



**Comportamento à fadiga de provetes entalhados em aço
35CrNiMo6 submetidos a esforços combinados de torção e flexão**

Adalberto José Santos Serra

Dissertação para a obtenção do Grau de Mestre em
Engenharia Mecânica

Júri

Presidente: Professor Doutor José António Martins Ferreira
Orientador: Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa
Vogais: Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes

Setembro, 2011



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA



Comportamento à fadiga de provetes entalhados em aço 35CrNiMo6 submetidos a esforços combinados de torção e flexão

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

Autor

Adalberto José Santos Serra

Orientador

José Domingos Moreira da Costa

Júri

Presidente	Professor Doutor José António Martins Ferreira Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado c/Agregação da Universidade de Coimbra Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, Setembro, 2011

Agradecimentos

A concretização da presente tese de mestrado só foi possível graças ao apoio concedido por diversas pessoas e instituições. Assim, quero expressar os seguintes agradecimentos:

Em primeiro lugar devo referir o magnífico apoio do orientador científico, Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa. Magnífico também foi o apoio do colega e amigo Ricardo Nuno Madeira Soares Branco. Aos nomes citados anteriormente um muito obrigado pela iniciativa deste trabalho e pelo apoio e disponibilidade que sempre demonstraram.

Devo também agradecer ao Professor Fernando Jorge Ventura Antunes pelo apoio e bom ambiente criado no local de trabalho.

Ao Professor Amílcar Lopes Ramalho um obrigado pela ajuda prestada no que diz respeito ao SEM.

Devo salientar de igual forma o apoio de todo o pessoal docente e não docente do grupo de construções mecânicas.

Devo expressar a minha profunda gratidão aos meus pais pelo apoio durante todos estes anos e principalmente à minha mãe, pela paciência e carinho demonstrados nesta derradeira fase.

Há que referir também o apoio e carinho incondicionais demonstrados pela minha namorada, sem sombra de dúvida, importantes para que todo este trabalho fosse possível. Com muito amor, obrigado Inês.

Aos meus amigos, Dário, Frederico, Pedro (Madeira), Marco Nóbrega, Ricardo Heleno, e a tantos outros um grande abraço por todos os bons momentos que passámos nesta vida académica.

Um bem haja a todos os professores, que me transmitiram conhecimentos adequados para que pudesse chegar aqui.

O autor agradece à Fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT) e ao FEDER (Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional) pelo apoio financeiro (Projecto PTDC/EME-PME/114892/2009; COMPETE: FCOMP-01-0124-FEDER-015171).



Resumo

A presente tese tem como principal objectivo o estudo do comportamento à fadiga do aço 35CrNiMo6 em provetes de secção circular entalhados submetidos a carregamentos combinados de torção e flexão de amplitude. Todos os ensaios de fadiga foram realizados para a razão de tensões igual a zero ($R=0$).

Uma parte significativa de estruturas e componentes mecânicos estão sujeitos a cargas multiaxiais cíclicas, de onde poderá resultar a acumulação de dano ao longo do tempo. Assim, é de grande interesse a avaliação da vida à fadiga no projecto destes elementos, de modo a evitar falhas em serviço inesperadas.

Nesta tese fez-se o estudo da resposta do aço 35CrNiMo6 a vários tipos de carregamentos multiaxiais. Pretendeu-se assim avaliar o efeito provocado pela alteração da relação entre as tensões normal e de corte, para a mesma tensão equivalente de von Mises na vida à fadiga. Efectuaram-se ensaios combinados de flexão / torção para diferentes rácios de momento flector e torçor, bem como, ensaios com carregamentos simples de torção e de flexão. Durante os ensaios efectuou-se a monitorização das zonas de iniciação da fenda, a sua orientação e trajectória que seguiram durante a fase de propagação. Após os ensaios as superfícies de fractura foram observadas por microscopia electrónica de varrimento (SEM) para identificação dos micromecanismos de iniciação e propagação de fenda.

Analisando os gráficos $2c_i-N$ para a mesma tensão equivalente local, a evolução do comprimento da fenda não é igual. Tal fenómeno deve-se à quantidade de poros existentes na superfície do entalhe, o que causa a iniciação de um número diferente de fendas.

Nos modelos de previsão de vida à fadiga, surgiram duas zonas distintas. Para este fenómeno não foi possível encontrar uma explicação plausível.

Palavras-chave: Fadiga multiaxial, Vida à fadiga, Aço 35CrNiMo6, von Mises, Iniciação de fenda, SEM.

Abstract

The main goal of the present thesis consists in studying the fatigue behaviour of the 35CrNiMo6 high strength steel using notched circular cross-section specimens under both constant amplitude in-phase bending and torsion loads. All fatigue tests were performed for the stress ratio equal to zero ($R = 0$).

A significant portion of engineering structures and mechanical components are subjected to multiaxial cyclic loads, from which damage accumulation can occur over the time. In that sense, an accurate *assessment* of fatigue life in design of such components is crucial in order to avoid unexpected in-service failures.

In this thesis, the fatigue response of the 35CrNiMo6 high strength steel to several in-phase multiaxial loads is studied. The main objective is to evaluate the effect of different normal and shear stress ratios on fatigue life for identical equivalent von Mises stresses. Experimental tests for several in-phase bending and torsion ratios as well as simple bending and pure torsion were carried out. The locals of crack initiation were identified and monitored. Besides, the crack paths and crack orientations were also analysed during the propagation period. After the experimental tests, the fracture surfaces were carefully observed by scanning electron microscopy (SEM) aiming at identifying the micromechanisms of fatigue crack initiation and propagation.

The analysis of $2c_i$ -N curves, for the same equivalent local stress, shows different evolutions in crack length. This phenomenon can be explained by the different levels of porosity at the surface of notches, causing the initiation of a variable number of cracks which changes the crack growth rate.

The fatigue life prediction models applied here, namely Coffin-Manson and SWT, two main regions were identified. For this fact, no plausible justification has been found to date.

Keywords: Multiaxial fatigue, Fatigue life, 35CrNiMo6 high strength steel, Equivalent von Mises criterion, Crack initiation, SEM.

Índice

Índice de Figuras	vii
Índice de Tabelas	ix
Simbologia e Siglas	x
Simbologia.....	x
Siglas	xii
1. Introdução	1
1.1. Objectivos	1
1.2. Estrutura da tese	2
2. Revisão Bibliográfica	3
2.1. Introdução	3
2.2. Aspectos gerais de fadiga.....	4
2.3. Ciclos de tensão de fadiga e seus parâmetros fundamentais.....	5
2.3.1. Ensaios de fadiga	7
2.3.2. Obtenção e caracterização das curvas S-N	9
2.3.3. Concentração de tensões.....	10
2.4. Modelos de previsão de vida em fadiga multiaxial	14
2.4.1. Introdução	14
2.4.2. Carregamentos Proporcionais e Não Proporcionais	14
2.4.3. Modos de solitação de uma fenda.....	16
2.4.4. Efeito de tensão média na resistência à fadiga	17
2.4.5. Coffin - Manson	19
2.4.6. Modelo de Smith, Watson e Topper (SWT).....	19
2.4.7. Critério de von Mises	21
3. Material, equipamento e procedimento experimental	22
3.1. Introdução	22
3.2. Material	22
3.2.1. Microestrutura	23
3.3. Ensaios de tracção.....	24
3.4. Ensaios de fadiga	26
3.4.1. Geometria dos provetes	26
3.4.2. Máquina de ensaios	27
3.4.3. Medição das fendas	28
3.4.4. Procedimento experimental	30
3.5. Análise das superfícies de fractura	39
4. Resultados e discussão	40
4.1. Introdução	40
4.2. Determinação dos valores de K_{ff} e K_{ft}	41
4.3. Esforços combinados de torção e flexão.....	41
4.3.1. Relação momento flector igual ao dobro do momento torçor	42
4.3.2. Relação momento flector igual ao momento torçor	43
4.3.3. Relação momento flector igual a dois terços do momento torçor	44
4.3.4. Obtenção das curvas S-N para os esforços combinados.....	45

4.4.	Torção pura	47
4.5.	Flexão simples	49
4.6.	Marcagem de fendas	51
4.7.	Análise das superfícies de fractura	53
4.7.1.	Análise das superfícies no SEM	53
4.7.2.	Análise das orientações de fenda.....	55
4.8.	Previsão.....	56
4.8.1.	Previsão da vida de iniciação à fadiga.....	57
4.8.2.	Previsão da vida final à fadiga.....	58
5.	Conclusão e futuros desenvolvimentos	61
5.1.	Conclusões	61
5.2.	Propostas para futuros desenvolvimentos.....	63
6.	Referências bibliográficas	64
7.	Anexo I.....	66
7.1.	Metodologia do ensaio de fadiga submetidos a esforços combinados de flexão e torção 66	
7.2.	Metodologia do ensaio de fadiga submetidos a esforço de torção pura	67
7.3.	Metodologia do ensaio de fadiga submetidos a esforço de flexão simples	68
8.	Anexo II.....	70
8.1.	Tabela de ensaios para esforços combinados entre momento flector e momento torçor 70	
8.2.	Tabela de ensaios para torção pura	71
8.3.	Tabela de ensaios para flexão simples.....	71
9.	Anexo III	72
9.1.	Tabela de previsão do número de ciclos de iniciação para o modelos de CM	72
9.2.	Tabela de previsão do número de ciclos de iniciação para o modelo de SWT.....	73
9.3.	Tabela de previsão para o número de ciclos finais para o modelo de CM	75
9.4.	Tabela de previsão para o número de ciclos finais para o modelo de SWT	76
10.	Anexo IV	78
10.1.	Sucessão de fotos de evolução de fenda.....	78
10.1.1.	Esforços combinados de flexão e torção.....	78
10.1.1.	Torção pura	80
10.1.2.	Flexão simples	81

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 Fases do processo de fadiga [2]	4
Figura 2 Tipos de sollicitação de fadiga mais comuns: a) Blocos de amplitude constante; b) Amplitude constante pulsante $R=0$; c) Aleatória ou irregular; d) Amplitude constante repetido $R>0$; e) Amplitude constante alternado $R=-1$ [3].....	5
Figura 3 Representação das curvas S-N	9
Figura 4 Representação do efeito de concentração de tensões na resistência à fadiga	10
Figura 5 Trajectórias de carregamentos proporcionais (casos 0 e 5) e não proporcionais (restantes).....	15
Figura 6 Modos principais de sollicitação/deformação de uma fenda: a) Modo I - Tensão normal; b) Modo II - Tensão de corte no plano da fenda; c) Modo III - Tensão de corte longitudinal [3]	16
Figura 7 Influência da tensão média na resistência à fadiga pelo diagrama de <i>Goodman</i> , <i>Gerber</i> e <i>Soderberg</i>	17
Figura 8 Crescimento de fenda segundo o modelo SWT [8]	20
Figura 9 Imagem de um poro por microscopia óptica.....	24
Figura 10 Imagem com dois poros por microscopia óptica	24
Figura 11 Imagem com dois poros por microscopia óptica	24
Figura 12 Imagem de um poro por SEM.....	24
Figura 13 Tipo de provete utilizado nos ensaios de tracção.....	25
Figura 14 Curvas tensão - deformação monótonas do aço 35CrNiMo6	25
Figura 15 Tipo de provete utilizado nos ensaios combinados de flexão / torção e flexão simples.....	26
Figura 16 Tipo de provete utilizado nos ensaios de torção pura	27
Figura 17 Equipamento utilizado nos ensaios experimentais.....	27
Figura 18 Fixação do sistema óptico na servo - hidráulica	28
Figura 19 Sistema óptico de medição do comprimento da fenda.....	28
Figura 20 Sistema óptico de medição da fenda ligado com o computador	28
Figura 21 Diagrama de esforços para os ensaios de fadiga submetidos a esforços combinados de flexão e torção	31
Figura 22 Sistema para esforços combinados de torção / flexão.....	34
Figura 23 Sistema que permite os rácios entre momento flector e torçor	34
Figura 24 Diagrama de esforço para os ensaios de fadiga submetidos a torção pura	36
Figura 25 Sistema para esforço de torção pura.....	36
Figura 26 Diagrama de esforços para os ensaios de fadiga submetidos a esforço de flexão simples.....	37
Figura 27 Sistema para esforço de flexão simples	38
Figura 28 Microscópio electrónico de varrimento Siemens XL 30.....	39
Figura 29 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para $M_f = 2 M_t$	42
Figura 30 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para $M_f = M_t$	43
Figura 31 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para $M_f = 2 M_t / 344$	
Figura 32 Curvas S-N _i para esforços combinados de flexão e de torção	45
Figura 33 Curvas S-N _f para esforços combinados de flexão e de torção	46

Figura 34 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para torção pura .	47
Figura 35 Curvas S-N _i , N _f para torção pura	48
Figura 36 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para flexão simples	49
Figura 37 Curvas S-N _i , N _f para flexão simples	50
Figura 38 Linhas de marcação dos provetes a) FR3_TB0_17 ($\tau = \sigma/4$), b) FR3_TB0_16 ($\tau = \sigma/2$), c) FR3_TB0_14a ($\tau = 3\sigma/4$), d) FR3_T0_07 (τ).....	52
Figura 39 Relação de medidas no provete.....	52
Figura 40 Representação gráfica das linhas de marcação para cada ensaio.....	52
Figura 41 Zona de iniciação no provete FR3_TB0_10 (zona escura).....	54
Figura 42 Zona de iniciação no provete FR3_TB0_6 (esquerda da imagem).....	54
Figura 43 Zona de iniciação no provete FR3_TB0_12 (quadrado na figura)	54
Figura 44 Ampliação da zona de iniciação no provete FR3_TB0_12.....	54
Figura 45 Zona de iniciação no provete FR3_T0_05	55
Figura 46 Ampliação da zona de iniciação no provete FR3_T0_05	55
Figura 47 Orientação da fenda no entalhe depois da rotura final a) FR3_TB0_10 ($\tau=\sigma/4$), b) FR3_TB0_6 ($\tau=\sigma/2$), c) FR3_TB0_12 ($\tau=3\sigma/4$), d) FR3_T0_05 (τ), e) FR3_B0_06 (σ)	55
Figura 48 Comparação entre a vida inicial experimental e a estimada pelo modelo de CM para o aço 35CrNiMo6	57
Figura 49 Comparação entre a vida inicial experimental e a estimada pelo modelo de SWT para o aço 35CrNiMo6	58
Figura 50 Comparação entre a vida final experimental e a estimada pelo modelo de CM para o aço 35CrNiMo6	59
Figura 51 Comparação entre a vida final experimental e a estimada pelo modelo de SWT para o aço 35CrNiMo6	60

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 Composição química do aço 35CrNiMo6	23
Tabela 2 Parâmetros de resistência à fadiga e de ductibilidade do aço 35CrNiMo6 [15]...	23
Tabela 3 Propriedades monotônicas do aço 35CrNiMo6 [15]	25
Tabela 4 Número de ensaios realizados para o ensaio de fadiga submetidos a esforços combinados de flexão e torção	35
Tabela 5 Número de ensaios realizados para o ensaio de fadiga de torção pura	37
Tabela 6 Número de ensaios realizados para o ensaio de fadiga de flexão simples	38
Tabela 7 Resultados dos ensaios para $M_f = 2 M_t$	42
Tabela 8 Resultados dos ensaios para $M_f = M_t$	43
Tabela 9 Resultados dos ensaios para $M_f = 2 M_t / 3$	44
Tabela 10 Resultados dos ensaios para torção pura	47
Tabela 11 Resultados dos ensaios para flexão simples	49
Tabela 12 Ensaio de marcação para os diferentes esforços.....	51
Tabela 13 Representação da média e desvio padrão da relação da vida prevista sobre a vida experimental	60

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

$\Delta\varepsilon_{l,eq}$ – gama de alongamento equivalente local

$\Delta\sigma_{l,eq}$ – gama de tensão equivalente local

$\Delta\sigma_n$ – gama de tensão nominal

$\Delta\sigma_x$ – gama de tensão nominal

$\Delta\tau_n$ – gama de tensão de corte nominal

$\Delta\tau_{xy}$ – gama de tensão de corte

$\varepsilon_1(t)$ – valor absoluto da extensão principal no instante de tempo t

$\varepsilon_{1máx}$ – valor máximo da intensidade da extensão principal

a – comprimento da fenda no interior do entalhe

a_1, a_2 – comprimento da fissura

b – expoente de resistência à fadiga

c – expoente de fadiga dúctil

c', C' – constantes do material e das condições do ensaio

c_i – comprimento da fenda na superfície do entalhe

d – diâmetro

E – módulo de *Young*

f – frequência [Hz]

$F_{ij}(\theta)$ – função exclusiva de θ

K – factor de intensidade de tensões

K_c – tenacidade à fractura

K_f – factor dinâmico de concentração de tensões

K_t – factor elasto - estático de concentração de tensões

l, l_1, l_2, l_3 – comprimento em mm

-
- n – coeficiente de segurança à cedência
 n_c – coeficiente de segurança à rotura
 N_i – número de ciclos para iniciação de uma fenda
 N_p – número de ciclos para propagação de uma fenda
 N_t – número de ciclos total até à rotura
 P – cargas de amplitude e cargas médias introduzidas no sistema digital
 q – sensibilidade ao entalhe
 R – razão de tensão
 r, θ – sistema de coordenadas polares
 R_f – reacção no parafuso
 t – tempo [s]
 Y – factor geométrico
 $(\sigma_a)_{adm}$ – amplitude de tensão admissível
 ε'_f – coeficiente de fadiga dúctil
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – tensões principais
 σ_a – amplitude de tensão
 σ_{adm} – tensão normal admissível
 σ_c – tensão nominal crítica
 σ_{ced} – tensão normal de cedência
 σ_{eff} – tensão efectiva
 σ_{eq} – tensão equivalente
 σ'_f – coeficiente de resistência à fadiga
 σ_f – tensão admissível de fadiga
 σ_{f0} – tensão limite de fadiga num provete sem entalhe
 σ_{fe} – tensão limite de fadiga num provete com entalhe
 σ_m – tensão média
 $\sigma_{máx}$ – tensão máxima
 σ_{min} – tensão mínima
 σ_{nom} – tensão nominal

σ_R – tensão de rotura

τ_c – tensão ao corte à cedência

$\tau_{m\acute{a}x}$ – tensão de corte máxima

τ_y, τ_{xy} – tensões de corte

$\xi(t)$ – ângulo entre $\varepsilon_1(t)$ e $\varepsilon_{1m\acute{a}x}$

Siglas

CM – Coffin - Manson

CNC – Controlo Numérico Computacional

DEM – Departamento de Engenharia Mecânica

FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

MFEP – Mecânica da Fractura Elastoplástica

MFLE – Mecânica da Fractura Linear Elástica

S.I. – Sistema Internacional de unidades

SEM – Scanning Electron Microscope

SWT – Smith, Watson e Topper

1. INTRODUÇÃO

As falhas por fadiga, ou seja, as falhas resultantes da aplicação de carregamentos cíclicos, constituem a principal causa de rotura nos equipamentos mecânicos e estruturas. Estima-se que as falhas por fadiga representam cerca de 80% a 90% do total das falhas observadas, ocorrendo a maioria destas de forma inesperada.

Deste modo, torna-se imprescindível o estudo desta, para que a ocorrência de falhas seja cada vez menor, levando a uma maior eficiência das máquinas, reduzindo assim o custo de manutenção. Dado que muitos destes elementos são submetidos a cargas multiaxiais repetidas, adquirindo portanto, dano acumulado ao longo do tempo.

A avaliação da vida de componentes estruturais sujeitos a cargas dinâmicas é hoje uma parte importante do procedimento do projecto moderno de equipamentos. A pressão económica actual obriga ao desenvolvimento de equipamentos e estruturas cada vez mais eficientes, o que implica componentes capazes de suportar cargas dinâmicas também mais elevadas. Deste modo, ganha particular relevância evitar as roturas por fadiga.

Importantes avanços científicos, quer ao nível dos métodos experimentais, quer ao nível dos métodos numéricos têm sido verificados. Estes têm contribuído para uma redução significativa das falhas nos equipamentos mecânicos e estruturas em serviço.

1.1. Objectivos

Um dos principais objectivos da presente tese consiste na melhoria da compreensão do comportamento à fadiga do aço 35CrNiMo6 e de um entalhe no mesmo aço, para diferentes esforços combinados de torção e flexão, bem como para cada um dos esforços puros.

Um outro objectivo assenta na determinação da vida de iniciação da fenda no entalhe com recurso a métodos ópticos e da sua propagação, até atingir o ponto de rotura (vida total).

Os resultados experimentais obtidos, nos testes de fadiga para as várias combinações de esforços aplicados serão comparadas entre si usando alguns parâmetros de dano.

Proceder-se-à à aplicação de modelos de previsão e comparação com os resultados experimentais.

1.2. Estrutura da tese

Esta tese está organizada em cinco capítulos. Nos dois primeiros faz-se uma breve abordagem de assuntos directamente relacionados com o estudo efectuado. Os restantes referem-se à descrição, discussão e conclusões do trabalho realizado.

No capítulo um, é feita uma pequena introdução à fadiga. São também apresentados os objectivos, assim como a estrutura da tese.

No capítulo dois, são apresentados de uma forma resumida os principais conceitos sobre a fadiga multiaxial, faz-se igualmente um resumo histórico do estudo do tema bem como das bases teóricas para uma melhor compreensão do assunto a que se refere todo este trabalho.

No capítulo três, são referidos e descritos o material bem como os equipamentos utilizados nos ensaios. São ainda expostas as técnicas experimentais usadas durante o trabalho experimental.

