



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Comportamento à fadiga de peças DIN 34CrNiMo6 entalhadas sujeitas a flexão-torção

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

Fatigue behavior of notched DIN 34CrNiMo6 components subjected to bending-torsion

Autor

Pedro Miguel Gonçalves Almeida

Orientadores

Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco

Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa

Júri

	Professora Doutora Ana Paula Bettencourt Martins
Presidente	Amaro Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Carlos Alexandre Bento Capela Professor Coordenador do Instituto Politécnico de Leiria

Coimbra, julho, 2018

“Somos o que fazemos repetidamente.
A excelência, portanto, não é um feito, mas um hábito.”

Aristóteles.

Aos meus pais e irmão.

Agradecimentos

A realização da presente dissertação revelou-se exequível graças ao incansável contributo e apoio de várias pessoas a quem gostaria de exprimir os meus sinceros agradecimentos:

Ao orientador, Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco, por toda a sua disponibilidade, dedicação, motivação, confiança, rigor, exigência e encorajamento. O seu auxílio, a valiosa orientação e a sua partilha de conhecimentos foram imprescindíveis para a realização deste trabalho.

Ao orientador, Professor, Doutor José Domingos Moreira da Costa, por todo o seu incansável contributo. A sua sabedoria e capacidade de resolução foram essenciais para a realização dos ensaios experimentais.

A todo o pessoal docente e não docente do grupo de construções mecânicas pela simpatia, apoio, partilha de conhecimentos e disponibilidade.

À Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira, ao Professor Doutor Cristóvão Silva e ao Professor Doutor Luís Adriano Alves de Sousa Oliveira pela disponibilização do *template* que em tanto facilitou a realização deste trabalho.

À Professora Ana Paula Bettencourt Martins Amaro pelo seu incansável apoio e coordenação dos alunos de dissertação. A sua disponibilidade e rigor são vitais.

Aos meus amigos, em especial ao Pedro, pelo apoio, motivação, preocupação, encorajamento e por todos os momentos de felicidade que me proporcionam todos os dias. Levo-os comigo para a vida.

Por último, mas não menos importante, à minha família, em particular, aos meus pais, irmão e cunhada, porque sem eles esta caminhada não era possível. O seu apoio, amor e carinho são infinitos. A eles eu dirijo o meu mais sincero obrigado.

Resumo

A liga DIN 34CrNiMo6 é um aço ao crômio-níquel-molibdênio de alta resistência, muito usado para aplicações onde seja necessário suportar maiores esforços do que aqueles a que são sujeitos os aços de construção ao carbono. Este material apresenta elevada ductilidade, temperabilidade, tenacidade e resistência. A nitruração confere-lhe uma excelente resistência ao desgaste e à fadiga sendo, portanto, um material com uma vasta gama de aplicações que podem funcionar em condições de serviço severas e com carregamentos complexos tais como veios, eixos, engrenagens, parafusos e porcas, cavilhas, cambotas, bielas, entre muitas outras. Muitos destes componentes apresentam descontinuidades geométricas, como furos, entalhes ou até pequenos defeitos de fabrico, o que faz com que haja tensões acumuladas localmente. Estas características combinadas fazem com que o material fique vulnerável a falhas por fadiga. É, portanto, necessário desenvolver modelos de previsão de vida à fadiga fiáveis de modo a reduzir o risco de falhas inesperadas.

O objetivo principal da corrente dissertação é estudar o comportamento à fadiga de peças entalhadas, compostas por aço de alta resistência DIN 34CrNiMo6, sujeitas a carregamentos combinados proporcionais de flexão e torção. Para isso serão realizados ensaios com provetes de secção circular com um entalhe lateral em forma de U contendo um micro furo central, considerando diferentes relações entre tensões de corte (τ) e tensões normais (σ), nomeadamente, $\sigma = 2\tau$ e $\sigma = 4\tau$, e diferentes níveis de tensão. Após a realização dos ensaios desenvolvem-se modelos de previsão dos locais de iniciação da fenda, da trajetória da mesma na superfície do entalhe e, ainda, da vida de iniciação para os vários cenários de carregamento. Para concretizar estes objetivos, são desenvolvidos modelos numéricos elásticos para obtenção do estado local de tensão-deformação na zona do entalhe. O efeito do entalhe é contabilizado usando a Teoria das Distâncias Críticas (TDC) e a Densidade de Energia de Deformação Equivalente (DEDE). As vidas de iniciação são obtidas através do modelo baseado na Densidade de Energia de Deformação Total (DEDT).

Palavras-chave: Fadiga biaxial, Torção-flexão, Efeito do entalhe, Previsão de vida à fadiga, Iniciação de fenda, Distância crítica.

Abstract

DIN 34CrNiMo6 alloy is a high strength chrome-nickel-molybdenum steel, widely used for applications where greater stress is required than those that carbon steels are subjected. This material exhibits high ductility, toughness, deep hardenability and strength. Nitriding gives it excellent wear and fatigue resistance and is therefore a material with a wide range of applications that can operate in severe conditions and with complex load such as shafts, axels, gears, bolts, crankshafts, connecting rods, amount many others. Many of these components have geometric continuities, such as holes, notches or even minor manufacturing defects, which results in locally accumulated stresses. These combined characteristics make the material vulnerable to fatigue failure. It is therefore necessary to develop reliable fatigue life predictions models in order to reduce the risk of unexpected failures.

The main purpose of current dissertation is to study the fatigue behavior of notched parts, composed of DIN 34CrNiMo6 high strength steel subject to proportional combined bending-torsion loads. For this, tests with circular cross section test specimens with a U-shaped lateral notch containing a central micro hole will be performed, considering different relations between shear stress (τ) and normal stress (σ), namely $\sigma = 2\tau$ and $\sigma = 4\tau$, and different stress levels. After the tests, numerical models are developed for predicting the crack initiation sites, crack paths at the notch surface and fatigue initiation life for the different load scenarios. To achieve these objectives, linear-elastic numerical models are developed to obtain the local stress-strain at the notch root. The effect of the notch is accounted for by using the Theory of Critical Distances (TCD) and the Equivalent Strain Energy Density (ESED). Life predictions are obtained through the Total Strain Energy Density (TSED) model.

Keywords Biaxial fatigue, Bending-torsion, Notch effect, Fatigue life predictions, Crack initiation, Critical distance.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xiii
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Letras do alfabeto grego	xvi
Siglas	xviii
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Objetivos.....	3
1.2. Estrutura do relatório	3
2. REVISÃO DA LITERATURA	5
2.1. Fenómeno de fadiga.....	5
2.2. Resposta tensão-deformação cíclica	13
2.3. Previsão de vida à fadiga em peças com entalhes.....	15
2.3.1. Modelos baseados nas tensões.....	16
2.3.2. Modelos baseados na deformação	18
2.3.3. Modelos baseados na energia	19
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO	23
3.1. Procedimento experimental	23
3.1.1. Material.....	23
3.1.2. Geometrias e condições de carregamento	24
3.1.3. Ensaio de fadiga	26
3.1.4. Análise das superfícies de fratura	28
3.2. Procedimento numérico	28
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	31
4.1. Trajetórias de fenda, ângulos de iniciação de fenda à superfície, superfícies de fratura e análise por MEV	31
4.2. Vida experimental à fadiga	39
4.3. Previsão de vida à fadiga	42
5. CONCLUSÕES E INVESTIGAÇÕES FUTURAS.....	51
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	53

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1. Ilustração das três fases da falha por fadiga.....	2
Figura 2.1. Representação esquemática da nucleação e propagação de fenda por fadiga em componentes mecânicos solicitados por carregamentos uniaxiais. (Adaptado de Farahmand, 1997).....	7
Figura 2.2. Ilustração esquemática dos três modelos básicos de fratura: a) Modo I; b) Modo II; c) Modo III (adaptado de Socie e Marquis, 2000).....	8
Figura 2.3. Diagrama da curva típica $da/dN - \Delta K$	9
Figura 2.4. Tipos de carregamento: a) amplitude constante; b) aleatório; c) blocos a amplitude constante (adaptado de Branco, 2013).	10
Figura 2.5. Diagramas de Gerber, Goodman e Soderberg.....	12
Figura 2.6. Curvas S-N para o aço de alta resistência DIN 34CrNiMo6 obtidas usando provetes lisos ($KT = 1$) e provetes entalhados ($KT = 2$) (adaptado de MIL-HDBK-5H, 1998).	13
Figura 2.7. Curva monótona e curva cíclica tensão-deformação da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (adaptado de Landgraf, 1970).....	14
Figura 2.8. Interpretação gráfica do método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (adaptado de Glinka, 1985).	20
Figura 2.9. Energia cíclica de deformação por densidade para estado de tensão uniaxial (Koh, 2002).	21
Figura 2.10. Abordagem de previsão de vida à fadiga com base na densidade de energia de deformação total usada neste trabalho (adaptado de Branco et al., 2017).	22
Figura 3.1. Provetes entalhados usados nos ensaios de fadiga multiaxial: a) secção transversal de 16mm; b) secção transversal de 14mm (adaptado de Branco, 2013).	24
Figura 3.2. Carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção aplicados nos ensaios de fadiga: a) $\sigma = 4\tau$; b) $\sigma = 2\tau$	25
Figura 3.3. Máquina servo-hidráulica DARTEC usada nos ensaios de fadiga: a) conjunto completo; b) detalhe do sistema de amarras e regulador de flexão combinada com torção.	27
Figura 3.4. Sistema de motorização digital usado na detecção da iniciação e propagação de fendas por fadiga: a) sistema completo e apoio; b) lente e provete.....	27
Figura 3.5. Modelo físico dos ensaios de flexão combinada com torção.	29
Figura 3.6. Malha de elementos finitos: a) modelo completo; b) perspectiva um; c) perspectiva dois.	30

Figura 4.1. Trajetória e locais de iniciação de fenda à superfície para as diferentes condições de carregamento em provetes com furo contido no entalhe e de diâmetro igual a 16mm: a) $MF = 2MT$; b) $MF = MT$	32
Figura 4.2. Previsão numérica de trajetórias de fenda à superfície para as diferentes condições de carregamento em modelos com furo contido no entalhe e de diâmetro igual a 16mm: a) $MF = 2MT$; b) $MF = MT$	32
Figura 4.3. Trajetória e locais de iniciação de fenda à superfície para as diferentes condições de carregamento em provetes sem furo contido no entalhe e de diâmetro igual a 16mm: a) $MF = 2MT$; b) $MF = MT$ (adaptado de Branco, 2013).	33
Figura 4.4. Previsão numérica de trajetórias e locais de iniciação de fenda à superfície para as diferentes condições de carregamento em modelos sem furo contido no entalhe e de diâmetro igual a 16mm: a) $MF = 2MT$; b) $MF = MT$ (adaptado de Branco, 2013).	33
Figura 4.5. Ângulos de iniciação de fenda, à superfície, em provetes com furo contido no entalhe, para as diferentes condições de carregamento: a) $MF = 2MT$ D=14mm; b) $MF = MT$ (D=16mm).	34
Figura 4.6. Ângulos de iniciação de fenda, à superfície, em provetes sem furo contido no entalhe, para as diferentes condições de carregamento: a) $MF = 2MT$; b) $MF = MT$ (adaptado de Branco, 2013).	35
Figura 4.7. Ângulos de iniciação de fenda obtidos experimentalmente versus numericamente para os diferentes carregamentos e ainda para provetes com furo e sem furo contido no entalhe (¹ Branco, 2013).	36
Figura 4.8. Superfícies de fratura obtidas nos ensaios de marcação de frente de fenda para diferentes condições de carregamento e provetes com furo e sem furo: a) $MF = 2$ (D=14mm, com furo); b) $MF = MT$ (D=16mm, com furo); b) $MF = 2MT$ (sem furo, ¹ Branco, 2013); c) $MF = MT$ (sem furo - ¹ Branco,2013).	37
Figura 4.9. Micrografia por MEV em provetes com furo sujeitos a flexão-torção combinadas: a) zonas de iniciação da fenda à superfície (500 μ m); b) zona de iniciação da fenda à superfície (100 μ m); c) propagação da fenda para o interior do material (1mm); d) propagação da fenda para o interior do material (20 μ m).	38
Figura 4.10. Comprimento da fenda versus número de ciclos de carregamento para ensaios de flexão-torção combinadas com furo contido no entalhe: a) F=T; b) F=2T.	39
Figura 4.11. Comprimento de venda versus número de ciclos de carregamento para ensaios de flexão combinada com torção sem furo contido no entalhe: a) F=T (¹ FT1-1 com furo); b) F=2T (adaptado de Branco, 2013).	40
Figura 4.12. Gama de tensão nominal versus número de ciclos de iniciação para ensaios de provetes entalhados com furo e com diferentes modos de carregamento.	41
Figura 4.13. Gama de tensão local de von Mises versus número de ciclos de iniciação para as diferentes condições de carregamento estudadas e para o caso de provetes entalhados sem furo (¹ Branco ,2013).	42

Figura 4.14. Gama de tensão local de von Mises versus distância à superfície do entalhe para um ensaio com F=T (FT1-1) e furo contido no entalhe.	43
Figura 4.15. Tensão local de von Mises adimensional ($\sigma_{vML}\sigma_{vML}, máx$) versus distância à superfície do entalhe adimensional ($dDML$) para as diferentes condições de carregamento analisadas em modelos com furo contido no entalhe.	44
Figura 4.16. Tensão local de von Mises adimensional ($\sigma_{vML}\sigma_{vML}, máx$) versus distância à superfície do entalhe adimensional ($dDML$) para as duas condições de carregamento analisadas em modelos sem furo contido no entalhe (adaptado de Branco, 2013).	44
Figura 4.17. Marcas de frente de fenda obtidas no ensaio de marcação com F=T (FT1-3).	45
Figura 4.18. Densidade de energia total e de deformação plástica versus número de reversões até à rotura (adaptado de Branco, 2013).	46
Figura 4.19. Circuitos de histerese obtidos para um ensaio com F=T aplicando o método da densidade de energia de deformação total (referência do provete: FT-1).	47
Figura 4.20. Circuitos de histerese obtidos para um ensaio com F=2T aplicando o método da densidade de energia de deformação total (referência do provete: FT2-1).	48
Figura 4.21. Vida de iniciação obtida experimentalmente versus vida de iniciação prevista obtida pelo método da Densidade de Energia de Deformação Total (¹ Branco, 2013).	49

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Composição química nominal da liga de alta resistência DIN CrNiMo6 (wt%)(Branco, 2013).....	23
Tabela 3.2. Propriedades mecânicas monótonas e cíclicas da liga DIN 34CrNiMo6 (Branco et al., 2012).	23
Tabela 3.3. Síntese das condições de carregamento analisadas nos ensaios experimentais de flexão combinada com torção.....	25
Tabela 3.4. Síntese das condições de carregamento, para comparação, analisadas nos ensaios experimentais de flexão combinada com torção sem furo central (adaptado de Branco,2013).	26
Tabela 4.1. Comparação dos resultados obtidos numericamente e experimentalmente dos ângulos de iniciação de fenda para os seis ensaios com furo contido no entalhe. 34	
Tabela 4.2. Comparação dos resultados obtidos numericamente e experimentalmente dos ângulos de iniciação de fenda para os seis ensaios sem furo contido no entalhe (adaptado de Branco, 2013).....	36
Tabela 4.3. Previsões obtidas experimentalmente e numericamente para os testes de tensão-torção.	48
Tabela 4.4. Dados estatísticos para a razão N_i/N_p das diferentes razões de tensão.	50

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

A – Constante do material

a – Comprimento da fenda

a/b – Relação de aspecto de fenda

a_0 – Parâmetro de El Haddad

b' – Expoente de resistência à fadiga

$2b$ – Comprimento superficial de fenda

C – Constante do material

c – Expoente de ductilidade à fadiga

d – Distância à superfície do entalhe.

da/dN – Velocidade de propagação da fenda

D_{MA} – Distância crítica pelo método da área

D_{ML} – Distância crítica pelo método da linha

D_{MP} – Distância crítica pelo método do ponto

E – Módulo de Young

F – Momento fletor

F_T – Força aplicada no modelo físico para gerar o momento fletor

F_T – Força aplicada no modelo físico para gerar o momento torsor

K – Fator de intensidade de tensão

k – Coeficiente de endurecimento monótono

k' – Coeficiente de endurecimento cíclico

K_ε – Fator de concentração de deformação

K_f – Fator de redução de resistência à fadiga

K_σ – Fator de concentração de tensão

$K_{m\acute{a}x}$ – Valor máximo do fator de intensidade de tensão

- $K_{mín}$ – Valor mínimo do fator de intensidade de tensão
 K_T – Fator elástico de concentração de tensões
 m – Constante do material
 M_F – Momento fletor
 M_T – Momento torçor
 N – Número de ciclos de carregamento
 N_i – Vida de iniciação obtida experimentalmente
 N_p – Vida prevista numericamente
 N_r – Número de ciclos até à rotura
 $2N_r$ – Número de reversões até à rotura
 n – Expoente de endurecimento monótono
 n' – Expoente de endurecimento cíclico
 p – Profundidade do entalhe
 R – Razão de tensão
 T – Momento torsor
 x – Constante (igual a 1 para relação de Gerber e 2 para relação de Goodman)
 W_e – Densidade máxima de energia de deformação
 W_{nom} – Densidade nominal de energia de deformação
 W_p – Densidade de energia de deformação devido a tensões elasto-plásticas
 Y – Fator genérico adimensional

Letras do alfabeto grego

- α – Constante obtida experimentalmente
 α_p – Primeira direção principal nos locais de iniciação
 α_{pe} – Ângulo de iniciação obtido experimentalmente
 α_{pn} – Ângulo de iniciação previsto numericamente
 αt – Constante obtida experimentalmente
 $\Delta\varepsilon_e$ – Gama de deformação elástica
 $\Delta\varepsilon_p$ – Gama de deformação plástica
 ΔK – Variação do fator de intensidade de tensão
 ΔK_{lf} – Limiar de propagação de fadiga

-
- ΔK_{If0} – Limiar de propagação de fadiga para $R = 0$
 Δp_f – Profundidade do furo
 $\Delta \varepsilon$ – Gama de deformação
 $\Delta \sigma$ – Gama de tensão
 $\Delta \sigma_{vML}$ – Gama de tensão local de von Mises
 ΔW_{0p} – Energia de histerese do material em limite de fadiga
 ΔW_{0t} – Energia elástica de tração do material em limite de fadiga
 ΔW_e – Energia de deformação elástica
 ΔW_{e+} – Energia de deformação elástica associada à tensão de tração
 ΔW_p – Energia de deformação plástica
 ΔW_t – Energia total de deformação
 $\Delta \sigma$ – Gama de tensão
 ε_e – Componente elástica da deformação
 ε'_f – Coeficiente de ductilidade à fadiga
 $\varepsilon_{máx}$ – Deformação máxima
 ε_{nom} – Deformação nominal
 κ – Constante obtida experimentalmente
 κ_p – Constante obtida experimentalmente
 κ_t – Constante obtida experimentalmente
 ρ – Raio da raiz do entalhe
 σ – Tensão normal
 σ/τ – Razão entre a tensão de normal e a tensão de corte
 σ' – Tensão local
 σ_a – Amplitude de tensão
 σ_{ced} – Tensão de cedência
 σ_e – Componente elástica da tensão
 σ'_f – Coeficiente de resistência à fadiga
 σ_{f0} – Tensão limite de fadiga para uma tensão média nula
 σ_{fe} – Tensão limite de fadiga de um provete entalhado
 σ_{fo} – Tensão limite de fadiga de um provete lise
 σ_m – Tensão média

$\sigma_{m\acute{a}x}$ – Tensão máxima

$\sigma_{m\acute{i}n}$ – Tensão mínima

σ_{nom} – Tensão nominal

$\sigma_{nom,m\acute{a}x}$ – Tensão nominal máxima

σ_R – Tensão de rutura

σ_{vML} – Tensão local de von Mises máxima

$\sigma_{vML,m\acute{a}x}$ – Tensão local de von Mises máxima

τ – Tensão de corte

Siglas

ASTM – American Society for Testing and Materials

CM – Modelo de Coffin-Manson

CNC – Controlo Numérico Computarizado

DEDE – Densidade de Energia de Deformação Equivalente

DEDT – Densidade de Energia de Deformação Total

DEM – Departamento de Engenharia Mecânica

DIN – Deutsche Industry Norm

FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

MEF – Métodos dos Elementos Finitos

MEV – Microscopia Eletrónica de Varrimento

MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica

SWT – Modelo de Smith-Watson-Topper

TDS – Teoria das Distâncias Críticas

1. INTRODUÇÃO

Os aços de alta resistência são usados numa vasta gama de aplicações, são muito usadas atualmente devido às suas ótimas características tais como uma boa relação resistência/peso e boa resistência à corrosão (Branco, 2013). O caso particular estudado neste trabalho, o aço de alta resistência DIN 34CrNiMo6 apresenta alta temperabilidade, elevada ductilidade, tenacidade e resistência sendo, portanto, um aço ideal para se usar em aplicações em que os materiais estejam sujeitos a condições de serviço severas e com carregamentos complexos que possam causar falhas por fadiga. Algumas das principais aplicações desta liga são os veios, eixos de transmissão, bielas, cambotas, válvulas, parafusos, engrenagens, entre muitos outros.

Muitos dos componentes referidos anteriormente, para além das condições de serviço a que são sujeitos, apresentam também descontinuidades geométricas provenientes do *design* pretendido conforme a finalidade de cada componente. Essas zonas de descontinuidade podem ser designadas como zonas críticas pois, nelas irá haver concentrações de tensão quando o componente é exposto a esforços cíclicos, tornando-o assim vulnerável a falhas por fadiga.

