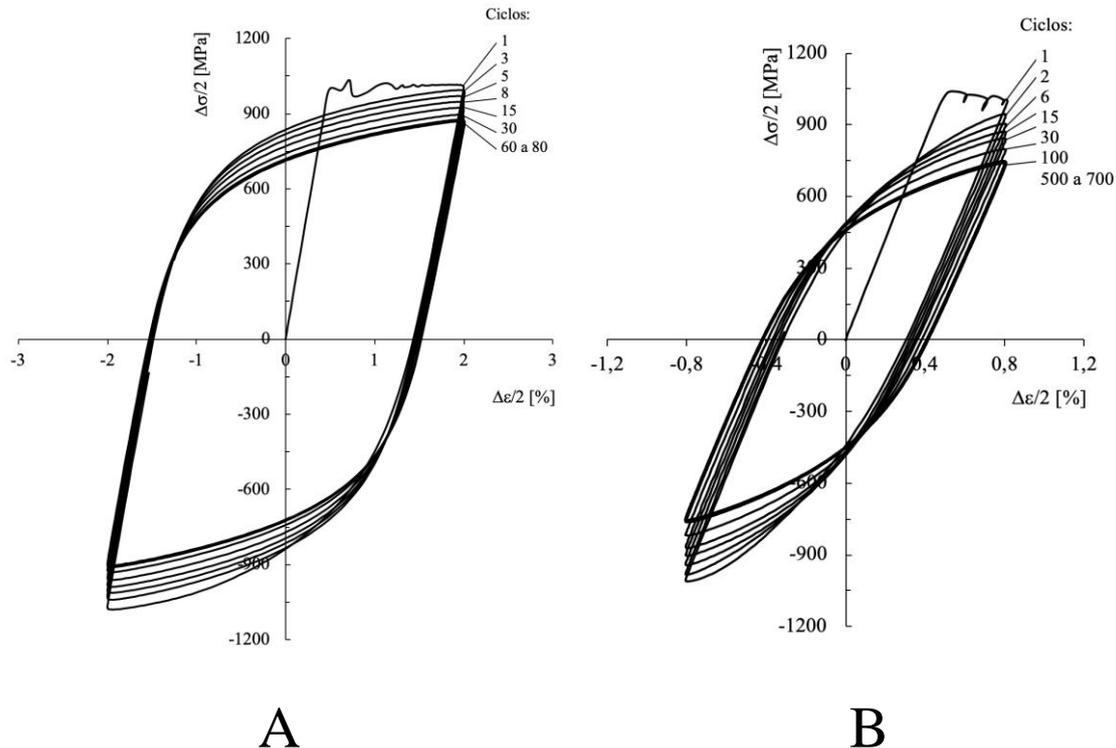


Figura 4.1 – Circuitos de histerese das curvas de tensão-deformação, A) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \pm 2\%$; B) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \pm 0,6\%$.
(Adaptado de Branco, 2012).

Em cada ciclo de fadiga oligocíclica é possível retirar o valor da densidade de energia de deformação, mais especificamente o valor da densidade de energia de deformação elástica, ΔW_e , e plástica, ΔW_p . Neste trabalho, optou-se apenas por considerar apenas a componente positiva da energia elástica, ΔW_{e+} , tal como sugere Ellyin (1998).

Tendo em conta que estas variáveis tendem a estabilizar durante cada ensaio, e de modo a não tornar a análise demasiado pesada, devido ao elevado número de ciclos dos ensaios efetuados com baixa amplitude de deformação, escolhemos em cada ensaio, no universo dos ciclos elaborados, i.e. 20 ciclos para análise, com intervalo entre cada ciclo de análise igual a $\frac{N_f}{20}$, com vista a ilustrar a resposta das funções (4.1) e (4.2), que posteriormente foram usadas na determinação da relação entre a energia de deformação total acumulada,

ΔW_T^T versus o número de ciclos até a falha, N_f , e a relação entre a densidade de energia de deformação plástica acumulada, ΔW_p^T versus N_f .

$$f(N_f) = \Delta W_p \quad (4.1)$$

$$f(N_f) = \Delta W_T \quad (4.2)$$

Os resultados obtidos nos ensaios LCF assumiram a seguinte forma para as expressões (4.1) e (4.2).

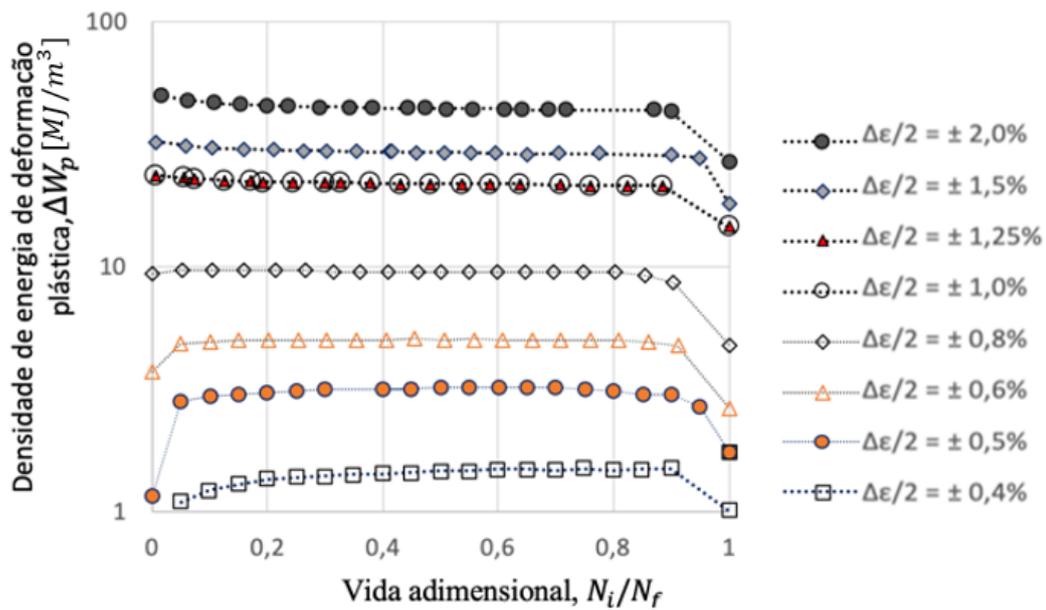


Figura 4.2 – Densidade de energia de deformação plástica versus vida adimensional.

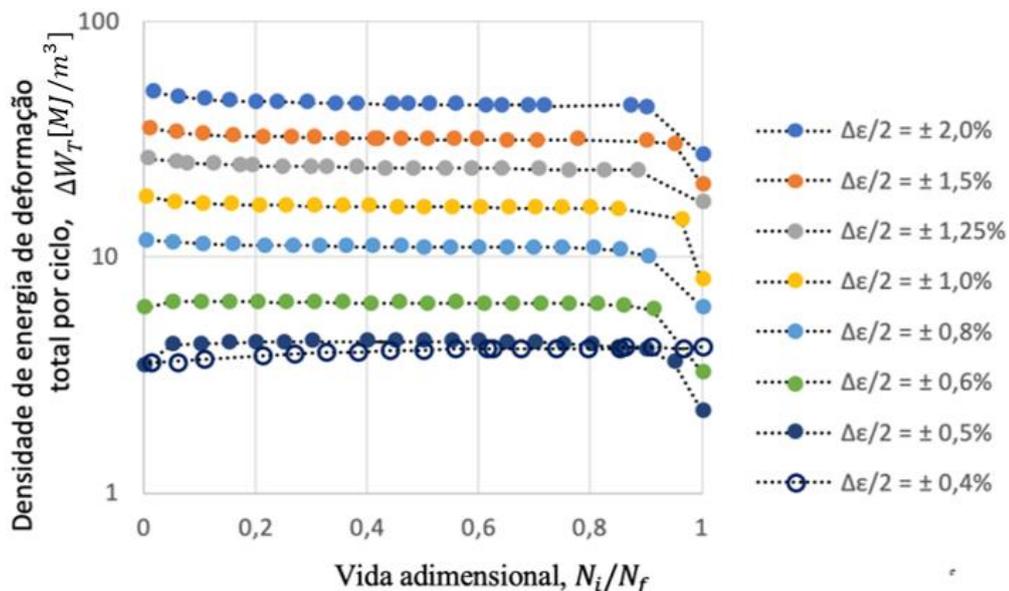


Figura 4.3 – Densidade de energia de deformação total versus a vida adimensional.

Pela análise da Figura 4.2 e Figura 4.3 nota-se que nas amplitudes compreendidas entre $\pm 2,0\%$ à $\pm 1,0\%$, observa-se um comportamento cíclico gradual de amaciamento do valor da densidade de energia de deformação ao longo da vida do provete, este amaciamento apresentou 3 fases.