No capítulo quatro, procede-se à apresentação e à análise dos resultados obtidos para cada tipo de esforços aplicados no material.

Finalmente, no capítulo cinco, são apresentadas as principais conclusões do trabalho realizado. São sugeridas ainda, neste capítulo, algumas propostas de trabalhos que poderão ser realizadas de modo a complementar o estudo já iniciado com o intuito de enriquecer o conhecimento sobre o tema abordado.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Introdução

O termo fadiga surge no meio científico por volta do século XIX. A designação foi atribuída como consequência da observação de um padrão de falha verificado em componentes mecânicos e em estruturas metálicas soldadas, todas elas sujeitas a solicitações dinâmicas. No entanto, só por volta de 1840 foram realizados os primeiros estudos conhecidos por fadiga, da autoria do engenheiro alemão *Wöhler* com os ensaios realizados em eixos de locomotivas cujas roturas eram muito frequentes na altura. Até então o problema da fadiga nunca teve grande importância porque as máquinas eram de funcionamento rudimentar com solicitações predominantes do tipo estáticas.

O trabalho efectuado por *A. Wöhler*, entre 1852 e 1869, foi uma das primeiras investigações sistemáticas sobre falhas por fadiga. Este trabalho consistiu na realização de ensaios de fadiga à escala real. Para tal, *Wöhler* [1] recorreu a eixos de comboios solicitando-os à torção, flexão e tracção axial. Este trabalho deu início à caracterização do comportamento à fadiga em termos de curvas tensão versus vida (curvas **S-N**) assim como à introdução do conceito de tensão limite de fadiga.

A primeira equação matemática usada para representar as curvas **S-N** foi proposta por *Basquin* em 1910. Em 1946 *Neuber* estudou o efeito dos entalhes na deformação monótona e cíclica. Mais tarde, *Coffin* e *Manson* (1954) reformularam a equação de *Basquin* com vista a uma caracterização à fadiga baseada nas deformações. *Palmgren* (1924) e mais tarde *Miner* (1945) realizaram investigações na modelação da acumulação de dano por fadiga. *Langer* (1937) efectuou o primeiro trabalho na área da fadiga com carregamentos de amplitude variável.

A fadiga, visto ser a principal causa de ruína mecânica de equipamentos, tem sido investigada ao longo dos tempos por metalurgistas, físicos dos metais e engenheiros de projecto e de manutenção.

Mais recentemente, a investigação à fadiga tem sido significativamente centrada em torno da propagação de pequenas fendas. Os problemas relacionados com a propagação de fendas curtas foram inicialmente identificados por *Pearson*, em 1975. Ele observou que a velocidade de crescimento de pequenas fendas é maior do que a de fendas grandes, quando se está na presença do mesmo factor de intensidade de tensões.

2.2. Aspectos gerais de fadiga

A rotura por fadiga é provocada pela nucleação e propagação relativamente lenta de uma ou mais fendas que surgem num componente sujeito a tensões dinâmicas. O processo de fadiga pode ser dividido em quatro fases: nucleação da(s) fenda(s), crescimento microscópico da(s) fenda(s), propagação da(s) fenda(s) e rotura final.

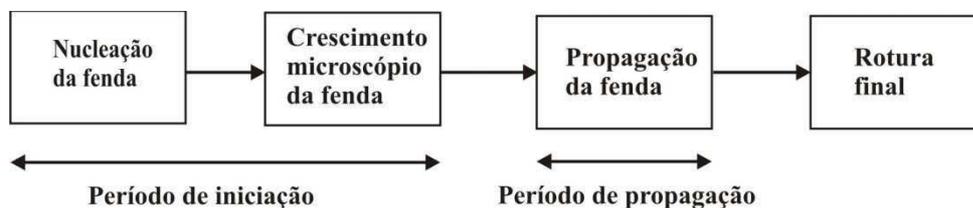


Figura 1 Fases do processo de fadiga [2]

A vida total, N_t , de uma peça à fadiga define-se geralmente pela soma da vida gasta na iniciação da fenda, N_i , e da vida gasta na propagação desta até à rotura final, N_p .

$$N_t = N_i + N_p \quad (1)$$

2.3. Ciclos de tensão de fadiga e seus parâmetros fundamentais

A fadiga é uma das causas mais comuns de rotura em engenharia e resulta do crescimento de fendas em componentes sujeitos a carregamentos cíclicos. Os carregamentos cíclicos típicos podem ser de amplitude constante, carregamento de amplitude variável definido por blocos constantes e de carregamento aleatório. Dentro dos carregamentos de amplitude constante podemos ainda subdividi-los em alternado, repetido, pulsante.

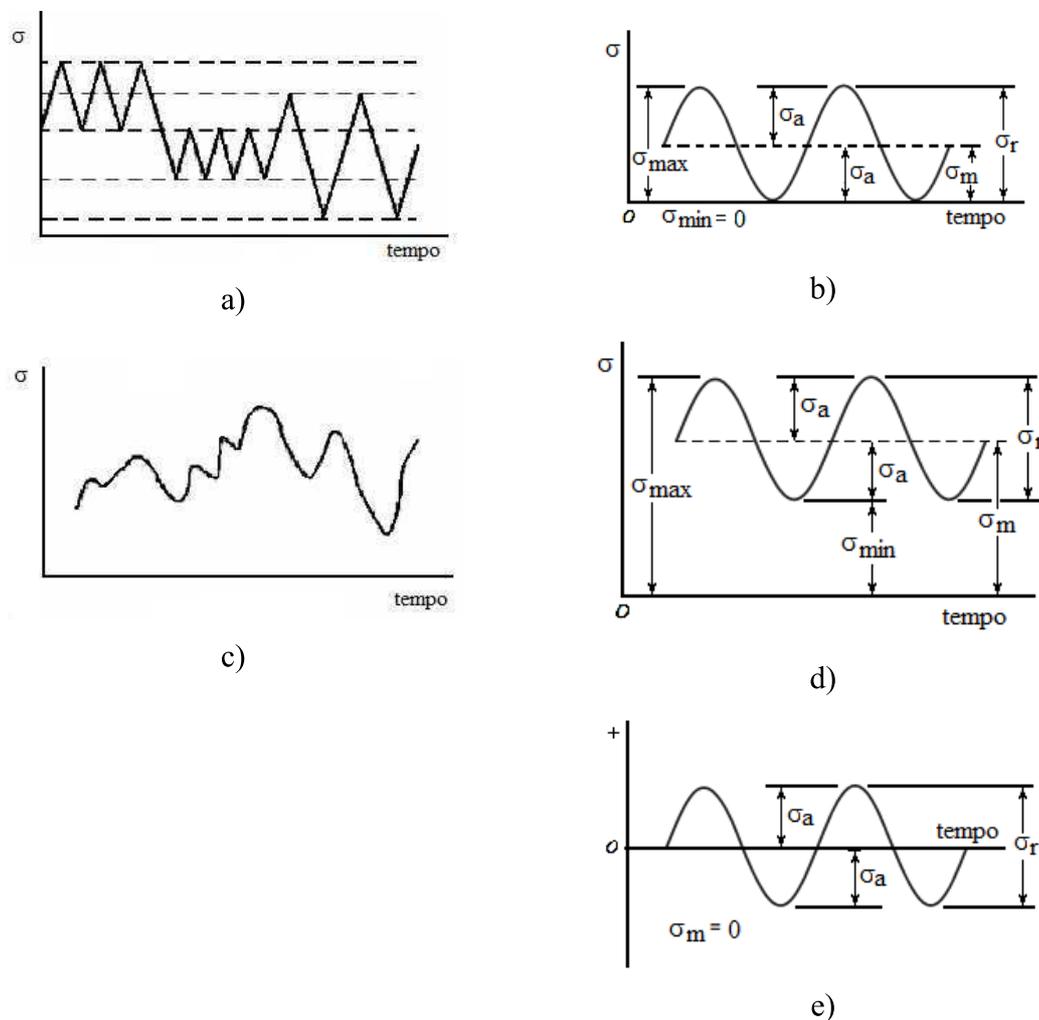


Figura 2 Tipos de solitação de fadiga mais comuns: a) Blocos de amplitude constante; b) Amplitude constante pulsante $R=0$; c) Aleatória ou irregular; d) Amplitude constante repetido $R>0$; e) Amplitude constante alternado $R=-1$ [3]

Os gráficos representados na Figura 2 têm no eixo das ordenadas a tensão aplicada, enquanto que no eixo das abcissas são representados quer ciclos, quer o tempo. Uma solitação a uma amplitude constante é constituída por **N** ciclos com a mesma onda, o que não sucede nas solitações a uma amplitude variável, Figura 2 a, c). A relação entre o tempo e o número de ciclos é dada pela equação (2) em que *f* é a frequência de aplicação da carga em ciclos/segundo ou ciclos/minuto, **N** é o número de ciclos e **t** o tempo correspondente a esse número de ciclos em segundos ou minutos.

$$f = \frac{N}{t} \quad (2)$$

Um ciclo de tensão tem uma amplitude de tensão que não varia com o tempo. A peça está submetida ao mesmo ciclo de tensões com a mesma amplitude, o que se verifica na prática nos componentes que funcionam a velocidade constante (veios, árvore de cames, polias, rolamentos, etc.). Num ciclo de tensões, define-se a amplitude de tensão como a diferença entre a tensão máxima, $\sigma_{m\acute{a}x}$, ou mínima, $\sigma_{m\acute{i}n}$, e a tensão média σ_m . Representada na equação (3).

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (3)$$

A amplitude da tensão ou tensão alternada do ciclo, σ_a , é dada pela equação (4).

$$\sigma_a = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n} = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}}{2} \quad (4)$$

Sendo a gama de tensão é o dobro da amplitude na equação (5).

$$\Delta\sigma = 2\sigma_a = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n} \quad (5)$$

O ciclo de tensão alternado pode ter $\sigma_m = 0$ ($\sigma_{m\acute{a}x} = -\sigma_{m\acute{i}n}$) representado na Figura 2 e) com uma onda sinusoidal. O ciclo repetido tem tensão média diferente de zero, podendo ser de tracção ou compressão. No caso em que a tensão mínima é nula ($\sigma_{m\acute{i}n} = 0$), diz-se pulsante. No caso do ciclo repetido, Figura 2 d), as tensões máximas e mínimas podem ser ambas de tracção ou compressão, enquanto no ciclo alternado, Figura 2 e), a tensão máxima é sempre de tracção e a mínima de compressão. A razão de tensões é geralmente quantificada pela relação **R** definida pela equação (6).

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{m\acute{a}x}} \quad (6)$$

No ciclo alternado na Figura 2 e), **R** = - 1 e no pulsante **R** = 0, Figura 2 b).

O ciclo de amplitude variável por blocos, Figura 2 a), consiste numa sucessão bem definida de ciclos de tensão podendo considerarem-se vários blocos com amplitude de tensão constante em cada um deles. Cada bloco é caracterizado por um determinado número de ciclos, tensão máxima e mínima. O ciclo de tensão irregular ou aleatória, Figura 2 c), não apresenta uma lei definida entre as tensões e o tempo. Estes constituem o tipo mais frequente de ciclo de tensões que provoca fadiga, mas também o mais difícil de analisar. Através da simplificação destes, pode-se tratar com ciclos aleatórios como se fossem ciclos de amplitude constante, com um valor da amplitude definido com uma certa margem de segurança.

2.3.1. Ensaios de fadiga

O comportamento dos materiais, componentes e estruturas em termos de resistência à fadiga é avaliado com os resultados obtidos nos ensaios de fadiga. Estes podem ser realizados em provetes do material ou nas próprias peças, estruturas ou detalhes. Os ensaios de fadiga em provetes destinam-se quase exclusivamente a fazer selecção de materiais, tratamentos térmicos, mecânicos ou químicos, condições de processamento, etc. Na maior parte dos casos os ensaios em provetes só têm interesse comparativo porque, só

muito raramente, o provete a ensaiar terá uma geometria idêntica ou semelhante à da peça em serviço. As dimensões dos provetes são pequenas, permitindo ensaios em laboratórios com máquinas de pequena ou média capacidade.

Os ensaios em estruturas ou partes da estrutura têm a mesma finalidade que os ensaios em componentes, mas no entanto, os ensaios são mais dispendiosos e só se justificam se o custo da construção for de grande importância para a optimização do projecto. Este tipo de ensaios é usado sobretudo na indústria automóvel e aeronáutica.

De seguida, referem-se os equipamentos e as técnicas utilizadas nos mais importantes ensaios de fadiga em provetes.

Os ensaios de fadiga em provetes são normalmente realizados aplicando solicitações uniaxiais dos seguintes tipos:

- Flexão rotativa (alternada)
- Flexão plana (alternada, repetida ou pulsante)
- Torção alternada
- Tração - compressão alternada, repetida ou pulsante

Podem também realizar-se ensaios biaxiais em que se sobrepõem as solicitações anteriormente referidas, sendo os ensaios biaxiais mais frequentes:

- Flexão alternada ou tração alternada
- Tração ou compressão biaxiais
- Torção alternada com tração estática

Qualquer um destes ensaios poderá satisfazer o objectivo dos estudos, contudo deve-se escolher um tipo de ensaio onde as solicitações aplicadas sejam análogas às existentes em serviço. É de referir que os ensaios biaxiais são mais caros que os uniaxiais devido essencialmente ao custo mais elevado dos equipamentos e montagens, deste modo, os ensaios uniaxiais são mais utilizados na prática do que os biaxiais.

2.3.2. Obtenção e caracterização das curvas S-N

O método mais utilizado na análise dos resultados obtidos nos ensaios de fadiga baseia-se nas curvas tensão aplicada em função do número de ciclos de rotura N_r . Estas curvas S-N são obtidas a partir dos ensaios de fadiga descritos na secção anterior aplicando aos provetes ciclos de tensão a amplitude constante.

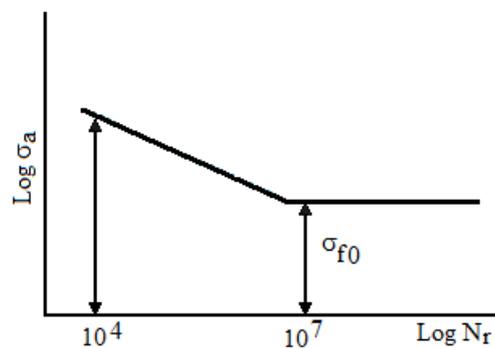


Figura 3 Representação das curvas S-N

O método de obtenção das curvas S-N consiste em registar o número de ciclos até à rotura de provetes submetidos a diferentes tensões aplicadas. Cada provete está submetido a uma determinada amplitude de tensão que se mantém constante durante todo o ensaio, que termina quando se verificar a rotura do provete ou quando exceder um determinado número de ciclos suficientemente longos (10^7 ciclos). Para valores do número de ciclos superiores a 10^4 a representação gráfica da tensão em função do número de ciclos de rotura dá geralmente uma linha recta numa escala bilogarítima, sendo a equação (7) representativa da curva S-N,

$$\text{Log} \sigma_a = \text{Log} C' - c' \text{Log} N_r \quad (7)$$

ou:

$$\sigma_a N_r^{c'} = C' \quad (8)$$

em que $S = \sigma_a$, $N = N_r$ e c' e C' são constantes do material e das condições do ensaio.

Os valores da tensão que entram na curva S-N são normalmente tensões nominais que não contêm concentrações de tensão ou tensões residuais. Nos ensaios de flexão ou torção, as tensões nominais utilizadas na representação das curvas S-N são as tensões máximas de flexão e torção aplicadas no provete, podendo ser obtidas com as equações já conhecidas da teoria da flexão e da torção.

2.3.3. Concentração de tensões

Muitos órgãos de máquinas e estruturas metálicas contêm zonas de concentração de tensões devido à existência de roscas, orifícios, entalhes, soldaduras, etc.. Um dos melhores processos de reduzir o risco de rotura por fadiga é tentar eliminar, ao máximo, as zonas de concentração de tensão, mediante uma concepção cuidada da peça e também do controle da maquinagem e do acabamento superficial.

A influência das concentrações de tensões na resistência à fadiga é, geralmente, avaliada ensaiando provetes onde são criadas descontinuidades geométricas que se pretendem estudar.

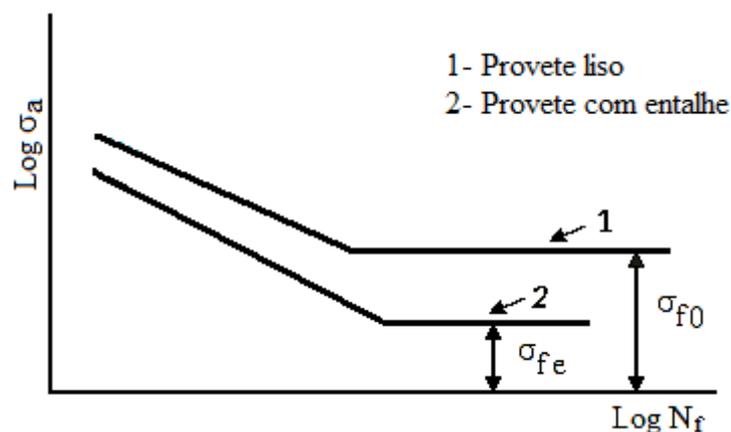


Figura 4 Representação do efeito de concentração de tensões na resistência à fadiga

Na Figura 4 é representada, de forma esquemática, as curvas S-N para uma geometria lisa, em que $K_t = 1$, e outra com entalhe, em que $K_t > 1$. A curva S-N para o provete entalhado fica abaixo da outra, podendo, em muitos casos, nem sequer haver tensão - limite de fadiga. Para provetes com entalhe, define-se um factor dinâmico de concentração de tensões, ou factor de redução de resistência à fadiga, K_f , que é a razão entre a resistência à fadiga de um provete liso e o correspondente para um provete semelhante, mas com entalhe, representado na equação (9).

$$K_f = \frac{\sigma_{f0}}{\sigma_{fe}} \quad (9)$$

Os valores de K_f variam, normalmente com a severidade do entalhe, o tipo de entalhe, o material, o tipo de solicitações e o nível de tensões. É através dos resultados experimentais e da experiência de serviço em componentes mecânicos que se sabe que:

- $K_f < K_t$ (o factor dinâmico de concentração de tensões é inferior ao factor elástico estático)
- $\frac{K_f}{K_t}$ decresce quando K_t aumenta

A sensibilidade ao entalhe, em fadiga, quantifica-se pelo factor de sensibilidade ao entalhe, q , pela equação (10).

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (10)$$

Se $q = 0$, então $K_f = 1$ e o material diz-se insensível ao entalhe, sendo que a presença do entalhe não afecta a resistência à fadiga. Se $K_f = K_t \rightarrow q = 1$, e o material é totalmente sensível ao entalhe (o entalhe comporta-se de igual modo para solicitações estáticas e dinâmicas).

O parâmetro q não é uma constante do material, pois varia não só com o material, mas também com o tipo de entalhe, a geometria e a carga.

Em seguida, são apresentadas algumas expressões e os respectivos autores, que permitem calcular o factor de redução da resistência à fadiga:

• *Peterson*, [4, 5] propôs um modelo representativo de uma das relações mais significativas para o cálculo deste factor, como mostra a expressão abaixo:

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a}{\rho}} \quad (11)$$

onde a constante **a** ($\mathbf{a} = f(\sigma_R)$) depende do material e da tensão de rotura deste.

Peterson propôs ainda o ajuste dos dados para o aço e alumínio com o propósito de obter uma expressão para K_f , em termos de tensão de rotura, σ_R e ρ define o raio do entalhe em mm [6].

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{0.025 \left(\frac{2070 \text{ [MPa]}}{\sigma_R} \right)}{\rho}} \text{ para aços} \quad (12)$$

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{0.5 \text{ [mm]}}{\rho}} \text{ para alumínio} \quad (13)$$

• *Neuber* [5] propôs este modelo, para a seguinte relação da determinação do factor de redução da resistência à fadiga:

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{a}{\rho}}} \quad (14)$$

onde **a** = $f(\sigma_R)$ é uma constante que depende da tensão de rotura.

• *Heywood* [5, 7] propôs a seguinte relação para determinar o factor de redução à fadiga:

$$K_f = \frac{K_t}{1 + 2 \times \sqrt{\frac{a}{\rho}}} \quad (15)$$

onde $\mathbf{a} = f(\sigma_R)$ depende do material e da amostra.

A previsão da resistência à fadiga de detalhes estruturais, que incorporam entalhes, pressupõe a aplicação de teorias de suporte microestrutural. Estas teorias estabelecem que não são os valores máximos das tensões determinadas na raiz dos entalhes, com base na teoria da elasticidade, as que são determinantes no processo de iniciação e propagação de fendas, mas sim um valor inferior a essas tensões, habitualmente denominado de tensões efectivas. As tensões efectivas correspondem a uma média das tensões locais totais, avaliada ao longo de uma determinada linha, área ou volume de pequenas dimensões em torno da raiz do entalhe. As tensões efectivas podem ser determinadas a partir das tensões nominais, pela seguinte equação (16):

$$\sigma_{eff} = K_f \times \sigma_{nom} \quad (16)$$

onde \mathbf{K}_f é o factor de redução da resistência à fadiga que é inferior ao factor de concentração de tensões elastoestático, \mathbf{K}_t , que relaciona a tensão elástica máxima, na raiz dos entalhes, com a tensão nominal.

$$\sigma_{m\acute{a}x} = K_t \times \sigma_{nom} \quad (17)$$

2.4. Modelos de previsão de vida em fadiga multiaxial

2.4.1. Introdução

Os critérios de fadiga multiaxial podem ser divididos em quatro grupos: critério global, critério local, critério semi-local e critério energético. O critério global considera o estado de tensão à volta do entalhe, enquanto que o critério local tem também em conta uma direcção assumida da propagação de fenda. O critério semi-local considera um volume de dano, no qual a fenda é propagada. Por fim, o critério energético contabiliza a energia consumida para a iniciação e propagação de fendas.