A fadiga é descrita pela *American Society for Testing and Materials* como sendo “um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado que ocorre num material sujeito a condições produtoras de tensões ou deformações dinâmicas num ponto ou em vários pontos, e que pode culminar em fissuras ou numa fratura completa, após um número suficiente de variações de carga” (ASTM, 2013) e é apontada como sendo a principal causa de falhas em serviço, ocorrendo em 80% a 90% das peças (Branco *et al.*, 2012) o que leva a perdas significativas em termos financeiros e até mesmo perdas humanas.

Assim sendo, consegue-se já entender que o processo de falha por fadiga pode ser descrito em três estágios principais que são: i) nucleação e iniciação da fenda; ii) propagação estável da fenda; e iii) propagação instável da fenda inferindo a fratura final da peça (ver figura 1.1). A vida à fadiga é diretamente afetada por diversos fatores tais como a microestrutura do material, técnicas de fabrico, processamento e acabamentos, historial de

cargas a que a peça esteve sujeita durante a sua vida, geometria, condições ambientais a que está sujeita e ainda outros erros e defeitos aleatórios.

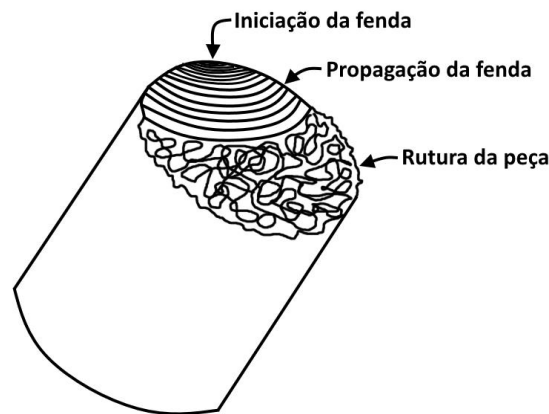


Figura 1.1. Ilustração das três fases da falha por fadiga.

Em componentes entalhados, como é o caso da peça em estudo neste trabalho, as tensões e deformações máximas ocorrem, comumente, na raiz do entalhe. Devido à acumulação de tensões e deformações nesses pontos críticos, a aplicação de tensões elásticas nominais pode brotar campos de tensão-deformação elastoplásticos em torno do entalhe. Será então nas superfícies dos entalhes que o estágio i) nucleação e iniciação da fenda irá, provavelmente, ocorrer, pois, a acumulação de danos por fadiga devido à aplicação de carregamentos cíclicos na raiz do entalhe irá conduzir à formação da fenda e posterior propagação da mesma podendo culminar na catastrófica ruptura da peça (Branco, 2013). De forma a melhor entendermos este processo, e de forma a encontrar opções para o evitar, é necessário o estudo intensivo deste tema. Apesar de já haver um grande desenvolvimento nesta área, muitos fatores que afetam o efeito de fadiga ainda não são bem compreendidos pelos especialistas, principalmente quando estão aplicados às peças sujeitas a carregamentos biaxiais, incluindo flexão-torção. A investigação adicional neste tema deverá continuar a dar novas respostas para a melhor compreensão do problema permitindo refinar a prevenção do mesmo. A criação de metodologias de previsão de vida e do comportamento mecânico das peças sujeitas a cenários de fadiga multiaxial é, então, imprescindível de forma a satisfazer o crescente requisito de componentes que se encontram nestas condições e assim prevenir perdas financeiras ou a ocorrência de acidentes trágicos.

1.1. Objetivos

No caso específico em estudo neste trabalho ter-se-á provetes com geometrias diferentes, i) de secção circular constante ou ii) de secção circular variável, e com entalhe ou com entalhe e furo contido para cada uma delas. Os provetes são compostos por aço DIN 34CrNiMo6, relativamente ao carregamento teremos duas relações diferentes entre tensões normais e tensões de corte. Ser-se-á assim, após os ensaios, capaz de perceber de que forma os esforços aplicados ajudam a que o material crie fendas nas zonas críticas onde há acumulação de tensões e perceber ainda a forma e qual a direção dessas fendas quando elas propagarem. Para isso serão realizadas as seguintes tarefas:

- Obtenção de curvas a-N (comprimento de fenda *versus* número de ciclos) e S-N (tensão aplicada *versus* número de ciclos) das várias situações;
- Análise experimental e previsão numérica dos locais de iniciação, trajetórias e ângulos de iniciação da fenda à superfície;
- Análise das superfícies de fratura por microscopia ótica para se analisar a evolução da forma da fenda para os vários cenários de carregamento;
- Previsão da vida de iniciação para peças entalhadas sujeitas a carregamentos combinados proporcionais de flexão e torção usando o modelo da Densidade de Energia de Deformação Total.

1.2. Estrutura do relatório

A presente dissertação de mestrado está estruturada em cinco capítulos. De seguida é apresentada uma descrição genérica do conteúdo de cada capítulo:

- O Capítulo 1 introduz o tema em investigação e identifica os objetivos principais do trabalho;
- O Capítulo 2 é dedicado à revisão da literatura. Neste capítulo é feita a descrição sobre o fenómeno de fadiga e apresentam-se, ainda, alguns modelos de previsão de vida para componentes entalhados;
- O Capítulo 3 descreve os procedimentos experimental e numérico adotados neste trabalho;

- O Capítulo 4 apresenta os resultados obtidos dos ensaios experimentais, as previsões numéricas e, também, alguma informação recolhida de outros trabalhos para efeitos comparativos;
- A Capítulo 5 conclui a presente dissertação. São apresentadas as principais conclusões retiradas dos dados obtidos e, ainda, tópicos interessantes para pesquisa futura.

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1. Fenómeno de fadiga

Foi no século XIX que os engenheiros começaram a verificar falhas mecânicas em materiais, mais especificamente metais, que estavam sujeitos a tensões bem abaixo da força de elasticidade. A teoria proposta foi que o metal ficava “cansado” e daí o termo fadiga.

Em 1829, o administrador de minas alemão Wilhelm Albert (1787-1846) observou, estudou e reportou falhas nos cabos de içamento das minas, resultantes de pequenas cargas cíclicas. Este será o primeiro registo conhecido de fadiga de metais. Em 1837 Wilhelm Albert publicou o seu primeiro artigo sobre fadiga, criou ainda uma máquina de teste para as correntes usadas nas suas minas. O estudo mais importante sobre fadiga no mesmo século aconteceu em 1960 quando o engenheiro ferroviário August Wöhler (1819-1914) caracterizou sistematicamente o comportamento de fadiga de materiais usando curvas S-N, pela primeira vez. Ele desenvolveu uma máquina para o carregamento cíclico de eixos ferroviários e mostrou que a falha por fadiga é consequência do crescimento de pequenas fendas a partir de defeitos na superfície até que o material não possa aguentar mais o carregamento. Em 1870 ele resumiu o seu trabalho e concluiu que a gama de tensão cíclica é mais importante do que a carga máxima a que o material é sujeito. Esta inovação rapidamente se alastrou na indústria daquele século, principalmente em aplicações igualmente submetidas a cargas cíclicas, tais como pontes, navios, aviões, etc.

A fadiga é uma alteração progressiva, localizada e permanente que surge em componentes mecânicos submetidos a campos de deformação repetidos ou flutuantes causados pela aplicação de tensões nominais consideravelmente abaixo da tensão de ruptura dos materiais envolvidos e muito frequente abaixo da tensão de cedência (Branco 2013). A sinergia de vários fatores prejudiciais torna o fenómeno ainda mais complexo tal como a fadiga termodinâmica, fadiga de fluência, fadiga por corrosão, fadiga de contacto deslizante, fadiga de contacto de rolamento, fadiga por *fretting*, etc.

A falha por fadiga é um processo sequencial que ocorre em três estágios principais, como podemos ver esquematizado na figura 2.1b O primeiro estágio é

caracterizado pela nucleação microscópica e iniciação da fenda ao longo das bandas de escorregamento. O segundo estágio inclui a propagação estável da fenda segunda a direção normal à direção da carga aplicada. Neste período, a fenda atinge uma dimensão crítica tornando assim a restante secção transversal do componente mecânico demasiado frágil para suportar a carga aplicada. A transição entre os dois primeiros estágios depende da carga aplicada e da microestrutura do material. O último estágio consiste na propagação instável da fenda que culmina na súbita rotura final da seção transversal restante do componente mecânico.

A iniciação de fendas por fadiga ocorre, geralmente, na superfície da peça e na zona em que a tensão é máxima. A nucleação de fendas por fadiga à superfície é facilitada pelo facto de a deformação plástica dos grãos cristalinos nesta zona ser superior do que a dos grãos localizados no interior da peça. Vários fatores, tais como a presença de entalhes, descontinuidades, corrosão e desgaste também promovem fortemente a iniciação da fenda à superfície. Segundo Ewing e Humphrey (1903) a nucleação de fendas por fadiga inicia-se a partir de microfissuras em bandas de escorregamento. A nucleação é, eventualmente, facilitada pela aplicação de tensões de corte cíclicas que originam deformação plástica. A tensão de corte nos planos cristalográficos de escorregamento difere de grão para grão, dependendo do tamanho, da forma e da orientação dos grãos. Deste modo, alguns grãos à superfície são mais suscetíveis ao escorregamento cíclico do que outros.

A figura 2.1 esquematiza a iniciação de fendas por fadiga na superfície de um metal dúctil sujeito a tração uniaxial. Inicialmente, as linhas de escorregamento são visíveis na superfície durante a porção de carregamento do ciclo (Figura 2.1d) e desaparecem na porção de descarregamento (Figura 2.1e). Após alguns ciclos de carga, este processo reversível é interrompido e formam-se bandas de escorregamento permanentes (Figura 2.1f). Estas bandas permanentes podem resultar em intrusões e extrusões, originando locais de concentração de tensões e conseqüente propícios à formação de microfissuras (Figura 2.1c). A continuação da aplicação de cargas cíclicas promove o crescimento estável da fenda que inicialmente não terá necessariamente uma direção perpendicular à carga aplicada, mas sim consoante a orientação da banda de escorregamento primária (Figura 2.1a). Num momento posterior, a propagação da fenda tende a direcionar-se segundo a normal da carga aplicada até atingir um comprimento crítico. Nesse momento a propagação da fenda passa a ser instável conduzindo à fratura final (Branco, 2013).

Nos metais policristalinos, tais como ligas de alta resistência, o processo de nucleação de fendas é complexo por ser afetado pela existência de fronteiras de grão, precipitados, impurezas e inclusões. As bandas de escorregamento são formadas quando as tensões são criticamente elevadas de maneira a ocorrer deformação plástica. Com isto, e tal como anteriormente, são originadas extrusões e intrusões, zonas onde a haverá concentração de tensões. A tensão local nessas zonas é bastante elevada e pode igualar a tensão de rutura do material, formando-se assim microfissuras, levando à nucleação da fissura caso a tensão de corte máxima e o número de ciclos sejam suficientemente elevados.

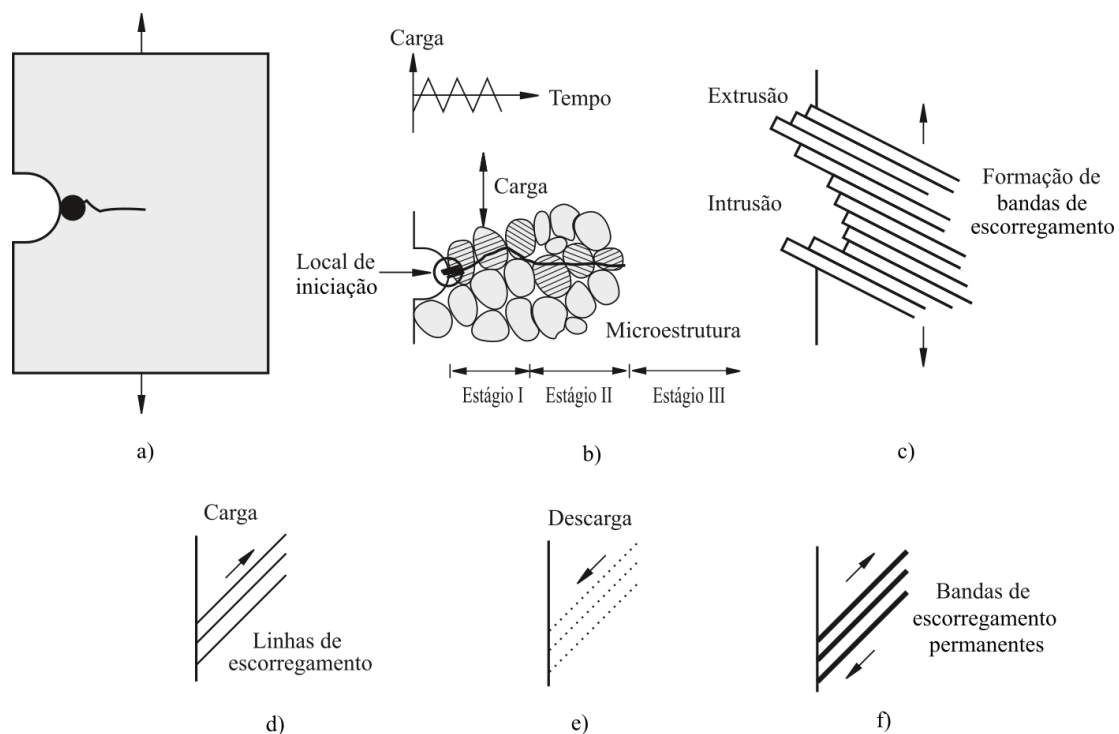


Figura 2.1. Representação esquemática da nucleação e propagação de fenda por fadiga em componentes mecânicos solicitados por carregamentos uniaxiais. (Adaptado de Farahmand, 1997).

A terminologia da Mecânica da Fratura permite descrever a forma como uma fenda é solicitada. O carregamento do Modo I (Figura 2.2a), é produzido por cargas de tração, é o caso mais comum e corresponde ao que ocorre no Estágio II (Figura 2.1b). O Modo II corresponde a tensões de corte no plano da fenda causando a propagação ao longo das linhas de escorregamento à superfície, tal como acontece no Estágio I (Figura 2.1b). O Modo III (Figura 2.2c) corresponde a tensões de corte normais ao plano da fenda, causando a sua propagação no interior da superfície.

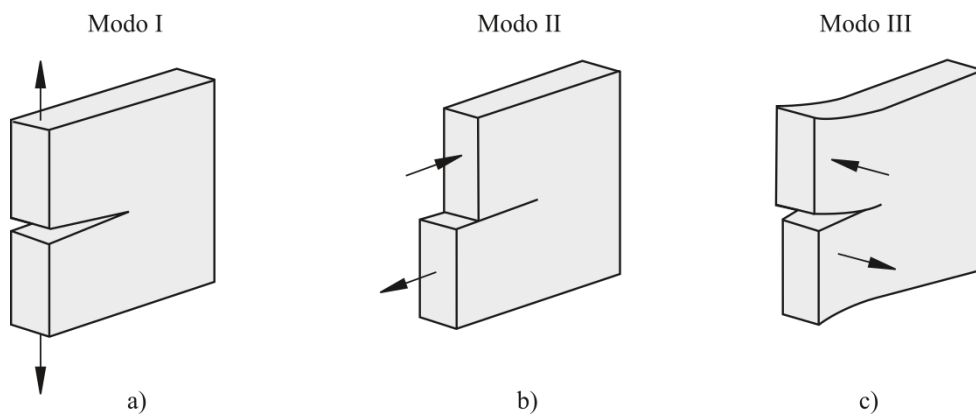


Figura 2.2. Ilustração esquemática dos três modelos básicos de fratura: a) Modo I; b) Modo II; c) Modo III (adaptado de Socie e Marquis, 2000).

Dois modelos diferentes para o crescimento da fenda à superfície de um material sujeito a fadiga multiaxial foram sugeridos por Brown e Miller (1973). Os modelos são baseados nas orientações dos planos de tensão de corte máxima em relação à superfície do material e são denominados por Caso A e Caso B. No Caso A, a tensão de corte atua na superfície livre, paralelamente ao comprimento da fenda, não existindo tensões de corte a atuar perpendicularmente à superfície livre ao longo da fenda. As tensões de corte atuam no plano da fenda. No Caso B a fenda está sujeita a tensões de corte normais ao seu plano. Neste caso, a fenda inicia-se na superfície e progride para o interior do material fazendo um ângulo de 45°. No Estágio II (Figura 2.1b) a fenda propaga-se a partir da superfície para o interior do material podendo, neste caso, o processo ser descrito pelo modelo de intrusão-extrusão.

Atualmente, os métodos baseados na tolerância de dano estabelecem que os materiais de componentes mecânicos apresentam defeitos pré-existent resultantes dos processos de fabrico. Para melhor controlar este problema, é necessária uma inspeção periódica para avaliar o estado dos materiais e garantir que o defeito não atinge um tamanho crítico antes de ser feita a troca do componente. A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) pode descrever a fratura por fadiga uma vez que na região da extremidade da fenda pode ser admitida a deformação elástica quando o componente é sujeito a baixas tensões. Para quantificar a magnitude da concentração de tensões que surgem para estas condições, Irwin (1957) criou o conceito de fator de intensidade de tensão, K , definido pela expressão:

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

em que Y é um fator genérico adimensional que depende da geometria da fenda, da configuração do corpo e do carregamento; σ é a tensão nominal; e a traduz o comprimento

da fenda. A equação 2.1 é, usualmente, escrita para modo de carregamento mais severo, Modo I (Figura 2.2a). É de esperar que a rotura instável ocorra quando K atinja um valor crítico, K_{Ic} , também designado por tenacidade à fratura (Branco *et al.*, 2012). A variação do fator de intensidade de tensão é definida por:

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

onde $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ representam o valor máximo e mínimo, respetivamente, do fator de intensidade de tensão durante um ciclo de carga. De forma a visualizar facilmente a evolução deste fator durante a propagação da fenda perante carregamentos com amplitude constante, representa-se na Figura 2.3 a curva $da/dN - \Delta K$, em escala bi-logarítmica. As regiões I, II e III podem comparar-se analogamente com os estágios I II e III (Figura 2.1b).

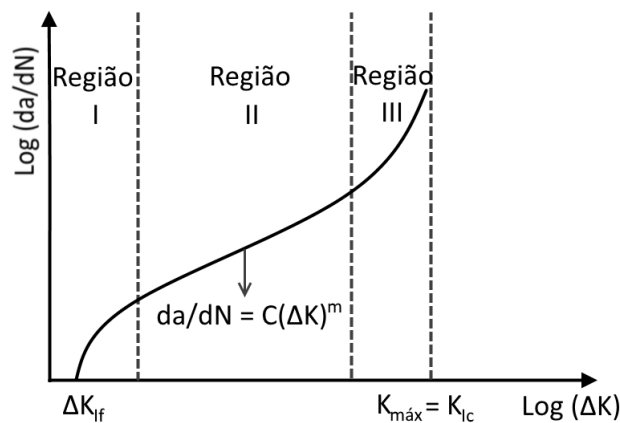


Figura 2.3. Diagrama da curva típica $da/dN - \Delta K$.

Com o objetivo de descrever o crescimento estável da fenda na região II, Paris e Erdogan (1963) criaram uma relação, usualmente conhecida por lei de Paris, definida por:

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

onde, C e m são constantes do material dependentes da tensão média, frequência, temperatura e meio ambiente.

O fenómeno de fadiga é muito complexo, a vida à fadiga é resultado de múltiplos fatores tais como, a microestrutura do material, técnicas de processamento, carregamento, meio ambiente e geometria (Branco, 2013). No âmbito do tema em estudo na presente dissertação, interessa salientar, em seguida, os efeitos do carregamento (tensão média) e da geometria (concentração de tensões). Para uma análise aprofundada do efeito de cada um dos restantes fatores pode ser consultado o trabalho de Ricardo Branco (2013).

i) Efeito de carregamento

O historial da carga a que um material esteve sujeito desempenha um papel fundamental na vida à fadiga. Em alguns casos, o carregamento é praticamente uniforme ao longo do tempo, não havendo variações de amplitude no ciclo de tensão (Figura 2.4a), tal como acontece em mecanismos que funcionam a velocidade constante. Noutros casos, tais como a estrutura de um veículo de transporte, o carregamento é completamente aleatório (Figura 2.4b). Nestes casos não é possível prever, a priori, a carga num determinado instante de tempo. De um modo geral, o fenómeno de fadiga está frequentemente associado a este tipo de ciclos de tensão. A dificuldade da sua análise leva a que, por simplificação, se considere os ciclos aleatórios como uma sucessão de blocos de ciclos a amplitude de tensão constante em cada bloco (figura 2.4c). Os ciclos de tensão com amplitude constante constituem uma aproximação razoável quando não há variações de carga significativas ao longo do tempo. De acordo com a Figura 2.4a, a gama de tensão, $\Delta\sigma$, é dada por:

$$\Delta\sigma = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n} \quad (2.4)$$

onde $\sigma_{m\acute{a}x}$ e $\sigma_{m\acute{i}n}$ representam, respetivamente, a tensão máxima e mínima durante um ciclo completo. A amplitude de tensão, σ_a , e a tensão média, σ_m , podem ser obtidas pela Equação 2.5 e Equação 2.6, respetivamente.