Sendo que na 1ª fase ocorreu um amaciamento suave que corresponde sensivelmente 5% da vida representada, na 2ª fase verificamos uma estabilização e redução gradual mas pouco significativa, esta fase representa 80% da vida, e por último na 3ª fase ocorre uma queda significativa do valor da densidade de energia que pode ser distinguida quando a fenda toma proporções elevadas e a falha é iminente, representa cerca de 15% da vida ilustrada.

Para as amplitudes de deformações entre $\pm 0,6\%$ e $\pm 0,4\%$ verificamos na 1ª fase encruamento do material, que é observável com o aumento da curva nos primeiros ciclos e que representa aproximadamente 5% da vida, na 2ª fase em alguns ciclos ocorreu encruamento e noutros houve amaciamento do material esta fase quase estável representa 80% das vidas, contudo na 3ª fase os resultados foram idênticos aos ciclos de amplitudes mais elevadas.

O único caso que apenas apresentou duas fases foi a amplitude de deformação $\pm 0,8\%$, neste caso observamos que na 1ª fase, correspondente à 90% da vida ilustrada em que o material não sofre alterações e na 2ª fase que diz respeito a 10% da vida, houve uma queda brusca do valor da densidade de energia de deformação plástica conforme verificado nos casos anteriores.

Posteriormente, determina-se os valores da densidade de energia de deformação plástica acumulada, ΔW_p^T , e a densidade de energia de deformação total acumulada, ΔW_T^T , que corresponde aos valores das energias acumuladas pelo provete até à rotura. No que diz respeito à densidade de energia de deformação total acumulada, está é definida pela soma das componentes plástica e elástica positiva, como proposto por Ellyin (1998). Para a determinação destas propriedades recorre-se a duas abordagens: (a) integração das curvas da Figura 4.3 utilizando a regra dos trapézios; e (b) cálculo aproximado com base nas energias do circuito de histerese da meia-vida ($0,5N_f$) e que se assumiu ser constante durante a totalidade do ensaio. Estas duas abordagens, para uma curva típica da densidade de energia de deformação total, estão representadas, de forma gráfica, na Figura 4.4.

Na presente dissertação recorre-se a ambas as abordagens, de forma a estudar a viabilidade da utilização das mesmas e, também, para analisar as diferenças em termos de previsão de vida associadas a cada uma delas.

Desde do princípio, identificou-se que a abordagem da meia-vida, uma vez que tem como referência o valor do ciclo médio, não é sensível às variações da densidade de energia de deformação que ocorrem nas fases iniciais e finais dos ensaios como pode ser observado na Figura 4.4, onde o método considera corretamente área verde comum a ambas abordagens, porém não considera, por defeito, a área azul e considera, por excesso, a área laranja.

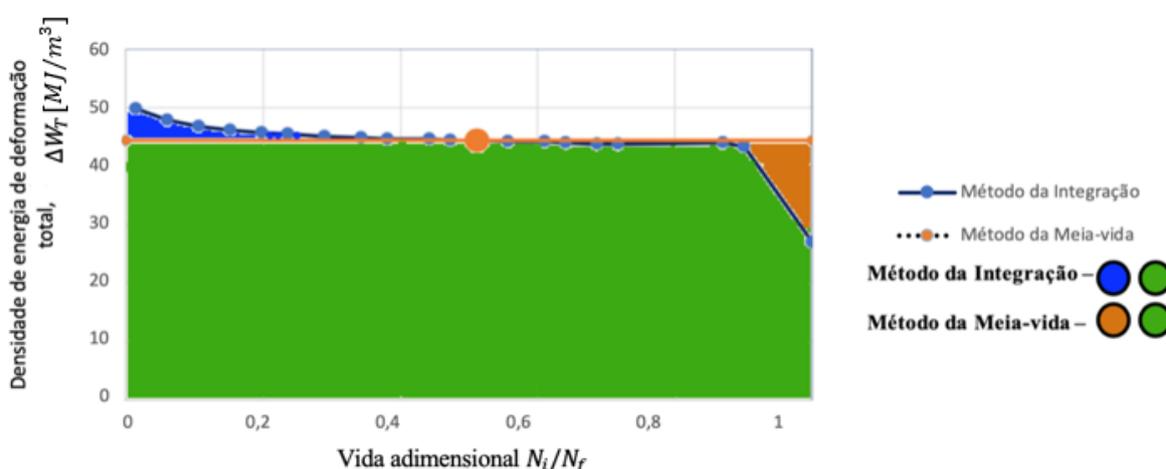


Figura 4.4 – Área considerada para o cálculo da energia de deformação total acumulada, aplicada no método da integração e no método da meia-vida. Referência a curva do ensaio $\Delta\varepsilon/2 = \pm 2,0\%$.

Em relação à abordagem por integração, tentou-se ajustar os valores de energia por intermédio de funções polinomiais, porém constatou-se que não eram adequadas. Por esse facto, tal como se referiu atrás, a solução encontrada foi a integração numérica pelo método do trapézio. Naturalmente esta abordagem apresenta um ganho em relação ao cálculo baseado na energia da meia-vida por considerar as variações da energia de deformação total ao longo de todo o ensaio.

Na Figura 4.5 mostra-se as relações obtidas pelo método da meia-vida e pelo método da integração, entre o valor de ΔW_T^T e o valor de ΔW_T . Como se pode verificar há uma variação linear numa escala bi-logarítmica, reduzindo a energia total acumulada à medida que a energia por ciclo cresce.

Nesta Figura 4.5 e na Figura 4.6 representam-se as funções potenciais que serão utilizadas para a obtenção do valor da densidade de energia de deformação acumulada da

previsão e o número de ciclos da previsão, quer para o método da meia-vida e quer para o método da previsão.

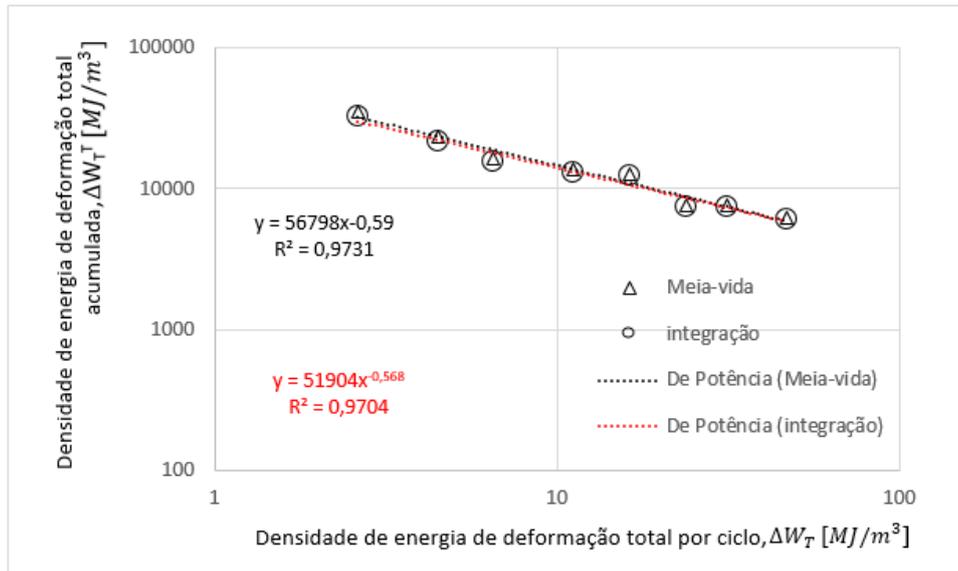


Figura 4.5 – Determinação da densidade de energia total de deformação acumulada, utilizando o método no ciclo da meia-vida estável e por integração, com base nos valores da fadiga oligocíclica, aplicado no modelo elasto-plástico.

Relativamente a Figura 4.6, nota-se muita semelhança entre as curvas, obtidas pelo método da meia-vida e pelo método da integração, tanto a nível de geometria e de resultados, que passa-se a citar, i.e a relação verificada entre ΔW_T^T e N_f , que se refletiu num aumento de ΔW_T^T com o número de ciclos.

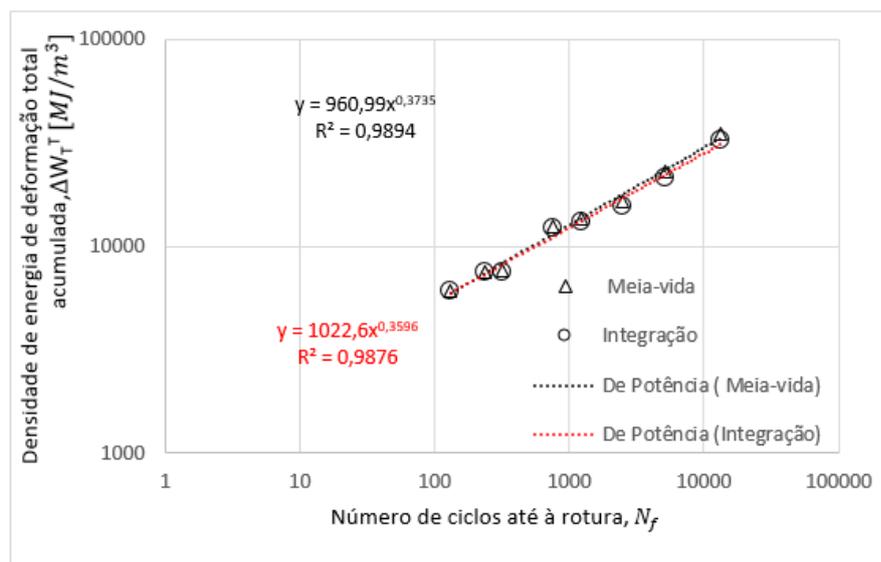


Figura 4.6 – Densidade de energia total de deformação acumulada versus o número de ciclos até a falha por fadiga tendo em conta com os dados retirados no ciclo da meia-vida estável e por integração, funções aplicadas no modelo elasto-plástico.