A Mecânica da Fractura descreve o comportamento de sólidos contendo fendas, prevendo a propagação destas desde dimensões incipientes até dimensões críticas, responsáveis pela rotura do sólido. A Mecânica da Fractura inclui dois ramos importantes: a Mecânica da Fractura Linear Elástica (MFLE) e a Mecânica da Fractura Elastoplástica (MFEP). A MFLE assenta no pressuposto de um comportamento linear elástico generalizado do sólido. Apesar desta limitação importante da MFLE, ela continua a ser usada preferencialmente na grande maioria das aplicações, pelo que a exposição que se segue incidirá essencialmente sobre este ramo da Mecânica da Fractura.

2.4.2. Carregamentos Proporcionais e Não Proporcionais

De modo geral, num carregamento cíclico genérico tanto a orientação como a magnitude das tensões variam com o tempo. A fadiga multiaxial apresenta um carregamento combinado de tracção/compressão e torção cíclica, sendo comum diferenciar os carregamentos aplicados como carregamentos proporcionais e não proporcionais. Num carregamento não proporcional a orientação dos eixos principais em relação à componente ou magnitude das tensões principais varia no tempo, enquanto que um carregamento proporcional é caracterizado por ter uma orientação fixa dos eixos principais associados com as componentes alternadas da deformação [8].

A proporcionalidade ou não proporcionalidade de um carregamento pode ser visualizada através de uma representação da trajectória da carga no espaço das extensões. Se a trajectória de carga resultante for um ponto ou uma recta, estamos na presença de um carregamento proporcional, caso contrário, estamos na presença de um carregamento não proporcional. Na Figura 5 são apresentados exemplos de trajectórias de cargas proporcionais (casos 0 e 5) e não proporcionais nos restantes.

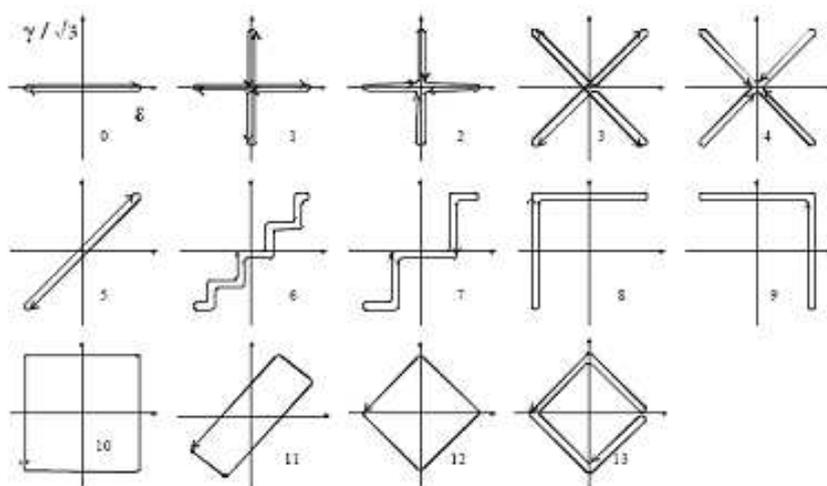


Figura 5 Trajectórias de carregamentos proporcionais (casos 0 e 5) e não proporcionais (restantes)

2.4.2.1. Factor de não proporcionalidade

O factor de não proporcionalidade surge da iniciativa de modelar um comportamento não proporcional sobre a perspectiva proporcional, uma vez que os modelos de modelação proporcional têm tido boa aceitação na comunidade científica, devido às boas correlações. Este factor pretende corrigir os resultados dos modelos que admitem bons resultados em carregamentos proporcionais, de modo a contabilizar o efeito agravador da não proporcionalidade de um carregamento não proporcional [9].

$$F = \frac{\text{Gama extensão de corte } 45^\circ \text{ para plano corte máximo}}{\text{Gama extensão corte máximo}} \quad (18)$$

A rotação dos eixos principais tem um papel preponderante no comportamento não proporcional, nomeadamente no encruamento do material. Para contabilizar este efeito, foi proposto o parâmetro de extensão não proporcional equivalente, o qual é dado pela seguinte expressão:

$$\Delta\varepsilon_{NP} = (1 + \alpha \times f_{NP})\Delta\varepsilon_{NP} \quad (19)$$

$$f_{NP} = \frac{1.57}{T \times \varepsilon_{1m\acute{a}x}} \int_0^T (|\sin \xi(t) \times \varepsilon_1(t)|) dt \quad (20)$$

Onde:

$\varepsilon_1(t)$ Representa o valor absoluto da extensão principal no instante de tempo t ;

$\varepsilon_{1m\acute{a}x}$ Representa o valor máximo da intensidade da extensão principal;

$\xi(t)$ Representa o ângulo entre $\varepsilon_1(t)$ e $\varepsilon_{1m\acute{a}x}$.

2.4.3. Modos de solitação de uma fenda

As fendas podem ser solitadas de três formas distintas, tal como se ilustra na Figura 6. Os três modos de solitação podem ser aplicados isoladamente ou em combinação, produzindo modos de solitação mistos.

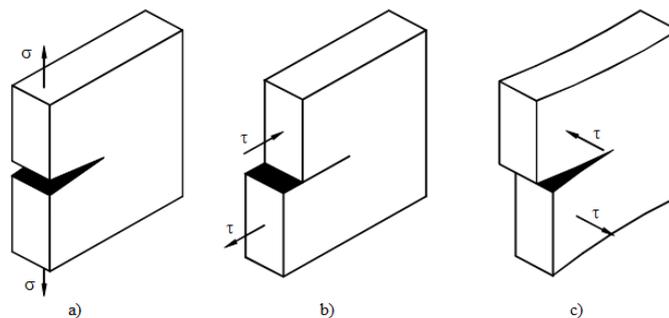


Figura 6 Modos principais de solitação/deformação de uma fenda: a) Modo I - Tensão normal; b) Modo II - Tensão de corte no plano da fenda; c) Modo III - Tensão de corte longitudinal [3]

2.4.4. Efeito de tensão média na resistência à fadiga

O diagrama da Figura 7 constitui um processo de verificação de um determinado ciclo de três tensões, caracterizados por (σ_a, σ_m) , $(\sigma_{m\acute{a}x}, \sigma_m)$ ou (R, σ_a) , e se este pode provocar rotura no material. Se o ponto representativo do ciclo de tensões ficar no interior dos diagramas, não haverá rotura por fadiga, há rotura caso o ponto fique fora dos diagramas. A recta representada na Figura 7, por $(R = 0)$ é o lugar geométrico dos ciclos de tensão (ciclo pulsante). Todos os ciclos de tensão com valores σ_a, σ_m , localizados à esquerda da recta $(R = 0)$ são ciclos com valores de R negativos ($\sigma_{min} < 0$). Os ciclos com valores σ_a, σ_m , localizados à direita dessa recta são ciclos com valores de R positivos ($\sigma_{min} > 0$).

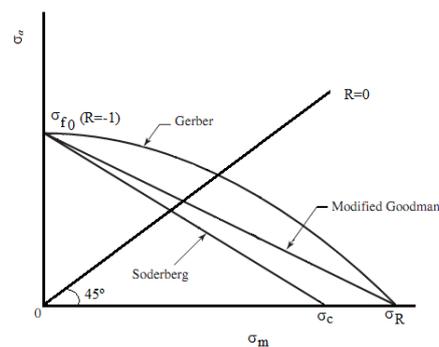


Figura 7 Influência da tensão média na resistência à fadiga pelo diagrama de *Goodman*, *Gerber* e *Soderberg*

A recta de *Soderberg* dá a margem de segurança mais alta no dimensionamento, e é a mais utilizada por ser definida até à tensão de cedência, traduzindo mais de perto o comportamento real do material.

As equações seguintes dão-nos as amplitudes de tensão admissíveis para cada um dos critérios de *Goodman* (21), *Soderberg* (22), *Gerber* (23) e de *Morrow* (24):

- Critério de *Goodman* [10]

$$(\sigma_a)_{adm} = \frac{\sigma_f}{n} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_R} \right) \quad (21)$$

- Critério de *Soderberg* [11]

$$(\sigma_a)_{adm} = \frac{\sigma_f}{n} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_c} \right) \quad (22)$$

- Critério de *Gerber* [12]

$$(\sigma_a)_{adm} = \frac{\sigma_f}{n} \left(1 - \frac{\sigma_m^2}{\sigma_R^2} \right) \quad (23)$$

- Critério de *Morrow* [13]

$$(\sigma_a)_{adm} = \frac{\sigma_f}{n} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_f'} \right) \quad (24)$$

Em materiais com comportamento elástico - plástico perfeito a tensão média pode ser determinada pelas seguintes equações:

$$\sigma_m = \sigma_{m\acute{a}x} - \frac{\Delta\sigma}{2} \text{ se } \sigma_{m\acute{a}x} < \sigma_c \quad (25)$$

$$\sigma_m = \sigma_c - \frac{\Delta\sigma}{2} \text{ se } \sigma_{m\acute{a}x,el} = \sigma_{m\acute{a}x,n} \times K_t > \sigma_c \quad (26)$$

(em qualquer dos casos assume-se que $\Delta\sigma < 2 \sigma_c$).

Onde:

$\sigma_{m\acute{a}x}$ é a tensão máxima;

$\sigma_{m\acute{a}x,el}$ é a tensão máxima elástica;

σ_m é a tensão média;

$\Delta\sigma$ é a gama de tensão nominal;

σ_c é a tensão nominal crítica;

$\sigma_{m\acute{a}x,n}$ é a tensão máxima nominal.

2.4.5. Coffin - Manson

Este autor propôs a equação seguinte, devido ao facto de existirem muitos componentes mecânicos e estruturas que são frequentemente sujeitos a complexos estados de tensões elasto - plásticas, particularmente em zonas de concentração de tensão, tais como entalhes. Para um estado de tensão uniaxial, entre uma gama baixa e média de vida, uma previsão de vida à fadiga pode ser obtida pela equação de *Coffin - Manson* [14].

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varepsilon_a = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (27)$$

Onde σ_f' e b são o coeficiente de resistência à fadiga e o expoente de resistência à fadiga, respectivamente, ε_f' e c são os coeficiente de fadiga dúctil e o expoente de fadiga dúctil, respectivamente, e E é o módulo de *Young*.

Pode-se modificar a equação (27) de modo a contemplar o efeito da tensão média, recorrendo à sugestão de *Morrow*:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varepsilon_a = \frac{\sigma_f' - \sigma_m}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (28)$$

onde ε_a é a amplitude de deformação.

2.4.6. Modelo de Smith, Watson e Topper (SWT)

O modelo apresentado por estes autores (SWT) continua a ser usado actualmente como uma correcção para tensões médias em situações de carregamento uniaxial [8].

A nucleação de fendas ocorre devido ao corte, e a vida à fadiga passa rapidamente a ser controlada pelo crescimento de fendas em planos perpendiculares à

actuação da tensão e da extensão principais máximas, tal como se encontra ilustrado na Figura 8.

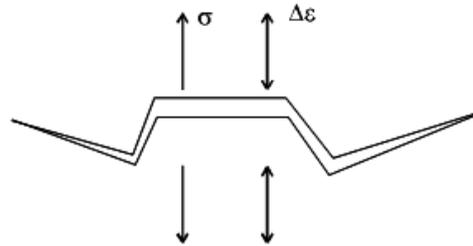


Figura 8 Crescimento de fenda segundo o modelo SWT [8]

Desta forma, os autores *Smith, Watson e Topper*, propuseram uma relação adequada que inclui tanto a amplitude de extensão cíclica como a tensão máxima. Além disto, o parâmetro SWT pode também ser utilizado em análise de componentes submetidos a carregamentos proporcionais e não proporcionais, cujos materiais constituintes falham predominantemente devido à fissuração em Modo I. No caso de carregamentos multiaxiais, o parâmetro SWT é baseado na amplitude de extensão principal, $\frac{\Delta \varepsilon_1}{2}$, e na tensão máxima no plano da amplitude de extensão principal, $\sigma_{n,max}$.

$$\sigma_{n,max} \frac{\Delta \varepsilon_1}{2} = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (29)$$

O termo da tensão incluído neste modelo torna-o adequado para descrever os efeitos da tensão média durante carregamentos multiaxiais e do endurecimento provocado por não proporcionalidades.

2.4.7. Critério de von Mises

Este critério é também aplicável a materiais dúcteis, sendo o mais exacto para descrever a deformação plástica.

$$\Delta\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\Delta\sigma_x - \Delta\sigma_y)^2 + (\Delta\sigma_y - \Delta\sigma_z)^2 + (\Delta\sigma_z - \Delta\sigma_x)^2 + 6(\Delta\tau_{xy}^2 + \Delta\tau_{yz}^2 + \Delta\tau_{xz}^2) \right]^{1/2} \quad (30)$$

A tensão equivalente num estado de tensão multiaxial produz o mesmo efeito que a tensão de cedência num estado de tensão uniaxial.

No caso de um carregamento biaxial de tracção/compressão uniaxial juntamente com torção cíclica, a equação (30) assume a seguinte forma:

$$\Delta\sigma_{eq} = \sqrt{\Delta\sigma_x^2 + 3\Delta\tau_{xy}^2} \quad (31)$$

em que, $\Delta\sigma_{eq}$ é a gama de tensão equivalente, $\Delta\sigma_x$ é a gama da tensão nominal e $\Delta\tau_{xy}$ é a gama da tensão de corte.

3. MATERIAL, EQUIPAMENTO E PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1. Introdução

No trabalho experimental foi utilizado um aço 35CrNiMo6. Este aço tem como principais utilizações em veios de transmissão de potência, engrenagens, válvulas e árvores de cames.

Ao longo deste capítulo será apresentado o material em estudo. Primeiramente, é feita uma breve análise à microestrutura do aço. Em seguida, são abordados os ensaios de tracção e os parâmetros de resistência à fadiga e de ductibilidade, que já haviam sido obtidos num estudo anterior. Será ainda descrita a geometria e dimensão dos provetes utilizados. Proceder-se-à de forma análoga para os ensaios à fadiga submetidos a esforços combinados de torção e flexão, bem como aos esforços simples de torção e de flexão. Finalmente e de uma forma resumida, serão apresentadas as principais características dos equipamentos mais relevantes usados no desenvolvimento deste trabalho.

3.2. Material

A opção deste aço deve-se ao facto, da presente tese estar a ser elaborada no seguimento dos vários estudos realizados até aqui no Departamento de Engenharia Mecânica (DEM), encontrando-se também inserido numa tese de doutoramento. Uma outra razão para esta escolha deve-se ao facto deste constituir um material atractivo para órgãos mecânicos, pela insuficiência de estudos existentes para este tipo de solicitações e pelo estudo da geometria do entalhe neste tipo de aço. A composição química do aço 35CrNiMo6 utilizado é apresentado na Tabela 1.

Tabela 1 Composição química do aço 35CrNiMo6

C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni
0.34	≤ 0.40	0.65	1.50	0.22	1.5

Os parâmetros apresentados na Tabela 2, foram obtidos pela realização de ensaios de fadiga oligocíclica. A partir destes podemos determinar os coeficientes e os expoentes de resistência à fadiga assim como os de ductibilidade para o aço em questão, (Ricardo Branco, 2011).

Tabela 2 Parâmetros de resistência à fadiga e de ductibilidade do aço 35CrNiMo6 [15]

Coefficiente de resistência à fadiga, σ_f' [MPa]	1183.7
expoente de resistência à fadiga, b	-0.0545
Coefficiente de ductibilidade à fadiga, ϵ_f'	0.4697
Expoente de ductibilidade à fadiga, c	-0.6059

3.2.1. Microestrutura

Para a análise da microestrutura foi retirado um pedaço do varão metálico e feito um molde de resina, que teve como objectivo o de aumentar a área de contacto entre este e a lixa. As lixas usadas para este polimento foram de granulometria sucessivamente crescente, respectivamente, 320, 600, 1200, 2500. Após o polimento foi aplicada pasta de diamante de 3 μm . Para uma melhor observação ao microscópio, a superfície foi atacada com uma solução de nital.

Depois foi analisada a microestrutura do aço através do microscópio óptico do tipo Carl Zeiss modelo Axiotech 100HD, obtendo-se as imagens ilustradas nas Figuras 9, 10 e 11. Observando estas figuras verifica-se a existência de poros no material, em que a microestrutura é do tipo bainite inferior e martensítica.

A Figura 12 mostra um destes poros com uma ampliação de 3000x tirada no SEM. Podemos visualizar, nesta foto, a falta de partícula ficando no seu interior pedaços

dessa ou do polimento a que foi submetido. Todos os poros observados tinham uma dimensão de aproximadamente 20 μm .

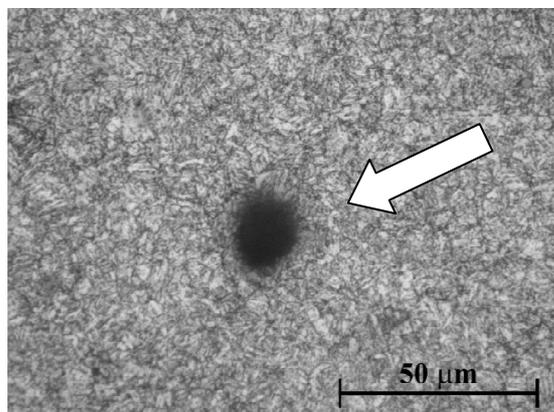


Figura 9 Imagem de um poro por microscopia óptica

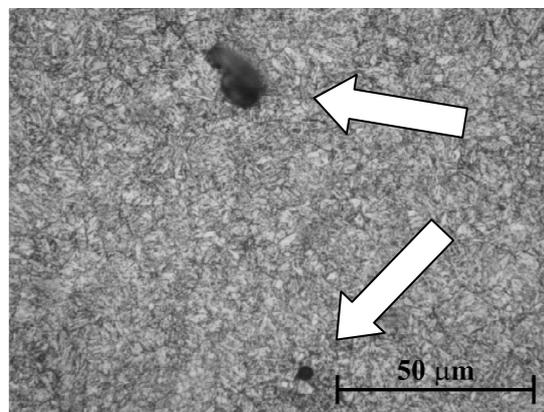


Figura 10 Imagem com dois poros por microscopia óptica

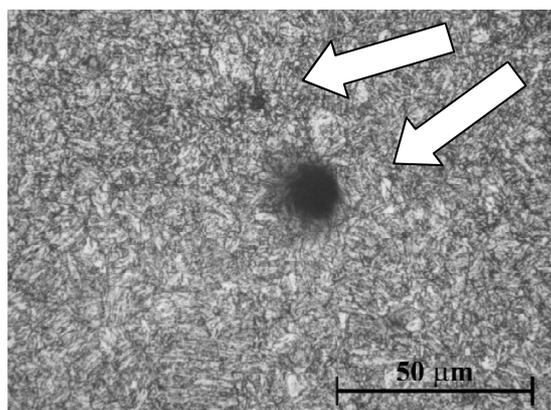


Figura 11 Imagem com dois poros por microscopia óptica

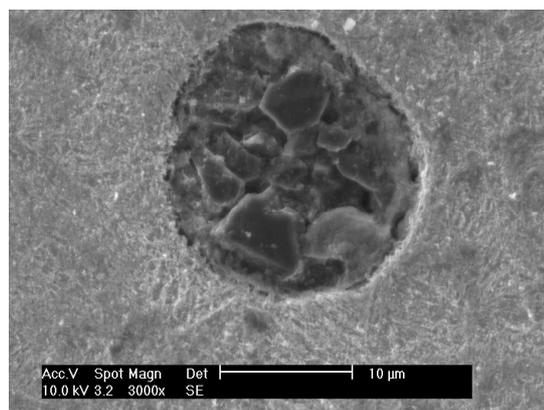


Figura 12 Imagem de um poro por SEM

3.3. Ensaios de tracção

Foram realizados dois ensaios de tracção, em que a geometria do provete utilizado é ilustrada na Figura 13. A partir destes ensaios de tracção uniaxial em controlo de posição obteve-se a curva de tracção monótona do material mostrada na Figura 14. Obtendo-se assim as principais propriedades mecânicas do aço 35CrNiMo6: resistência à tracção, tensão de cedência monotónica, alongamento. O módulo de *Young* e o coeficiente

de *Poisson* foram determinados por engenharia inversa com base numa técnica de ressonância.

A máquina onde foram realizados os ensaios é do tipo Instron 4206. Fixo ao provete encontra-se um extensómetro Instron da série 2630-100, com 50 mm de distância entre as suas pinças de fixação.

Os ensaios foram efectuados a uma velocidade de 1 mm/min. A partir dos resultados dos ensaios uniaxiais monotónicos, determinam-se as propriedades mecânicas, monotónicas estando os resultados apresentados na Tabela 3.