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} \Leftrightarrow \sigma_a = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.5)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (2.6)$$

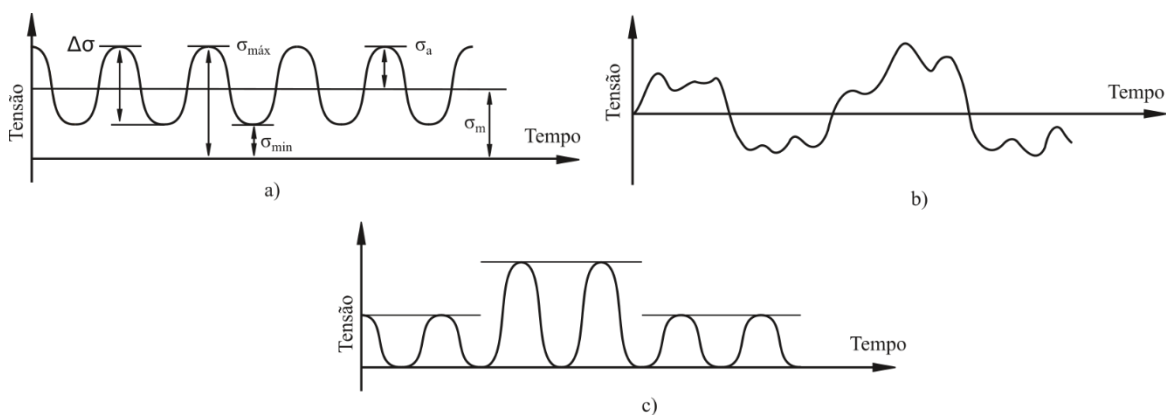


Figura 2.4. Tipos de carregamento: a) amplitude constante; b) aleatório; c) blocos a amplitude constante (adaptado de Branco, 2013).

A razão de tensão, R , é um parâmetro muito usado para distinguir diferentes condições de carregamento com amplitude constante e pode ser obtido pela Equação 2.7. Os valores mais comuns assumidos por este parâmetro são $R = -1$ e $R = 0$, sendo que no primeiro caso, a tensão média é nula e o ciclo de tensões diz-se alternado, e no segundo caso, a tensão mínima é nula e o ciclo de tensões diz-se pulsante.

$$R = \frac{\sigma_{mín}}{\sigma_{máx}} \quad (2.7)$$

a. Tensão média

As estrutura e componentes mecânicos estão muitas vezes sujeitos a carregamentos cíclicos com tensão média não nula, o que afeta fortemente a vida à fadiga. Em geral, uma tensão média positiva reduz a vida à fadiga enquanto que uma tensão média negativa pode aumentá-la. A influência da tensão média é usualmente estudada estabelecendo um conjunto de curvas S-N para diferentes valores de razão de tensão. Estudos feitos sobre a liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 em MIL-HDBK-5H (1998) demonstram que para uma determinada tensão máxima, a condição de carregamento alternado ($R = -1$) é a mais severa conduzindo a menores vidas à fadiga. Por outro lado, para uma dada tensão máxima, quanto maior for a razão de tensão, mais será a vida à fadiga. Diferentes formulações têm sido propostas com o objetivo de prever a tensão limite de fadiga de um material submetido a determinada tensão média a partir da tensão limite de fadiga para uma tensão média nula. As duas relações geralmente aceites como representativas dos dados experimentais foram propostas por Gerber (1847) e por Goodman (1899) e podem ser expressas por:

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

onde σ_{f0} é a tensão limite de fadiga obtida para um ensaio de flexão rotativa (tensão média nula), σ_R é a tensão de rutura do material e x é uma constante ($x = 2$ para a relação de Gerber e $x = 1$ para a relação de Goodman). O diagrama de Goodman modificado assume que a tensão limite de fadiga decresce linearmente com o aumento da tensão média. Um diagrama análogo ao diagrama de Goodman modificado é conhecido como Soderberg e pode ser descrito pela seguinte equação:

$$\sigma_a = \sigma_{f0} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{ced}} \right) \right] \quad (2.9)$$

sendo σ_{ced} a tensão de cedência do material. Independentemente das relações supracitadas, as condições de carregamento dentro das linhas são, em princípio, seguras, enquanto que, as condições de carregamento fora das linhas levarão à falha por fadiga. De forma a melhor compreender todas estas relações, podemos ver os diagramas apresentados na Figura 2.5 que constituem um procedimento que se traduz na verificação da possível rotura de um material para determinado ciclo de tensões.

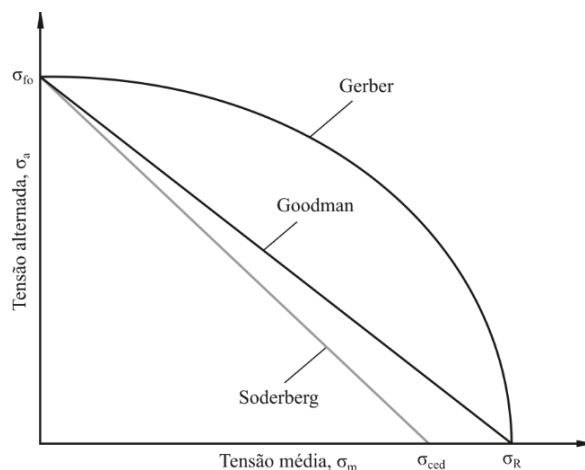


Figura 2.5. Diagramas de Gerber, Goodman e Soderberg.

ii) Efeito da geometria

a. Concentração de tensões

As falhas por fadiga ocorrem, por norma, em locais com descontinuidades geométricas tais como, mudanças de secção, entalhes ou furos. Estes locais são, geralmente, fontes de concentração de tensões e deformações muito superiores às nominais e, conseqüentemente, locais prováveis de iniciação de fendas. Como já mencionado, tais fendas tendem a iniciar no local onde a tensão é superior, o que ocorre muitas vezes à superfície. A vida à fadiga de um componente entalhado é inferior à de um componente liso. Contudo, é importante referir que as descontinuidades geométricas nem sempre podem ser evitadas devido aos requisitos funcionais ou detalhes de ligação. Nos componentes entalhados a tensão local na raiz do entalhe é intensificada pelo fator elástico de concentração de tensões, K_T , definido como a razão entre a tensão máxima no entalhe e a tensão que existiria na secção crítica da descontinuidade se o entalhe não existisse. O efeito da concentração de tensões no comportamento à fadiga de componentes entalhados e lisos construídos em aço

de alta resistência DIN 34CrNiMo6 é mostrado, por exemplo, na Figura 2.6. Para os elementos entalhados, o fator elástico de concentração de tensões é igual a 2 enquanto que nos provetes lisos, $K_T = 1$. Como podemos verificar na Figura 2.6, a presença de entalhes reduz significativamente a vida à fadiga.

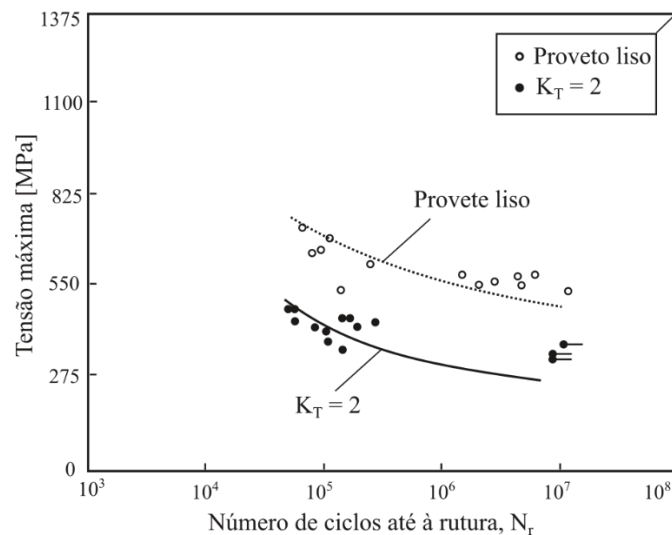


Figura 2.6. Curvas S-N para o aço de alta resistência DIN 34CrNiMo6 obtidas usando provetes lisos ($K_T = 1$) e provetes entalhados ($K_T = 2$) (adaptado de MIL-HDBK-5H, 1998).

2.2. Resposta tensão-deformação cíclica

Quando os materiais são submetidos a deformações plásticas reversíveis revelam um comportamento cíclico que difere do comportamento monótono do material. Geralmente, na presença de carregamentos cíclicos, a resposta cíclica do material tende a estabilizar após determinado número de ciclos ou varia de forma pouco significativa, de ciclo para ciclo. Assim sendo, é previsível que os circuitos de histerese, para determinado material, não se alterem substancialmente com o número de ciclos.

A resposta estável do material pode ser descrita através de uma curva de tensão-deformação cíclica conforme representado na Figura 2.7. Esta curva é, usualmente, obtida unindo os extremos dos vários circuitos de histerese estável para diferentes amplitudes de deformação em ensaios de amplitude de deformação alternada. Geralmente são testadas várias amostras lisas e altamente polidas sob amplitude constante até que ocorra falha. Os circuitos de histerese obtidos para meia vida podem considerar-se representativos do comportamento estável uma vez que o estado cíclico estável é normalmente alcançado para razões de vida inferiores a 40% do número total de ciclos até à falha (Branco *et al.*, 2016).

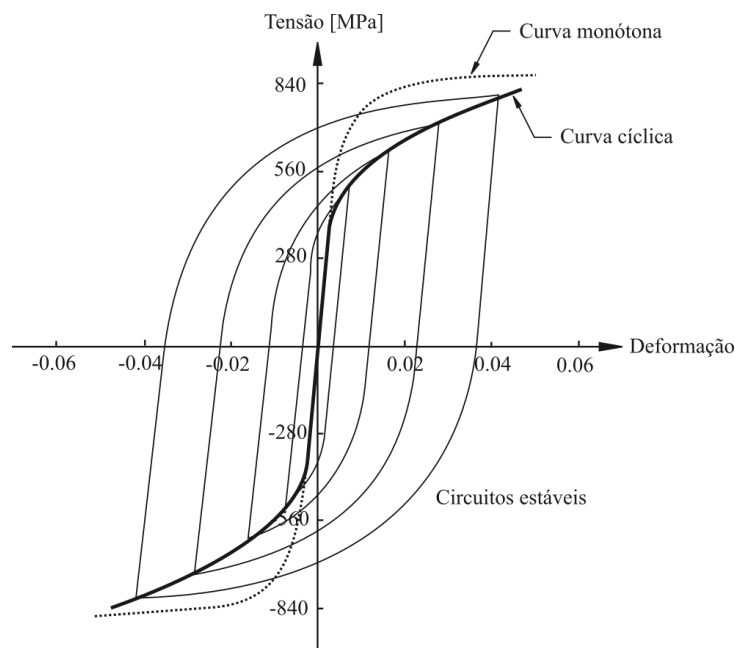


Figura 2.7. Curva monótona e curva cíclica tensão-deformação da liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6 (adaptado de Landgraf, 1970).

As propriedades cíclicas do material podem ser usadas para prever a vida à fadiga. A deformação elástica é muitas vezes descrita através da relação entre a amplitude de tensão e o número de reversões até à rutura (Basquin, 1910) (Equação 2.10):

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

em que, $\Delta\sigma/2$ é a amplitude de tensão; σ'_f é o coeficiente de resistência à fadiga; $2N_r$ é o número de reversões 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. Pode concluir-se através da relação apresentada na Equação 2.10 que uma diminuição do expoente de resistência à fadiga e um aumento do coeficiente de resistência à fadiga promovem o aumento da vida à fadiga.

A componente de deformação plástica é descrita pela relação de Coffin-Manson (Coffin 1954; Manson, 1954) escrita da forma:

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

onde, $\Delta\varepsilon_p/2$ é a amplitude de deformação plástica; ε'_f e c são o coeficiente e expoente de ductilidade à fadiga, respetivamente. O aumento da vida a fadiga é expectável com a diminuição do expoente de ductilidade à fadiga e com o aumento do coeficiente de

ductilidade à fadiga. A curva total deformação-vida pode ser obtida somando as componentes da deformação elástica e plástica (Equação 2.12).

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_r)^{b'} + \varepsilon_f' (2N_r)^c \quad (2.12)$$

O modelo de Smith-Watson-Topper (1970), definido pela equação (2.13) controla a influência tanto da tensão média como da deformação média. Esta formulação gera, por norma, uma boa estimativa do efeito da tensão média num regime de fadiga com elevado número de ciclos, mas é conservativa na região de fadiga oligocíclica (Koh, 1991).

$$\sigma_{m\acute{a}x} \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{(\sigma_f')^2}{E} (2N_r)^{2b'} + \varepsilon_f' \sigma_f' (2N_r)^{b'+c} \quad (2.13)$$

2.3. Previsão de vida à fadiga em peças com entalhes

É comum que componentes e estruturas mecânicas sejam sujeitos a carregamentos multiaxiais. A fadiga nestes casos torna-se um processo ainda mais complexo já que o historial de tensões e deformação é, em geral, tridimensional. Deste modo, a necessidade de encontrar um modelo de previsão do comportamento à fadiga é de enorme significância prática. Têm sido feitos vários esforços destinados a desenvolver um modelo universal de dano multiaxial. Contudo, até ao dia de hoje, ainda não foi aceite nenhum modelo de dano por fadiga multiaxial.

O primeiro estudo publicado sobre fadiga multiaxial remete ao século XIX quando Lanza (1886) realizou ensaios sob carregamentos de flexão e torção combinada. No século XX, vários modelos empíricos baseados em resultados experimentais foram propostos (Mason, 1917; Haigh, 1923; Nishiara e Kawamoto, 1941; Gough *et al.*, 1951). As primeiras teorias para prever falha por fadiga sob carregamentos multiaxiais foram basicamente uma extensão das teorias de falha usadas em estados de tensão multiaxial estáticos para estados de tensão multiaxial cíclicos. O principal propósito destas teorias era reduzir estados de tensão multiaxial complexos a estados equivalentes de tensão uniaxial e, em seguida, usá-lo para prever a vida à fadiga através de ensaios de fadiga convencionais. Contudo, estes modelos apenas poderão ser válidos para carregamentos proporcionais ou em fase, levando a erros significativos no caso de carregamentos não proporcionais e fora-de-fase (Garud, 1981; Zenner, 2004).

As definições de carregamentos proporcionais e não proporcionais são conceitos importantes na fadiga multiaxial. Assume-se carregamento proporcional quando a orientação dos eixos das tensões principais permanece fixa relativamente aos eixos do componente. Já o carregamento não proporcional é definido pelos casos onde os eixos das tensões principais varia em relação aos eixos do componente (Branco, 2013). Vários fatores têm sido apresentados com vista a quantificar o efeito de não-proporcionalidade.

A vida à fadiga de componentes entalhados pode ser analisada usando diferentes modelos que se dividem em três categorias: (i) modelos baseados nas tensões; (ii) modelos baseados nas deformações; e (iii) modelos baseados nas energias. Nas seguintes subsecções são descritos aqueles que têm sido melhor aceites pela comunidade científica com ênfase naqueles que são usados neste trabalho.

2.3.1. Modelos baseados nas tensões

Os modelos baseados nas tensões baseiam-se em relações empíricas entre a tensão aplicada e o número de ciclos até à rutura (curvas S-N). A presença de uma descontinuidade geométrica, doravante designada por entalhe, causa concentração de tensões locais, na região do entalhe e na sua vizinhança, superiores à tensão nominal. A intensidade da concentração de tensões na raiz do entalhe é usualmente caracterizada pelo fator elástico de concentração de tensões, K_T , definido por:

$$K_T = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma_{nom}} \quad (2.14)$$

onde $\sigma_{m\acute{a}x}$ é a tensão elástica máxima na raiz do entalhe e σ_{nom} é a tensão nominal remota (distante do entalhe). Este fator é influenciado apenas pela geometria do material e pelo modo de carregamento, não sendo afetado pelas propriedades mecânicas do material. O efeito do entalhe é muito forte e é, geralmente, avaliado pelo fator de redução de resistência à fadiga, K_f , definido por:

$$K_f = \frac{\sigma_{fo}}{\sigma_{fe}} \quad (2.15)$$

sendo σ_{fo} e σ_{fe} , respetivamente, a tensão limite de fadiga de um provete liso e entalhado. O fator de redução de resistência à fadiga é função de diferentes parâmetros tais como: propriedades do material; defeitos inerentes no material; dimensão e geometria do entalhe; gradiente de tensão; tipo de carregamento; e número de ciclos de carregamento (Branco,

2013). É possível ainda relacionar o fator de redução de resistência à fadiga com o fator elástico de concentração de tensão através do fator de sensibilidade ao entalhe, q , representado na Equação 2.16. O material diz-se totalmente sensível ao entalhe quando $K_f = K_T$, i.e., $q = 1$. O material diz-se insensível ao entalhe quando $K_f = 1$, i.e., $q = 0$.

$$q = \frac{K_f - 1}{K_T - 1} \quad (2.16)$$

A determinação experimental de K_f é provavelmente a abordagem mais fiável. Contudo, tal abordagem é relativamente cara e demorosa. Deste modo, têm sido propostas abordagens alternativas para obter o fator de redução de resistência à fadiga. De forma geral, estas abordagens podem ser agrupadas em diferentes métodos, tais como tensão efetiva, mecânica da fratura e intensidade do campo de tensões. O método baseado na tensão efetiva tem sido largamente utilizado. Este método baseia-se no pressuposto de que o parâmetro de controlo de dano por fadiga deve ser a média das tensões locais totais avaliada ao longo de uma linha, área ou volume da zona de concentração de tensões. Neuber (1958) propôs a seguinte relação empírica para a determinação do fator de redução de resistência à fadiga:

$$K_f = 1 + \frac{K_T - 1}{1 + \sqrt{\frac{A}{\rho}}} \quad (2.17)$$

em que A é uma constante do material que depende da tensão de rotura do material e ρ é o raio da raiz do entalhe. Mais tarde, Peterson (1959) propôs, também, uma relação empírica que pressupõe que junto a um entalhe a tensão diminui linearmente (Equação 2.18).

$$K_f = 1 + \frac{K_T - 1}{1 + \left(\frac{A}{\rho}\right)} \quad (2.18)$$

sendo A uma constante do material dependente da sua tensão de cedência do material. A relação proposta por Neuber (Equação 2.17) usa uma tensão de referência obtida pela média das tensões elásticas presentes a uma determinada distância da raiz do entalhe é designado por método da linha. Relativamente à relação proposta por Peterson (Equação 2.18), considera a tensão a uma distância específica da raiz do entalhe e é designado por método do ponto. Esta abordagem estendeu-se a métodos mais complexos, tais como, o método da área ou método do volume, sendo conhecida por Teoria das Distâncias Críticas (TDC). Esta teoria é caracterizada por considerar a distribuição de tensões junto ao entalhe e um

comprimento característico do material, designado por distância crítica, e que pode ser calculado através do parâmetro de El Haddad (1980), a_0 , apresentado da Equação 2.18:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{lf}}{\sigma_{f0}} \right)^2 \quad (2.19)$$

onde ΔK_{lf} é o limiar de propagação de fadiga. As distâncias críticas correspondentes ao método do ponto (D_{MP}), ao método da linha (D_{ML}) e ao método da área (D_{MA}) são definidas pelas seguintes equações:

$$D_{MP} = \frac{a_0}{2} \quad (2.20)$$

$$D_{ML} = 2a_0 \quad (2.21)$$

$$D_{MA} = a_0 \quad (2.22)$$

2.3.2. Modelos baseados na deformação

Os modelos baseados na deformação estão diretamente relacionados com a plasticidade existente na raiz do entalhe. Esta abordagem é baseada no pressuposto de que provetes lisos e entalhados têm a mesma vida e acumulam o mesmo dano se as suas histórias de tensão-deformação, nos locais de iniciação da fenda, forem idênticas. Assim, torna-se essencial determinar com precisão a história de tensão-deformação a que o material foi sujeito, na raiz do entalhe. Os métodos disponíveis para determinar os campos de tensão e deformação local na raiz do entalhe abrangem técnicas experimentais, tais como extensometria, difração de raios-X, entre outras; métodos analíticos, nomeadamente as abordagens propostas por Hardrath e Ohman (1953), Neuber (1968) Molski e Glinka (1981), etc.; e ainda a aplicação do método dos elementos finitos (MEF).

A intensidade da concentração de tensões depende da geometria do entalhe e pode ser caracterizado pelo fator de concentração de tensão (K_σ) e pelo fator de concentração de deformação (K_ε), no caso de o estado de tensão local ultrapassar o domínio elástico. Estes fatores podem ser descritos, respetivamente, pelas seguintes expressões:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma_{nom}} \quad (2.23)$$

$$K_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{m\acute{a}x}}{\varepsilon_{nom}} \quad (2.24)$$

onde, $\varepsilon_{m\acute{a}x}$ e ε_{nom} são, respetivamente, a deformação máxima na raiz do entalhe e a deformação nominal calculada numa zona afastada do local de concentração de tensões. Na deformação unidirecional ou cíclica é válida a seguinte relação:

$$K_{\sigma} \leq K_T \leq K_{\varepsilon} \quad (2.25)$$

em que, no caso de comportamento elástico, estes três fatores assumem valores idênticos.

Vários investigadores tentaram relacionar o fator elástico de concentração de tensões com os fatores de concentração de tensão e deformação. A regra de Neuber (1961) assume que o fator elástico de concentração de tensões é igual à média geométrica dos fatores de concentração de tensão e deformação (Equação 2.25).

$$K_T^2 = K_{\sigma} K_{\varepsilon} \quad (2.26)$$

Assumindo que a relação tensão-deformação é dada pela seguinte lei da potência:

$$\varepsilon = \frac{\sigma'}{E} + \left(\frac{\sigma'}{k}\right)^{1/n} \quad (2.27)$$

E que a tensão nominal e deformação nominal estão no domínio elástico, a Equação 2.26, pode ser escrita na seguinte forma:

$$\frac{(K_T \sigma_{nom})^2}{E} = \frac{\sigma'^2}{E} + \sigma' \left(\frac{\sigma'}{k}\right)^{1/n} \quad (2.28)$$

onde k é o coeficiente de endurecimento monótono, n é o expoente de endurecimento monótono e σ' é a tensão local.