É de salientar que método da meia-vida apresentou melhor correlação entre os pontos, em relação ao método da integração, ou seja, o erro R^2 esteve mais próximo da unidade e isso aconteceu em ambas as figuras.

Para concluir, a redução da amplitude de deformação, $\frac{\Delta\varepsilon}{2}$, provoca um aumento do número de ciclos até a falha por fadiga, N_f e quanto maior a amplitude de deformação apresentada, maiores serão as tensões, implicando a necessidade de menos ciclos até à rotura.

4.2. Determinação da densidade de energia total acumulada por carregamentos multiaxiais

A densidade de energia de deformação total para os carregamentos multiaxiais foi determinada numericamente usando a equação (2.25) do Capítulo 2. Numa primeira fase, foi necessário otimizar o modelo numérico de modo a assegurar que o comportamento elasto-plástico do material fosse simulado tão próximo quanto possível do comportamento real.

Essa tarefa de otimização do comportamento do material foi efetuada em trabalhos anteriores (Gordo, 2017) e foi discutida no ponto 3.4.1.

Os dados retirados com auxílio do software GID foram extraídos no modo de pós-processamento na fase de carga e no instante de aplicação da carga máxima. A análise considerou o nó com maior valor da primeira tensão principal máxima, onde se assume ocorrer a iniciação de fenda, bem como os dois nós seguintes, em profundidade, posicionados segundo uma direção normal ao entalhe, conforme representado na figura seguinte. Para cada um desses três nós, retirou-se o tensor das tensões correspondente às condições descritas em cima.

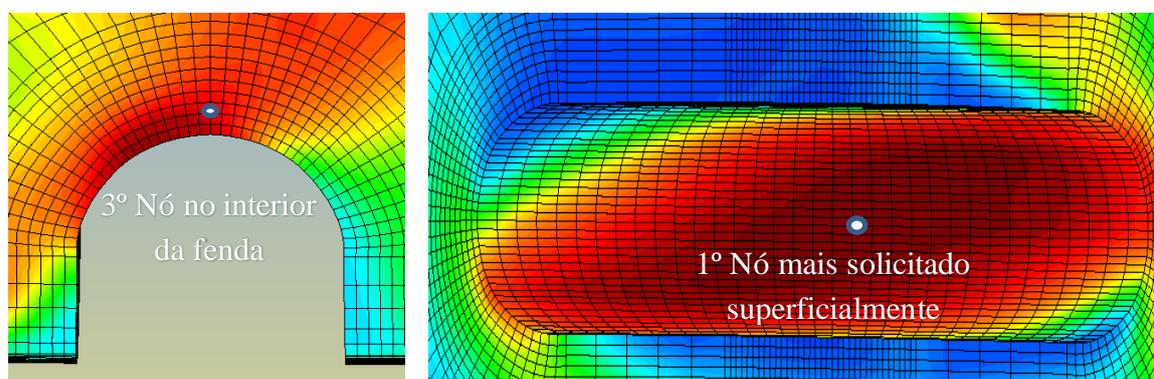


Figura 4.7 – Representação do 1º nó mais solicitado superficialmente (considerando o valor da primeira tensão principal) e do 3º nó em profundidade no interior do entalhe (Ensaio BT2-3 (45º)).

Como foi referido anteriormente, foram aplicados apenas 5 ciclos de carga e de descarga nas simulações. Este número foi suficiente para assegurar a convergência dos campos de tensão e deformação na zona da descontinuidade geométrica.

A Figura 4.8 mostra a variação da energia de deformação total calculada no nó superficial, i.e. com maior valor da primeira tensão principal) para os vários ciclos de carga aplicados para diferentes condições de carregamento. Para o aço DIN 34CrNiMo6, verificou-se convergência dos valores de energia com aumento do número de ciclos, logo nos primeiros ciclos de carga, bem como, a estabilização imediata após o 4º ciclo. Logo, o aumento do número de ciclos não teria, em princípio, uma grande influência nos valores de energia determinados. Como se pode ver na figura, o erro apresentado é inferior a $\pm 0,4\%$ pelo que se conclui que a utilização do 5º ciclo é adequada para efetuar esta análise.

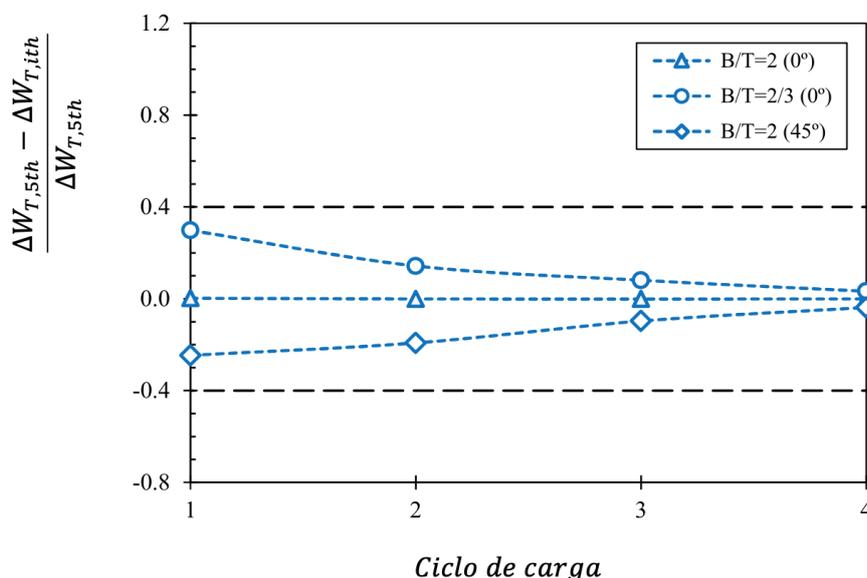


Figura 4.8 – Variação da energia de deformação total do ciclo de carga relativamente à energia de deformação total do 5º ciclo de carga. (Adaptado de Branco et al., 2019)

Como se sabe, as previsões de fadiga são geralmente efetuadas com base numa tensão efetiva, ou energia efetiva, que por norma é inferior à tensão máxima local que atua na descontinuidade geométrica. Na Figura 4.9 mostra-se a evolução da densidade de energia de deformação típica, observada em profundidade (do nó superficial para os nós interiores), para os carregamentos multiaxiais estudados aqui. Como se verifica, a energia é máxima à superfície e depois diminui progressivamente para um valor assintótico.

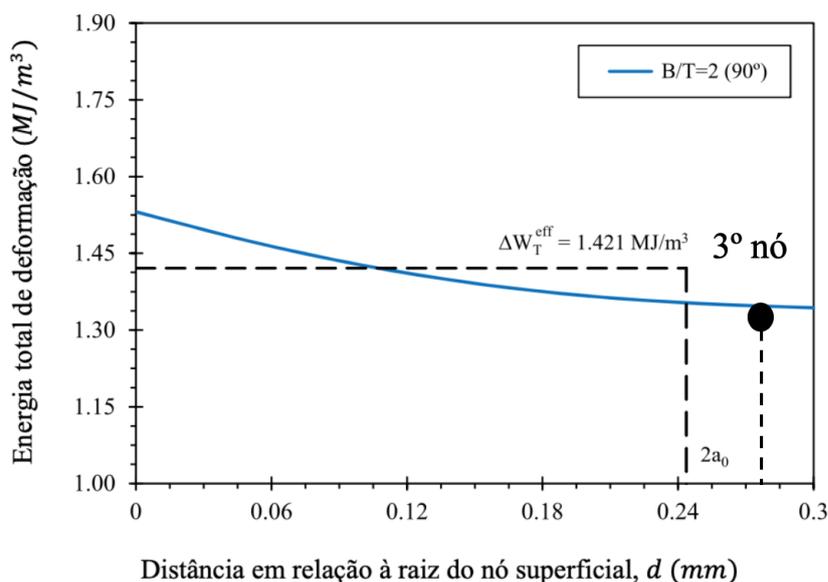


Figura 4.9 – Evolução da energia total de deformação com a distância em relação à raiz do entalhe. (Adaptado de Branco et al., 2019)

Com base em trabalhos anteriores (Branco, 2013), a partir da Teoria da Distância Crítica formulada usando o Método da Linha, verificou-se que a distância crítica (D_{ML}) para este material corresponde a $D_{ML}^* = 0,24 \text{ mm}$ medida a partir do nó mais solicitado para o interior do entalhe. Tendo esta distância calculada, é possível determinar a tensão efetiva, ou a energia efetiva, que atua nessa região, conforme representa a linha a tracejado na Figura 4.9, determinando-se assim o valor médio de energia que atua na zona de processo. Logo, a utilização dessa abordagem retrata, de forma mais realista, o cenário de análise, pois considera um carregamento efetivo na zona de processo. A distância crítica encontra-se situada entre o 2º e o 3º nós, uma vez que o 2º nó dista $0,14195 \text{ mm}$ e o 3º nó dista $0,28459 \text{ mm}$ da superfície do entalhe.