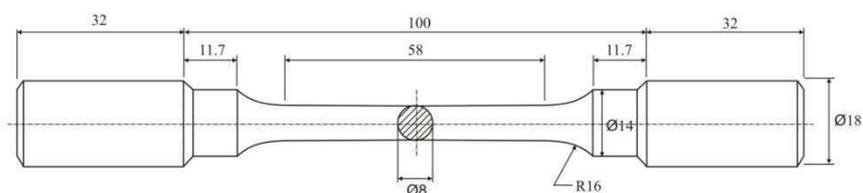


Figura 13 Tipo de provete utilizado nos ensaios de tracção

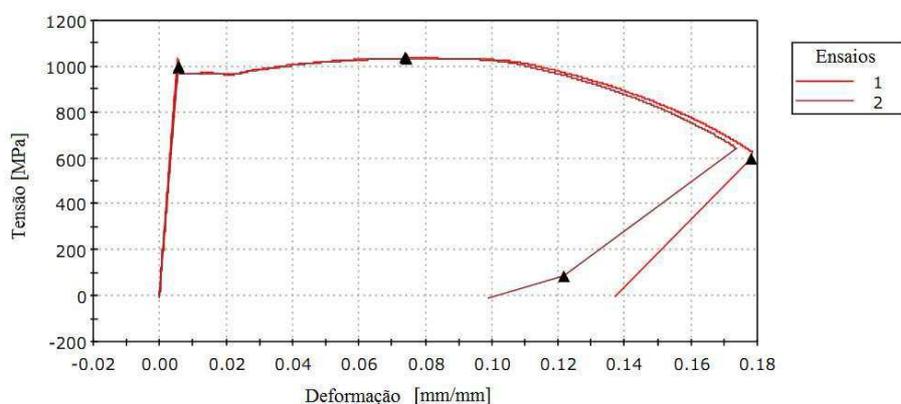


Figura 14 Curvas tensão - deformação monótonas do aço 35CrNiMo6

Tabela 3 Propriedades monotónicas do aço 35CrNiMo6 [15]

Tensão de cedência, σ_{ced} [MPa]	967
Tensão de rotura, σ_R [MPa]	1035
Alongamento, ϵ_R (%)	18
Redução de área (%)	58.312
Módulo de <i>Young</i> [GPa]	209.8
Coefficiente de <i>Poisson</i>	0.296

3.4. Ensaios de fadiga

3.4.1. Geometria dos provetes

A escolha das seguintes geometrias teve como objectivo o aumento do campo de concentração de tensões, possibilitando assim a diminuição das cargas de aplicação no provete, bem como o aumento da frequência dos ensaios.

Os provetes de fadiga nas Figuras 15 e 16, foram maquinados em Controle Numérico Computadorizado (CNC) a partir de um varão de aço com 20 mm de diâmetro. Posteriormente, os provetes foram polidos manualmente com lixas de granulometria sucessivamente crescente, respectivamente, 320, 600, 1200, 2500. Após o polimento foi aplicada pasta de diamante de 6 μm . As três primeiras granulometrias foram aplicadas no sentido longitudinal do entalhe, com o intuito de remover as imperfeições deixadas pela ferramenta de corte do CNC, posteriormente na lixa de 1200 é aplicada radialmente no entalhe até ao desaparecimento das linhas longitudinais. Seguidamente, aplica-se a mesma lixa para eliminar as linhas radiais por esta provocadas. Em seguida, passa-se para a lixa de 2500 no sentido radial e posteriormente longitudinal, até a obtenção duma superfície perfeitamente polida no sentido longitudinal. O polimento tem como objectivo a obtenção de uma superfície espelhada que permita a observação da iniciação de fendas, assim como a eliminação de possíveis defeitos superficiais que pudessem induzir a iniciação de fendas de fadiga.

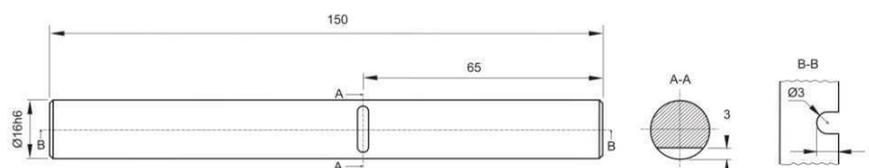


Figura 15 Tipo de provete utilizado nos ensaios combinados de flexão / torção e flexão simples

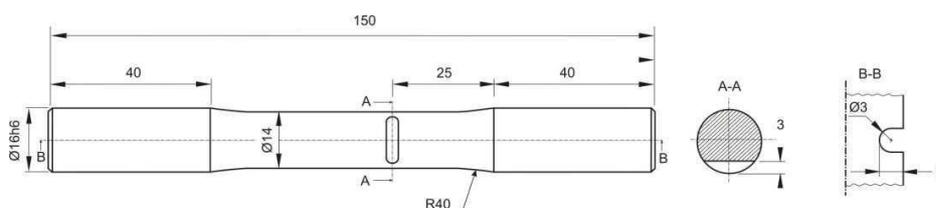


Figura 16 Tipo de provete utilizado nos ensaios de torção pura

3.4.2. Máquina de ensaios

Todos os ensaios foram realizados numa máquina servo - hidráulica Dartec com 100 kN de capacidade de carga apresentada na Figura 17. Esta máquina dispõe de uma unidade de comando digital do tipo Instron 8800 (no canto inferior esquerdo da Figura 17), em interface com o computador para controlo e aquisição de dados (do lado direito da Figura 17).



Figura 17 Equipamento utilizado nos ensaios experimentais.

A máquina referida anteriormente trabalha em circuito electrónico fechado, permitindo três tipos diferentes de controlo: o controlo de forças aplicadas no provete, o controlo de deslocamento da haste do cilindro, e o controlo da extensão do provete. A escolha deste tipo de controlos depende do tipo de ensaio que se pretende realizar. O sistema digital, do tipo Instron 8800, tem como principais funções a realização de testes de amplitude de carga constante, e de amplitude de carga variável. Este sistema permite também a escolha do tipo de onda de solicitação (onda sinusoidal, triangular ou quadrada),

bem como a selecção da frequência de solicitação. No estudo efectuado optou-se pela onda sinusoidal visto ser a mais adequada ao caso em questão.

3.4.3. Medição das fendas

Foi utilizado um sistema óptico para medição do comprimento de fenda na superfície do entalhe.

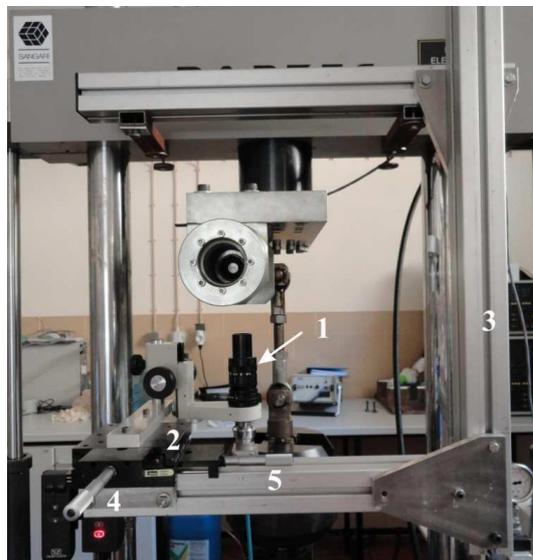


Figura 18 Fixação do sistema óptico na servo - hidráulica

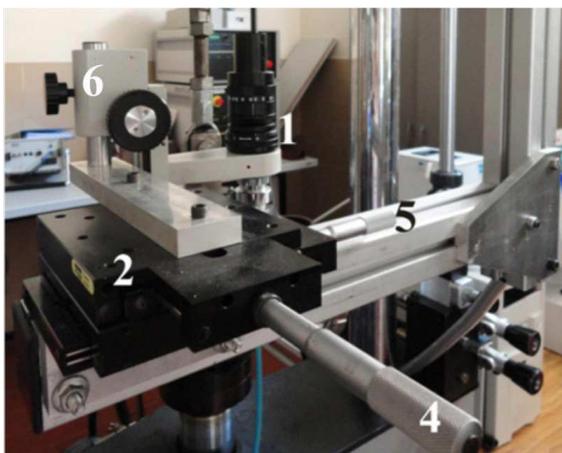


Figura 19 Sistema óptico de medição do comprimento da fenda

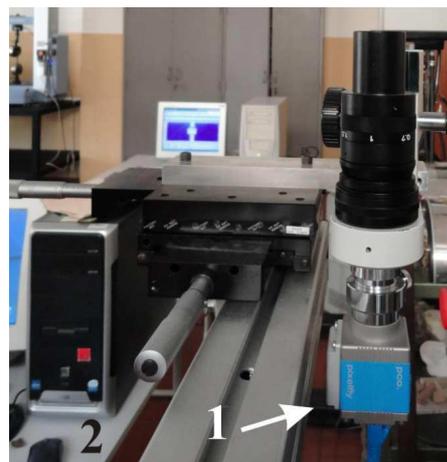


Figura 20 Sistema óptico de medição da fenda ligado com o computador

O sistema de medição, explicitado na Figura 19, é constituído por uma luneta óptica com ampliações de 0.7 até 4.5 vezes (1), montada numa mesa micrométrica Parker Hannifin 4424 (2), com a qual se desloca solidariamente. Esta mesa encontra-se rigidamente fixa à máquina de ensaios através de uma estrutura composta por três perfis de alumínio dispostos em U, conforme ilustra a Figura 18 (3). Os perfis possuem uma geometria e sistemas de ligação que possibilitam, tanto o deslocamento do perfil horizontal, como a colocação da mesa micrométrica sobre o perfil horizontal, o que permite o posicionamento inicial do sistema de medição para diferentes tipos de provetes com relativa facilidade. A mesa move-se em duas direcções perpendiculares através da rotação de dois parafusos micrométricos (Figura 19) colocados segundo as direcções horizontal (5) e vertical (4), sendo o deslocamento máximo permitido, 50 mm em cada uma das direcções. Estes parafusos são graduados com uma escala em cada divisão corresponde a 0.01 mm, o que permite a medição directa do comprimento de fenda.

A luneta óptica encontra-se montada num braço que permite a regulação na vertical para pequenos ajustes de altura, possibilitando a focagem do comprimento de fenda no entalhe. Este braço encontra-se fixado na mesa micrométrica através de dois parafusos, como mostra a Figura 19 (6).

Na base da luneta está acoplado uma câmara sensível de alta resolução PCO, modelo pixelfly vga, com tempos de exposição disponíveis de 10 μ s até 10 s, Figura 20 (1). Na base da câmara existe uma porta de rede que possibilita a ligação ao computador, através de um cabo de rede. No computador ilustrado na Figura 20 (2), usa-se o programa CamWare fornecido juntamente com a câmara, para captura, visualização e armazenamento de imagens digitais do comprimento de fenda.

Para garantir uma melhor visualização e leitura do comprimento de fenda o mais correcto possível, as medições foram feitas com o provete submetido à carga máxima. Para uma melhor visualização da superfície do entalhe, estes foram pintados com uma caneta de acetado azul e com uma gota de acetona suavizante para uniformizar a tinta. Com este procedimento obteve-se um maior realce da fenda relativamente à superfície do entalhe, como era pretendido.

A conjugação dos meios ópticos de medição, conjuntamente com o procedimento adoptado, revelou-se suficiente para a monitorização do comprimento da fenda em todos os ensaios

3.4.4. Procedimento experimental

Antes de cada ensaio o provete é polido recorrendo ao uso de feltro com pasta de diamante e líquido lubrificante, para que as linhas do polimento estejam na longitudinal ao longo do entalhe, só depois é pintado com uma caneta de acetado azul e finalmente coloca-se a acetona suavizada para obter uma superfície homogénea de coloração.

Durante a realização dos ensaios foram tiradas fotografias ao entalhe e registados os números de ciclos e a ampliação utilizada na luneta óptica para visualização do entalhe. A leitura do número de ciclos foi efectuada pelo computador de controlo de aquisição de dados.

Nota-se que todos os ensaios foram realizados para uma razão de tensões aproximadamente igual a zero ($R \approx 0$).

Foram realizados ensaios de marcação de fendas para todos os tipos de esforços, apresentados em seguida. Para o ensaio de marcação o provete foi solicitado com a amplitude de tensão equivalente mais baixa de cada um dos conjunto de esforços (combinados e simples). Foi utilizado um provete para cada um dos rácios entre momento flector e momento torção e um para cada esforço simples (torção pura e flexão simples).

Inicialmente o provete é solicitado com a tensão mais baixa, quando se atinge três milímetros de fenda procede-se ao primeiro *overload* de 75% da carga nele aplicada. Procede-se a um segundo *overload*, também de 75%, quando se atinge cinco milímetros de fenda. Estes *overloads* têm a duração de dez ciclos. Quando a fenda atinge os sete milímetros de comprimento efectua-se um *overload* de 50% do valor da carga inicial. De igual forma, quando esta atinge os nove milímetros. Com comprimentos superiores e se a fenda se mantiver dentro do entalhe são aplicados *overloads* de 50%, efectuados de dois em dois milímetros e durante dez ciclos. Quando a fenda ultrapassa um dos lados do entalhe são aplicados *overloads* de 25% da carga. Este último procedimento é feito em 60% dos ciclos anteriores de baixa tensão.

3.4.4.1. Ensaio de fadiga submetidos a esforços combinados de flexão e torção

Na Figura 21, está ilustrado o diagrama representativo de esforços para os ensaios de fadiga submetidos a esforços combinados de flexão e torção. Neste diagrama a letra **P** representa a carga aplicada, **l** é o braço de aplicação da carga em cada um dos ensaios, **l₁** é a distância do entalhe à parte exterior do sistema de raios e **l₂** é a distância do centro geométrico do entalhe ao parafuso onde os raios sofrem alteração. A letra **R_f** é a reacção do parafuso que produz o momento flector, com base no momento torçor aplicado em cada ensaio.

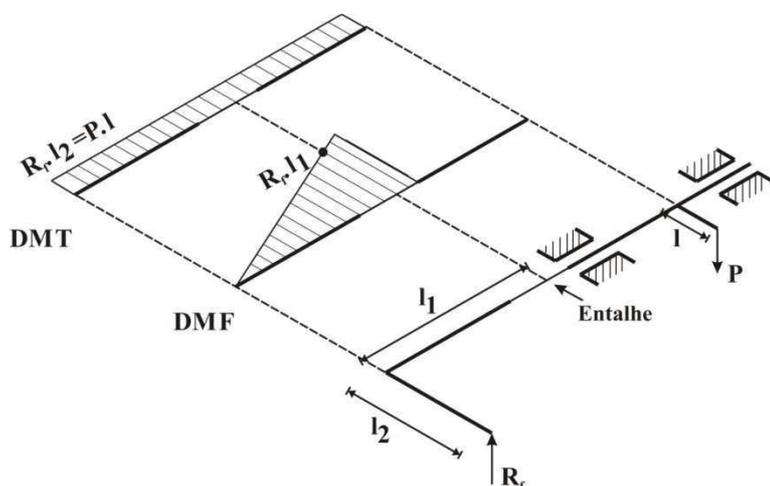


Figura 21 Diagrama de esforços para os ensaios de fadiga submetidos a esforços combinados de flexão e torção

As distâncias l e l_1 são constantes em todos os ensaios, respectivamente.

$$l = 60 \text{ mm} \quad (32)$$

$$l_1 = 125 \text{ mm} \quad (33)$$

Pelas equações de equilíbrio dos momentos flectores e torçores vem:

$$M_f = R_f \times l_1 \quad (34)$$

$$M_t = P \times l = R_f \times l_2 \quad (35)$$

De (35) conclui-se que:

$$R_f = P \frac{l}{l_2} \quad (36)$$

Substituindo na equação (34).

$$M_f = P \frac{l}{l_2} \times l_1 = M_t \frac{l_1}{l_2} \text{ ou } \frac{M_f}{M_t} = \frac{l_1}{l_2} \quad (37)$$

Deste modo podemos relacionar os momentos flectores com os momentos torçores na equação (37). Pode-se dizer que para M_t constante o aumento de l_2 faz diminuir o momento flector, deste modo foram escolhidas, com este sistema, três rácios entre momentos flectores e momentos torçores. Os rácios anteriormente referidos serão descritos de uma forma mais pormenorizada em seguida:

- Momento flector igual ao momento torçor.

Usando as equações que permitem calcular o valor máximo das tensões normal e da tensão de corte:

$$\sigma = \frac{32M_f}{\pi d^3} \quad (38)$$

$$\tau = \frac{16M_t}{\pi d^3} \quad (39)$$

Igualando as equações (38) e (39).

$$\frac{16M_t}{\pi d^3} = \frac{32M_f}{\pi d^3} \Leftrightarrow M_t = 2M_f \quad (\text{para } \sigma = \tau) \quad (40)$$

Por outro lado, na condição de $M_f = M_t$ vinha:

$$\tau = \frac{16 \times M_t}{\pi d^3} \Leftrightarrow M_t = \frac{\pi d^3 \tau}{16} \quad (41)$$

e

$$\sigma = \frac{32 M_f}{\pi d^3} \Leftrightarrow M_f = \frac{\pi d^3 \sigma}{32} \quad (42)$$

Igualando M_t e M_f nas equações (41) e (42), obtêm-se que a tensão normal é o dobro da tensão de corte, como mostra a equação (43).

$$\frac{\pi d^3 \tau}{16} = \frac{\pi d^3 \sigma}{32} \Leftrightarrow \sigma = 2\tau \text{ (para } M_f = M_t \text{)} \quad (43)$$

Para esta situação adoptou-se a distância $l_2 = 125$ mm para impor este rácio de momento flector igual ao momento torçor.

- Momento flector igual ao dobro do momento torçor

Tendo por base a equação (43) válida para a situação de igualdade entre o momento flector e o momento torçor, logo para esta situação, teremos para:

$$M_f = 2M_t \quad (44)$$

$$\sigma = 2(2\tau) = 4\tau \quad (45)$$

Para esta situação a equação (37) de $l_2 = \frac{l_1}{2} = 62.5$ mm , para impor este rácio de momento flector igual ao dobro do momento torçor.

- Momento flector igual a dois terços do momento torçor

Como sabemos a partir da equação (43), quando os momentos flectores são iguais aos momentos torçores $\sigma = 2\tau$, logo para.

$$M_f = \frac{2}{3} M_t \quad (46)$$

$$\sigma = \frac{2}{3} (2\sigma) = \frac{4}{3} \tau \quad (47)$$

Para esta situação a equação (37) dá-nos a distância $l_2 = \frac{3}{2} l_1 = 187.5 \text{ mm}$, para impor este rácio de momento flector igual a dois terços do momento torçor.

Foram realizados treze ensaios em sollicitações de amplitude constante utilizando os provetes representados na Figura 15. Dos quais sete para o rácio de momento flector igual ao momento torçor, três para o rácio do momento flector igual ao dobro do momento torçor e, por último, três ensaios para o rácio do momento flector igual a dois terços do momento torçor. Todos os ensaios foram realizados com uma razão de tensões aproximadamente igual a zero.

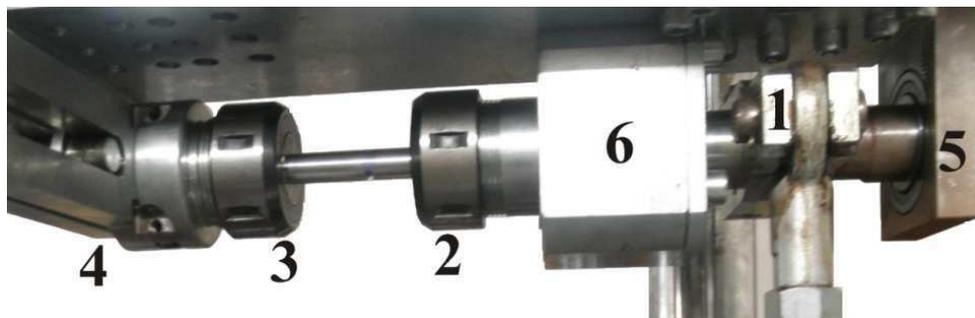


Figura 22 Sistema para esforços combinados de torção / flexão



Figura 23 Sistema que permite os rácios entre momento flector e torçor

Os testes foram realizados em controlo de carga utilizando uma onda do tipo sinusoidal e uma frequência entre 3 e 5 Hz. A fixação dos provetes foi efectuada por amarras de pinças. Uma das pinças, Figura 22 (2), é fixa à extremidade de um veio apoiado em três rolamentos de rolos, Figura 22 (5) e (6), evitando assim oscilações radiais provocadas pelo momento torçor. Este momento torçor é aplicado no veio pela fixação de um braço, Figura 22 (1), enquanto a outra extremidade é sujeita a uma carga introduzida no sistema digital, sendo esta carga definida por uma amplitude e uma carga média, definidas para cada ensaio.

A extremidade exterior do provete é fixada à pinça (3), solidária com o sistema (4) ilustrado na Figura 23. Podemos assim impor diferentes rácios de momentos flectores e torçores.

A Tabela 4, diz respeito à quantidade de provetes utilizados para o ensaio de fadiga submetido a esforços combinados de flexão e torção.

Tabela 4 Número de ensaios realizados para o ensaio de fadiga submetidos a esforços combinados de flexão e torção

Tipo de esforço	M_f / M_t	Referência
Flexão / Torção	1	FR3_TB0_1
	1	FR3_TB0_2
	1	FR3_TB0_3
	1	FR3_TB0_4
	1	FR3_TB0_5
	1	FR3_TB0_6
	1	FR3_TB0_7
	2	FR3_TB0_8
	2	FR3_TB0_9
	2	FR3_TB0_10
	2/3	FR3_TB0_11
	2/3	FR3_TB0_12
	2/3	FR3_TB0_13

3.4.4.2. Ensaios de fadiga submetidos a esforço de torção pura

Foram realizados sete ensaios em solicitações de amplitude de carga constante utilizando os provetes, cuja geometria foi apresentada na Figura 16. Todos os ensaios foram realizados com uma razão de tensões aproximadamente igual a zero. Na Figura 24 está representado o diagrama de esforços representativos da torção aplicada no provete.