2.3.3. Modelos baseados na energia

2.3.3.1. Modelo de Glinka

O método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (DEDE) proposto por Molski e Glinka (1981) assume que a densidade de energia de deformação real no entalhe de um componente é igual à densidade de energia de deformação que seria de esperar caso o componente apresentasse comportamento elástico. Este conceito está representado na Figura 2.8. Se a deformação na raiz do entalhe estiver no regime elástico, a densidade máxima de energia de deformação (W_e) é dada pela seguinte equação:

$$W_e = \int_0^{\varepsilon_e} \sigma d\varepsilon \Leftrightarrow W_e = \frac{\sigma_e \varepsilon_e}{2} \Leftrightarrow W_e = \frac{\sigma_{nom}^2 K_T^2}{2E} \Leftrightarrow W_e = W_{nom} K_T^2 \quad (2.29)$$

em que 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 estática. Quando o comportamento é linear, a Equação 2.29 corresponde à área abaixo da curva tensão-deformação elástica (Lei de Hooke), conforme mostra a Figura 2.8.

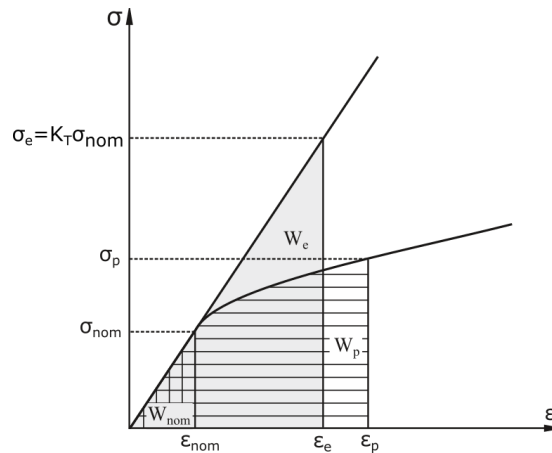


Figura 2.8. Interpretação gráfica do método da Densidade de Energia de Deformação Equivalente (adaptado de Glinka, 1985).

Molski e Glinka (1981) assumiram que a relação apresentada na Equação 2.29 também é aplicável quando se verifica deformação plástica junto à extremidade do entalhe, desde que ocorra localmente, i.e.:

$$W_p = W_e = W_{nom} K_T^2 \quad (2.30)$$

sendo W_p a densidade de energia de deformação devido a tensões elasto-plásticas. Recorrendo à curva não linear de tensão-deformação dada pela Equação 2.27, a relação anterior pode escrita da seguinte forma:

$$\frac{\sigma'^2}{2E} + \frac{\sigma'}{n+1} \left(\frac{\sigma'}{k} \right)^{1/n} = K_T^2 \frac{\sigma_{nom}^2}{2E} \quad (2.31)$$

onde k e n são, respetivamente, o coeficiente e expoente de endurecimento monótono, σ' é a tensão local e σ_{nom} é a tensão nominal. Para o caso de carregamentos cíclicos, as tensões locais e nominais são substituídas pelas gamas de tensões locais e nominais.

2.3.3.2. Modelo de Ellyin

Durante um carregamento cíclico, uma parte da energia fornecida é armazenada no material e emitida em forma de calor. A energia armazenada é, geralmente, dividida numa parte reversível e numa parte irreversível, sendo a última representada pelo circuito de

histerese. Em condições de deformação controlada, a área do circuito de histerese é praticamente constante durante a vida do material. Esta área representa a energia de deformação plástica absorvida por ciclo (ΔW_p) e é ilustrada na Figura 2.9 pela zona escura.

O circuito de histerese cíclico estabilizado pode ser usado como um parâmetro de dano para formular um critério para toda a vida à fadiga e assume a forma (Ellyin, 1997):

$$\Delta W_p = \kappa_p (2N_r)^{\alpha_p} + \Delta W_{0p} \quad (2.32)$$

onde κ_p e α_p são duas constantes obtidas experimentalmente e ΔW_{0p} é a energia de histerese do material em limite de fadiga. Na maioria dos metais, o valor de ΔW_{0p} é muito pequeno e pode ser omitido para vidas acima de 5×10^5 reversões ($2N_r < 5 \times 10^5$). A expressão para calcular a energia total de deformação (ΔW_t) inclui a soma de ambas as energias de deformação elástica e plástica que corresponde, respetivamente, às zonas a cinzento escuro e cinzento claro da Figura 2.9, isto é:

$$\Delta W_t = \Delta W_p + \Delta W_e \quad (2.33)$$

onde ΔW_p e ΔW_e são a energia de deformação plástica e elástica, respetivamente. Nesta abordagem, o critério de falha por fadiga pode ser escrito como (Ellyin, 1997):

$$\Delta W_t = \kappa (2N_r)^\alpha + \Delta W_0 \quad (2.34)$$

onde κ e α são duas constantes do material obtidas experimentalmente e ΔW_0 é aproximadamente igual à energia elástica do material para a tensão limite de fadiga.

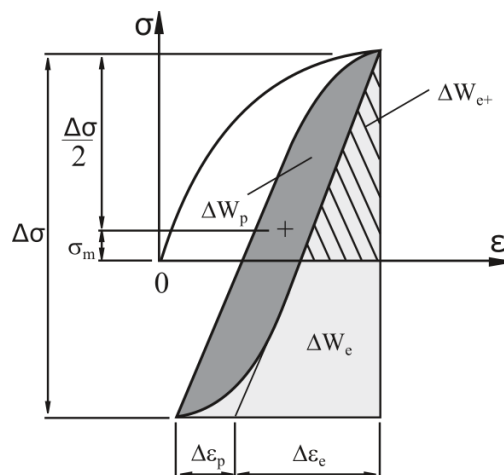


Figura 2.9. Energia cíclica de deformação por densidade para estado de tensão uniaxial (Koh, 2002).

As últimas duas abordagens não são, porém, sensíveis ao efeito da tensão média, sendo, portanto, adequadas a carregamentos alternados. De forma a superar este problema,

Golos *et al.* (1987;1988) propuseram uma abordagem diferente, expressa na Equação 2.35, que consiste na soma de ambas as energias de deformação plástica e elástica associada à tensão de tração (ΔW_{e+}), i.e., as regiões a cinzento escuro e tracejado da Figura 2.9.

$$\Delta W_t = \Delta W_p + \Delta W_{e+} \quad (2.35)$$

O critério de falha por fadiga é dado por (Golos, 1987):

$$\Delta W_t = \kappa t (2N_r)^{\alpha t} + \Delta W_{0t} \quad (2.36)$$

onde κt e αt são duas constantes do material obtidas experimentalmente e ΔW_{0t} é a energia elástica de tração do material em limite de fadiga.

2.3.3.3. Modelo da energia de deformação total

O modelo de previsão está esquematizado na Figura 2.10. Este modelo pressupõe que as peças entalhadas ou lisas acumulam o mesmo dano e têm as mesmas vidas se as histórias de tensão-deformação forem idênticas e, ainda, que a falha por fadiga ocorre quando a densidade de energia de deformação total, definida pela soma das componentes elástica positiva e a parte plástica, atinge um valor crítico nos locais de iniciação.

O primeiro passo consiste em determinar as respostas tensão-deformação do material em controlo de deformação a partir de provetes não entalhados. A informação recolhida para várias amplitudes de tensão permite a definição de uma curva mestra (Figura 2.10d) de fadiga na forma da Equação 2.35. O uso da densidade de energia de deformação elástica positiva torna este parâmetro sensível ao efeito da tensão média. Quanto aos materiais entalhados, os estados de tensão multiaxial no entalhe são reduzidos a estados de tensão uniaxial equivalente através da quantificação da gama de tensão de von-Mises. O efeito do entalhe é quantificado através do método da linha descrito na secção 2.3.1.

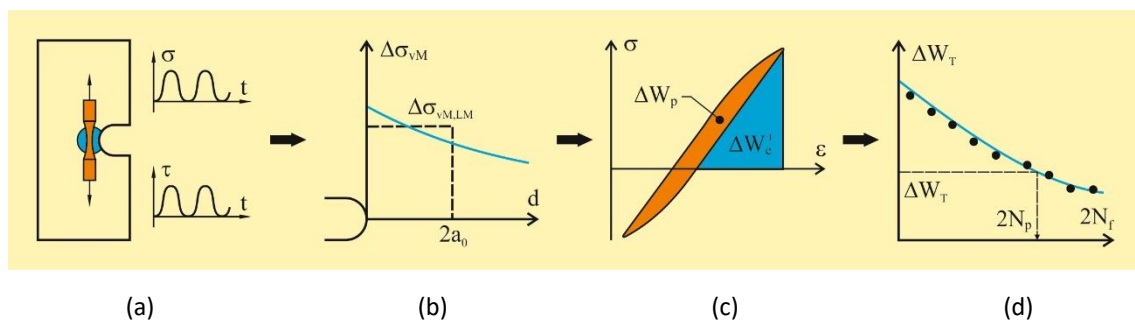


Figura 2.10. Abordagem de previsão de vida à fadiga com base na densidade de energia de deformação total usada neste trabalho (adaptado de Branco *et al.*, 2017).

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO

3.1. Procedimento experimental

3.1.1. Material

A liga de alta resistência DIN 34CrNiMo6, estudada neste trabalho, caracteriza-se, tal como outros aços abrangidos no amplo espectro de ligas de alta resistência, por ter uma boa relação de resistência/ peso e boa resistência à corrosão. Esta liga apresenta ainda, em particular, alta temperabilidade, elevada ductilidade, tenacidade e resistência (Branco *et al.*, 2014). Torna-se assim um aço muito importante na engenharia, sendo utilizado numa vasta gama de componentes mecânicos críticos, tais como: veios, eixos, pinhões, bielas, cambotas, válvulas, parafusos sem fim, engrenagens, entre outros. A composição química nominal, em fração mássica, do lote estudado, apresenta-se na Tabela 3.1. As propriedades mecânicas monótonas e cíclicas, são apresentadas na Tabela 3.2.

Tabela 3.1. Composição química nominal da liga de alta resistência DIN CrNiMo6 (wt%)(Branco, 2013).

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 DIN 34CrNiMo6 (Branco et al., 2012).

Tensão de cedência, σ_{ced} [MPa]	967	Coefficiente de resistência cíclica, σ'_f [MPa]	1183,7
Tensão de rotura, σ_R [MPa]	1035	Expoente de resistência cíclica, b	-0,0545
Alongamento, ϵ_R (%)	18	Coefficiente de ductilidade cíclica, ϵ'_f	0,4697
Redução de área (%)	58	Expoente de ductilidade cíclica, c	-0,6059
Módulo de Young, E [GPa]	209,8	Coefficiente de endurecimento cíclico, k' [MPa]	1361,6
Coefficiente de Poisson, ν	0,296	Expoente de endurecimento cíclico, n'	0,1041
Distância crítica R=0,03, a_0 [μm]	122,5	Coefficiente kt [MJ/m^3]	2165,4
Constante do material, x	0,87	Expoente αt	-0,6854
Limiar propagação fadiga para R=0 (R=0,03), ΔK_{If} [$\text{MPa}\cdot\sqrt{\text{m}}$]	7,12 (6,93)	Energia elástica do material em limite de fadiga, ΔW_{0t} [MJ/m^3]	0,7049
Tensão limite fadiga, σ_{f0} [MPa]	353		

3.1.2. Geometrias e condições de carregamento

As geometrias dos provetes estudados neste trabalho encontram-se ilustradas na Figura 3.1. A geometria da Figura 3.1a consiste numa barra com 16 mm de diâmetro, um entalhe lateral em forma de U com 3 mm de profundidade e, ainda, um furo contido no centro do entalhe com uma profundidade Δp_f . Por sua vez, a geometria ilustrada na Figura 3.1b corresponde a uma barra de secção circular variável, com 14 mm de diâmetro na zona mais fina e, ainda, com um entalhe e um furo similares aos descritos na Figura 3.1a. A geometria do provete apresentado na Figura 3.1b contém uma secção transversal com área menor com o intuito de diminuir a intensidade da carga aplicada para o mesmo nível de tensão nominal.

Os provetes descritos atrás, foram maquinados num centro de torneamento em Controlo Numérico Computorizado (CNC) de alta precisão a partir de barras extrudidas de secção circular com 20 mm de diâmetro. As superfícies dos entalhes foram cuidadosamente polidas, antes dos ensaios experimentais, com recurso a um polimento mecânico de alta velocidade usando lixas de granulometria decrescente (P600, P1200 e P2500) seguidas de pasta de diamante de 6 μm . O objetivo do polimento foi obter superfícies espelhadas para melhor visualização da iniciação das fendas e ainda a eliminação de possíveis defeitos superficiais que pudessem causar iniciação prematura de fendas por fadiga.

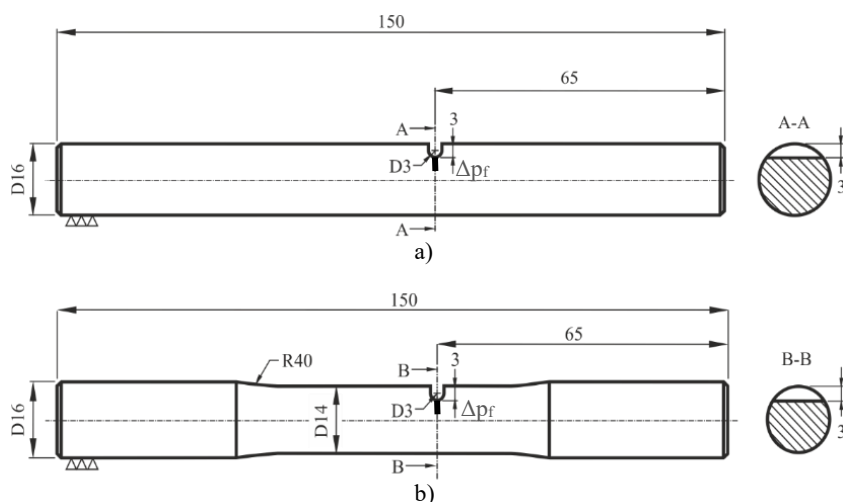


Figura 3.1. Provetes entalhados usados nos ensaios de fadiga multiaxial: a) secção transversal de 16mm; b) secção transversal de 14mm (adaptado de Branco, 2013).

A Figura 3.2 exhibe os diferentes carregamentos aplicados nos ensaios de fadiga. Foram aplicados carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção onde foram adotadas duas relações entre a tensão normal e a tensão de corte, mais especificamente $\sigma = 4\tau$ (Figura 3.2a) e $\sigma = 2\tau$ (Figura 3.2b).

A Tabela 3.3 exhibe as condições de carregamento usadas nos ensaios experimentais de flexão-torção. Para cada relação entre as tensões normais e tensões de corte foram aplicados três níveis de tensão diferentes. Os ensaios foram efetuados para uma razão de tensão (R) próxima de zero com o intuito de evitar possíveis flutuações do sistema de amarras durante a ausência de carga. Foram usadas ondas de carga sinusoidais e uma frequência de carregamento de 4Hz. Mostra-se ainda na Tabela 3.4 as condições de carregamento usadas em ensaios do mesmo tipo, mas para provetes sem furo central. Os resultados destes ensaios serão usados apenas para fins comparativos.

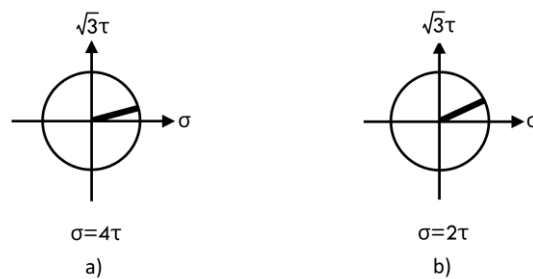


Figura 3.2. Carregamentos proporcionais de flexão combinada com torção aplicados nos ensaios de fadiga: a) $\sigma = 4\tau$; b) $\sigma = 2\tau$.

Tabela 3.3. Síntese das condições de carregamento analisadas nos ensaios experimentais de flexão combinada com torção.

Referência do provete	Diâmetro da secção central, D [mm]	Profundidade do furo, Δp_F [mm]	Amplitude de tensão normal, σ_a [MPa]	Tensão normal média, σ_m [MPa]	Gama de tensão normal, $\Delta\sigma$ [MPa]	Razão de tensão, R
<ul style="list-style-type: none"> $\sigma_a = 4\tau_a$; $\sigma_m = 4\tau_m$; $\Delta\sigma = 4\Delta\tau$ ($M_f = 2M_t$) 						
FT2-1	16	0,159	223,81	238,73	447,62	0,03
FT2-2	14	0,424	179,05	193,97	358,10	0,04
FT2-3	14	0,133	179,05	193,97	358,10	0,04
<ul style="list-style-type: none"> $\sigma_a = 2\tau_a$; $\sigma_m = 2\tau_m$; $\Delta\sigma = 2\Delta\tau$ ($M_f = M_t$) 						
FT1-1	16	1,300	223,81	238,73	447,62	0,03
FT1-2	14	0,287	179,05	193,97	358,10	0,04
FT1-3	14	1,396	298,42	313,34	596,83	0,03

Tabela 3.4. Síntese das condições de carregamento, para comparação, analisadas nos ensaios experimentais de flexão combinada com torção sem furo central (adaptado de Branco,2013).

Referência do provete	Amplitude de tensão normal, σ_a [MPa]	Tensão normal média, σ_m [MPa]	Gama de tensão normal, $\Delta\sigma$ [MPa]	Razão de tensão, R
• $\sigma_a = 4\tau_a$; $\sigma_m = 4\tau_m$; $\Delta\sigma = 4\Delta\tau$ ($M_f = 2M_t$)				
FT2-1	179,1	194,0	358,1	0,04
FT2-2	223,8	238,7	447,6	0,03
FT2-3	298,4	313,3	596,8	0,02
• $\sigma_a = 2\tau_a$; $\sigma_m = 2\tau_m$; $\Delta\sigma = 2\Delta\tau$ ($M_f = M_t$)				
FT1-(1→3)	179,1	194,0	358,1	0,04
FT1-(4→6)	238,8	238,7	447,6	0,03
FT1-7	298,4	313,3	596,8	0,02

3.1.3. Ensaios de fadiga

Os ensaios foram realizados no Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra (FCTUC) numa máquina servo-hidráulica DARTEC (Figura 3.3a) de circuito eletrónico fechado com 100kN de capacidade de carga máxima controlada por computador. Foi, também, acoplado à máquina servo-hidráulica um sistema de amarras (Figura 3.3b), desenvolvido pelo Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa, que permite a realização de ensaios de flexão simples, torção pura e flexão-torção. No caso de flexão combinada com torção, a relação σ/τ é regulada ajustando a posição do parafuso (ver Figura 3.3b) na ranhura. Quanto mais à esquerda ele estiver, maior será o valor da relação σ/τ . No exemplo mostrado na Figura 3.3b está definida uma relação: $\sigma = 4\tau$.

A observação do entalhe de forma a detetar a iniciação e propagação da fenda foi efetuada com o auxílio de uma camera digital de alta resolução (Figura 3.4a e Figura 3.4b) conectada a um computador, e com um dispositivo ótico com ampliação variável (UNIMAC MS-50DR).

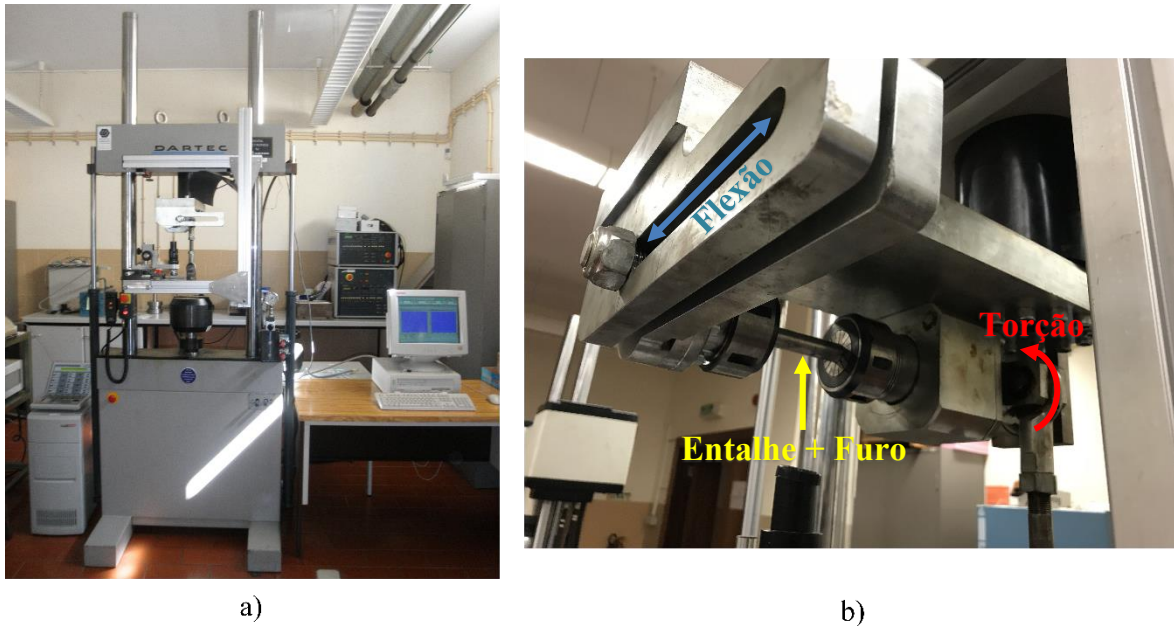


Figura 3.3. Máquina servo-hidráulica DARTEC usada nos ensaios de fadiga: a) conjunto completo; b) detalhe do sistema de amarras e regulador de flexão combinada com torção.