De facto, em termos de precisão, a utilização do valor $x = 0,24 \text{ mm}$, representa o método ideal de análise. Porém, neste trabalho, no que diz respeito à aplicação dos modelos elasto-plásticos, optou-se por usar a energia associada ao 3º nó por se ter verificado que conduzia a melhores resultados de previsão.

Após a determinação das energias efetivas para todos os casos analisados neste trabalho, foram efetuadas as previsões de vida de fadiga, mais concretamente as vidas de iniciação de fenda, com base no modelo baseado na densidade de energia de deformação total acumulada. O procedimento desenvolvido, bem como os resultados obtidos, são apresentados no ponto seguinte.

4.3 Previsão de vida de fadiga para os carregamentos multiaxiais

Na Figura 4.10 estão representadas esquematicamente as etapas necessárias para estimar a vida de iniciação de fenda por fadiga para os carregamentos multiaxiais. No primeiro passo determina-se a densidade de energia de deformação total descrita no ponto anterior e designado aqui por densidade de energia total de deformação na zona crítica, ΔW_T^* .

Após retirado este valor, avança-se para o passo 2º, que consiste em aplicar o valor de ΔW_T^* nas funções que relacionam a energia total acumulada, ΔW_T^T , com a energia total por ciclo, ΔW_T , de modo a obter a densidade de energia total de deformação acumulada na zona crítica, ΔW_T^{T*} . Neste trabalho, tal como se refere no ponto 4.1, foram consideradas duas abordagens para determinar estas funções, nomeadamente uma abordagem baseada, apenas, na energia dos circuitos de meia-vida e uma abordagem que procedeu ao cálculo da energia por integração de todos os circuitos de cada ensaio.

Posteriormente, no passo 3º, termina com a estimativa do número de ciclos até à falha por fadiga, usando as funções que relacionam a densidade de energia total acumulada, ΔW_T^T , com a vida de fadiga, N_f , tal como no passo anterior, usam-se, também, funções obtidas a partir do ciclo de meia-vida e por integração de todos os circuitos.

De forma esquematizada representa-se o percurso iterativo percorrido, descrito nos parágrafos anteriores, para a determinação da densidade de energia de deformação total acumulada associada a cada método de previsão, que finaliza com a previsão do número de ciclos até à rotura.

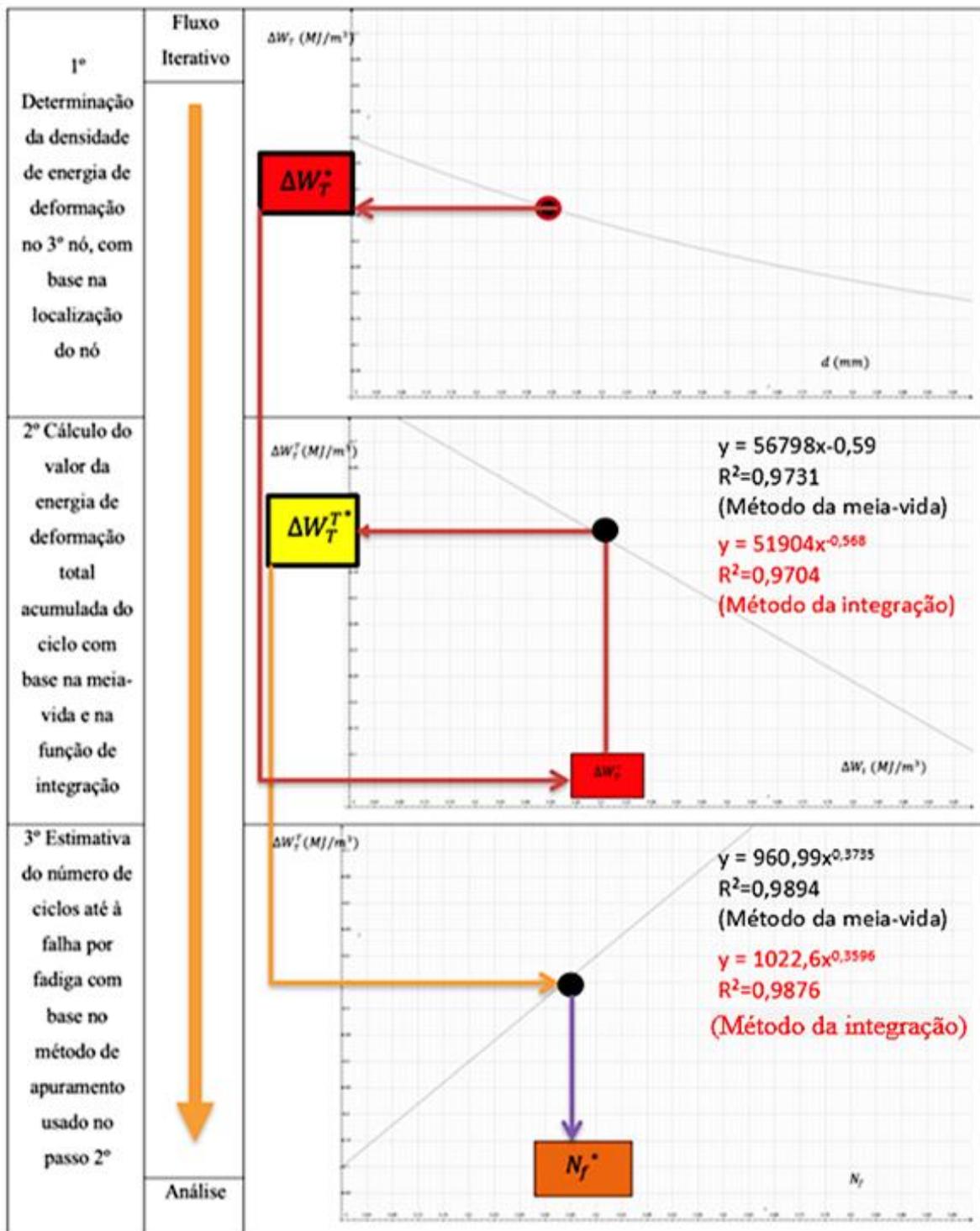
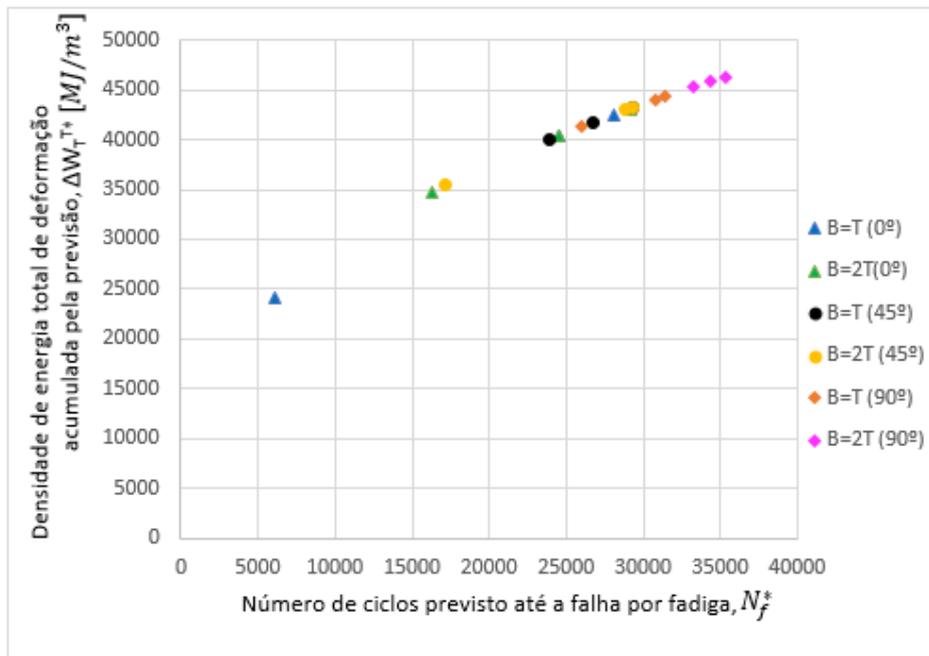


Figura 4.10 – Método iterativo utilizado para determinação da energia de deformação total e da previsão do número de ciclos até à rotura.