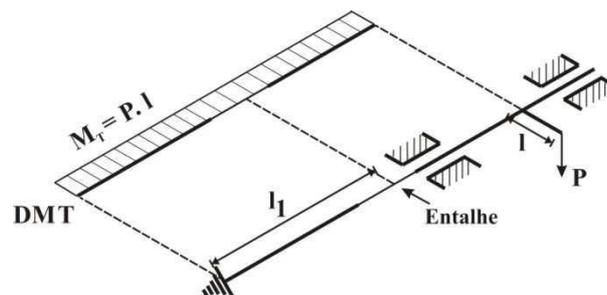


Figura 24 Diagrama de esforço para os ensaios de fadiga submetidos a torção pura

Os testes foram realizados em controlo de carga em amplitude constante utilizando uma onda do tipo sinusoidal e uma frequência entre 3 e 5 Hz. A fixação dos provetes foi efectuada por amarras de pinças, sendo uma destas amarras fixa a um veio suportado por três rolamentos de rolos, evitando assim oscilações radiais provocadas pelo momento torçor. Este momento torçor é aplicado no veio pela fixação de um braço e a outra extremidade por uma carga introduzida no sistema digital, sendo esta carga definida por uma amplitude e uma carga média diferente para cada ensaio.



Figura 25 Sistema para esforço de torção pura

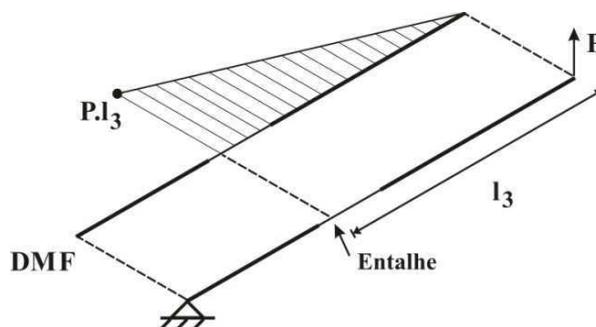
A Tabela 5, diz respeito à quantidade de provetes utilizados para o ensaio de fadiga submetido a esforços de torção pura.

Tabela 5 Número de ensaios realizados para o ensaio de fadiga de torção pura

Tipo de esforço	Referência
Torção pura	FR3_T0_01
	FR3_T0_02
	FR3_T0_03
	FR3_T0_04
	FR3_T0_05
	FR3_T0_06

3.4.4.3. Ensaio de fadiga submetidos a esforços de flexão simples

Foram realizados seis ensaios em solicitações de amplitude tensão constante utilizando os provetes, cuja geometria foi apresentada na Figura 15. Todos os ensaios foram realizados com uma razão de tensões aproximadamente igual a zero. Em seguida é ilustrado o diagrama de esforços que representa a flexão aplicada no provete.

**Figura 26** Diagrama de esforços para os ensaios de fadiga submetidos a esforço de flexão simples

Os testes foram realizados em controlo de carga em amplitude constante utilizando uma onda do tipo sinusoidal e uma frequência entre 3 e 5 Hz. A distância l_3 ilustrada na Figura 26, representa a distância entre o entalhe do provete e a carga aplicada, sendo esta igual a 184.5 mm.

A fixação dos provetes foi efectuada por amarras de pinças, sendo a amarra de dentro Figura 27 (3), fixa a um veio Figura 27 (4) e na extremidade deste veio é encastrado uma luva, Figura 27 (5) onde são aplicadas cargas introduzidas no sistema digital. A carga é definida por uma amplitude e uma carga média, correspondentes a cada ensaio.

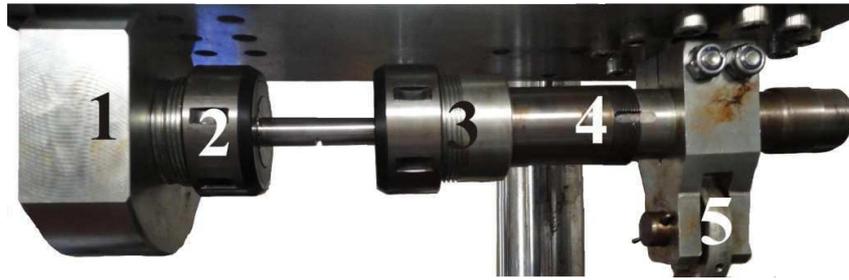


Figura 27 Sistema para esforço de flexão simples

A Tabela 6, diz respeito à quantidade de provetes utilizados para o ensaio de fadiga submetido a esforços de flexão simples.

Tabela 6 Número de ensaios realizados para o ensaio de fadiga de flexão simples

Tipo de esforço	Referência
Flexão Simples	FR3_B0_01
	FR3_B0_02
	FR3_B0_03
	FR3_B0_04
	FR3_B0_05
	FR3_B0_06

3.5. Análise das superfícies de fractura

As superfícies de fractura foram analisadas por microscopia electrónica de varrimento com o objectivo de identificar o modo de iniciação da fenda. Esta observação foi efectuada através da utilização do microscópio electrónico de varrimento Siemens XL 30 ilustrado na Figura 28. Este equipamento permite voltagens de aceleração do feixe electrónico na gama de 0 a 30 kV e um resolução de 3.6 nm.



Figura 28 Microscópio electrónico de varrimento Siemens XL 30

Antes da análise, foram seleccionados os provetes ensaiados com as cargas mais baixas e os usados para efectuar a marcagem de fendas. Todas as amostras foram cortadas na extremidade maior, por uma serra circular e submetidos a uma limpeza por ultra-sons em banhos consecutivos de acetona e água destilada, sendo no final secas com recurso a ar quente.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1. Introdução

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os resultados obtidos. Para uma mais fácil interpretação e análise, os resultados são apresentados em tabelas, gráficos e imagens.

Para a obtenção das curvas **S-N**, foi dada relevância à linha recta que corresponde aos números de ciclos entre 10^3 a 10^5 para uma melhor comparação dos diferentes tipos de esforços apresentados seguidamente.

A obtenção dos gráficos **2c_i - N_i**, (sendo 2c o comprimento da fenda à superfície do entalhe), foi feita com base nas fotografias tiradas ao longo dos ensaios. O processo de medição da fenda nessas mesmas fotografias foi feita através da sobreposição de uma recta ao longo da fenda. Mede-se então a distância segundo o eixo horizontal do entalhe. Para todos estes gráficos o comprimento total da fenda foi medido até que esta atingisse um dos extremos do entalhe.

O cálculo de números de ciclos de iniciação da fenda teve sempre em conta um comprimento de **2c_i = 0.5 mm**. O cálculo de **N_i** é feito através da interpolação de valores de **N** e de **2c_i**. Assumindo uma forma semi-circular para a fenda inicial, a expressão que relaciona o comprimento da fenda à superfície do entalhe com a profundidade do mesmo é apresentada na equação (48).

$$2c_i = a_i \quad (48)$$

A determinação do valor de **N_f** é feita através do accionamento de um dos limites de carga ou de posição. Visto que foram realizados vários ensaios para as diferentes solicitações, a análise dos resultados torna-se mais fácil. Com o critério de *von Mises*

torna-se mais perceptível a influência da tensão normal σ e da tensão de corte τ na vida à fadiga.

4.2. Determinação dos valores de K_{ff} e K_{ft}

Os factores de concentração de tensões elásticos foram determinados por via numérica. Inicialmente foi desenvolvida uma malha paramétrica representativa da geometria em estudo a partir do software comercial de elementos finitos Cosmos.

Para flexão simples, o factor de concentração de tensões elástico (K_{tf}) foi determinado como a razão entre a tensão normal máxima existente no entalhe e a tensão nominal correspondente. Para torção pura, o factor de concentração de tensões elástico (K_{tt}) foi determinado como a razão entre a tensão de corte máxima existente no entalhe e a tensão nominal correspondente.

No que diz respeito às situações sujeitas a esforços simultâneos de torção e flexão, o processo adoptado consistiu inicialmente na identificação, para cada um dos três casos, do nó no qual actuava o valor máximo da primeira tensão principal (σ_1). Seguidamente, para cada um desses nós, foi obtido o valor da tensão normal existente para flexão simples e o valor da tensão de corte existente para torção pura. Posteriormente, esses valores foram divididos pelas tensões nominais normal e de corte dando origem aos valores de K_{tf} e K_{tt} .

Achados os valores de K_{tf} e K_{tt} , foi aplicada a equação de *Peterson*, referenciada na capítulo dois para solicitações dinâmicas, para a determinação de K_{ff} e K_{ft} .

4.3. Esforços combinados de torção e flexão

As seguintes tabelas contêm os nomes e números dos ensaios realizados para os três rácios elaborados para estes esforços. Todas as tabelas apresentam-se por ordem crescente da tensão equivalente para cada ensaio.

4.3.1. Relação momento flector igual ao dobro do momento torçor

Tabela 7 Resultados dos ensaios para $M_f = 2 M_t$

Referência	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	$\Delta\tau_n$ [MPa]	N_i	N_f	$\Delta\sigma_{l,eq}$ [MPa]
FR3_TB0_10	358.10	89.52	98010	159714	1158
FR3_TB0_8	447.62	111.91	51910	95383	1447
FR3_TB0_9	596.83	149.21	19642	39205	1929

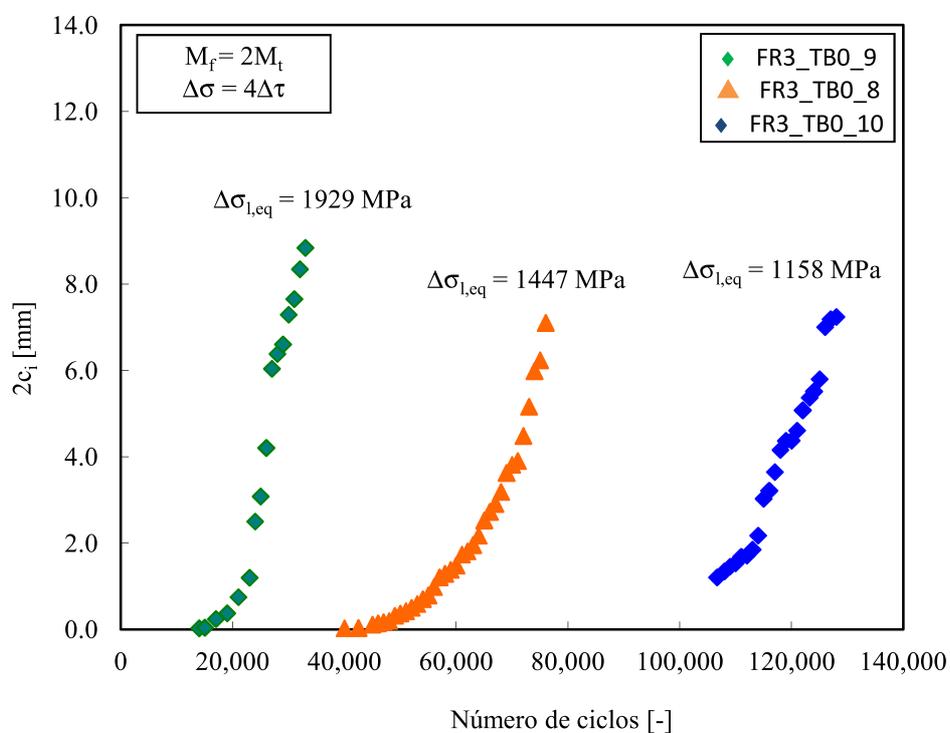


Figura 29 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para $M_f = 2 M_t$

No provete FR3_TB0_10 a fenda foi detectada tardiamente devido a problemas de observação no entalhe. No entanto o afastamento dos pontos deve-se ao aparecimento de duas fendas. No provete FR3_TB0_9 surgiram duas fendas iniciais que se propagaram rapidamente ao longo do entalhe. No último ensaio apareceram duas fendas inicialmente e mais duas no final do ensaio. Este último apresenta uma maior quantidade de informação no início que advém de uma boa observação e detecção da fenda no estado inicial.

4.3.2. Relação momento flector igual ao momento torçor

Tabela 8 Resultados dos ensaios para $M_f = M_t$

Referência	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	$\Delta\tau_n$ [MPa]	N_i	N_f	$\Delta\sigma_{l,eq}$ [MPa]
FR3_TB0_4	358.10	179.05	96187	144876	941
FR3_TB0_6	358.10	179.05	79776	113465	941
FR3_TB0_7	358.10	179.05	56846	106883	941
FR3_TB0_2	447.62	223.81	-	52840	1177
FR3_TB0_3	447.62	223.81	-	40818	1177
FR3_TB0_5	447.62	223.81	29396	57918	1177
FR3_TB0_1	596.83	298.42	-	16628	1568

Para os ensaios de FR3_TB0_1, FR3_TB0_2 e FR3_TB0_3 não foi possível a apresentação dos números de ciclos de iniciação, porque não havia informação suficiente.

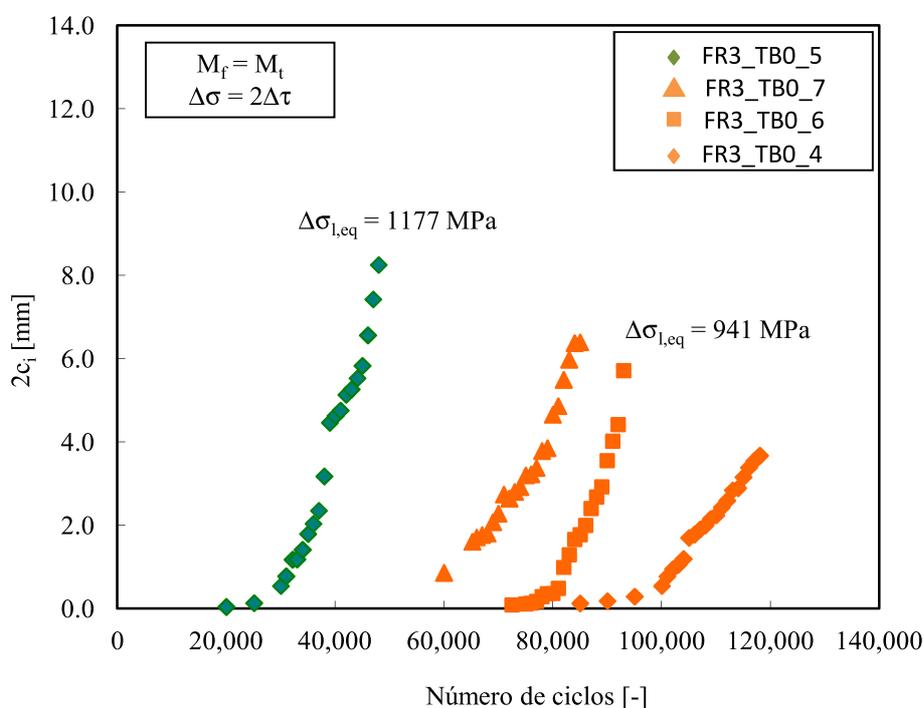


Figura 30 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para $M_f = M_t$

A principal diferença entre a evolução das três curvas para a mesma tensão equivalente deve-se à existência da iniciação e evolução de uma ou mais fendas simultâneas ao longo do entalhe. No ensaio do provete FR3_TB0_7 houve na fase de iniciação o aparecimento de várias fendas bastante próximas. No provete FR3_TB0_4 com a mesma tensão, houve apenas uma fenda a iniciar-se e a propagar-se. Este fenómeno deve-se a uma maior concentração de inclusões na zona de concentração de tensão.

4.3.3. Relação momento flector igual a dois terços do momento torçor

Tabela 9 Resultados dos ensaios para $M_f = 2 M_t / 3$

Referência	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	$\Delta\tau_n$ [MPa]	N_i	N_f	$\Delta\sigma_{l,eq}$ [MPa]
FR3_TB0_12	358.10	268.57	52204	85361	965
FR3_TB0_11	447.62	335.72	16687	30242	1206
FR3_TB0_13	596.83	447.62	3953	9312	1608

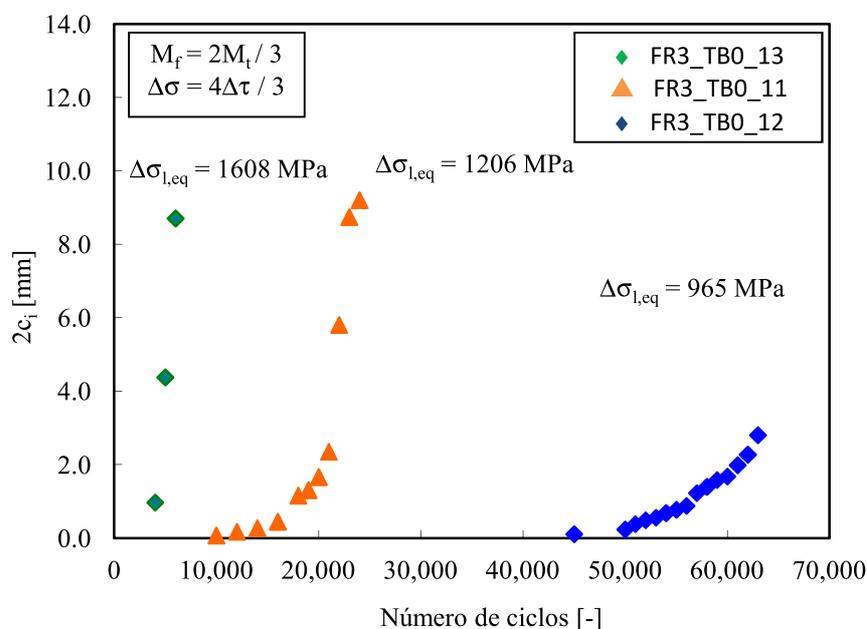


Figura 31 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para $M_f = 2 M_t / 3$

No ensaio do provete FR3_TB0_13 foi submetido a uma tensão equivalente elevada, ocorrendo assim o afastamento dos pontos representativos do ensaio no gráfico e o aparecimento de três fendas iniciais.

No provete FR3_TB0_11 o afastamento dos pontos deve-se ao aparecimento de duas fendas iniciais e ao aparecimento de mais fendas na outra extremidade do entalhe.

4.3.4. Obtenção das curvas S-N para os esforços combinados

Nos gráficos das figuras seguintes, pode-se observar a influência do momento torçor na orientação das curvas S-N.

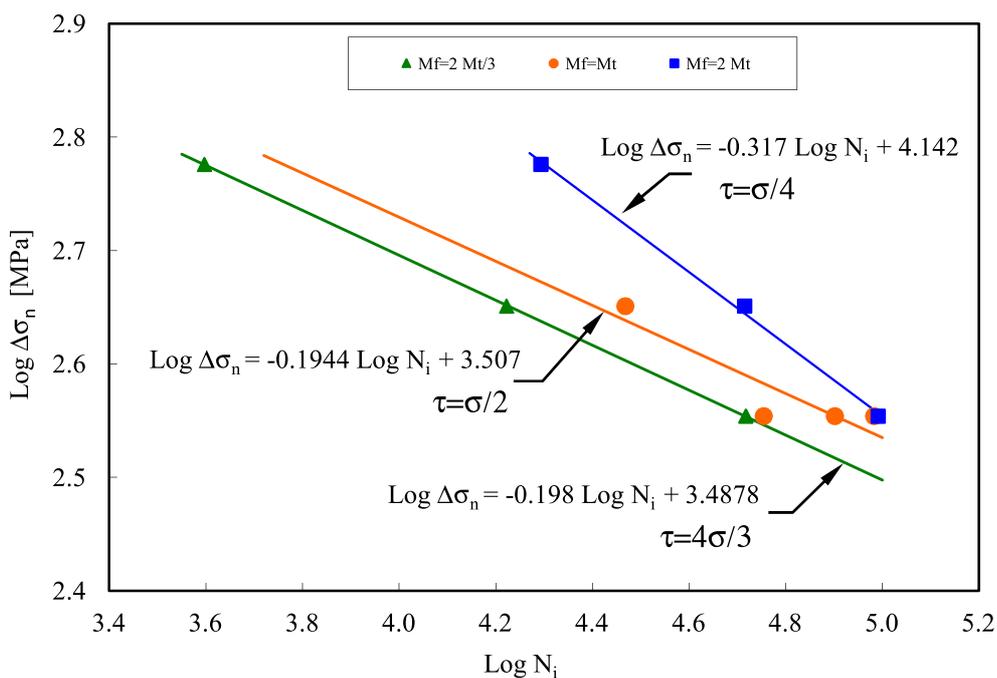


Figura 32 Curvas S-N_i para esforços combinados de flexão e de torção

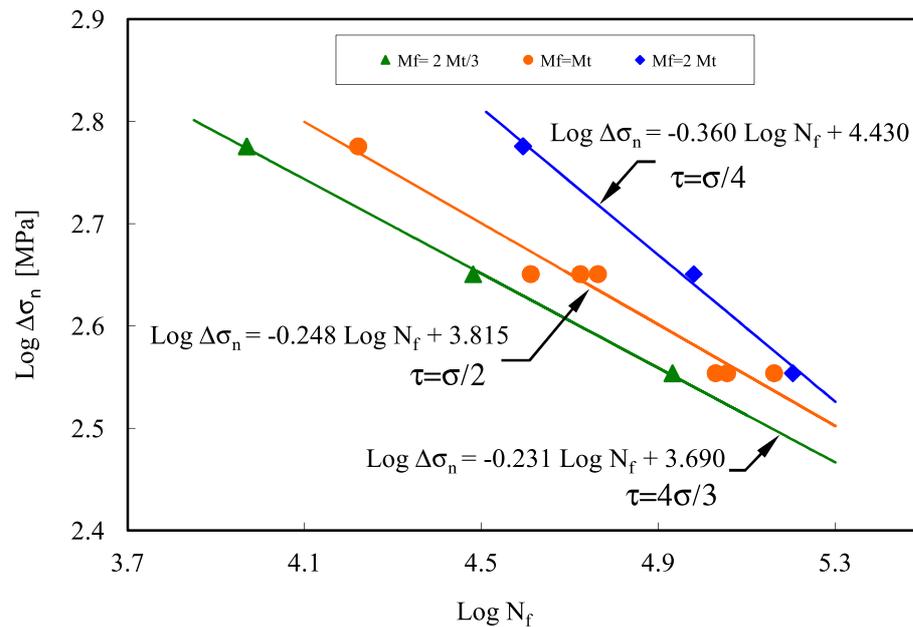


Figura 33 Curvas S- N_f para esforços combinados de flexão e de torção

Os gráficos S- N_i e S- N_f representados nas Figuras 32 e 33, dizem respeito aos rácios entre momentos flectores e torçores. Nos eixos das ordenadas dos gráficos está representada a amplitude de tensão provocada pelo momento flector. Como podemos observar para a mesma tensão nominal verifica-se um diferente número de ciclos de iniciação e de rotura dependendo do valor da tensão de corte criado pelo momento torçor. Podemos verificar que a influência do momento torçor, para cada um dos rácios é significativa, no que diz respeito à vida de iniciação e final da fenda no provete.