Figura 3.4. Sistema de monitorização digital usado na deteção da iniciação e propagação de fendas por fadiga: a) sistema completo e apoio; b) lente e provete.

Para além dos ensaios de fadiga, foram efetuados ensaios adicionais que visaram marcar a evolução da frente de fenda na superfície do entalhe. A marcação da frente de fenda foi realizada aplicando, em determinados instantes do ensaio, sobrecargas durante alguns ciclos. Esta alteração de condições de carregamento afeta a velocidade de propagação da fenda originando marcas de progressão particularmente bem definidas. O procedimento é repetido várias vezes durante o ensaio. Numa fase inicial, para comprimentos de fenda múltiplos de aproximadamente 0,5mm, a taxa de sobrecarga aplicada foi entre 60% a 45%

acima da gama de tensão nominal com uma duração compreendida entre 100 e 75 ciclos. Posteriormente, quando a fenda atingiu aproximadamente 4mm, as sequências de sobrecarga foram aplicadas para comprimentos de fenda múltiplos de 1mm, com taxas de sobrecarga de 40 %, para um intervalo compreendido entre 70 e 45 ciclos. Por fim, as sequências de sobrecarga foram aplicadas quando a diferença entre o comprimento da fenda na última sobrecarga e o comprimento da fenda atual era de aproximadamente 1mm, com taxas de sobrecarga de 30% a 20%, para um intervalo entre 20 a 5 ciclos. Além disso, com o intuito de controlar o número de ciclos durante os períodos de aplicação das sobrecargas, a frequência de carregamento foi reduzida para 0,5Hz.

3.1.4. Análise das superfícies de fratura

A microestrutura do material nas superfícies de fratura foi analisada por microscopia eletrônica de varrimento (MEV). Primeiro, o provete foi cuidadosamente cortado, a cerca de 5mm da superfície de fratura, usando uma serra de disco com arrefecimento com água para garantir a proteção das propriedades e da estrutura da superfície de fratura. Após o corte, a superfície foi limpa num dispositivo de limpeza ultrassônica. Nesta fase, a superfícies de fratura para análise foram colocadas num recipiente de plástico contendo uma solução de álcool e mergulhado no dispositivo contendo água, no qual, com recurso a ultrassons, foi possível eliminar a poeira nas superfícies de fratura.

3.2. Procedimento numérico

Com a finalidade de avaliar o estado de tensão-deformação na proximidade das regiões críticas, foram desenvolvidos modelos de elementos finitos, representativos das geometrias dos provetes e das condições de carregamento estudadas experimentalmente.

O modelo físico desenvolvido com o intuito de replicar os ensaios de flexão combinada com torção pode ser visto na Figura 3.5. O momento fletor foi aplicado por intermédio de duas forças (F_F) paralelas ao eixo do provete, com a mesma magnitudes e direções opostas. Quanto ao momento torsor, foi gerado através de um par de forças (F_T), com a mesma magnitude e direções opostas atuando no plano normal ao eixo longitudinal do provete. A forças foram aplicadas numa das extremidades enquanto que a outra permaneceu fixa. A razão (M_F/M_T) foi definida alterando o valor de γ que é igual a 0,5 e 1

para os casos $M_F = 2M_T$ e $M_F = M_T$, respetivamente. Relativamente aos provetes de 14mm de diâmetro, a secção transversal foi considerada constante.

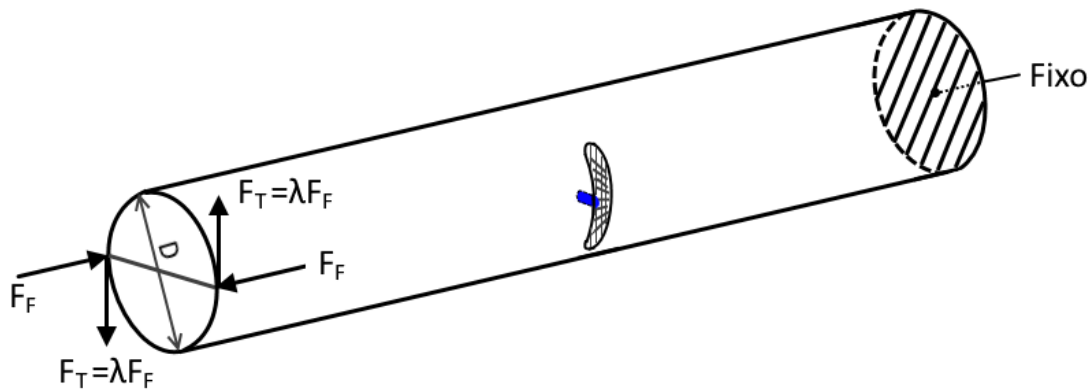


Figura 3.5. Modelo físico dos ensaios de flexão combinada com torção ($\lambda = 0,5$ e 1).

A malha de elementos finitos foi desenvolvida parametricamente, o que permite o estudo de diferentes profundidades (p), raios de entalhe (ρ) e profundidades de furo (Δp_F). A malha foi criada usando elementos hexaédricos isoparamétricos tridimensionais de 8 nós. O modelo completo exibido na Figura 3.7a tinha 97704 nós e 89584 elementos. Conforme mostra a Figura 3.6, a malha é extremamente refinada na região do entalhe e do furo com o objetivo de obter resultados precisos nesta zona. Na restante região do modelo foi criada uma malha mais grosseira com o objetivo de diminuir o esforço computacional. O material foi considerado homogéneo, isotrópico e com comportamento linear elástico. As simulações numéricas foram realizadas utilizando o software comercial COSMOS/M (2001).

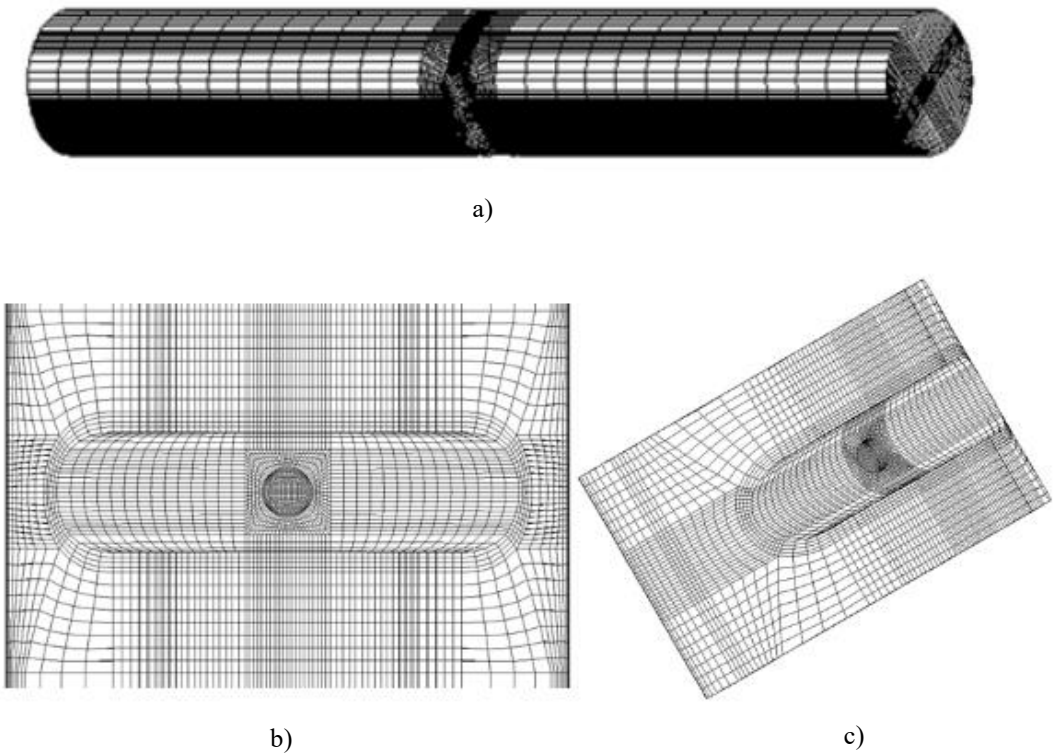


Figura 3.6. Malha de elementos finitos: a) modelo completo; b) perspectiva um; c) perspectiva dois.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

No presente capítulo são apresentados e discutidos detalhadamente os resultados obtidos experimentalmente e numericamente. A primeira secção analisa os locais de iniciação, trajetórias da fenda, ângulos de iniciação, superfícies de fratura e superfícies de fratura. A segunda secção centra-se na vida experimental à fadiga e são, portanto, apresentadas as curvas $a-N$, $S-N$. Para terminar, a última secção contém as previsões de vida à fadiga usando o método mencionado no capítulo 2. Expõe-se, também, complementarmente, e a título de comparação, em cada secção, os resultados obtidos em trabalhos anteriores para condições de carregamento similares, mas para geometrias entalhadas sem o furo central.

4.1. Trajetórias de fenda, ângulos de iniciação de fenda à superfície, superfícies de fratura e análise por MEV

As trajetórias e locais de iniciação de fenda à superfície para as diferentes condições de carregamento, obtidas nos ensaios experimentais deste trabalho, estão apresentadas na Figura 4.1. Nesta figura é, também, feita a comparação entre a trajetória de fenda obtida experimentalmente e a trajetória de fenda obtida numericamente através das linhas tracejadas a branco. Verifica-se que a razão σ/τ (M_F/M_T) influencia significativamente a trajetória de fenda. Pode ver-se, por exemplo, que para uma relação $\sigma/\tau = 4$ (Figura 4.1a) a trajetória da fenda é não só menos curva, mas também apresenta um grau de inflexão menor na zona do furo, comparativamente à trajetória obtida para a relação $\sigma/\tau = 2$ (Figura 4.1b). Tal acontece apenas devido ao aumento da tensão de corte, isto é, devido à diminuição da relação σ/τ . Quanto aos locais de iniciação de fenda, independentemente da relação σ/τ , estes ocorrem sempre junto do furo. Tal como seria de esperar, a iniciação da fenda ocorre nas zonas onde a concentração de tensões é superior, ou seja, na zona do furo. Porém, a relação σ/τ afeta a localização radial dos locais de iniciação como se verá mais adiante. Na Figura 4.2, apresenta-se a previsão numérica relativamente à trajetória da fenda obtida com base na distribuição da primeira tensão principal. Conclui-se daqui que a trajetória da fenda parece ser controlada pela distribuição de tensões principais

ao longo da superfície do entalhe. A combinação da história de carga e da geometria do material originam estados triaxiais de tensão complexos. Pode ver-se, ainda na Figura 4.2, que os locais onde a primeira tensão principal é máxima encontram-se na raiz do furo, onde, experimentalmente, se verificou a iniciação da fenda por fadiga. Em ambas as relações σ/τ estudadas, podemos verificar que existem dois locais, em lados opostos do furo, onde a primeira tensão principal é máxima. Quer isto dizer que, teoricamente, devem iniciar-se duas fendas, uma em cada um destes locais. Isto verificou-se, também, nos ensaios experimentais, inicialmente surgiram duas fendas que, após um determinado número de ciclos, se fundiram numa fenda única originando mais tarde o que se vê na Figura 4.1. Como era espectável, os resultados numéricos assemelham-se aos resultados experimentais.

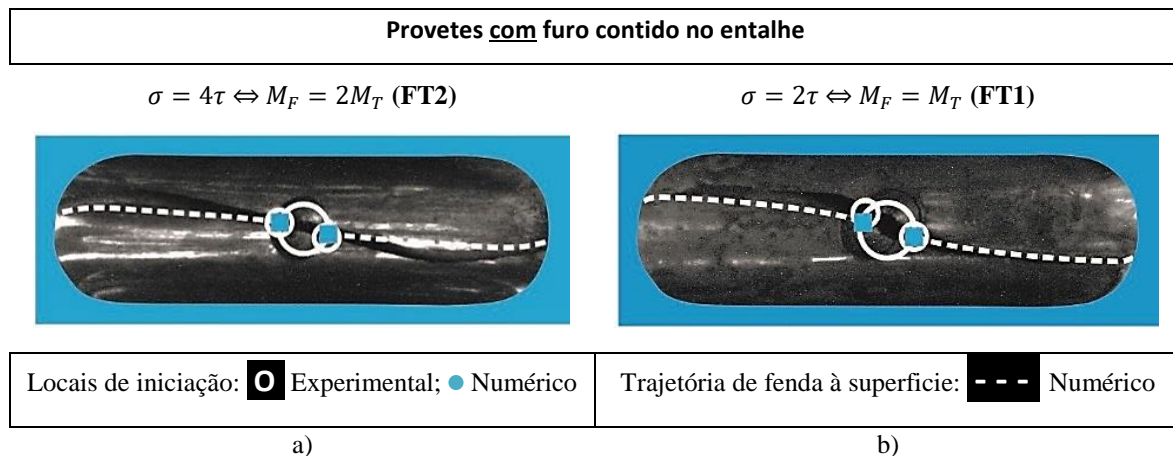


Figura 4.1. Trajetória e locais de iniciação de fenda à superfície para as diferentes condições de carregamento em provetes com furo contido no entalhe e de diâmetro igual a 16mm: a) $M_F = 2M_T$; b) $M_F = M_T$.

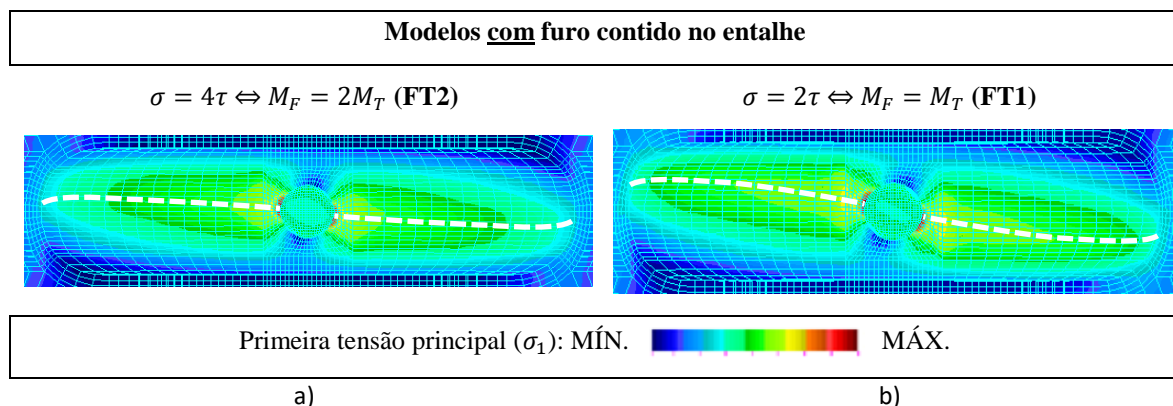


Figura 4.2. Previsão numérica de trajetórias de fenda à superfície para as diferentes condições de carregamento em modelos com furo contido no entalhe e de diâmetro igual a 16mm: a) $M_F = 2M_T$; b) $M_F = M_T$.

A título de comparação, as Figura 4.3 e Figura 4.4 representam os ensaios experimentais e modelos de previsão numérica, respetivamente, de provetes com geometrias idênticas às anteriores, mas sem furo contido no entalhe. Como podemos ver na Figura 4.3, as diferenças das curvaturas das trajetórias de fenda são aqui ainda mais acentuadas, o que está novamente associado à variação da relação σ/τ . As principais diferenças visíveis nestes resultados são os locais de iniciação de fenda, o que era de esperar, devido à ausência do furo. Na Figura 4.4 pode ver-se que a primeira tensão principal é muito elevada no centro do entalhe, que é o local de iniciação mais provável. No caso da relação $\sigma/\tau = 2$ existem dois pontos opostos, relativamente afastados, onde a primeira tensão principal é máxima, o que sugere a possibilidade de iniciação de duas fendas.

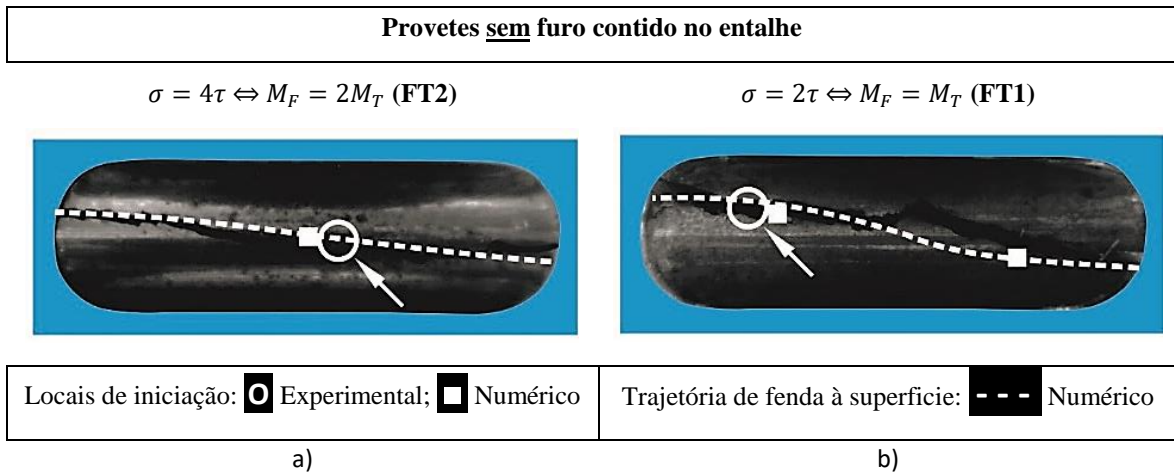


Figura 4.3. Trajetória e locais de iniciação de fenda à superfície para as diferentes condições de carregamento em provetes sem furo contido no entalhe e de diâmetro igual a 16mm: a) $M_F = 2M_T$; b) $M_F = M_T$ (adaptado de Branco, 2013).

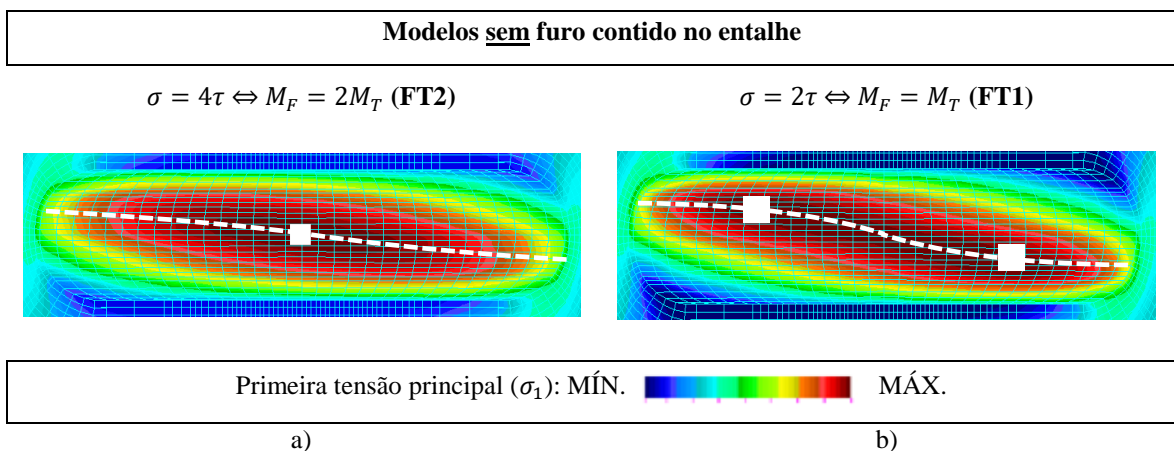


Figura 4.4. Previsão numérica de trajetórias e locais de iniciação de fenda à superfície para as diferentes condições de carregamento em modelos sem furo contido no entalhe e de diâmetro igual a 16mm: a) $M_F = 2M_T$; b) $M_F = M_T$ (adaptado de Branco, 2013).

A Figura 4.5 exibe os ângulos de iniciação à superfície observados experimentalmente, na fase inicial de propagação de fenda, contabilizados com respeito à direção normal do eixo do provete, para as duas relações de σ/τ analisadas. Tal como já tinha sido concluído na Figura 4.1, o grau de inflexão na zona do furo aumenta para menores valores da relação σ/τ . Verifica-se aqui que o ângulo de iniciação de fenda para o caso de $\sigma/\tau = 2$ foi sensivelmente o dobro do caso $\sigma/\tau = 4$. Se não existissem tensões de corte, estaríamos em Modo-I, pelo que seria espectável um ângulo de iniciação de 0° .