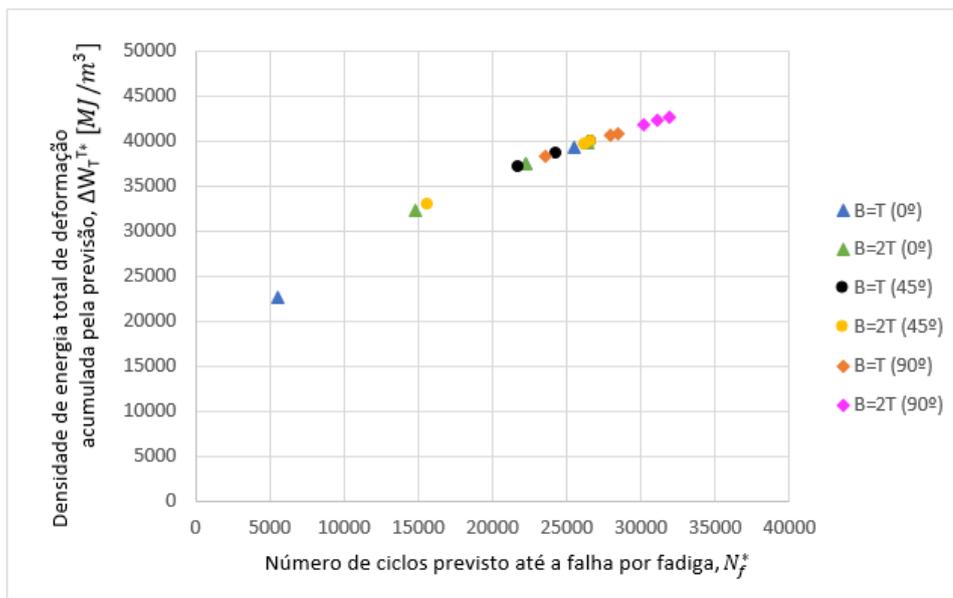
Por fim, os resultados foram comparados com as previsões de vida obtidas com modelos lineares-elásticos.

4.2.1. Modelos elasto-plásticos

Os resultados obtidos no 2º passo do processo iterativo, identificado na Figura 4.10, com intuito de obter a energia de deformação acumulada para cada ensaio, ΔW_T^{T*} prevista para cada ensaio, apresentam grande similaridade entre a abordagem em que é considerada à meia-vida do ciclo estável e a que utiliza o método integração, tendência essa que pode ser observada pela análise dos dois gráficos seguintes:



A



B

Figura 4.11 – Densidade de energia total de deformação acumulada obtida pela simulação versus o número de ciclos previsto a falha por fadiga. A) Método da meia-vida, B) Método obtido por integração.

Não se pode deixar de destacar que os métodos de previsão com base nos valores obtidos por integração apresentam ciclos de vidas mais baixos em relação ao método da meia-vida, ou seja, a abordagem por integração apresenta resultados menos próximos dos ensaios experimentais. Para concluir, os valores de vida obtidos pelo método da meia-vida são em média 10,2% superiores aos obtidos pelo método da integração.

Destaca-se na Figura 4.11 uma clara relação entre a energia e a história de carga, tanto ao nível da alteração do ângulo de incidência das forças, como ao nível da variação da relação B/T e do nível de tensão nominal.

Verifica-se que à medida que o valor do ângulo de incidência do carregamento aumenta, o número de ciclos de vida aumenta, este fenómeno deve-se à alteração do momento de inércia da secção do entalhe, conforme ilustrado na Figura 4.11 e Figura 4.12.

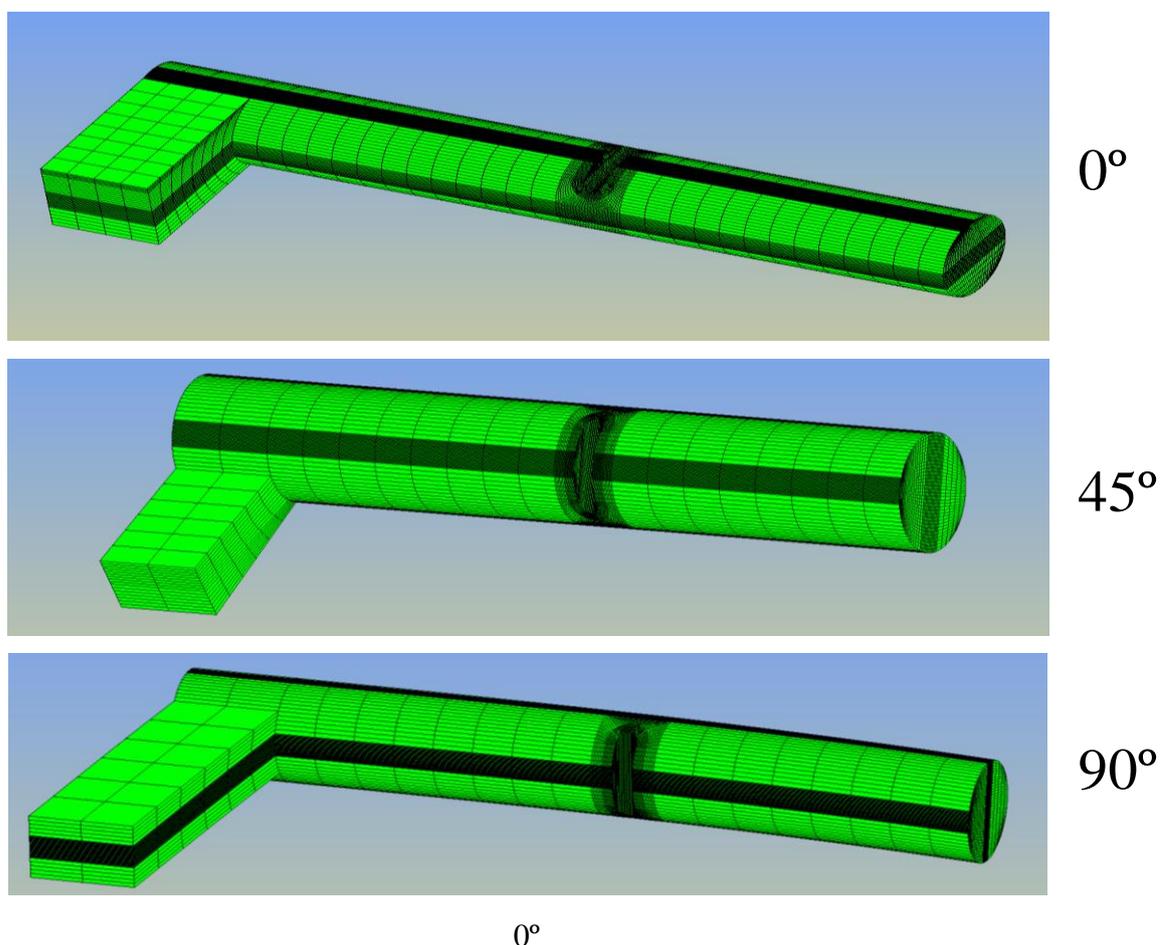


Figura 4.12 – Representação dos modelos usados na simulação numérica tendo em conta aos ângulos de incidência, 0°, 45° e 90°.

De seguida apresentamos os resultados por cada estratégia de previsão, comparando com os mesmos com os obtidos experimentalmente.