Podemos ainda observar que o aumento do momento torçor reduz o declive da recta S-N, o que se pode explicar através de uma maior contribuição da tensão de corte na iniciação da fenda do que para a sua propagação.

4.4. Torção pura

Tabela 10 Resultados dos ensaios para torção pura

Referência	$\Delta\tau_n$ [MPa]	N_i	N_f	$\Delta\sigma_{1,eq}$ [MPa]
FR3_T0_02	334.09	113161	203168	1172
FR3_T0_05	334.09	177054	234708	1172
FR3_T0_06	400.90	59660	100857	1406
FR3_T0_01	445.45	30973	59957	1563
FR3_T0_03	489.99	26445	55587	1719
FR3_T0_04	489.99	40791	68199	1719

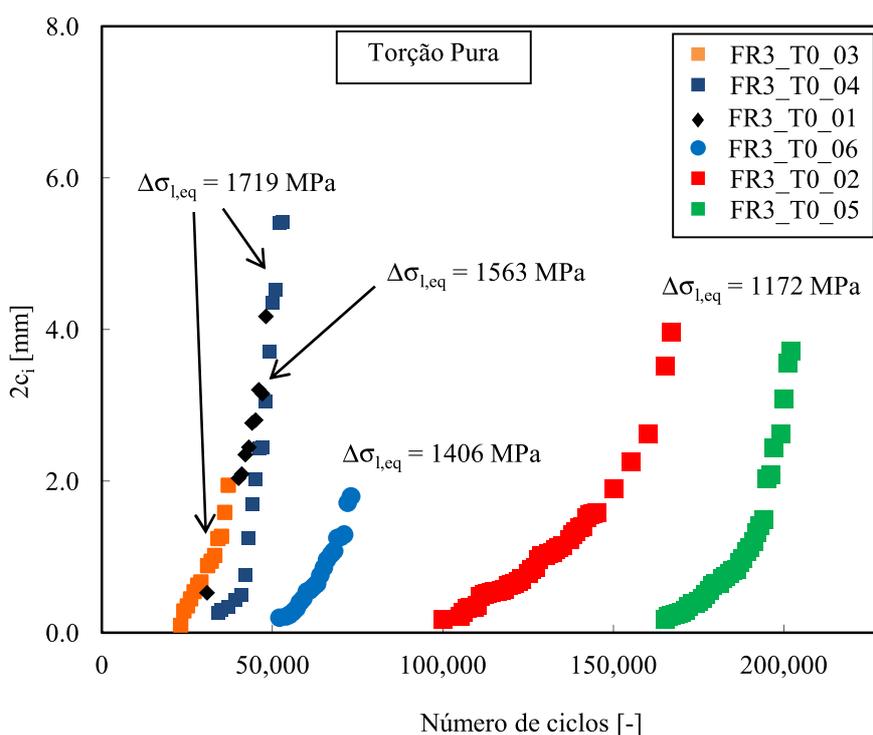


Figura 34 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para torção pura

A diferença entre os ensaios dos provetes FR3_T0_03 e FR3_T0_04 deve-se ao aparecimento de duas fendas perto da extremidade do entalhe num dos provetes, enquanto no outro existia apenas uma fenda inicialmente numa das extremidades, com o

decorrer do ensaio apareceu uma outra fenda na outra extremidade do entalhe. No ensaio do provete FR3_T0_01 iniciaram-se duas fendas. No provete FR3_T0_06 iniciou-se uma única fenda durante todo o ensaio.

No ensaio do provete FR3_T0_02 iniciaram-se duas fendas inicialmente próximas uma da outra numa das extremidades do entalhe ocorrendo pouco tempo depois a sua união, dando-se a rotura final. Enquanto no ensaio do provete FR3_T0_5, no princípio, iniciou-se apenas uma fenda e, passados alguns ciclos, ocorreu o aparecimento de outra na extremidade oposta do entalhe.

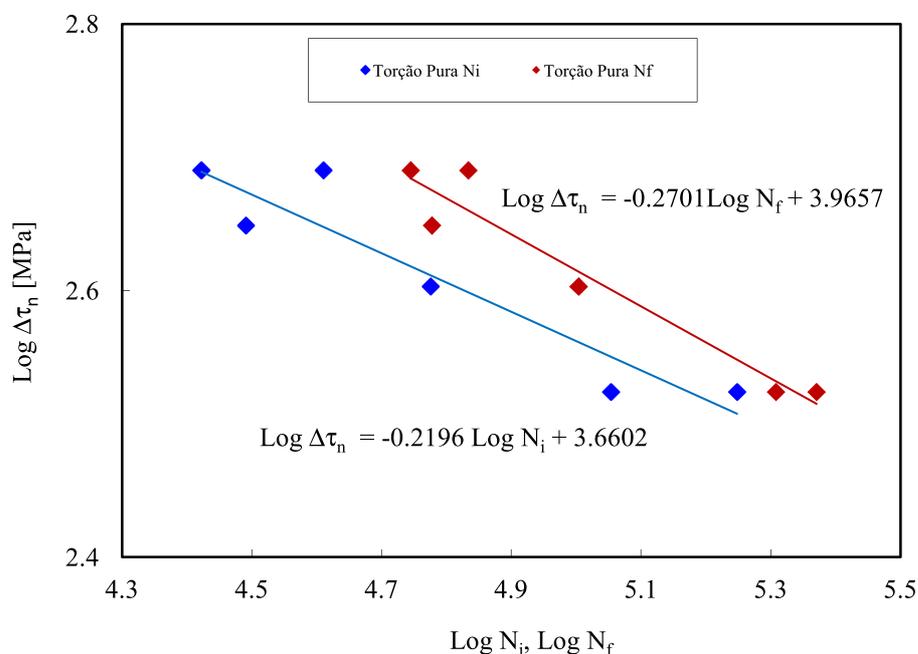


Figura 35 Curvas S- N_i , N_f para torção pura

O gráfico S- N_i , N_f representado na Figura 35, diz respeito aos ensaios para torção pura. Nos eixos das ordenadas do gráfico estão representadas as tensões provocadas pelo momento torçor. Como podemos observar para as mesmas tensões é apontado um diferente número de ciclos de iniciação e de rotura, descritas pelas respectivas rectas lineares de tendência.

Podemos concluir com este gráfico que os declives das duas rectas assemelham-se aos declives das rectas obtidas para os ensaios combinados, em que o momento torçor é mais elevado, no caso $M_f = 2 M_t/3$, (declives mais baixos).

4.5. Flexão simples

Tabela 11 Resultados dos ensaios para flexão simples

Referência	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	N_i	N_f	$\Delta\sigma_{1,eq}$ [MPa]
FR3_B0_02	599.21	11035	25410	1866
FR3_B0_03	599.21	14777	33562	1866
FR3_B0_01	448.12	45733	99708	1395
FR3_B0_04	447.80	33085	71509	1394
FR3_B0_05	349.62	67299	142052	1089
FR3_B0_06	349.62	134010	241674	1089

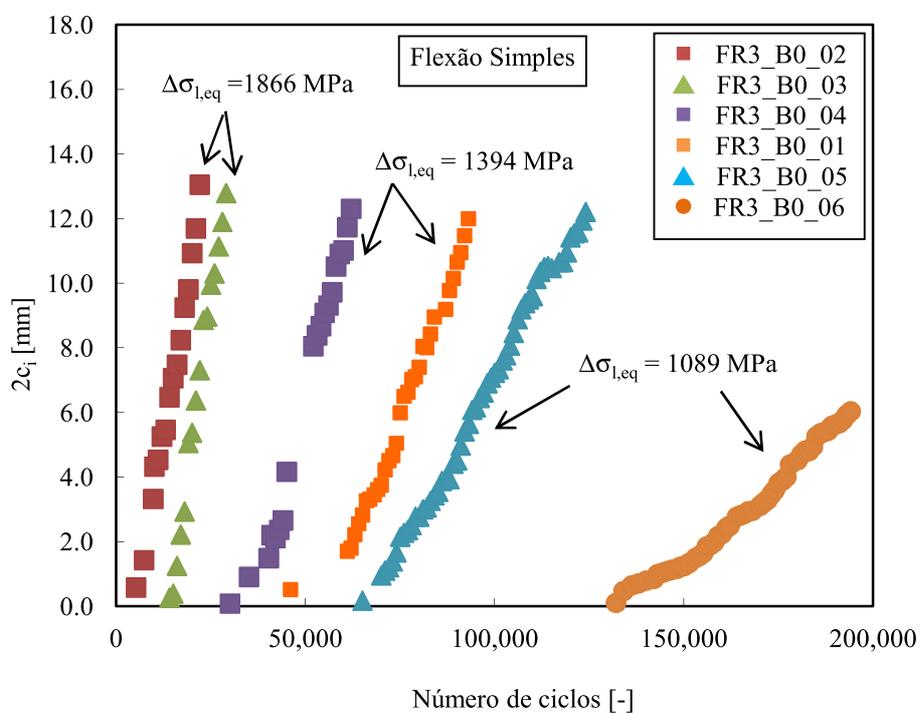


Figura 36 Evolução do comprimento da fenda com o número de ciclos para flexão simples

A diferença entre os ensaios dos provetes FR3_B0_05 e FR3_B0_06 deve-se ao aparecimento de uma única fenda no início, mas, no final, surgiram mais duas fendas. No ensaio FR3_B0_05 iniciou-se uma fenda logo no início, surgindo pouco tempo depois mais duas fendas no entalhe.

No ensaio do provete FR3_B0_01 surgiram quatro fendas iniciais, enquanto no ensaio homólogo apareceram duas fendas no início e uma outra logo depois. No ensaio do provete FR3_B0_04 surgiram duas fendas iniciais e mais duas ao longo do ensaio, enquanto no FR3_B0_05 apareceu uma fenda inicial e mais duas depois.

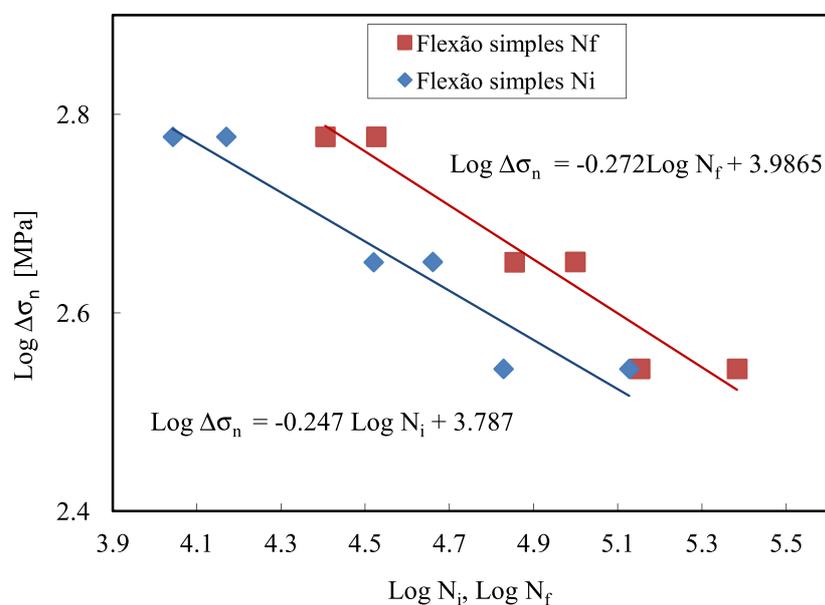


Figura 37 Curvas S- N_i , N_f para flexão simples

O gráfico S- N_i , N_f representado na Figura 37, diz respeito aos ensaios para flexão simples. O gráfico tem como ordenadas as tensões provocadas pelo momento flector, como podemos ver para as mesmas tensões é apontado o número de ciclos de iniciação e de rotura, e são então representados os pontos e traçado uma recta linear de tendência para cada um.

Podemos concluir com este gráfico que os declives das duas rectas assemelham-se aos declives das rectas obtidas para os ensaios combinados, onde o momento flector é predominante, no caso $M_f = 2 M_t$ (declives mais elevados).

4.6. Marcagem de fendas

A Tabela 12 representa os ensaios de marcagem das fendas para os três rácios entre momento flector e momento torçor e para torção pura. Os *overloads* de 75% foram aplicados quando a fenda media na superfície do entalhe, respectivamente, 3 e 5 mm. Os *overloads* de 50% foram aplicados a partir de 5 mm de 2 em 2 mm até a fenda não ultrapassar as extremidades do entalhe. A partir daí foram aplicados *overloads* sucessivos, aproximadamente 60% dos ciclos entre os *overloads*.

Para a obtenção dos pontos no gráfico na Figura 40, foi feita uma aproximação através de uma elipse. Desde modo pudemos obter comprimentos de fenda superiores ao entalhe, tendo o cuidado da elipse passar na marca da fenda junto à superfície do provete.

Com base nas fotografias das linhas de marcagem mostradas na Figura 38, foram medidas os comprimentos da fenda à superfície, e a distância máxima no interior do provete resultante do *overload* aplicado no ensaio.

A Figura 39 representa os comprimentos no provete que foram medidos, sendo depois representados na Figura 40 as medidas obtidas para cada um dos ensaios realizados. Nesta figura podemos visualizar uma tendência em todos os pontos, salvo no ensaio do provete FR3_TB0_16. Todos as linhas de marcagem para os pontos iniciais de cada ensaio assumem a forma de um quarto de circunferência.

Tabela 12 Ensaio de marcagem para os diferentes esforços

Referência	M_f/M_t	$\Delta\sigma_{l,eq}$ [MPa]	75% $\Delta\sigma_{l,eq}$	50% $\Delta\sigma_{l,eq}$
FR3_TB0_17	2	1158	2026	1737
FR3_TB0_16	1	941	1647	1412
FR3_TB0_14a	2/3	965	1688	1447
FR3_T0_07	-	1172	2051	1758

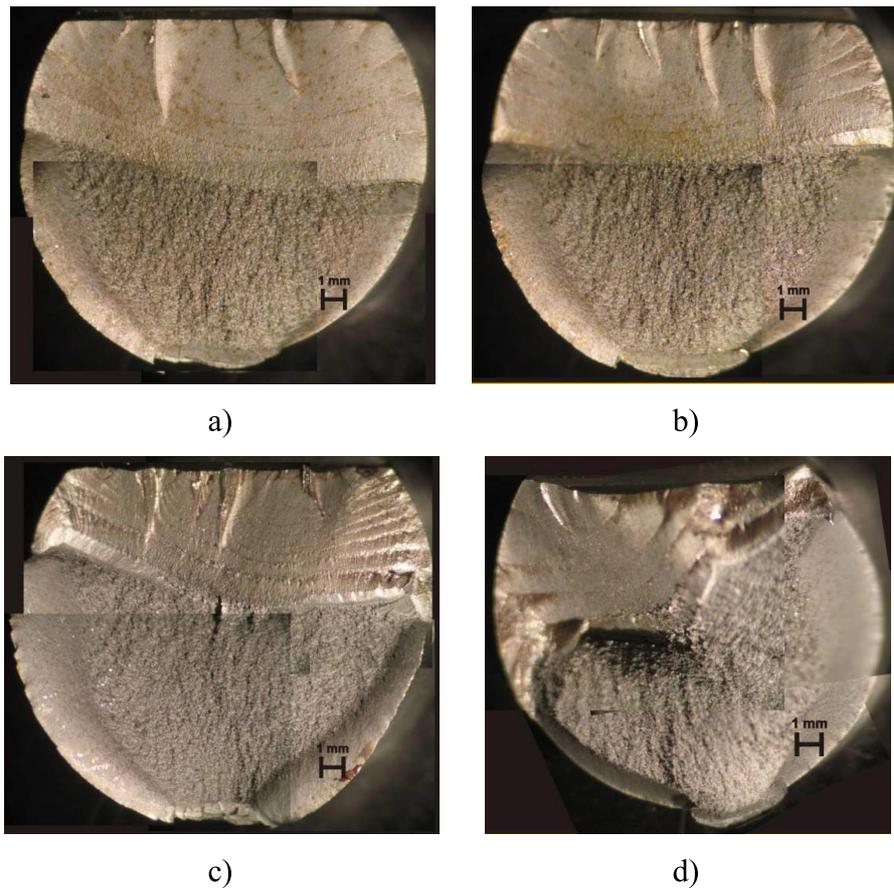


Figura 38 Linhas de marcação dos provetes a) FR3_TB0_17 ($\tau = \sigma/4$), b) FR3_TB0_16 ($\tau = \sigma/2$), c) FR3_TB0_14a ($\tau = 3\sigma/4$), d) FR3_TO_07 (τ)

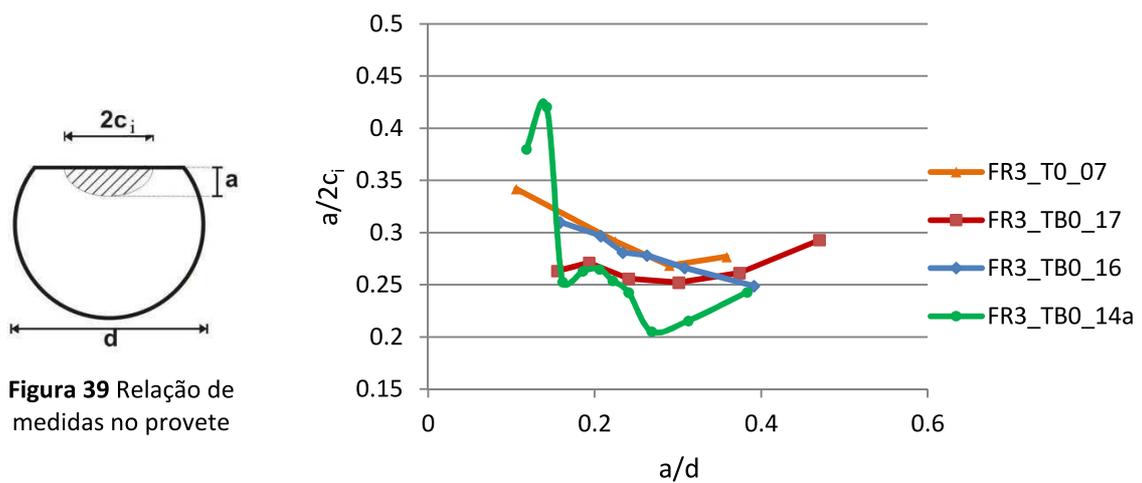


Figura 40 Representação gráfica das linhas de marcação para cada ensaio

4.7. Análise das superfícies de fractura

Nesta secção são apresentadas as imagens das orientações da fenda ao longo do entalhe para cada um dos casos, bem como as zonas da iniciação da fenda no aço 35CrNiMo6. Como descrito na secção 3.5, foram seleccionados os provetes com menor tensão equivalente.

4.7.1. Análise das superfícies no SEM

4.7.1.1. Esforços combinados de torção e flexão

As imagens seguintes mostram as zonas de iniciação para cada uma das relações entre momentos flectores e torçores.

Todas as figuras apresentadas foram tiradas com o entalhe para baixo onde aparece na imagem a escala e a ampliação.

Da Figura 41 à Figura 44, são evidenciadas as zonas de iniciação da fenda para cada rácio entre os momentos flectores e torçores. A primeira diz respeito à relação do momento flector igual ao dobro do torçor (FR3_TB0_10); a segunda à relação entre os momentos iguais (FR3_TB0_6) e, por último, ao momento flector igual a dois terços do momento torçor (FR3_TB0_12).