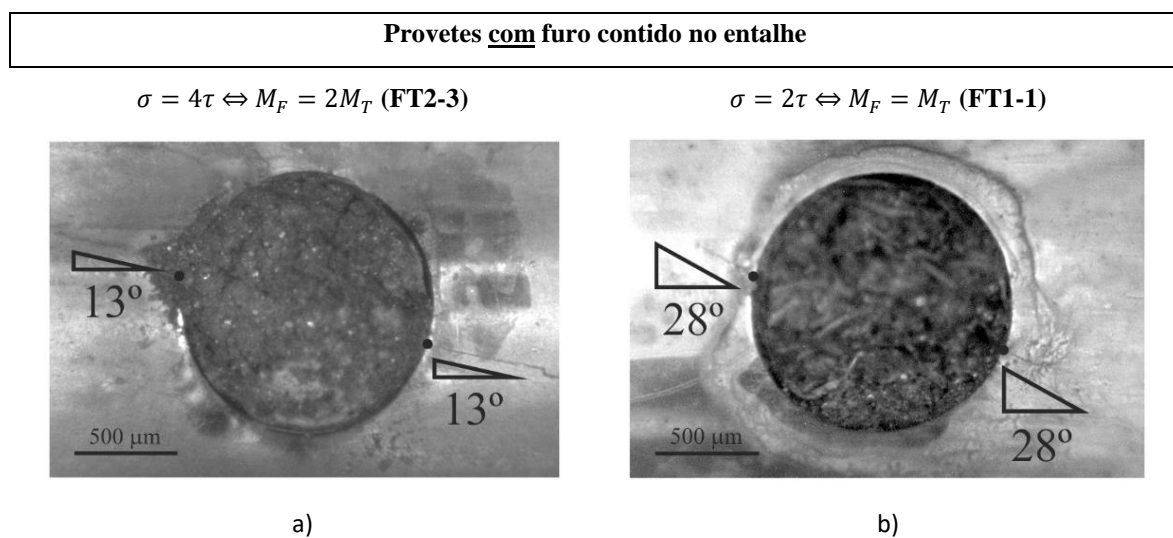
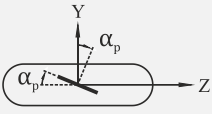


Figura 4.5. Ângulos de iniciação de fenda, à superfície, em provetes com furo contido no entalhe, para as diferentes condições de carregamento: a) $M_F = 2M_T$ $D=14\text{mm}$; b) $M_F = M_T$ ($D=16\text{mm}$).

Tabela 4.1. Comparação dos resultados obtidos numericamente e experimentalmente dos ângulos de iniciação de fenda para os seis ensaios com furo contido no entalhe.

Provetes e modelos <u>com</u> furo contido no entalhe					
Sistema de referência	Diâmetro, D	Carregamento	σ/τ	Ângulo previsto, α_{pn} [°]	Ângulo medido, α_{pe} [°]
	16	FT2-1	4	14,75	13
	14	FT2-2	4	14,80	11
	14	FT2-3	4	14,80	12
	16	FT1-1	2	25,35	28
	14	FT1-2	2	25,34	22
	14	FT1-3	2	25,34	24

Os ângulos de iniciação de fenda foram previstos numericamente calculando as direções principais (α_{pn}) para os nós com tensões principais máximas, resolvendo a equação:

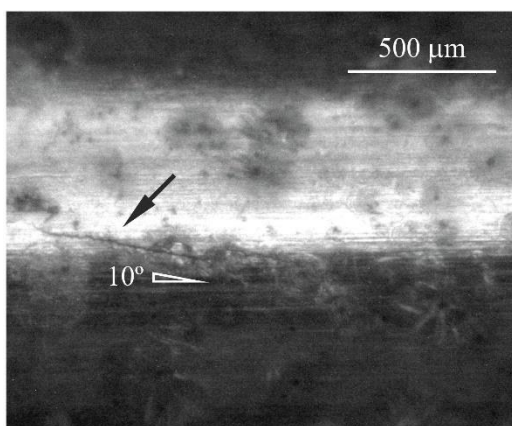
$$2\alpha_{pn} = \tan^{-1}\left(\frac{2\tau_{YZ}}{\sigma_{YY} - \sigma_{ZZ}}\right) \quad (4.1)$$

sendo σ_{YY} , σ_{ZZ} e τ_{YZ} as componentes de tensão obtidas pelo MEF. A Tabela 4.1 apresenta todos os valores obtidos numericamente (α_{pn}) e experimentalmente (α_{pe}). Verifica-se que para uma relação $\sigma/\tau = 4$ os valores medidos variam entre 11° e 13° e para uma relação $\sigma/\tau = 2$ os ângulos medidos variam entre 22° e 28°. Os erros máximos relativamente aos resultados numéricos foram de 3,8° e 3,34° para as relações $\sigma/\tau = 4$ e $\sigma/\tau = 2$, respetivamente.

A Figura 4.6 representa resultados experimentais obtidos para provetes de geometria idêntica, mas sem furo. Na Tabela 4.2 é feita a comparação entre os resultados obtidos numericamente e medidos experimentalmente. Verifica-se que pelo facto de não conter o furo central no entalhe, o ângulo de iniciação de fenda é ligeiramente mais pequeno. Os ângulos medidos variam entre 9,5° e 12° para a relação $\sigma/\tau = 4$ e, entre 18° e 22,5° para a relação $\sigma/\tau = 2$. Os erros máximos obtidos foram de 1,63° e 2,84° para as relações $\sigma/\tau = 4$ e $\sigma/\tau = 2$, respetivamente.

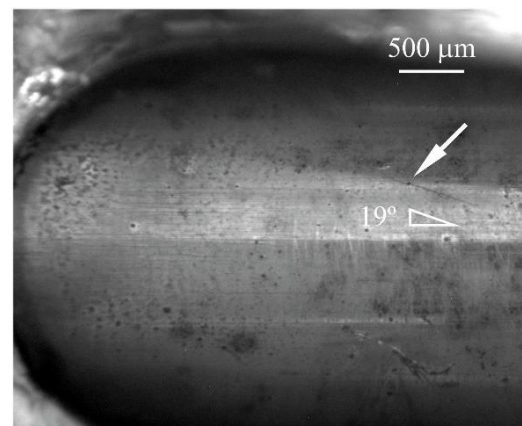
Provetes sem furo contido no entalhe

$\sigma = 4\tau \Leftrightarrow M_F = 2M_T$ (FT2)



a)

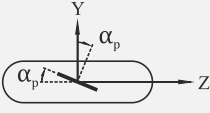
$\sigma = 2\tau \Leftrightarrow M_F = M_T$ (FT1)

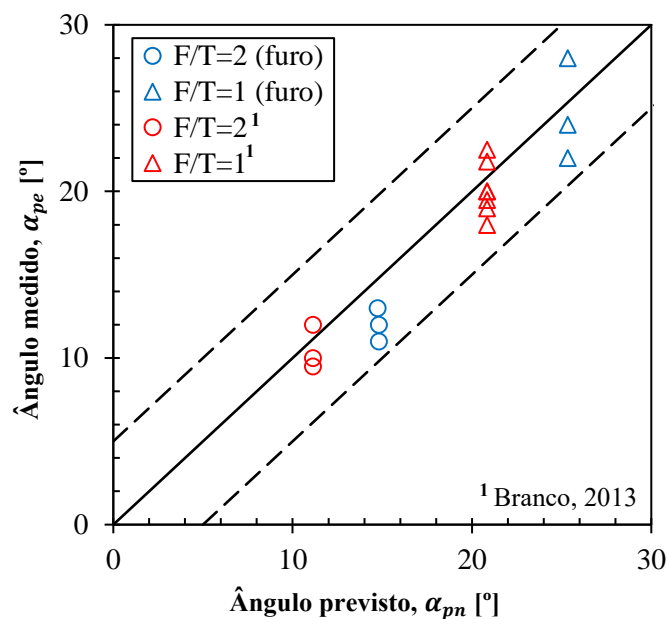


b)

Figura 4.6. Ângulos de iniciação de fenda, à superfície, em provetes sem furo contido no entalhe, para as diferentes condições de carregamento: a) $M_F = 2M_T$; b) $M_F = M_T$ (adaptado de Branco, 2013).

Tabela 4.2. Comparação dos resultados obtidos numericamente e experimentalmente dos ângulos de iniciação de fenda para os seis ensaios sem furo contido no entalhe (adaptado de Branco, 2013).

Provetes e modelos <u>sem</u> furo contido no entalhe					
Sistema de referência	Diâmetro, D	Carregamento	σ/τ	Ângulo previsto, α_{pn} [°]	Ângulo medido, α_{pe} [°]
	16	FT2-1	4	11,13	10
	14	FT2-2	4	11,13	9,5
	14	FT2-3	4	11,13	12
	16	FT1-1	2	20,84	20
	14	FT1-2	2	20,84	22,5
	14	FT1-3	2	20,84	19,5
	14	FT1-4	2	20,84	19
	14	FT1-5	2	20,84	20
	14	FT1-6	2	20,84	18
	14	FT1-7	2	20,84	21,8

**Figura 4.7.** Ângulos de iniciação de fenda obtidos experimentalmente *versus* numericamente para os diferentes carregamentos e ainda para provetes com furo e sem furo contido no entalhe (¹Branco, 2013).

Do mesmo modo, a Figura 4.7 representa todos os valores obtidos para os ângulos de iniciação de fenda previstos numericamente e medidos experimentalmente. Apesar dos erros, conclui-se que a abordagem proposta é capaz de prever, de forma muito precisa, as trajetórias, os locais de iniciação e os ângulos de iniciação de fenda à superfície, essencialmente na fase inicial da propagação. Os resultados sugerem ainda que o processo

de propagação de fendas por fadiga na superfície do entalhe é controlado pela distribuição da primeira tensão principal (σ_1).

As Figuras 4.8a-d mostram as superfícies de fratura típicas obtidas nos ensaios de marcação de frende de fenda para as duas relações σ/τ nos casos de provetes com furo e sem furo contido no entalhe, sendo que este último serve apenas para comparação. Para cada caso, são mostradas as vistas de topo e de frente. Como se pode ver, as condições de carregamento influenciam consideravelmente a forma da frende de fenda nas superfícies de fratura. O efeito da razão σ/τ é visível comparando a Figura 4.8a e a Figura 4.8b. Para uma razão $\sigma/\tau = 4$ (Figura 4.8a) a superfície de fratura é mais plana e a trajetória da fenda na superfície tem um declive menor. Mais uma vez, em conformidade com o que já foi concluído anteriormente, isto deve-se ao facto de o nível de tensão de corte ser inferior no caso da Figura 4.5a, sendo que o carregamento está mais próximo de um caso de flexão simples no qual as superfícies de fratura seriam, teoricamente, perfeitamente planas (Branco, 2013). Conclui-se, então, que o aumento das tensões de corte origina superfícies de fratura menos planas, com um nível de propagação fora do plano mais acentuado.

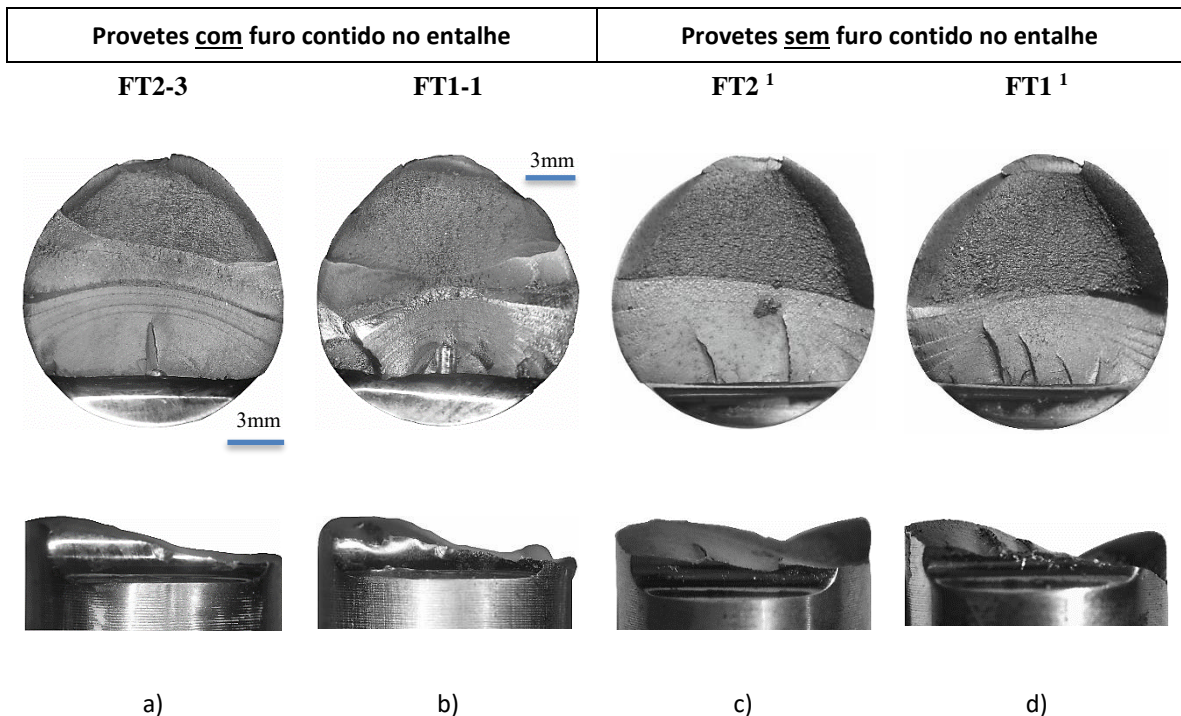


Figura 4.8. Superfícies de fratura obtidas nos ensaios de marcação de frende de fenda para diferentes condições de carregamento e provetes com furo e sem furo: a) $M_F = 2M_T$ (D=14mm, com furo); b) $M_F = M_T$ (D=16mm, com furo); c) $M_F = 2M_T$ (sem furo, ¹Branco, 2013); d) $M_F = M_T$ (sem furo - ¹Branco, 2013).

A Figura 4.9 representa a análise realizada por microscopia eletrônica de varrimento. As Figuras 4.9a e 4.9b apresentam a mesma perspectiva, mas com ampliações diferentes. Pode ver-se nelas os locais de iniciação de fenda. A Figura 4.9b apresenta a junção de três zonas distintas: i) entalhe; ii) secção transversal do provete e iii) furo. É possível distinguir as marcas típicas de fadiga causadas por cargas cíclicas com convergência radial para o vértice (ver seta na Figura 4.9b). A fenda iniciada na Figura 4.9b juntou-se, num estágio mais avançado de propagação, à fenda iniciada na zona oposta do furo (ver Figura 4.9a). As Figuras 4.9c e 4.9d mostram a superfície de fratura com dois níveis de ampliação diferentes. Pode ver-se, em ambos os casos, o degrau gerado pela união das duas fendas iniciadas em pontos opostos do furo. Na Figura 4.9c verifica-se que a união ocorreu aproximadamente no ponto médio da secção; e na Figura 4.9d há grandes evidências de deformação plástica.

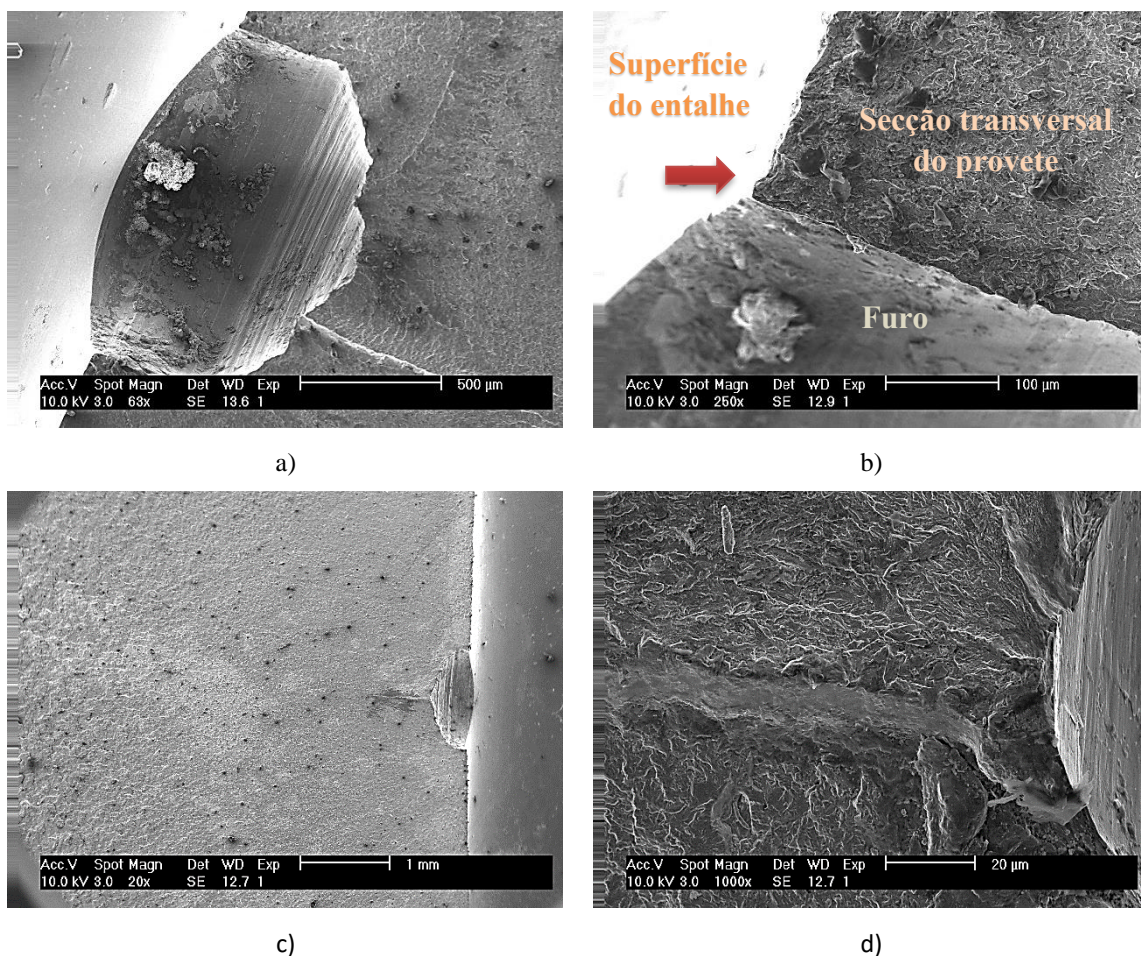


Figura 4.9. Micrografia por MEV em provetes com furo sujeitos a flexão-torção combinadas: a) zonas de iniciação da fenda à superfície (500µm); b) zona de iniciação da fenda à superfície (100µm); c) propagação da fenda para o interior do material (1mm); d) propagação da fenda para o interior do material (20µm).

4.2. Vida experimental à fadiga

De forma a obter as curvas $a-N$, doravante designadas curvas $2b-N$, representativas das duas condições de carregamento, considerou-se que o comprimento superficial da fenda, num determinado instante que corresponde ao número de ciclos, é igual à soma do comprimento das duas fendas originadas nos lados opostos do furo. Devido à irregularidade da direção tomada pela fenda, o comprimento foi determinado através de um eixo representativo desta. A medição foi feita desde a extremidade do furo até ao instante para o qual uma das extremidades atingia o bordo do entalhe. Para a condição de carregamento $F=T$, representada pela Figura 4.10a, foram medidos os comprimentos de fenda para as três amplitudes de tensão normal (σ_a) diferentes, sendo que para o caso FT1-1 e FT1-3 foi medida apenas numa fase inicial com o intuito de estudar apenas a iniciação de fenda. A título de exemplo de propagação de fenda, no caso FT1-2 foi feita a medição até a fenda atingir uma das extremidades do entalhe. Como neste último caso a amplitude de tensão normal é menor que nos outros dois casos, então, o crescimento da fenda é mais lento e, portanto, mais fácil de estudar.

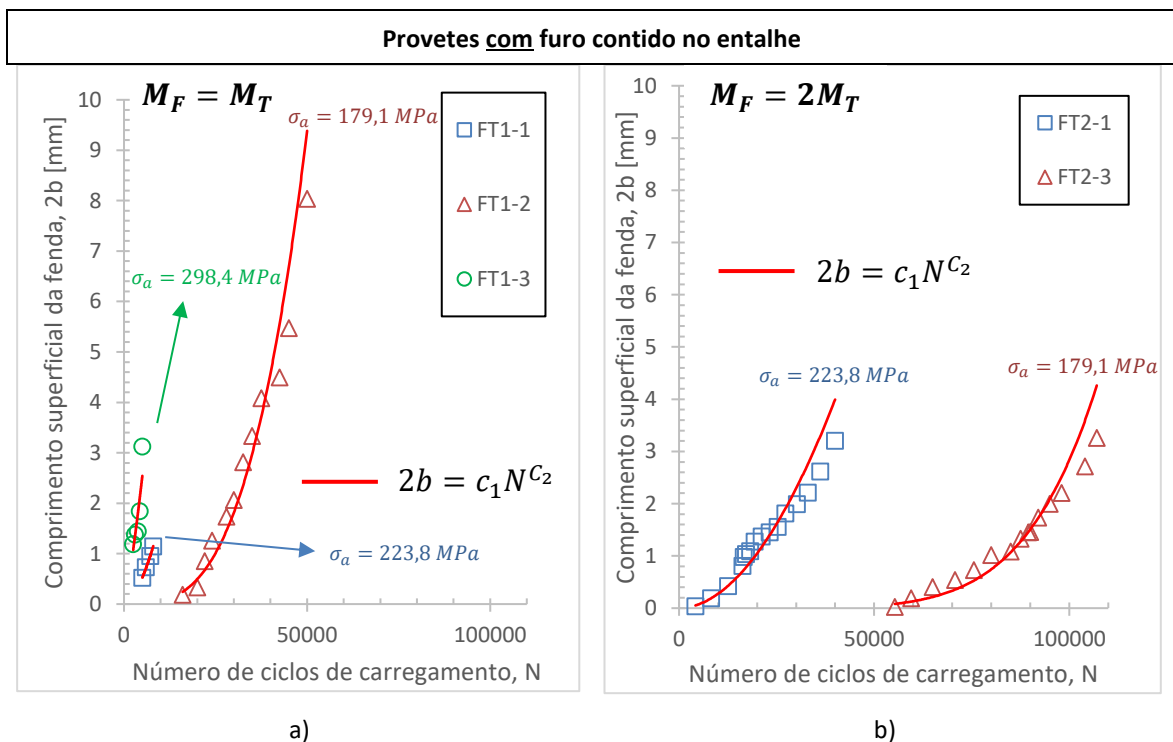


Figura 4.10. Comprimento da fenda *versus* número de ciclos de carregamento para ensaios de flexão-torção combinadas com furo contido no entalhe: a) $M_F = M_T$; b) $M_F = 2M_T$.