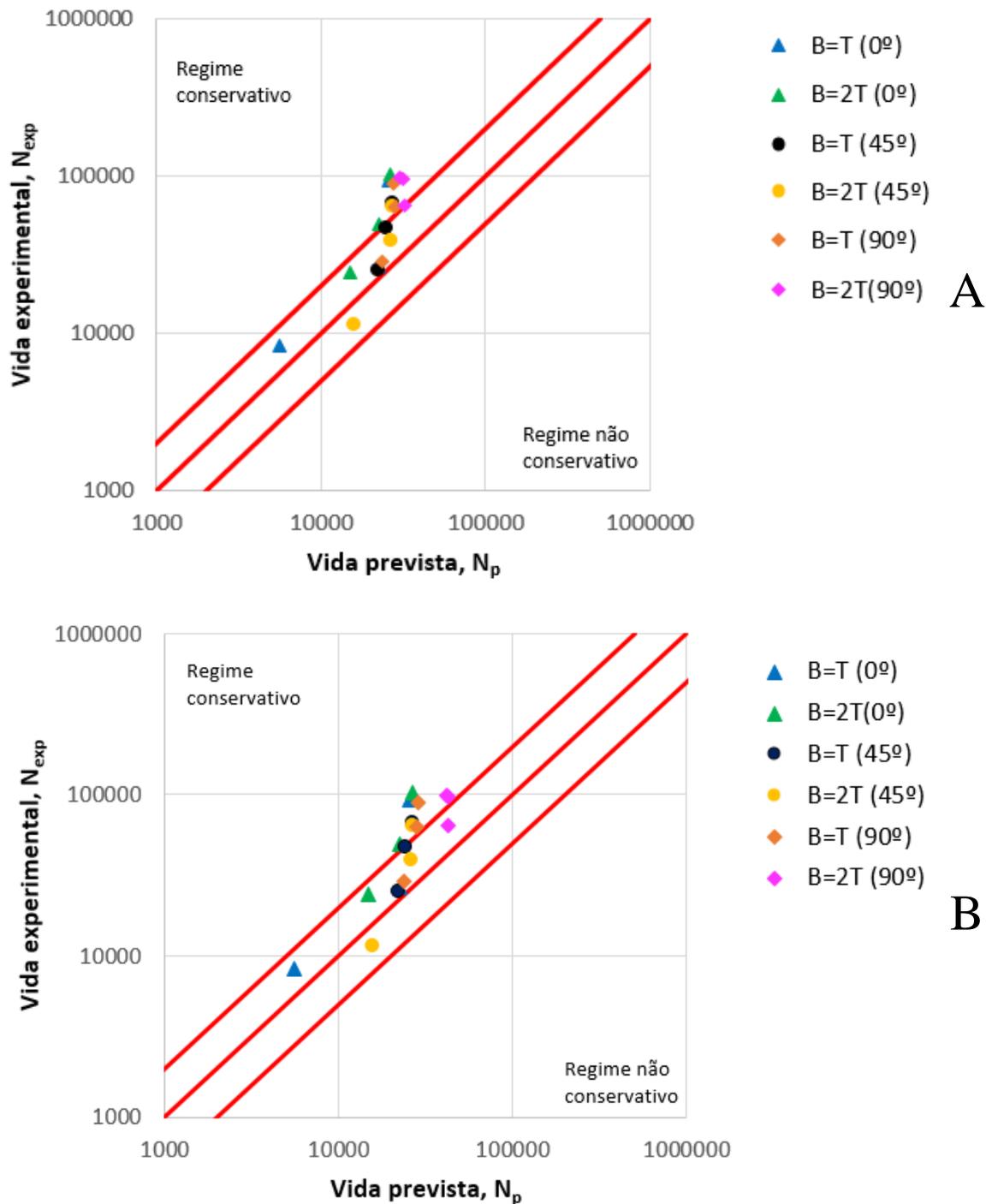


Figura 4.13 – Vida experimental versus vida prevista, A) abordagem da meia vida; B) abordagem por integração. Resultados do modelo elasto-plástico.

Em cada gráfico foram aplicadas bandas de dispersão de fatores 2, i.e., com limites de $N_{exp} = 2N_p$ e $N_{exp} = 0,5 N_p$, de modo a ajudar a interpretação dos resultados.

Os resultados apresentados para cada estratégia de previsão apresentam um bom compromisso em termos de previsão, sendo que grande parte dos valores está localizada dentro das bandas de dispersão, e os valores que não se encontram nas bandas de dispersão estão localizados na zona conservativa.

Em termos percentuais, 100% dos resultados encontram-se na zona conservativa ou no interior das faixas de dispersão, e apenas 5,6% dos 100% resultados está fora do regime conservativo, o que acontece apenas num dos ensaios B=2T (45°).

4.2.2. Modelos lineares-elásticos

Nesta abordagem, o procedimento de previsão foi análogo ao anterior, com a exceção do cálculo da energia de deformação total para os carregamentos multiaxiais. As energias de deformação total foram determinadas utilizando o método da densidade de energia de deformação equivalente (ESED), também designado de modelo de Glinka.

Estes valores foram obtidos na tese de dissertação de António Vieira (2016). Sucintamente, como se esquematiza na Figura 4.14, o procedimento consiste em reduzir o carregamento multiaxial a um carregamento uniaxial equivalente Figura 4.14a) o que foi efetuado considerando a tensão equivalente de von Mises, do ponto com máximo valor da primeira tensão principal; determinação de uma tensão efetiva pela aplicação do Método da Linha da Teoria das Distâncias Críticas, tal como descrito atrás para a abordagem elasto-plástica Figura 4.14b); e, por fim, geração de um circuito de histerese usando o método ESED, a partir do qual se obteve a energia de deformação total correspondente Figura 4.14c).

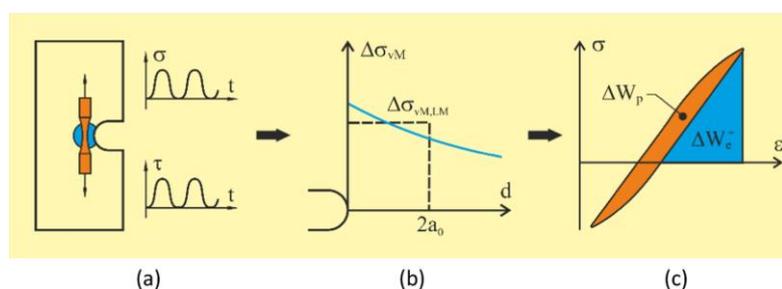


Figura 4.14 – Previsão de vida à fadiga com base na densidade total de energia de deformação pelo método de Glinka. (a) redução do estado de tensão multiaxial a uma tensão uniaxial equivalente Estado; (b) cálculo da tensão efetiva na zona do processo de fadiga; (c) cálculo da densidade total de energia de deformação.

(Adaptado de Branco et al. 2018)

Os resultados obtidos no 2º passo do processo iterativo pela utilização do modelo linear-elástico são os seguintes:

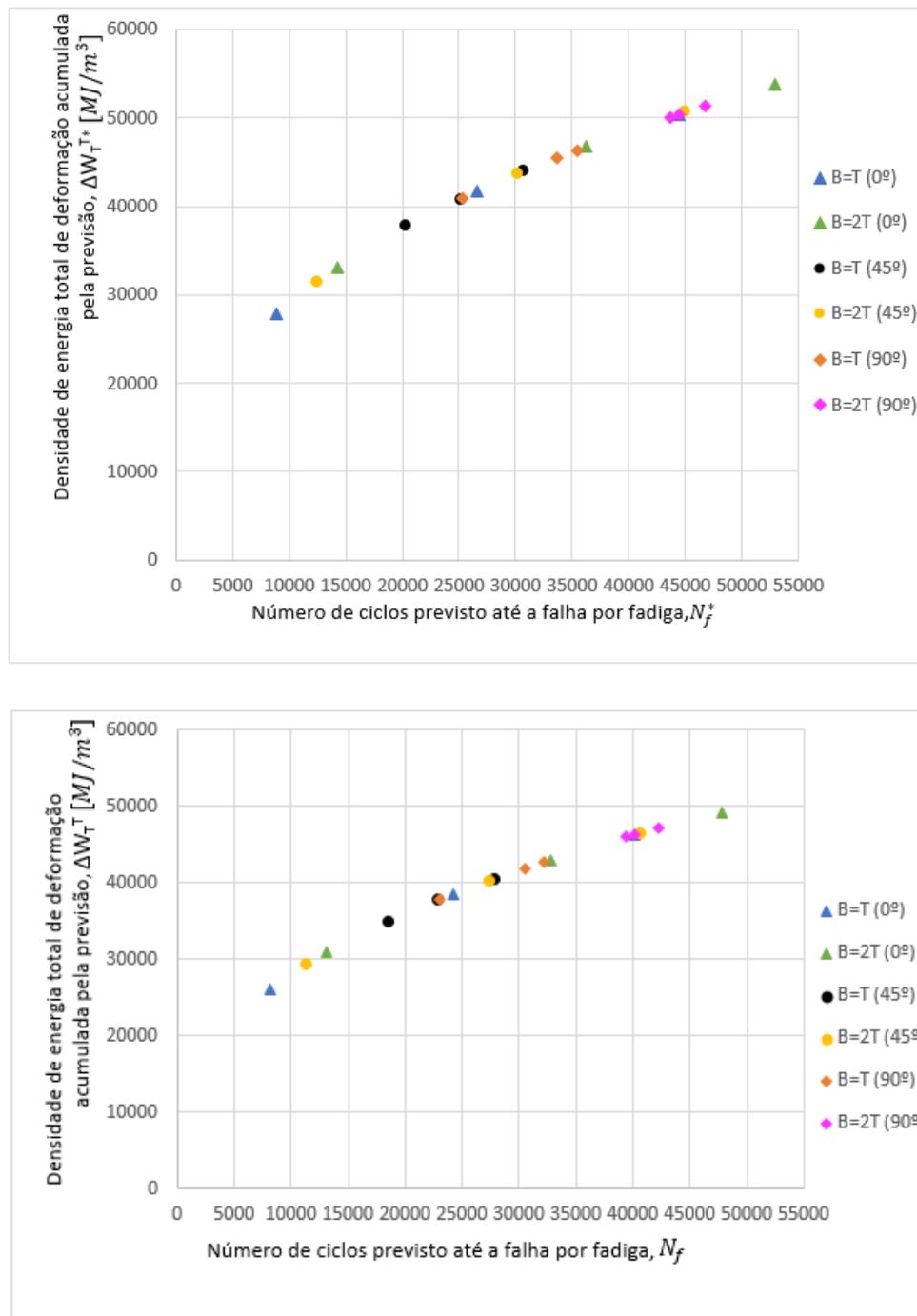


Figura 4.15 – Densidade de energia total de deformação acumulada obtida pela simulação versus o número de ciclos previsto a falha por fadiga. A) Método da meia-vida, B) Método obtido por integração.