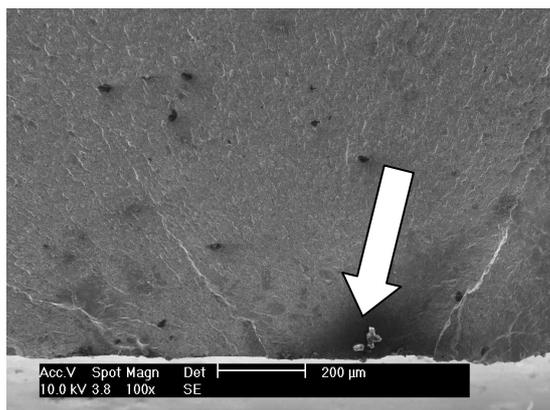


Figura 41 Zona de iniciação no provete FR3_TB0_10 (zona escura)

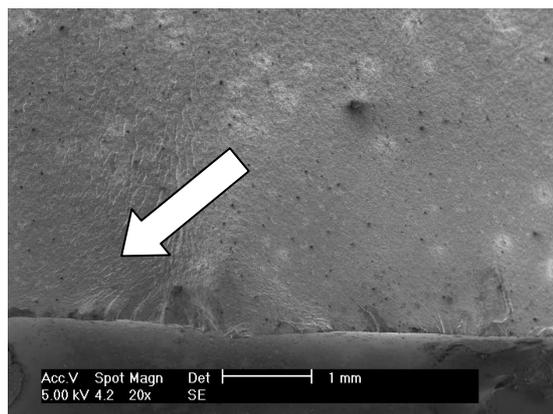


Figura 42 Zona de iniciação no provete FR3_TB0_6 (esquerda da imagem)

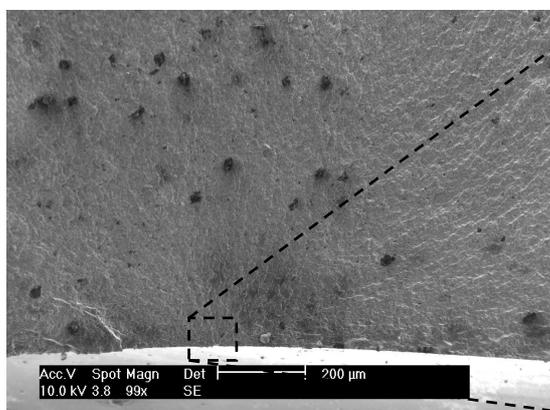


Figura 43 Zona de iniciação no provete FR3_TB0_12 (quadrado na figura)

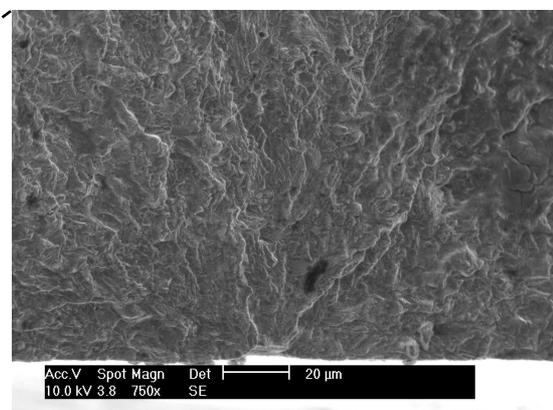


Figura 44 Ampliação da zona de iniciação no provete FR3_TB0_12

Para o reconhecimento da zona de iniciação da fenda tem de se ter em conta as estrias radiais que convergem para o a zona do entalhe num respectivo ponto. Esse ponto onde as estrias convergem é o ponto de iniciação, evidenciado na Figura 44.

4.7.1.2. Torção pura

As imagens seguintes mostram a zona de iniciação para os provetes submetidos a torção pura. A Figura 45 mostra as estrias radiais a convergirem para a zona do entalhe num respectivo ponto, ponto esse que está sobressaído do entalhe, como mostra a Figura 46. A morfologia desse ponto não foi analisada, visto que o *software* de reconhecimento da composição química não se encontrava operacional no momento da análise.

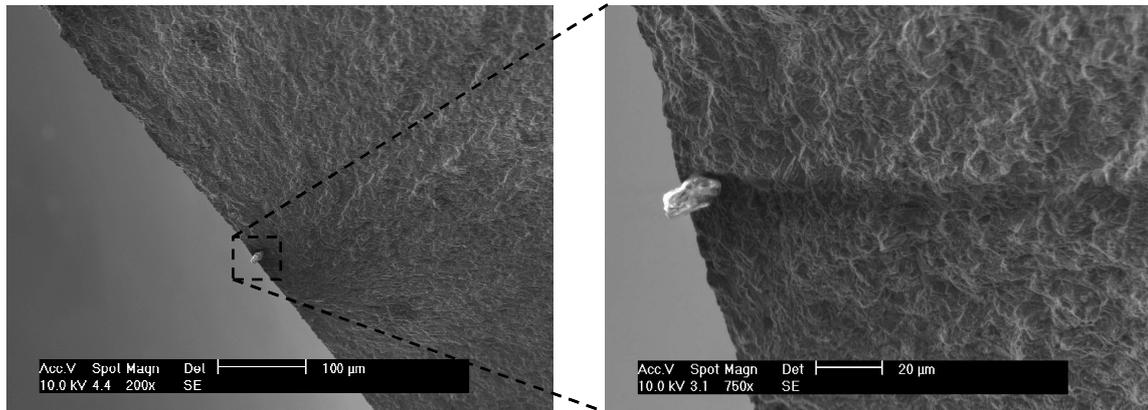


Figura 45 Zona de iniciação no provete FR3_T0_05

Figura 46 Ampliação da zona de iniciação no provete FR3_T0_05

4.7.2. Análise das orientações de fenda

Na Figura 47, são representados os provetes de baixa tensão equivalente para os esforços combinados de torção e flexão para os três rácios entre momento flector e momento torçor, para torção pura e para flexão simples, seguidamente.

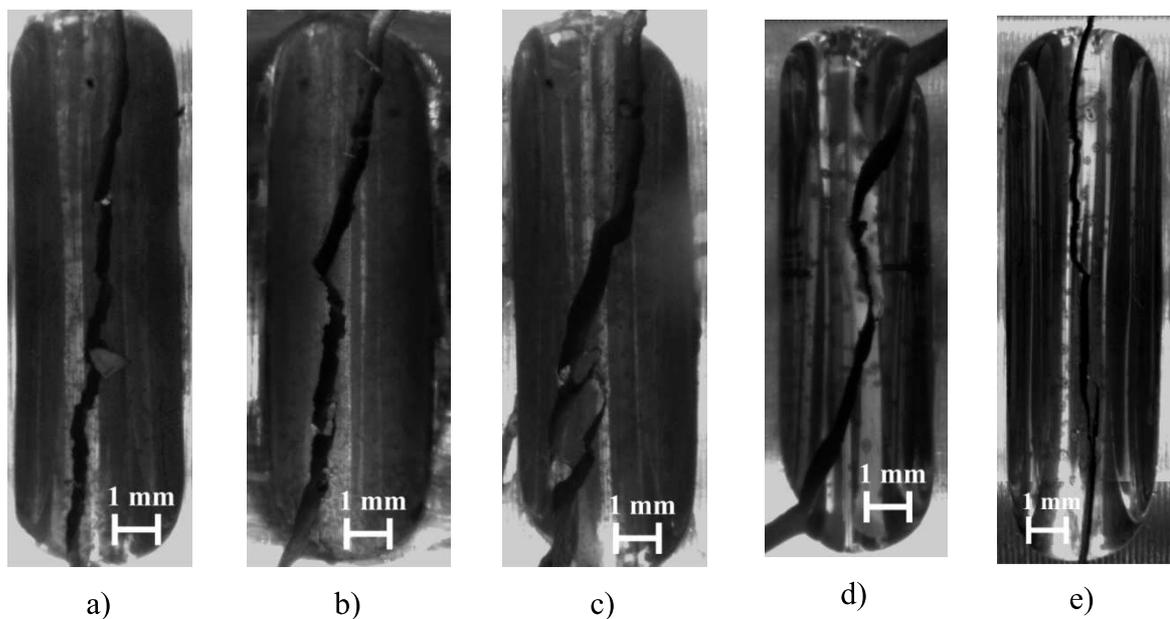


Figura 47 Orientação da fenda no entalhe depois da rotura final a) FR3_TB0_10 ($\tau=\sigma/4$), b) FR3_TB0_6 ($\tau=\sigma/2$), c) FR3_TB0_12 ($\tau=3\sigma/4$), d) FR3_T0_05 (τ), e) FR3_B0_06 (σ)

As Figura 47 a), b) e c) correspondem aos esforços combinados de flexão e torção. Estas representam os rácios de $M_f = 2M_t$, $M_f = M_t$ e $M_f = 2 M_t/3$ respectivamente. Nas Figura 47 d) e e) representam os esforços simples de torção pura e flexão simples.

Como podemos verificar, através da análise das fotografias tiradas após a rotura, a orientação da fenda varia para cada tipo de esforço aplicado. Deste modo podemos concluir que o aumento do esforço torçor nos ensaios combinados apresenta uma orientação parecida com o de torção pura, o mesmo acontece quando o momento flector é predominante nos ensaios combinados a orientação da fenda é semelhante ao esforço de flexão simples.

4.8. Previsão

Nesta secção são comparados e discutidos os resultados obtidos experimentalmente para a vida de iniciação e para a vida final à fadiga dos provetes, em relação às previsões obtidas a partir dos modelos teóricos. Nas figuras abaixo, a recta do meio representa a vida prevista que é igual à vida experimental. As restantes, dizem respeito às zonas de confiança, tendo em conta que a recta superior representa o triplo dos valores da recta do meio, enquanto a inferior representa um terço dos valores dessa mesma recta.

Na obtenção da vida de iniciação e da final à fadiga foram estimadas através dos modelos de CM e SWT, com as equações (27) e (29), respectivamente.

No modelo de CM o cálculo da tensão média é efectuado através das expressões (25) e (26).

4.8.1. Previsão da vida de iniciação à fadiga

4.8.1.1. Modelo de CM

Na Figura 48, são comparados os resultados experimentais e os valores estimados pelo modelo de CM para a vida de iniciação à fadiga do aço estudado.

Pode-se verificar através da análise da Figura 48, que existe uma boa previsão dos valores, visto que estes se encontram entre as rectas de confiança. Existe uma sobreposição entre os pontos para flexão simples, torção pura e para $\sigma = 4\tau$. Os restantes pontos obtidos para $\sigma = 2\tau$ e $\sigma = 4\tau/3$ formam uma banda bem definida, não se tendo encontrado explicação plausível para este acontecimento.

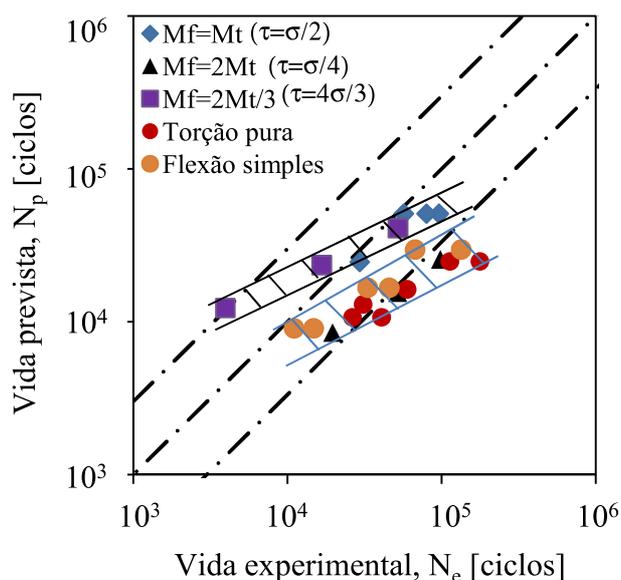


Figura 48 Comparação entre a vida inicial experimental e a estimada pelo modelo de CM para o aço 35CrNiMo6

4.8.1.2. Modelo de SWT

Na Figura 49, são comparados os resultados experimentais com os valores estimados pelo modelo de SWT, para a vida de iniciação à fadiga do aço estudado.

Pode-se verificar através da análise desta figura que existe uma boa previsão para os pontos onde $\sigma = 2\tau$ e $\sigma = 4\tau/3$, situando-se estes entre as rectas de confiança. Existe uma sobreposição entre os pontos para flexão simples, torção pura e para $\sigma = 4\tau$, apresentando estes uma previsão conservadora. Não se encontra uma explicação aceitável para a diferença entre estes dois conjuntos de pontos.

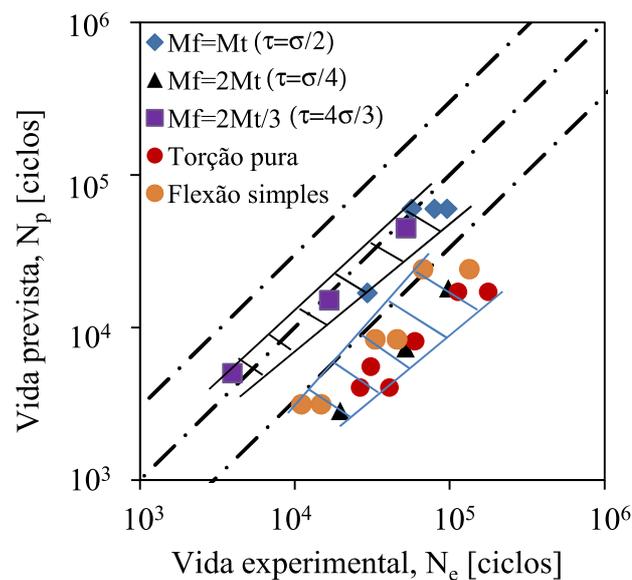


Figura 49 Comparação entre a vida inicial experimental e a estimada pelo modelo de SWT para o aço 35CrNiMo6

4.8.2. Previsão da vida final à fadiga

4.8.2.1. Modelo de CM

Na Figura 50, são comparados os resultados experimentais e os valores estimados pelo modelo de CM para a vida final à fadiga do aço estudado.

Pode-se observar que na Figura 50, existe uma boa previsão para todos os pontos obtidos onde $\sigma = 2\tau$ e $\sigma = 4\tau$. Existe uma sobreposição entre os pontos para flexão

simples, torção pura e $\sigma = 4\tau/3$. Para esta diferença entre os dois conjuntos de pontos não se encontra uma explicação plausível.

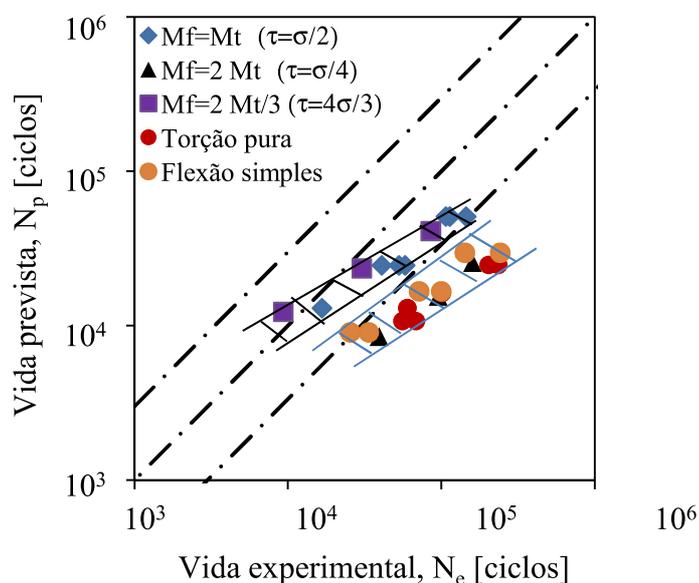


Figura 50 Comparação entre a vida final experimental e a estimada pelo modelo de CM para o aço 35CrNiMo6

4.8.2.2. Modelo de SWT

Na Figura 51, são comparados os resultados experimentais e os valores estimados pelo modelo de SWT para a vida de iniciação à fadiga do aço estudado.

Podem observar-se que na Figura 51, existe uma boa previsão para os pontos em que $\sigma = 2\tau$ e $\sigma = 4\tau/3$, encontrando-se entre as rectas de confiança. Existe uma sobreposição entre os pontos para flexão simples, torção pura e para $\sigma = 4\tau$, apresentando estes uma previsão conservadora. Não se conhece a razão credível para a diferença entre estes dois conjuntos de pontos.

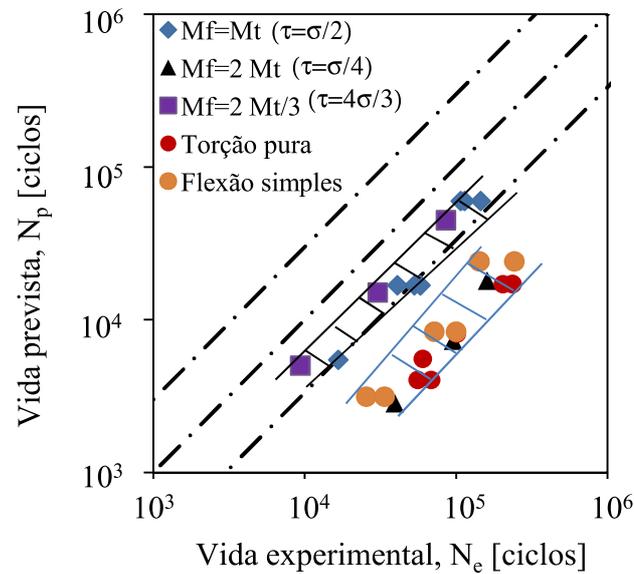


Figura 51 Comparação entre a vida final experimental e a estimada pelo modelo de SWT para o aço 35CrNiMo6

Na Tabela 13, estão representados as médias e desvios padrões para cada modelo de previsão relativo às vidas de iniciação e final à fadiga. Estes valores foram calculados tendo em conta as vidas previstas pelos modelos e as vidas experimentais obtidas nos ensaios de fadiga. Como podemos observar, na média de cada modelo, a razão entre a vida de iniciação e a vida final diminuiu para metade. Sendo o modelo de CM, o que apresenta valores de média e desvio padrão superiores em relação ao outro modelo, conclui-se que este apresenta resultados satisfatórios para a previsão inicial de fendas por fadiga.

Tabela 13 Representação da média e desvio padrão da relação da vida prevista sobre a vida experimental

	CM		SWT	
	N_i	N_f	N_i	N_f
Média	0.60	0.36	0.40	0.23
Desvio padrão	0.63	0.28	0.35	0.19

5. CONCLUSÃO E FUTUROS DESENVOLVIMENTOS

Este capítulo tem como objectivo dar relevância às conclusões obtidas através da análise dos resultados experimentais. Destacam-se ainda propostas para futuros desenvolvimentos nesta área, de modo a complementar e dar continuidade ao trabalho realizado.

Os objectivos indicados inicialmente foram atingidos, como tal adquiri então os conhecimentos desejados, alargando assim as minhas competências nesta área (comportamento à fadiga do aço 35CrNiMo6). Para a concretização de tais objectivos foram realizados vários ensaios para esforços combinados e simples, com a razão de tensão igual a zero. Foi utilizado o SEM para uma análise dos resultados obtidos na parte experimental.

5.1. Conclusões

Na análise dos gráficos $2c_i - N$ nota-se que o crescimento da fenda varia de maneira diferente para a mesma tensão equivalente aplicada no ensaio. Tal fenómeno deve-se ao facto da iniciação de uma ou mais fendas e consequente propagação ao longo do entalhe. Podemos verificar pela análise da microestrutura, que ocorreu um maior número de fendas nos provetes que continham mais poros.

A análise das curvas S-N revela que a aplicação do momento torçor diminui a resistência à fadiga bem como o declive da recta, e de regressão. Nos esforços combinados, em que a razão entre o momento flector é igual a dois terços do momento torçor, o declive da recta assemelha-se ao declive do esforço simples para a torção pura. O mesmo acontece para a razão entre o momento flector igual ao dobro do momento torçor para a flexão simples.

Com base na análise da orientação das fendas para cada um dos tipos de ensaios realizados, podemos verificar que para os esforços combinados, onde o momento flector é predominante, a orientação é parecida com os da flexão simples. O mesmo acontece para os esforços combinados, onde o momento torçor é predominante para os ensaios de torção pura.

Pela análise através do SEM à superfície de fractura pode-se concluir que as fendas iniciaram-se de poros microestrutura. A identificação do ponto de iniciação da fenda tem como base a convergência das estrias radiais bem visíveis na superfície de fadiga.

No gráfico das marcagens para os esforços combinados e para a torção pura, nota-se uma clara correlação de pontos, embora não tivéssemos mais pontos para assinalar no gráfico.

Na previsão da vida inicial à fadiga dos modelos de CM e SWT, encontrou-se resultados razoáveis entre as bandas definidas pelas rectas de confiança. O aparecimento de duas zonas distintas nos gráficos, efectuados para a análise da previsão da vida inicial à fadiga, no que diz respeito à flexão simples, torção pura e para $\sigma = 4\tau$, continham uma boa sobreposição. Não se conhece uma explicação plausível para o aparecimento da zona onde $\sigma = 2\tau$ e $\sigma = 4\tau/3$.

Na previsão da vida final à fadiga os modelos de CM e SWT deparamo-nos com resultados razoáveis e conservadores. Nestes gráficos verifica-se a existência de duas zonas para os resultados obtidos para a flexão simples, torção pura e para $\sigma = 4\tau$. Como se pode verificar estes apresentam uma boa sobreposição. Não se encontra uma explicação credível para o aparecimento da zona formada pelos pontos em que $\sigma = 2\tau$ e $\sigma = 4\tau/3$.