Para a condição de carregamento $F=2T$ (ver Figura 4.10b), foram feitas as medições apenas para duas amplitudes de tensão normal diferentes. A medição foi feita pelo mesmo processo já referido e, até a fenda ter atingido entre 4 a 5 mm. Os dados obtidos foram ajustados a leis de potência, representadas nos gráficos pelas séries de linha contínua a vermelho. Os resultados obtidos vão de encontro ao espetável, i.e., pode ver-se na Figura 4.10 que quanto maior o valor da amplitude de tensão normal, maior a velocidade de propagação da fenda e mais rápida a iniciação da fenda. Pode ver-se, ainda, que quanto maior o nível de tensão de corte maior a velocidade de propagação e mais rápida a iniciação da fenda. Conclui-se, assim, que o aumento da amplitude de tensão normal e o aumento do nível de tensão de corte influenciam negativamente a vida à fadiga de um material.

A Figura 4.11 representa as curvas $2b-N$ para as mesmas condições de carregamento, mas no caso de provetes sem furo contido no entalhe. As conclusões retiradas aqui são as mesmas que no caso anterior. Pode concluir-se, adicionalmente, comparando as Figura 4.10 e 4.11, que a adição do furo no entalhe influencia significativamente os resultados na medida em que para este caso a iniciação da fenda acontece muito mais cedo. Provetes com furo contido no entalhe têm uma vida à fadiga bastante mais reduzida, o que se pode explicar pelo valor mais elevado no fator de concentração de tensões.

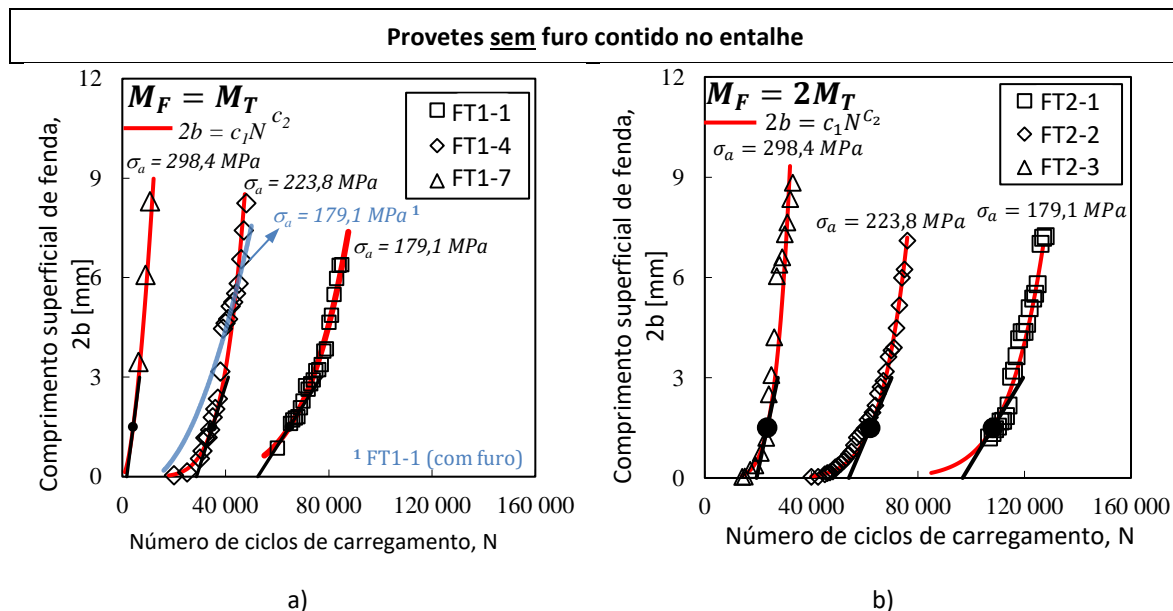


Figura 4.11. Comprimento de venda *versus* número de ciclos de carregamento para ensaios de flexão combinada com torção sem furo contido no entalhe: a) $M_F = M_T$ (¹ FT1-1 com furo); b) $M_F = 2M_T$ (adaptado de Branco, 2013).

A Figura 4.12 mostra a evolução da gama de tensão normal ($\Delta\sigma$) com o número de ciclos de iniciação de fenda (N_i) para os seis ensaios realizados (três ensaios para $FT=1$ e três ensaios para $FT=2$). É notória a diferença dos declives das curvas médias, que é bastante superior para o caso em que a razão de tensão inferior ($\sigma/\tau = 2$ ou $F = T$). Como já se tinha visto anteriormente, para valores de tensão normal e torção superiores, o número de ciclos de iniciação diminui consideravelmente.

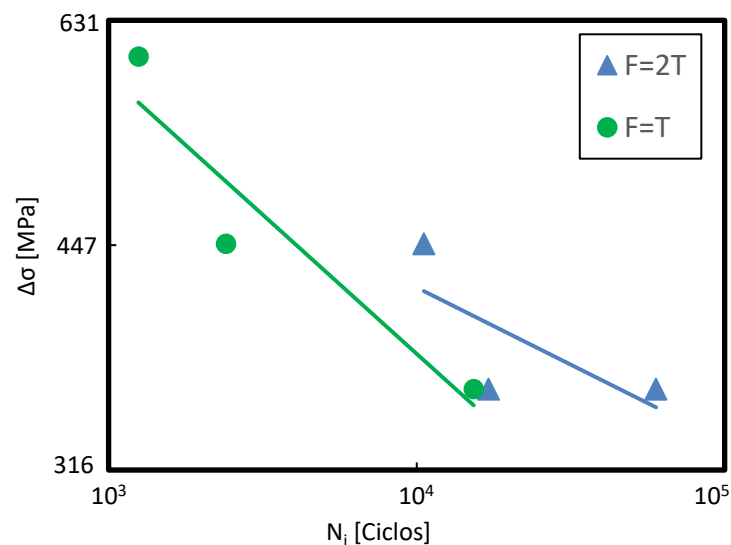


Figura 4.12. Gama de tensão nominal *versus* número de ciclos de iniciação para ensaios de provetes entalhados com furo e com diferentes modos de carregamento.

As relações entre o número de ciclos de iniciação de fenda (N_i) e a gama de tensão local de von Mises ($\Delta\sigma_{vML}$) para os casos de provetes entalhos com furo e sem furo estão representadas na Figura 4.13. As gamas de tensão local de von Mises foram calculadas a partir dos modelos de elementos finitos nos locais de iniciação de fenda (ver Figura 4.2 e Figura 4.4). Novamente, a Figura 4.13 é apresentada numa escala bi-logarítmica. Estes dados foram utilizados a fim de obter as curvas de projeto aplicando o procedimento recomendado pelo Instituto Internacional de Soldadura (Hobbacher, 1996). As curvas médias (linhas tracejadas) foram ajustas com um coeficiente de correlação relativamente alto ($r = 0,998$ e $r = 0,960$ para provetes entalhados com furo e sem furo, respetivamente). Os limites superior e inferior para ambos os casos foram representados para uma probabilidade de sobrevivência de 95% calculada a partir do valor médio assumindo níveis de confiança bilaterais de 95%. De acordo com estes resultados, independentemente do tipo de

carregamento, conclui-se que a gama de tensão local de von Mises permite correlacionar, satisfatoriamente, os estados de tensão-deformação com as vidas à fadiga.

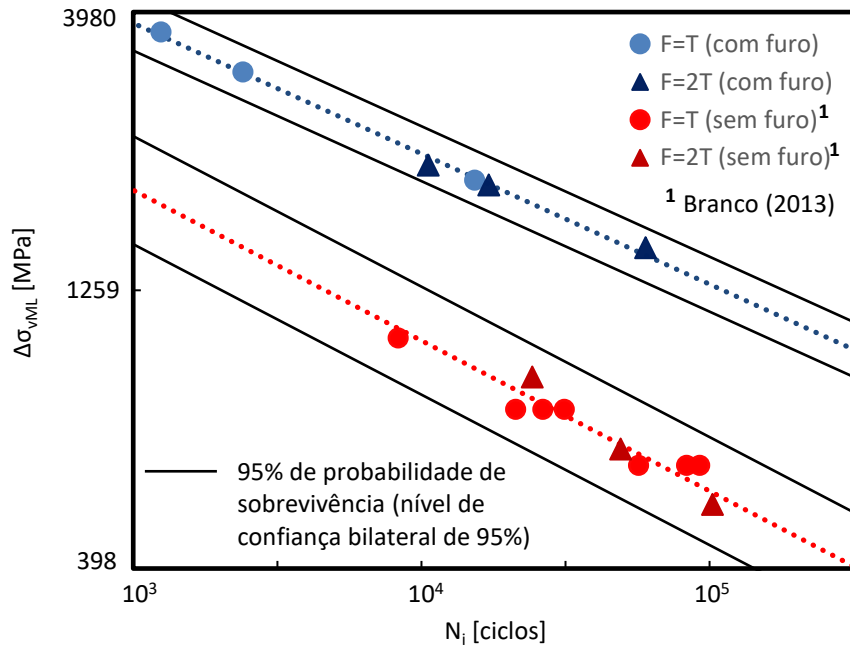


Figura 4.13. Gama de tensão local de von Mises *versus* número de ciclos de iniciação para as diferentes condições de carregamento estudadas e para o caso de provetes entalhados sem furo (¹ Branco ,2013).

4.3. Previsão de vida à fadiga

As previsões de vida à fadiga foram efetuadas com recurso a análises lineares elásticas de elementos finitos. O efeito do entalhe com furo no comportamento à fadiga foi estimado usando a Teoria das Distâncias Críticas (TCD). A distância crítica que considera a média das tensões locais totais pode ser definida recorrendo o parâmetro de El Haddad (Equação 2.19). Assim, para $R = 0,03$, leva a:

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{|\Delta K_{lf}|}{|\sigma_{fo}|} \right)^2 \Leftrightarrow a_0 = \frac{1}{\pi} \times \left(\frac{6,93}{353} \right)^2 \Leftrightarrow a_0 = 122,5 \times 10^{-6} m \Leftrightarrow (4.2)$$

$$\Leftrightarrow a_0 = 122,5 \mu m$$

onde ΔK_{lf} é o limiar de propagação de fadiga e σ_{fo} é a tensão limite de fadiga de um provete liso. Estas duas constantes são determinadas para a mesma razão de tensão que o componente a ser avaliado. As constantes são apresentadas na Tabela 3.2. Deste modo, o parâmetro de El Haddad é igual a 122,5mm (Equação 4.2). O método da linha foi usado para avaliar a

média da distribuição de tensões elásticas sobre a região crítica. Neste método, a distância crítica (Equação 4.3) é dada pela por:

$$D_{ML} = 2a_0 \Leftrightarrow D_{ML} = 2 \times 122,5 \Leftrightarrow D_{ML} = 245 \mu\text{m} \quad (4.3)$$

onde a_0 é o parâmetro de El Haddad e D_{LM} é a distância crítica para o método da linha.

A tensão local de von Mises foi selecionada como representativa do processo de falha por fadiga uma vez que, conforme referido na secção 4.2, permite correlacionar satisfatoriamente os estados de tensão-deformação com as vidas à fadiga. A Figura 4.14 representa, como exemplo, a relação entre a gama de tensão local de von Mises ($\Delta\sigma_{vML}$) e a distância até à superfície do furo (d) para um provete sujeito a flexão combinada com torção com uma relação $M_f = M_t$ (FT1-1). A gama de tensão crítica calculada através do método da linha, conforme se indica na Figura 4.14, é aproximadamente igual a 2827,8 MPa.

Na Figura 4.15 são comparadas, de forma adimensional, as distribuições de tensão obtidas para as duas condições de carregamento estudadas neste trabalho. A tensão local de von Mises foi dividida (σ_{vML}) foi dividida pelo seu valor máximo ($\sigma_{vML,máx}$) e a distância à superfície do furo (d) foi dividida pela distância crítica (D_{ML}). Pelo facto de a tensão de von Mises não ser dada exatamente para a mesma profundidade em todos os casos estudados devido às diferentes profundidades dos furos existentes nos provetes, procedeu-se a uma aproximação segundo uma função polinomial para ser possível visualizar de forma satisfatória a evolução da tensão de von Mises como mostra a Figura 4.15.

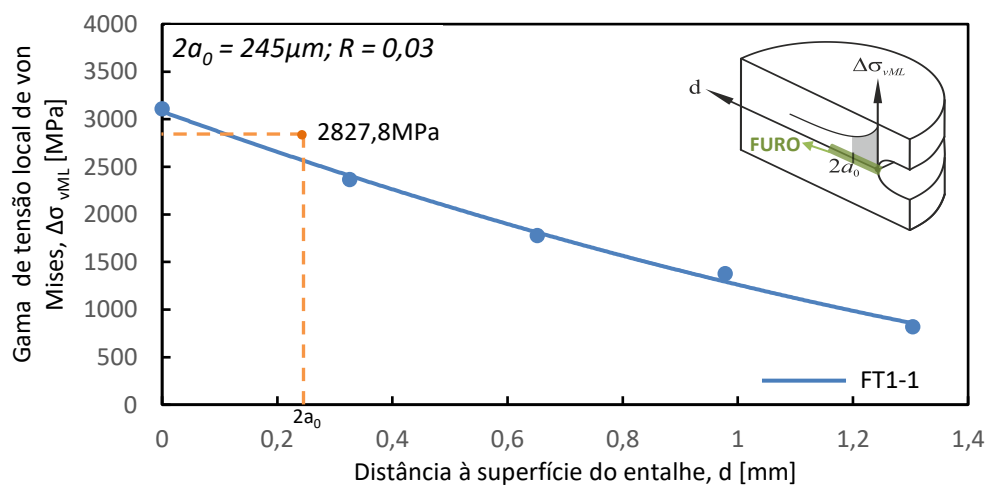


Figura 4.14. Gama de tensão local de von Mises versus distância à superfície do entalhe para um ensaio com $M_F = M_T$ (FT1-1) e furo contido no entalhe.

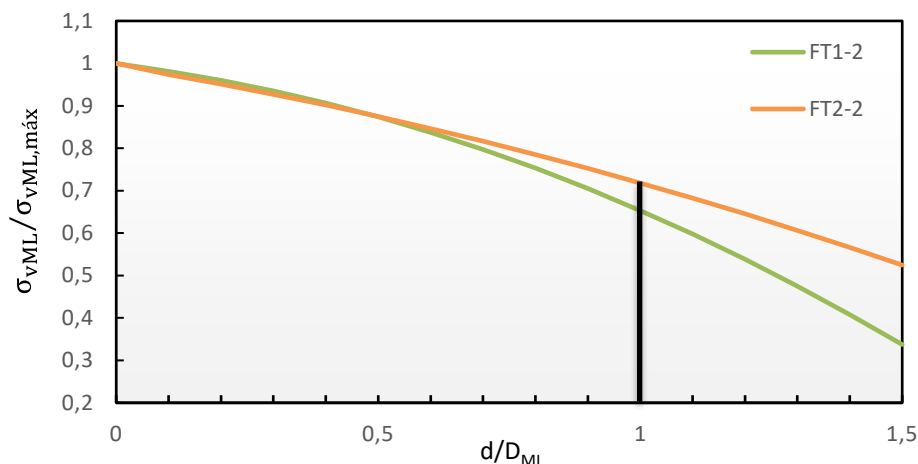


Figura 4.15. Tensão local de von Mises adimensional ($\sigma_{vML}/\sigma_{vML,m\acute{a}x}$) versus distância à superfície do entalhe adimensional (d/D_{ML}) para as diferentes condições de carregamento analisadas em modelos com furo contido no entalhe.

Com o intuito de comparar resultados, e analogamente ao procedimento descrito relativamente à Figura 4.15, a Figura 4.16 mostra os resultados obtidos para as mesmas condições de carregamento em modelos sem furo contido no entalhe. Observando as curvas resultantes pode identificar-se uma primeira fase ($d/D_{ML} \leq 1$) em que as distribuições de tensão são idênticas e uma segunda fase ($d/D_{ML} > 1$) onde as diferenças entre as distribuições de tensão aumentam com a distância adimensional. Isto não se verifica na Figura 4.15, o que significa que a presença dos furos contidos no entalhe, com profundidades significativamente diferentes, muda consideravelmente a evolução da gama local de tensão de von Mises.

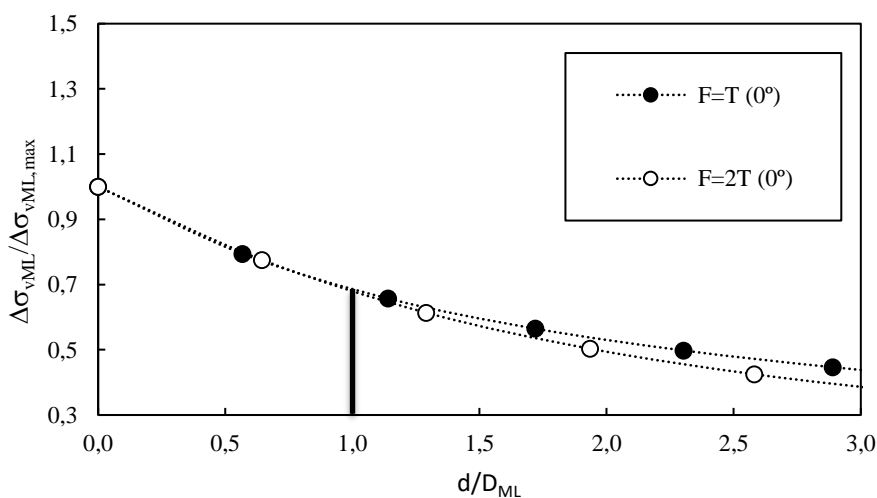


Figura 4.16. Tensão local de von Mises adimensional ($\sigma_{vML}/\sigma_{vML,m\acute{a}x}$) versus distância à superfície do entalhe adimensional (d/D_{ML}) para as duas condições de carregamento analisadas em modelos sem furo contido no entalhe (adaptado de Branco, 2013).

O número de ciclos de iniciação de fenda (N_i) foi calculado a partir das curvas $2b-N$. O comprimento de iniciação de fenda (a_0) foi deduzido a partir do comprimento superficial de fenda ($2b_0$). Tendo em consideração a análise dos ensaios de marcação de frente de fenda (ver Figura 4.8) foi assumida uma relação de aspecto de fenda $a/b = 0,9$ para os casos com furo, e $a/b = 0,462$ para casos sem furo. A Figura 4.17 mostra, como exemplo, um ensaio de marcação com $M_F = M_T$ e a respetiva relação de aspecto. O valor de a representa o ponto mais profundo da frente de fenda e b representa o comprimento de fenda correspondente na superfície do entalhe. Baseado nesta hipótese, a vida de iniciação foi calculada quando o comprimento superficial da fenda atingiu o valor b_0 (ou $2b_0$) que corresponde a uma profundidade de fenda a_0 para os casos com furo (ou sem furo). Tomando como exemplo $R = 0,03$, obtém-se $2b_0 = 272,2 \mu m$ para os casos com furo e $2b_0 = 558,2 \mu m$ para casos sem furo.



Figura 4.17. Marcas de frente de fenda obtidas no ensaio de marcação com $F=T$ (FT1-3).

O modelo da energia de deformação total, descrito na secção 2.3.3.3, foi usado para prever as vidas de iniciação (N_p) representadas posteriormente na Tabela 4.3. A curva mestra de fadiga para este material, obtida através de ensaios uniaxiais em controlo de deformação no regime de fadiga oligocíclica, encontra-se representada na Figura 4.18 (Branco, 2013). A Figura 4.18 apresenta a evolução da densidade de energia de deformação total (ΔW_T) com o número de reversões até à rotura ($2N_r$) sendo, neste caso a densidade de energia de deformação total dada pela soma da parte plástica e da parte elástica positiva. Na Figura 4.18 apresenta-se, também, a evolução da componente plástica (a azul) com a vida. Os resultados obtidos para este material são bastante próximos dos medidos por Sih (2004).

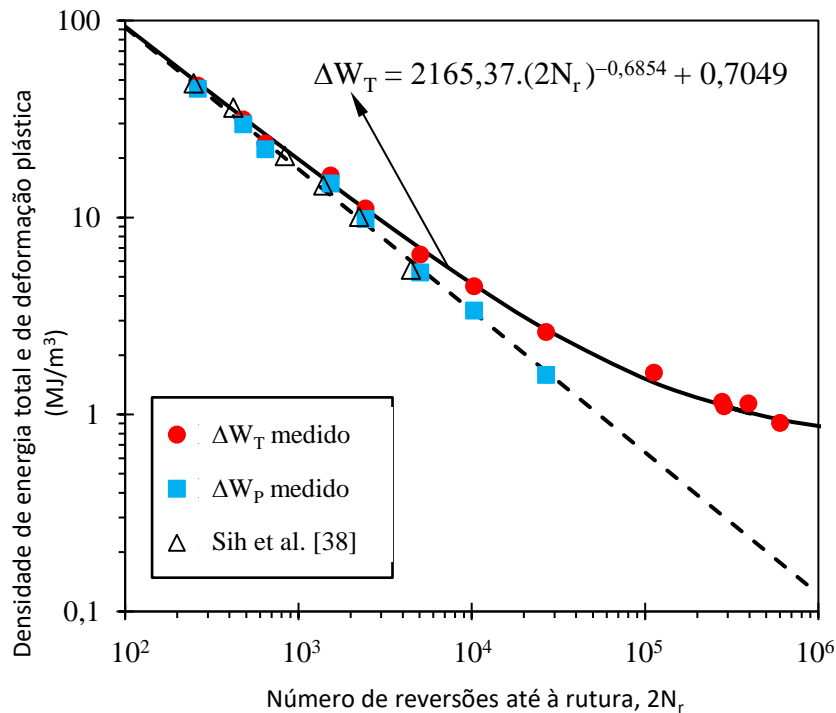


Figura 4.18. Densidade de energia total e de deformação plástica *versus* número de reversões até à rutura (adaptado de Branco, 2013).