Pela análise da Figura 4.15, identifica-se a mesma tendência apresentada no modelo elasto-plástico, i.e. que as previsões pelo método da meia-vida apresentam vidas mais elevadas comparativamente ao método da integração, que se reflete, em termos

percentuais, no facto de as vidas obtidas pelo método da meia-vida serem 10,3% superiores às obtidas pelo método da integração.

De seguida, compara-se o número de ciclos previstos pelos dois métodos com o número de ciclos obtido via experimental.

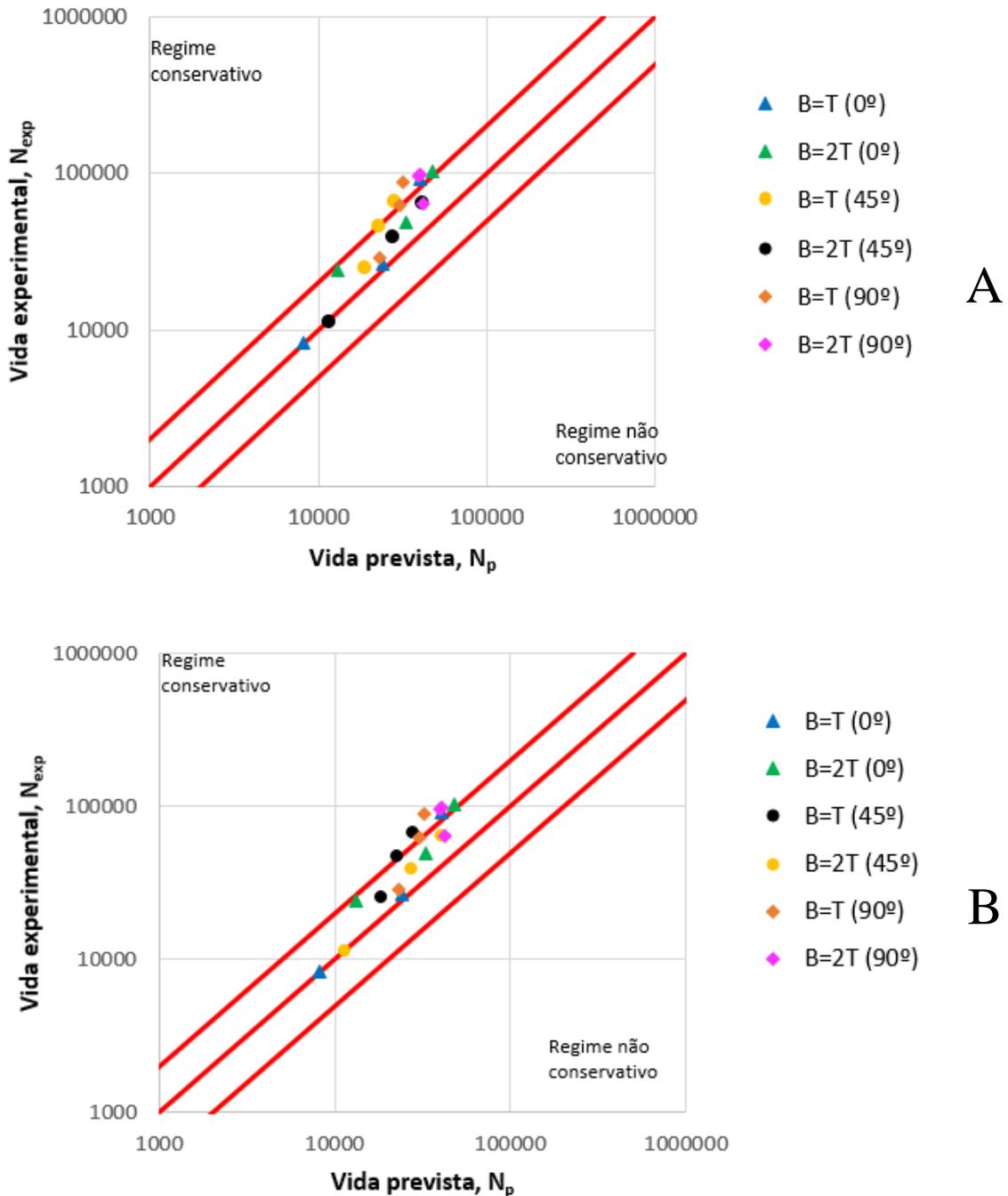


Figura 4.16 – Vida experimental versus vida prevista, A) abordagem da meia vida; B) abordagem por integração. Resultados do modelo linear-plástico.

A abordagem pelo método linear-elástico, revelou boas correlações em termos de previsão, sendo que 100% dos valores estiveram dentro da gama de dispersão ou na zona conservativa e, para acrescentar, verifica-se que 16,6% dos ensaios estão muito próximos da igualdade $N_{exp} = N_p$, ou seja, quase coincidem com os valores experimentais.

4.3. Análise de resultados

De forma resumida, é feita apreciação dos resultados obtidos, bem como é descrito as vantagens e desvantagens da aplicação de cada método de precisão.

O parâmetro de análise para esta secção é a função de densidade de probabilidade desenvolvida por Abramowitz e Stegun (1972), esta função avalia a probabilidade do erro, em variáveis contínuas, no intervalo de valores considerado.

O significado físico inerente a função no contexto inserido, consiste em avaliar a precisão do modelo, sendo que, quanto mais preciso for o modelo, menor será o desvio-padrão apresentado, isto reflete-se em os valores mais próximos do erro médio. Para acrescentar, quanto mais próximo de zero for o erro médio, menor o erro da previsão, isso corresponde no caso que o número de ciclos da previsão, N_p é igual ao experimental, N_f de acordo com a expressão (4.3):

$$E_N = \log_{10} \left(\frac{N_f}{N_p} \right) \quad (4.3)$$

Nos resultados obtidos destaca-se que o erro médio, para cada modelo está localizado na zona segura, ou seja, as previsões estão a apresentar números de ciclos superiores aos ciclos experimentais, logo estamos a prever com algum coeficiente de segurança associado.

O modelo linear-elástico apresenta um erro médio inferior, menos dispersão dos valores e uma probabilidade maior em conter valores na zona segura, relativamente ao modelo elasto-plástico.

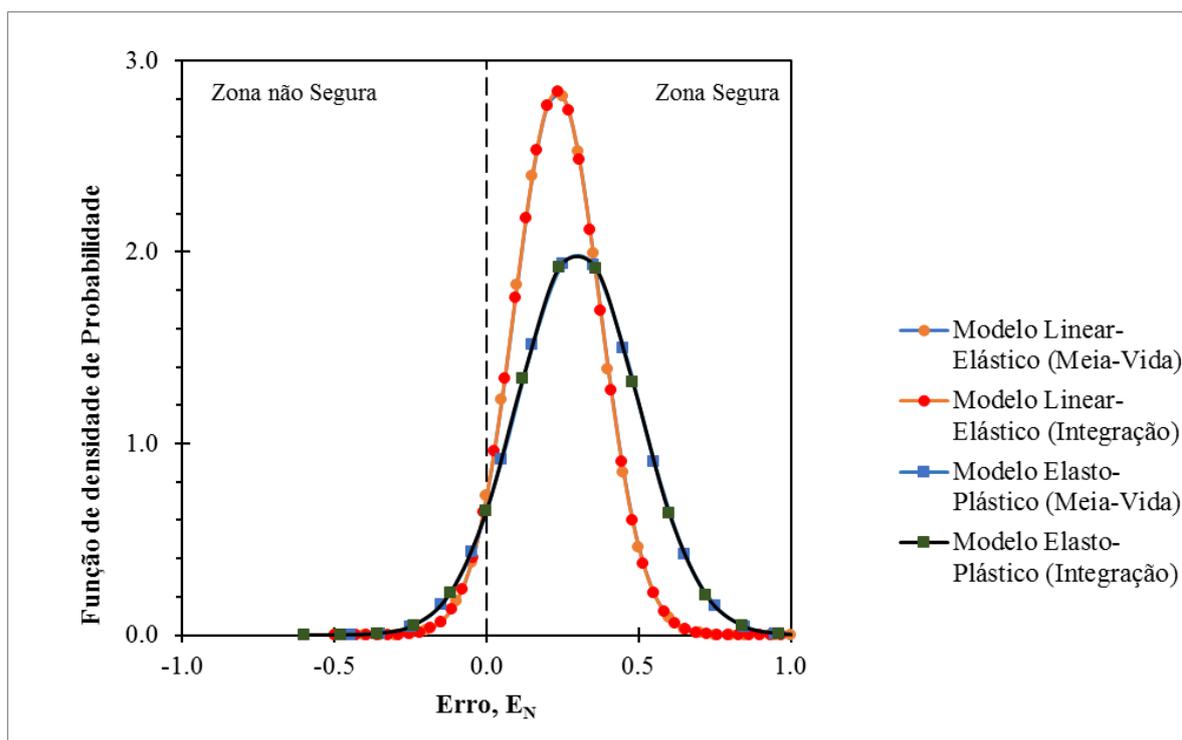


Figura 4.17 – Função de densidade de Probabilidade versus Erro.