Para obter os circuitos de histerese, conforme representado na Figura 4.19, procedeu-se ao cálculo da tensão máxima ($\sigma_{m\acute{a}x}$) a partir da Equação 2.31, vindo:

$$\frac{\sigma_{m\acute{a}x}^2}{2E} + \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{n' + 1} \left(\frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{k'} \right)^{1/n'} = K_T^2 \frac{\sigma_{nom,m\acute{a}x}^2}{2E} \quad (4.4)$$

em que n' e k' são o expoente e coeficiente de endurecimento cíclico, respetivamente, e $\sigma_{nom,m\acute{a}x}^2$ é a tensão nominal máxima. Neste caso a quantidade $K_T \times \sigma_{nom,m\acute{a}x}$ foi substituída pela tensão local máxima de von Mises ($\sigma_{vML,m\acute{a}x}$) obtida pelo MEF, evitando assim o cálculo dos fatores elásticos de concentração de tensões. Por sua vez, a deformação máxima ($\varepsilon_{m\acute{a}x}$) foi calculada substituindo a tensão local pela tensão máxima na Equação 2.27 vindo que:

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

As gamas de tensão e deformação ($\Delta\sigma$ e $\Delta\varepsilon$, respetivamente) foram também obtidas com recurso à Equação 2.31 e Equação 2.27 vindo que:

$$\frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{n' + 1} \left(\frac{\Delta\sigma}{2k'} \right)^{1/n'} = K_T^2 \frac{\Delta\sigma_{nom}^2}{4E} \quad (4.6)$$

onde $\Delta\sigma_{nom}$ é a gama de tensão nominal. Vem, ainda:

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2\left(\frac{\Delta\sigma}{2k}\right)^{1/n} \quad (4.7)$$

onde se aplicou um fator de 2.

O procedimento descrito anteriormente foi aplicado para todos os ensaios. A Figura 4.19 representa a curva típica de tensão-deformação obtida, usando esta abordagem, para o caso FT1-1. A Figura 4.20 apresenta a mesma curva para o caso FT2-1. Os valores de $\Delta\sigma$ e $\Delta\varepsilon$ obtidos para o caso FT1-1 e FT2-1 estão representados nas figuras e têm em consideração as diferenças entre o ponto A e o ponto B em termos de tensão e deformação, respetivamente. A comparação das duas curvas de histerese representadas mostra claramente que para o caso FT2 a gama de tensão obtida é inferior relativamente à do caso FT e, como seria de esperar, a gama de deformação também o é. Os valores obtidos de tensão máxima ($\sigma_{m\acute{a}x}$), tensão média (σ_m) e gama de deformação ($\Delta\varepsilon/2$) para as diferentes condições de carregamento estudadas estão listadas na Tabela 4.3. Além disso, as vidas de iniciação obtidas experimentalmente (N_i) e numericamente (N_p) estão também especificadas na tabela 4.3.

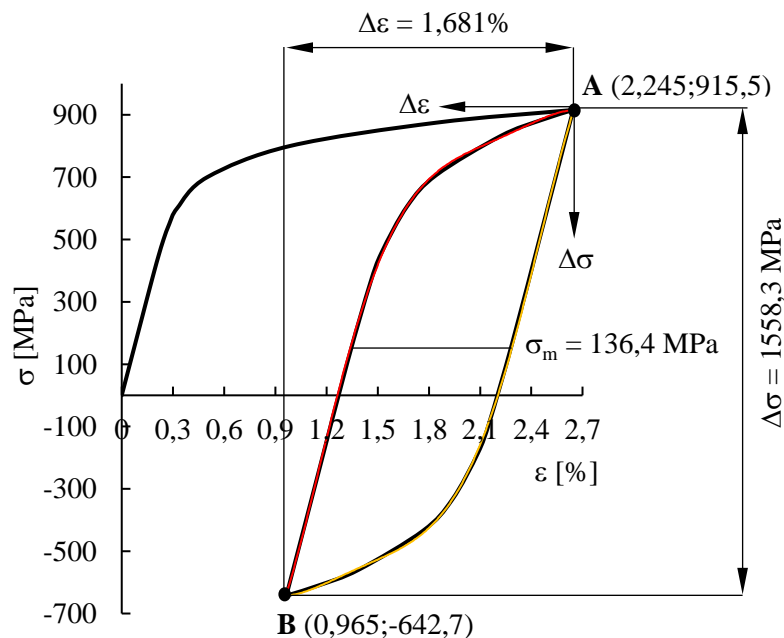


Figura 4.19. Circuitos de histerese obtidos para um ensaio com $M_F = M_T$ aplicando o método da densidade de energia de deformação total (referência do provete: FT1-1).

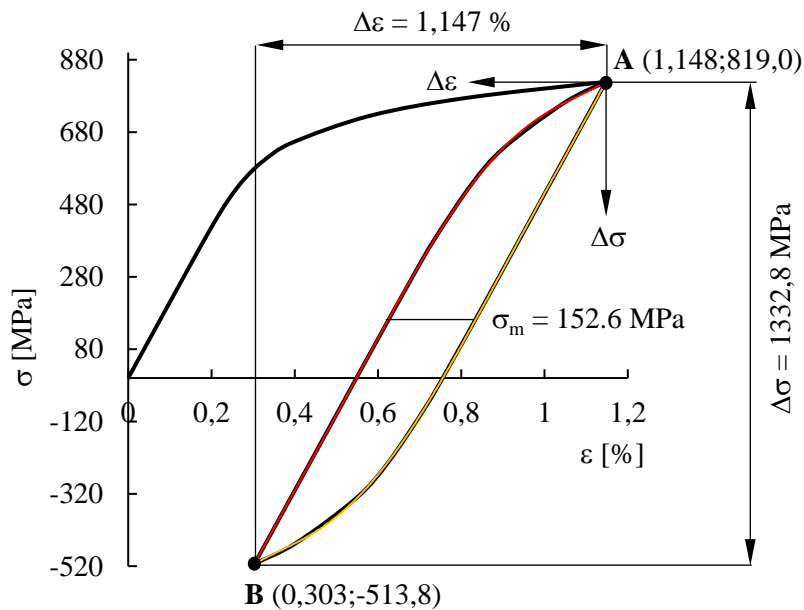


Figura 4.20. Circuitos de histerese obtidos para um ensaio com $M_F = 2M_T$ aplicando o método da densidade de energia de deformação total (referência do provete: FT2-1).

Tabela 4.3. Previsões obtidas experimentalmente e numericamente para os testes de tensão-torção.

Referência do provete	Δp_F [mm]	$\sigma_{m\acute{a}x}$ [MPa]	σ_m [MPa]	$\Delta\varepsilon/2$ [-]	N_i [ciclos]	N_p [ciclos]
FT2-1 (D=16mm)	0,159	819,0	152,6	$4,221 \times 10^{-3}$	10557	10313
FT2-2 (D=14mm)	0,424	819,7	154,2	$4,204 \times 10^{-3}$	17111	10466
FT2-3 (D=14mm)	0,133	779,1	174,4	$3,293 \times 10^{-3}$	59878	39417
FT1-1 (D=16mm)	1,300	915,5	136,4	$8,404 \times 10^{-3}$	2406	1733
FT1-2 (D=14mm)	0,287	844,0	147,1	$4,928 \times 10^{-3}$	15320	8230
FT1-3 (D=14mm)	1,396	946,3	134,4	$10,84 \times 10^{-3}$	1250	953

As relações entre as vidas de iniciação obtidas experimentalmente (N_i) e as vidas de iniciação previstas (N_p) obtidas para provetes entalhas com furo e sem furo estão representadas na Figura 4.21. Foram traçadas duas bandas de dispersão para razões N_p/N_i

iguais a 0,5 (i.e. $N_i = 2N_p$) e 2 (i.e. $N_p = 2N_i$). De maneira geral, as previsões de vida à fadiga dentro deste intervalo ($0,5 < N_p/N_i < 2$) são consideradas aceitáveis. Como se pode ver, pela figura, todos os dados se localizam no interior das bandas. Para além disso, todos os dados relativos aos provetes com furo contido no entalhe, situam-se na zona imediatamente abaixo da linha que corresponde a $N_i = N_p$, quer isto dizer que a vida prevista à fadiga foi em todos os ensaios ligeiramente inferior à vida experimental ($N_i < N_p$). Com isto, conclui-se que o modelo da densidade de deformação total constitui um excelente método de previsão para peças entalhadas e com um nível de segurança bastante elevado. Novamente, confirma-se que a tensão de von Mises representa um excelente parâmetro de dano à fadiga, tendo em conta a sua boa correlação com as vidas de iniciação (N_i).

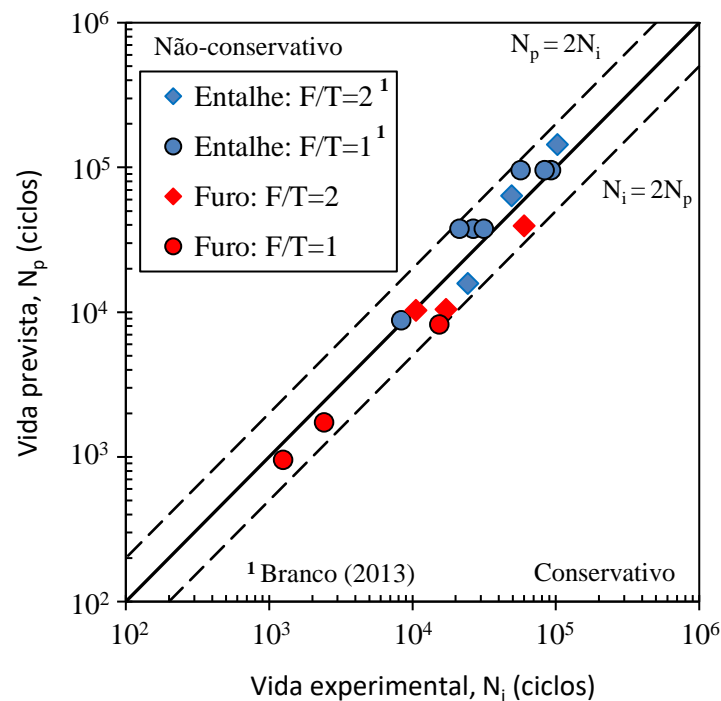


Figura 4.21. Vida de iniciação obtida experimentalmente *versus* vida de iniciação prevista obtida pelo método da Densidade de Energia de Deformação Total (Branco, 2013).

A Tabela 4.4 apresenta alguns dados estatísticos obtidos a partir das razões N_i/N_p aplicando o método da Densidade de Energia de Deformação Total (DEDT). Pode ver-se que o valor médio é sempre inferior a dois e superior a um, como já tinha sido visto anteriormente. O desvio padrão e o desvio média apresentam valores inferiores a um, o que

significa que os resultados obtidos para as vidas previstas a partir do modelo da Densidade de Energia de Deformação Total são consideravelmente bons.

Tabela 4.4. Dados estatísticos para a razão N_i/N_p das diferentes razões de tensão.

Referência do provete	N_i/N_p	Mínimo N_i/N_p	Máximo N_i/N_p	Média	Desvio padrão	Desvio médio
FT2-1	1,024	1,024	1,635	1,393	0,265	0,246
FT2-2	1,635					
FT2-3	1,519					
FT1-1	1,388	1,312	1,861	1,520	0,243	0,227
FT1-2	1,861					
FT1-3	1,312					
TODOS	-	1,024	1,861	1,457	0,262	0,215

5. CONCLUSÕES E INVESTIGAÇÕES FUTURAS

O objetivo principal da presente dissertação, identificado nos capítulos anteriores, consistiu em estudar o comportamento à fadiga de peças entalhadas com furo central, concebidas a partir da liga de alta resistência DIN 24CrNiMo6, sujeitas a carregamentos proporcionais de flexão-torção. Relativamente ao carregamento, foram consideradas duas razões entre tensões normais e tensões de corte, mais especificamente $\sigma/\tau = 4$ e $\sigma/\tau = 2$. O trabalho experimental englobou a caracterização do material em termos de microestrutura, ângulos de iniciação, vidas de iniciação da fenda e análise das superfícies de fratura. O trabalho numérico baseou-se no estado de tensão-deformação na raiz do entalhe, a partir de modelos linear-elásticos tridimensionais de elementos finitos, de forma a prever as vidas de iniciação aplicando o modelo da Densidade de Energia de Deformação Total (DEDT). Unicamente para fins comparativos, foram, também, usados dados de outros trabalhos para condições de carregamento similares em provetes entalhados sem furo.

Podem realçar-se as seguintes conclusões:

- Os locais e ângulos de iniciação, as trajetórias de fenda e as superfícies de fratura dependem significativamente da relação σ/τ ;
- As trajetórias e os locais de iniciação de fendas por fadiga parecem ser controladas pela distribuição das tensões principais ao logo da superfície do entalhe;
- As regiões mais suscetíveis à iniciação de fendas são aquelas onde a primeira tensão principal apresenta valores máximos;
- Os ângulos de iniciação verificados experimentalmente são muito similares aos ângulos de iniciação previstos;
- A diminuição da relação entre a tensão normal e a tensão de corte (σ/τ) aumenta consideravelmente o ângulo de iniciação;
- O aumento da tensão de corte diminui significativamente a vida à fadiga e aumenta a velocidade de propagação da fenda;

- Existiu uma correlação bastante satisfatória entre a amplitude de tensão local de von Mises e o número de ciclos de iniciação. Deste modo, a amplitude de tensão de von Mises foi selecionada com representativa do processo de falha por fadiga;
- As previsões de vida à fadiga calculadas pelo modelo da Densidade de Energia de Deformação Total estão em conformidade com as observações experimentais. Todas as previsões se encontram num intervalo aceitável ($0,5 < N_p/N_i < 2$). Assim, o modelo DEDT apresenta-se um método muito viável de previsão de vida de iniciação em peças de secção circular sujeitas a carregamentos de flexão-torção;
- A existência do furo central no entalhe influencia definitivamente os resultados obtidos. A forma mais fácil de entender isso é a visualização da tensão local máxima de von Mises em provetes entalhados com e sem furo central. O local de iniciação à superfície verifica-se na zona do furo e o ângulo de iniciação é superior, as vidas à fadiga são reduzidas com a adição do furo central.

No decorrer da presente dissertação foram abordadas várias questões. No entanto, existem uma série de tópicos de pesquisa relevantes merecedores de investigação adicional, tais como:

- Avaliar o estado de tensão-deformação local na região do furo recorrendo a modelos de elementos finitos elastoplásticos;
- Estudar o efeito da razão de tensão R no comportamento à fadiga de peças entalhadas com furo central;
- Estudar o comportamento à fadiga de peças entalhadas com furo central sujeitas a carregamentos não proporcionais;
- Estudar o comportamento à fadiga de peças entalhadas com furo central sujeitas a orientações de carga diferentes e avaliar o efeito da respetiva orientação de carga;
- Estudar o efeito de outras descontinuidades-geometrias no comportamento à fadiga.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASTM (2013). ASTM E1823-13, Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- Basquin OH (1910). “The exponential law of endurance tests”. American Society for Testing and Materials, ASTM 10 (II), 625-630.
- Branco CM, Ferreira JM, Costa JD, Ribeiro A (2012). “Projeto de órgãos de máquinas”. 3ª Ed., Fundação Calouste Gulbenkian.
- Branco R (2013). “Fatigue life prediction of notched components subjected to complex loading”. Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica na especialidade de Construção Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade de Coimbra, Coimbra.
- Branco R, Costa JD, Berto Filippo, Antunes FV (2017). “Fatigue life assessment of notched round bars under multiaxial loading based on the total strain energy density approach”. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. dx.doi.org/10.1016/j.tafmec.2017.06.003
- Branco R, Costa JD, Berto Filippo, Antunes FV (2017). “Effect of loading orientation on fatigue behaviour in severely notched round bars under non-zero mean stress bending-torsion”. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*. dx.doi.org/10.1016/j.tafmec.2017.07.015
- Branco, R, Prates PA, Costa JD, Berto Filippo, Kotousov Andrei. “New methodology of fatigue life evaluation for multiaxially loaded notched components based on two uniaxial strain-controlled tests”. *International Journal of Fatigue*. doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.02.027
- Branco R, Costa JD, Antunes FV (2012). “Low-cycle fatigue behaviour of 34CrNiMo6 high strength steel”. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 58(1), 28-34. doi:10.1016/j.tafmec.2012.02.004.
- Coffin LF (1954). “A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal”. *Transactions of ASME*, 76, 931-950.
- El Haddad MH, Dowling NE, Topper TH, Smith KN (1980). “J-integral applications for short fatigue cracks at notches”. *International Journal of Fracture*, 16(1), 15-30. doi:10.1007/bf00042383
- Ellyin F (1997). “Fatigue damage, crack growth and life prediction”. 1ª Ed., Chapman & Hall.
- Ewing JA, Humfrey JC (1903). “The fracture of metals under repeated alternations of stress”. *Philosophical Transactions of the Royal Society*, 200, 241-250.
- Farahmand B, Bockrath G, Glassco J (1997). “Fatigue and fracture mechanics of high risk parts: Application of LEFM & FMDM theory”. Chapman & Hall, New York.

- Gerber WZ (1874). "Calculation of the allowable stresses in iron structures". *Z. Bayer Archit. Ing. Ver.* 6, 101-110.
- Glinka G (1985). "Calculation of inelastic notch-tip strain-stress histories under cyclic loading". *Engineering Fracture Mechanics*, 22(5), 839-854. doi:10.1016/0013-7944(85)90112-2
- Goodman J (1899). "Journal of Mechanics Applied to Engineering". 1^a Ed., Longman, London.
- Hobbacher A (1996). "Fatigue design of welded joints and components". doi:10.1533/9780857093189
- Ince A, Glinka G (2016). "Innovative computational modeling of multiaxial fatigue analysis for notched components". *International Journal of Fatigue*, 82, 134-145. doi:10.1016/j.ijfatigue.2015.03.019
- Irwin G (1957). "Fracture". *Encyclopedia of Physics 4, Springer, Berlin.*
- Itoh T, Sakane M, Ohnami M, Socie DF (1995). "Nonproportional low cycle fatigue criterion for type 304 stainless steel". *Journal of Engineering Materials and Technology*, 117(3), 285-292. doi:10.1115/1.2804541
- Klesnil M, Lukáš P (1972). "Effect of stress cycle asymmetry on fatigue crack growth". *Materials Science and Engineering*, 9, 231-240. doi:10.1016/0025-5416(72)90038-9
- Klesnil M, Lukáš P (1992). "*Fatigue of metallic materials*". Materials Science Monographs 71, Elsevier.
- Koh SK, Stephens RI (1991). "Mean stress effects on low cycle fatigue for a high strength steel". *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 14(4), 413-428. doi:10.1111/j.1460-2695.1991.tb00672.x
- Lanza G (1886). "Strength of shafting subjected to both twisting and bending". *Transactions of ASME*, 8, 130-144.
- MIL-HDBK-5H (1998). Military Handbook: "*Metallic materials and elements for aerospace vehicle structures*". Departamento de Defesa dos Estados Unidos da América, Washington D.C.
- Molski K, Glinka G (1981). "A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root". *Materials Science and Engineering*, 50(1), 93-100. doi:10.1016/0025-5416(81)90089-6
- Neuber H (1958). "*Theory of notch stresses: Principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material*". Springer, Berlin, Germany.
- Neuber H (1961). "Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law". *Journal of Applied Mechanics*, 28(4), 544-550. doi:10.1115/1.3641780
- Paris P, Erdogan F (1963). "A Critical Analysis of Crack Propagation Laws". *Journal of Basic Engineering*, 85(4), 528. doi:10.1115/1.3656900

- Peterson R (1959). “*Metal fatigue*”. Edited by Sines G and Waisman J, McGraw-Hill, New York.
- Serra A (2011). “Comportamento à fadiga de provetes entalhados em aço 35CrNiMo6 submetidos a esforços combinados de torção e flexão”. Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica na especialidade de Sistemas de Produção, Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade de Coimbra, Coimbra.
- Sih GC, Jeong DY (2004). Hysteresis loops predicted by isoenergy density theory for Polycrystals. Part I: Fundamentals of non-equilibrium thermal-mechanical coupling effects. *Theoretical and Applied Mechanics* 41, 233-266.
- Smith RW, Hirschberg MH, Manson SS (1963). “*Fatigue behavior of materials under strain cycling in low and intermediate life range*”. NASA TN D-1574, National Aeronautics and Space Administration, Washington D.C.
- Smith R, Watson P, Topper T (1970). “A stress-strain parameter for the fatigue of metals”. *Journal of Materials*, 5, 767-778.
- Socie D, Marquis G (2000). “*Multiaxial Fatigue*”. Society of Automotive Engineers, ISBN 0-7680-0453-5.
- Vieira A (2017). “Previsão de vida à fadiga em peças entalhadas sujeitas a carregamentos multiaxiais” Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica na especialidade de Produção e Projeto, Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade de Coimbra, Coimbra.
- Zenner H (2004). “Multiaxial fatigue methods, hypotheses and applications an overview”. 7th International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture, Berlin, Germany, 3-16.