Com o método da meia-vida e com o método da integração, para o regime linear-elástico, obtivemos as curvas sobrepostas e o mesmo aconteceu para o modelo elasto-plástico.

Contudo, a utilização do método da meia-vida, representa uma melhor solução, uma vez que, o número de ciclos previstos até a falha por fadiga é, em média, superior ao método da integração, o que o torna mais próximo dos valores obtidos nos ensaios experimentais.

A presente tabela serve de resumo das vantagens e desvantagens de aplicação de cada método.

Tabela 4.1 – Vantagens e desvantagens da utilização do modelo linear-elástico e do modelo elasto-plástico.

Modelo Linear-Elástico	Modelo Elasto-Plástico
Vantagens	Vantagens
<ul style="list-style-type: none"> ❖ Rápida aplicabilidade e facilidade em efetuar as simulações e de resposta; ❖ Necessita de um número limitado de propriedades do material; ❖ Muito atraível no cenário industrial; ❖ Apresenta boas correlações à baixos custos de implementação; ❖ Simplifica as condições de carregamento multiaxiais para carregamentos uniaxiais. 	<ul style="list-style-type: none"> ❖ Replica de forma real o comportamento do material; ❖ Considera a deformação plástica e o encruamento que o material sofre; ❖ Analisa o carregamento multiaxial na íntegra não perdendo informação com simplificações; ❖ Tende a ser mais conservativos uma vez que apresentam densidades de energias de deformação acumulada mais elevadas.
Desvantagens	Desvantagens
<ul style="list-style-type: none"> ❖ Maior erro associado, pois não considera energia desenvolvida no domínio plástico; ❖ Não reflete o comportamento total do material; ❖ Simplifica o modelo de análise em modelos mais simples, podendo acarretar erros residuais que influenciarão na previsão. 	<ul style="list-style-type: none"> ❖ Mais onerosa, tanto à nível de Setup e know-how. ❖ Exige o conhecimento de todo o ciclo de história do provete para desenvolver boas previsões; ❖ Necessita de muitas propriedades para a formulação do modelo e como tal com o aumento de variáveis aumenta a complexidade e a margem de erros.

5. CONCLUSÃO

Este trabalho tem como objetivo prever a vida à fadiga do aço martensítico DIN 34CrNiMo6, quando submetido a carregamentos combinados de flexão-torção.

As ferramentas utilizadas para o desenvolvimento da previsão, passaram pela seleção dos ciclos de fadiga oligocíclica, obtidos nos ensaios experimentais para um regime de deformações controladas e compreendidas entre $\pm 0,4\%$ a $\pm 2,0\%$, com estes resultados construiu-se as funções potenciais da densidade de energia de deformação total, que descrevem o comportamento do material.

Posteriormente recorreu-se ao software GID, que contém as simulações numéricas do material, referentes aos carregamentos proporcionais de flexão e torção, B=T e B=2T, com ângulos de cargas 0° , 45° e 90° . Nesta etapa é retirado as propriedades do 3º nó mais solicitado, com intuito de estimar o valor da densidade total de energia acumulada, associada a previsão, com recurso ao modelo de energia de Ellyin (1998).

Uma vez que é possível estimar o valor da densidade de energia total, pelo método da meia-vida do ciclo estável de histerese e pelo método da integração, utilizou-se as duas abordagens, de forma a estudar a viabilidade de cada uma.

Os resultados obtidos da previsão do modelo elasto-plástico de Ellyin, foram confrontados com os resultados obtidos em trabalhos anteriores com o modelo de Glinka.

As conclusões que podem ser retiradas neste trabalho são as seguintes:

- ❖ Em relação ao modelo elasto-plástico 100% dos resultados encontram-se no regime conservativo ou no interior das faixas de dispersão, o único caso que está localizado no regime não conservativo acontece para o ensaio B=2T(45°), esta solução aplica-se tanto na aproximação da energia de deformação total acumulada efetuada pelo método da meia-vida e pelo método da integração;
- ❖ Em relação ao modelo linear-elástico, 100% dos valores estão no regime conservativo ou contidos nas faixas de dispersão, e dentro da gama de valores de 100% destaca-se que 16,6% dos valores estiveram próximos da faixa de dispersão

$$N_{exp} = N_p;$$

- ❖ O método de obtenção da meia-vida apresentou o número de ciclos de vida previstos mais elevados que o método de integração, isto reflete-se em ambos os modelos, sendo que para o modelo elasto-plástico verifica-se uma superioridade de 10,2% e para o modelo linear-elástico este valor acende para 10,3%, com isto conclui-se que o método da meia-vida apresenta valores mais favoráveis, uma vez que estão mais próximos aos valores obtidos pelos ensaios experimentais;
- ❖ Na análise estatística do erro apresentado pela utilização do modelo elasto-plástico quando comparado ao modelo linear-elástico, destaca-se uma maior dispersão dos resultados, erro médio superior e valores na zona não segura, o que se reflete, em alguns casos um número de ciclos previsto inferior ao número de ciclos dos ensaios experimentais;
- ❖ Na análise estatística do erro apresentado pela utilização do modelo linear-elástico quando comparado ao modelo elasto-plástico, identificamos que o pico em termos de função densidade de probabilidade é superior ao modelo elasto-plástico, o que torna a previsão mais precisa.

Propõem-se os seguintes trabalhos para dar continuidade ao trabalho desenvolvido:

- ❖ Estudar o efeito do entalhe no comportamento à fadiga, considerando outras descontinuidades geométricas;
- ❖ Estudar outros tipos de carregamentos multiaxiais,
- ❖ Estudar o efeito da razão de tensão (R);
- ❖ Estudar solicitações com carregamentos multiaxiais não proporcionais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 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. (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>
- Fernand Ellyin. (1997). *Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction*. Chapman & Hal.
- G.C. Sih, P.C. Paris, F. E. (1962). Factors for Plane Extension and Plate Bending Problems. In *Factors for Plane Extension and Plate Bending Problems* (pp. 1–7).
- Gordo, J. C. S. (2017). *Desenvolvimento de um modelo de previsão de vida à fadiga para componentes mecânicos entalhados sujeitos a carregamentos multiaxiais*.
- Laboratório de Materiais do Centro Universitário da FEI. (n.d.). *Laboratório*. 50–63.
- Pécourto, F. A. (2018). *Previsão de vida à fadiga em componentes mecânicos com entalhes severos sujeitos a carregamentos multiaxiais de flexão-torção combinada*.
- Takahashi, B. X. (2014). *Metodologia Moderna para Análise de Fadiga Baseada em Elementos Finitos de Componentes Sujeitos a Fadiga Uni e Multiaxial*.
- Universidade de Coimbra. *Elementos de Máquinas - Formulário*.
- Vieira, A. J. S. (2017). *Previsão de vida à fadiga em peças entalhadas sujeitas a carregamentos multiaxiais*.
- 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. (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>
- Fernand Ellyin. (1997). *Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction*. Chapman & Hal.

-
- G.C. Sih, P.C. Paris, F. E. (1962). Factors for Plane Extension and Plate Bending Problems. In *Factors for Plane Extension and Plate Bending Problems* (pp. 1–7).
- Gordo, J. C. S. (2017). *Desenvolvimento de um modelo de previsão de vida à fadiga para componentes mecânicos entalhados sujeitos a carregamentos multiaxiais*.
- Polák J (1991). “Cyclic plasticity and low cycle fatigue life of metals”. Materials Science Monographs 63, Elsevier ISBN 0-444-98839-4.
- Smith R, Watson P, Topper T (1970). “A stress-strain parameter for the fatigue of metals”. *Journal of Materials*, 5, 767-778.
- Socie D.F (1980). “Fatigue life estimation techniques”. Technical Report, 145, Electro General Corporation.
- Prates PA, Pereira AFG, Sakharova NA, Oliveira MC, Fernandes JV (2016) - “Inverse Strategies for Identifying the Parameters of Constitutive Laws of Metal Sheets”. *Advances in Materials Science and Engineering*, vol.
- Socie D, Marquis G (2000). “Multiaxial Fatigue”. Society of Automotive Engineers
- Taylor D, Bologna P, Bel Knani K (2000). “Prediction of fatigue failure location on a component using a critical distance method”. *International Journal of Fatigue*, 22(9), 735-742. doi:10.1016/s0142-1123(00)00062-1
- Laboratório de Materiais do Centro Universitário da FEI. *Laboratório*. 50–63.