5.2. Propostas para futuros desenvolvimentos

Estudar a resistência à fadiga do aço 35CrNiMo6 para uma razão de tensão de amplitude constante alternada ($R = -1$), uma das hipóteses será a modificação do sistema montado na máquina servo - hidráulica ou a alteração da geometria do provete para essa razão de tensão. Deve-se ter em conta a reflectividade da superfície do entalhe, para que não ocorram faixas negras, impossibilitando assim, a observação da fenda.

Melhorar a aplicabilidade dos modelos de previsão, experimentando outros modelos que permitam uma melhor comparação da vida experimental em relação à vida prevista.

Efectuar a marcagem das fendas para o ensaio de flexão simples, bem como a repetição das outras marcações para uma melhor visualização das fendas com comprimentos superiores a três milímetros ($2c_f > 3 \text{ mm}$). Poderá ser útil efectuar ensaios em *underload* para uma melhor análise e, por conseguinte, uma melhor visualização da marca da fenda no interior do provete.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Wöhler, A., (1867) “Wöhler’s experiments on the strength of metals”, Engineering, 2, 160.
- [2] C. Moura Branco, J. Martins Ferreira, J. Domingos da Costa, A. Silva Ribeiro (2005), "Projecto de órgãos de máquinas", Fundação Calouste Gulbenkian.
- [3] Richard G. Budynas, J. Keith Nisbett (2006), 8th Ed., "Shigley's Mechanical Engineering Design", McGraw-Hill.
- [4] Peterson, R.E., (1974) “Stress Concentration Factors”, John Wiley and Sons, New York.
- [5] Yao Weixing, Xia Kaiquan, Gu Yi (1994), "On the fatigue notch factor, K_f ", Int. J. Fatigue, 17, 245-251.
- [6] Darrell Socie, Gary Malton, Ben Socie, Jonathan Prykop, "efatigue a trusted source for analysis". Acedido a 12 de Agosto 2011, em: <https://www.efatigue.com/constantamplitude/background/stresslife.html>
- [7] Heywood, R.B., “Design against fatigue”, Chapman and Hall, London, (1962).
- [8] Darrell Socie, Gary Malton, Ben Socie, Jonathan Prykop, "efatigue a trusted source for analysis". Acedido a 12 de Agosto 2011, em: <https://www.efatigue.com/multiaxial/>
- [9] Darrell F. Socie, Gary B. Marquis (2000), "Multiaxial Fatigue", SAE International, Warrendale.
- [10] Goodman, J., 1899, "Journal of Mechanics Applied to Engineering", 1st Ed., Longmans, Green, New York.

- [11] Soderberg, C. R., 1930, "Fatigue of safety and working stress", Transactions of the American Society of Mechanical Engineers Vol. 52 (Part APM-52-2), pp.13–28.
- [12] Gerber, W. Z., 1874, "Calculation of the allowable stresses in iron structures", Z. Bayer Archit Ing Ver, Vol. 6, No. 6, pp. 101–110.
- [13] Morrow, J., 1968, "Fatigue Design Handbook", Advances in Engineering, Vol. 4, SAE, Warrendale, PA, pp. 21–29.
- [14] CARPINTERI, A. (2003), "Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture", ESIS Publication 31.
- [15] R. Branco, J. D. Costa (2011), "Low-cycle fatigue behaviour of 34CrNiMo6 high strength steel", artigo a ser publicado.

7. ANEXO I

7.1. Metodologia do ensaio de fadiga submetidos a esforços combinados de flexão e torção

Todos os ensaios foram realizados na máquina servo - hidráulica, colocando a amarra inferior na posição zero da máquina e respeitando o ângulo de 90° entre o braço de fixação, Figura 22 (1), com a extremidade onde são aplicadas as cargas definidas para o ensaio, fechando de seguida a amarra inferior da servo - hidráulica. É inserido o lado de 65 mm de distância entre o entalhe e a extremidade do provete na amarra de pinças cónicas, Figura 22 (2), sendo a distância entre a amarra e o entalhe de 25 mm. Para garantir que o entalhe esteja na horizontal virado para baixo, utiliza-se o sistema óptico mostrado na Figura 19, focando um dos lados do entalhe, e no noutro, com o mesmo ajuste de focagem, roda-se o provete até que a imagem do entalhe fique nítida. Deve-se repetir o processo algumas vezes até que os dois extremos do entalhe fiquem focados sem se alterar a focagem da lente. Em seguida, deve-se apertar suavemente a amarra interna, Figura 22 (2), verificando se ocorre alguma alteração a nível da imagem do entalhe. Não deve ocorrer rotação do entalhe para que o provete se mantenha na horizontal. É retirado o sistema óptico e procede-se ao aperto final dessa amarra, colocando-se a amarra da servo - hidráulica na posição inicial de -2 mm.

Na outra extremidade do provete é colocado a outra amarra representada na Figura 22 (4), e colocado o sistema que possibilita os diferentes rácios entre os momentos flector e torçor, Figura 23, devendo estes dois sistemas ficarem o mais próximos possíveis, para tal fazem-se apertos na amarra com uma mão e seguidamente com o auxílio das duas mãos puxa-se a amarra até ao sistema, repetindo este processo diversas vezes até que não se possa apertar mais.

Monta-se então o sistema óptico, Figura 19, e regula-se o aperto da amarra da máquina a uma pressão de 40 bar. Introduzem-se os valores de amplitude e da carga média no computador que controla a máquina servo - hidráulica, Figura 17, bem como os limites de segurança de posição e de carga. Como limites de posição mínimo e máximo, usaram-se -7 mm e 7 mm respectivamente, e os limites de carga mínima e máxima, foram de -1 kN, 1 kN acima do valor de carga máxima do ensaio, respectivamente.

7.2. Metodologia do ensaio de fadiga submetidos a esforço de torção pura

Todos os ensaios foram realizados em alta pressão na servo - hidráulica, colocando a amarra inferior na posição zero da máquina e respeitando o ângulo de 90° entre o braço de fixação, Figura 25 (1), com a extremidade onde foram aplicadas as cargas definidas para o ensaio, fechando de seguida a amarra inferior da servo - hidráulica. Foi inserido o lado de 65 mm do provete na amarra de pinças cónicas, Figura 25 (2), sendo a distância entre a amarra e o entalhe de 25 mm. Para garantir que o entalhe estivesse na horizontal virado para baixo, utilizou-se o sistema óptico mostrado na Figura 19, focando cada um dos lados do entalhe, e no noutro com o mesmo ajuste de focagem rodou-se o provete, até que a imagem do entalhe ficasse nítida. Deve-se repetir o processo algumas vezes até que os dois extremos do entalhe fiquem focados sem se alterar a focagem da lente. Em seguida, deve-se apertar suavemente a amarra interna, Figura 25 (2), verificando se ocorre alguma alteração a nível da imagem do entalhe. Não deve ocorrer rotação do entalhe para que o provete se mantenha na horizontal. É retirado o sistema óptico e procede-se ao aperto final dessa amarra, colocando-se esta na posição inicial de -1.5 mm.

Na extremidade de fora do provete foi colocado o sistema ilustrado na Figura 25 (4) e (5), este sistema é composto por um elemento flexível (axial e radialmente) (4) em aço e por um acoplamento (5). O acoplamento é fixado na parte superior da máquina por dois parafusos e só depois é apertada a pinça ao provete. Na parte final da montagem são desapertados primeiramente os parafusos que ligam o acoplamento à parte superior da

máquina e só depois os do acoplamento ao elemento flexível. Após estas operações coloca-se então a amarra da servo - hidráulica na posição -2 mm. Este último passo tem como objectivo, o de garantir folgas entre os parafusos para não induzir forças radiais e axiais no provete. Finalmente todos os parafusos são novamente apertados.

Monta-se então o sistema óptico, Figura 19, e regula-se o aperto da amarra da máquina a uma pressão de 40 bar. Introduzem-se os valores de amplitude e da carga média no computador que controla a máquina servo - hidráulica, Figura 17, bem como os limites de segurança de posição e de carga. Como limites de posição mínimo e máximo, usaram-se -7 mm e 7 mm respectivamente, e os limites de carga mínima e máxima, foram de -1 kN, 1 kN acima do valor de carga máxima do ensaio, respectivamente.

7.3. Metodologia do ensaio de fadiga submetidos a esforço de flexão simples

Todos os ensaios foram realizados em alta pressão na servo - hidráulica. A amarra exterior Figura 27 (1), está fixa à parte superior da máquina por quatro parafusos. Nesta é introduzido o lado de 65 mm do provete, Figura 27 (2), sendo a distância entre a amarra e o entalhe de 12 mm. Para garantir que o entalhe esteja na horizontal virado para baixo, utiliza-se o sistema óptico mostrado na Figura 19, focando cada um dos lados do entalhe, e no noutro com o mesmo ajuste de focagem roda-se o provete, até que a imagem do entalhe fique nítida. Deve-se repetir o processo algumas vezes até que os dois extremos do entalhe fiquem focados sem se alterar a focagem da lente. Em seguida, deve-se apertar suavemente a amarra interna Figura 27 (2), verificando se ocorre alguma alteração a nível da imagem do entalhe. Não deve ocorrer rotação do entalhe para que o provete se mantenha na horizontal. É retirado o sistema óptico e procede-se ao aperto final dessa amarra. Em seguida, coloca-se a carga a zero no sistema digital Instron 8800.

Coloca-se o sistema ilustrado na Figura 27 (3), (4) e (5), e a amarra da máquina na posição zero. Aperta-se a amarra de pinças cónicas Figura 27 (3), e ao mesmo tempo puxa-se o veio para a frente. Fecha-se a amarra da máquina e procede-se ao aperto final da

amarra Figura 27 (3). Abre-se novamente a amarra da máquina e coloca-se a peça, Figura 27 (5), na perpendicular, desapertando os parafusos que ligam os mesmos ao veio. Fecha-se novamente a amarra a uma pressão de 15 bar.

Coloca-se o sistema óptico operacional, Figura 19. Introduzem-se os valores de amplitude e da carga média no computador que controla a máquina servo - hidráulica, Figura 17, bem como os limites de segurança de posição e de carga. Como limites de posição mínimo e máximo, usaram-se 5 mm e -9 mm respectivamente, e os limites de carga mínima e máxima, foram de -1.5 kN, 1.5 kN acima do valor de carga máxima do ensaio, respectivamente.

8. ANEXO II

8.1. Tabela de ensaios para esforços combinados entre momento flector e momento torçor

Referência	M_f/M_t	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	$\Delta\tau_n$ [MPa]	N_i	N_f	K_{rf}	K_{tt}	$\Delta\sigma_{I,eq}$ [MPa]	K_{ff}	K_{ft}
FR3_TB0_4	1	358.10	179.05	96187	144876	2.244	1.675	941.28	2.20	1.65
FR3_TB0_6	1	358.10	179.05	79776	113465	2.244	1.675	941.28	2.20	1.65
FR3_TB0_7	1	358.10	179.05	56846	106883	2.244	1.675	941.28	2.20	1.65
FR3_TB0_2	1	447.62	223.81	-	52840	2.244	1.675	1176.60	2.20	1.65
FR3_TB0_3	1	447.62	223.81	-	40818	2.244	1.675	1176.60	2.20	1.65
FR3_TB0_5	1	447.62	223.81	29396	57918	2.244	1.675	1176.60	2.20	1.65
FR3_TB0_1	1	596.83	298.42	-	16628	2.244	1.675	1568.80	2.20	1.65
FR3_TB0_16 (Marcagem)	1	358.10	179.0493	47777	-	-	-	941.28	-	-
FR3_TB0_10	2	358.10	89.52	98010	159714	3.184	2.043	1157.78	3.11	2.01
FR3_TB0_8	2	447.62	111.91	51910	95383	3.184	2.043	1447.23	3.11	2.01
FR3_TB0_9	2	596.83	149.21	19642	39205	3.184	2.043	1929.64	3.11	2.01
FR3_TB0_17 (Marcagem)	2	358.10	89.52	-	-	-	-	1157.78	-	-
FR3_TB0_12	2/3	358.10	268.57	52204	85361	1.870	1.531	964.89	1.84	1.51
FR3_TB0_11	2/3	447.62	335.72	16687	30242	1.870	1.531	1206.11	1.84	1.51
FR3_TB0_13	2/3	596.83	447.62	3953	9312	1.870	1.531	1608.15	1.84	1.51
FR3_TB0_14a (Marcagem)	2/3	358.10	268.57	32058	-	-	-	964.89	-	-
FR3_TB0_15 (Marcagem)	2/3	358.10	268.57	26268	-	-	-	964.89	-	-

8.2. Tabela de ensaios para torção pura

Referência	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	$\Delta\tau_n$ [MPa]	N_i	N_f	K_{tf}	$\Delta\sigma_{l,eq}$ [MPa]	K_{ff}	K_{ft}
FR3_T0_01	-	445.45	30973	59957	0.000	1562.76	0.03	2.03
FR3_T0_02	-	334.09	113161	203168	0.000	1172.07	0.03	2.03
FR3_T0_03	-	489.99	26445	55587	0.000	1719.04	0.03	2.03
FR3_T0_04	-	489.99	40791	68199	0.000	1719.04	0.03	2.03
FR3_T0_05	-	334.09	177054	234708	0.000	1172.07	0.03	2.03
FR3_T0_06	-	400.90	59660	100857	0.000	1406.49	0.03	2.03
FR3_T0_07 (Marcagem)	-	334.09	-	-	-	1172.07	0.03	0.03

8.3. Tabela de ensaios para flexão simples

Referência	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	$\Delta\tau_n$ [MPa]	N_i	N_f	K_{tf}	$\Delta\sigma_{l,eq}$ [MPa]	K_{ff}	K_{ft}
FR3_B0_02	599.21	-	11035	25410	3.184	1865.84	3.11	0.03
FR3_B0_03	599.21	-	14777	33562	3.184	1865.84	3.11	0.03
FR3_B0_01	448.12	-	45733	99708	3.184	1395.37	3.11	0.03
FR3_B0_04	447.80	-	33085	71509	3.184	1394.38	3.11	0.03
FR3_B0_05	349.62	-	67299	142052	3.184	1088.65	3.11	0.03
FR3_B0_06	349.62	-	134010	241674	3.184	1088.65	3.11	0.03

9. ANEXO III

9.1. Tabela de previsão do número de ciclos de iniciação para o modelos de CM

Referência	M_r/M_t	N_i	$\Delta\sigma_{t,eq}$	$\sigma_m = \Delta\sigma_{t,eq}/2$	$\Delta\varepsilon_{t,eq}$	CM	N_i	N_p/N_e
FR3_TB0_4	1	96187	941.28	470.6396	0.0022433	0.0022464	51,000	0.53
FR3_TB0_6	1	79776	941.28	470.6396	0.0022433	0.0022464	51,000	0.64
FR3_TB0_7	1	56846	941.28	470.6396	0.0022433	0.0022464	51,000	0.90
FR3_TB0_2	1	-	1176.60	378.7005	0.0028041	0.002804	24,600	-
FR3_TB0_3	1	-	1176.60	378.7005	0.0028041	0.002804	24,600	-
FR3_TB0_5	1	29396	1176.60	378.7005	0.0028041	0.002804	24,600	0.84
FR3_TB0_1	1	-	1568.80	182.6007	0.0037388	0.0037346	13,000	-
FR3_TB0_10	2	98010	1157.78	388.1085	0.0027593	0.0027584	25,600	0.26
FR3_TB0_8	2	51910	1447.23	243.3856	0.0034491	0.0034432	15,500	0.30
FR3_TB0_9	2	19642	1929.64	2.180826	0.0045988	0.004596	8,500	0.43
FR3_TB0_12	2/3	52204	964.89	482.444	0.0022995	0.0022991	41,000	0.79
FR3_TB0_11	2/3	16687	1206.11	363.9449	0.0028744	0.0028674	23,500	1.41
FR3_TB0_13	2/3	3953	1608.15	162.9266	0.0038326	0.0038307	12,300	3.11
FR3_T0_01	M_t	30973	1562.76	185.6177	0.0037244	0.0037263	13,000	0.42

FR3_T0_02	M _t	113161	1172.07	380.9633	0.0027933	0.0027937	24,800	0.22
FR3_T0_03	M _t	26445	1719.04	107.4794	0.0040969	0.004096	10,700	0.40
FR3_T0_04	M _t	40791	1719.04	107.4794	0.0040969	0.004096	10,700	0.26
FR3_T0_05	M _t	177054	1172.07	380.9633	0.0027933	0.0027937	24,800	0.14
FR3_T0_06	M _t	59660	1406.49	263.7559	0.003352	0.0033543	16,300	0.27
FR3_B0_02	M _f	11035	1865.84	34.07898	0.0044467	0.0044467	9,060	0.82
FR3_B0_03	M _f	14777	1865.84	34.07898	0.0044467	0.0044467	9,060	0.61
FR3_B0_01	M _f	45733	1395.37	269.3138	0.0033255	0.0033233	16,700	0.37
FR3_B0_04	M _f	33085	1394.38	269.8094	0.0033231	0.003322	16,700	0.50
FR3_B0_05	M _f	67299	1088.65	422.677	0.0025945	0.0025943	29,700	0.44
FR3_B0_06	M _f	134010	1088.65	422.677	0.0025945	0.0025943	29,700	0.22
								0.60
								Média
								Desvio padrão
								0.63

9.2. Tabela de previsão do número de ciclos de iniciação para o modelo de SWT

Referência	M _f / M _t	N _i	Δε _{i,eq} * Δσ _{i,eq}	SWT	N _i	N _p /N _e
FR3_TB0_4	1	96187	2.111550444	2.11157584	60,150	0.63
FR3_TB0_6	1	79776	2.111550444	2.11157584	60,150	0.75
FR3_TB0_7	1	56846	2.111550444	2.11157584	60,150	1.06
FR3_TB0_2	1	-	2.711561618	2.71150022	16,880	-

FR3_TB0_3	1	-	2.711561618	2.71150022	16,880	-
FR3_TB0_5	1	29396	2.711561618	2.71150022	16,880	0.57
FR3_TB0_1	1	-	3.61541549	3.61545705	5,490	-
FR3_TB0_10	2	98010	2.668198688	2.66966839	18,100	0.18
FR3_TB0_8	2	51910	3.33524836	3.33300915	7,330	0.14
FR3_TB0_9	2	19642	4.446997813	4.44130769	2,850	0.15
FR3_TB0_12	2/3	52204	2.22365774	2.2233989	45,000	0.86
FR3_TB0_11	2/3	16687	2.779572175	2.77939132	15,140	0.91
FR3_TB0_13	2/3	3953	3.706096233	3.70965017	5,030	1.27
FR3_T0_01	M _t	30973	3.601509564	3.60217337	5,560	0.18
FR3_T0_02	M _t	113161	2.701132173	2.70116826	17,170	0.15
FR3_T0_03	M _t	26445	3.96166052	3.96258139	4,050	0.15
FR3_T0_04	M _t	40791	3.96166052	3.96258139	4,050	0.10
FR3_T0_05	M _t	177054	2.701132173	2.70011386	17,200	0.10
FR3_T0_06	M _t	59660	3.241358607	3.240422	8,140	0.14
FR3_B0_02	M _f	11035	4.299974381	4.29543142	3,150	0.29
FR3_B0_03	M _f	14777	4.299974381	4.29543142	3,150	0.21
FR3_B0_01	M _f	45733	3.215741329	3.2145903	8,390	0.18
FR3_B0_04	M _f	33085	3.213457118	3.2145903	8,390	0.25
FR3_B0_05	M _f	67299	2.508867135	2.50868024	24,200	0.36
FR3_B0_06	M _f	134010	2.508867135	2.50868024	24,200	0.18
						Média
						0.40
						Desvio padrão
						0.35

9.3. Tabela de previsão para o número de ciclos finais para o modelo de CM

Referência	M_f/M_t	N_f	$\Delta\sigma_{i,eq}$	$\Delta\varepsilon_{i,eq}$	$\sigma_m = \Delta\sigma_{i,eq}/2$	CM	N_f	N_p/N_e
FR3_TB0_4	1	144876	941.28	0.0022433	470.63961	0.0022464	51,000	0.35
FR3_TB0_6	1	113465	941.28	0.0022433	470.63961	0.0022464	51,000	0.45
FR3_TB0_7	1	106883	941.28	0.0022433	470.63961	0.0022464	51,000	0.48
FR3_TB0_2	1	52840	1176.60	0.0028041	378.70049	0.002804	24,600	0.47
FR3_TB0_3	1	40818	1176.60	0.0028041	378.70049	0.002804	24,600	0.60
FR3_TB0_5	1	57918	1176.60	0.0028041	378.70049	0.002804	24,600	0.42
FR3_TB0_1	1	16628	1568.80	0.0037388	182.60065	0.0037346	13,000	0.78
FR3_TB0_10	2	159714	1157.78	0.0027593	388.1085	0.0027584	25,600	0.16
FR3_TB0_8	2	95383	1447.23	0.0034491	243.38562	0.0034432	15,500	0.16
FR3_TB0_9	2	39205	1929.64	0.0045988	2.1808261	0.004596	8,500	0.22
FR3_TB0_12	2/3	85361	964.89	0.0022995	482.44405	0.0022991	41,000	0.48
FR3_TB0_11	2/3	30242	1206.11	0.0028744	363.94494	0.0028674	23,500	0.78
FR3_TB0_13	2/3	9312	1608.15	0.0038326	162.92659	0.0038307	12,300	1.32
FR3_T0_01	M_t	59957	1562.76	0.0037244	185.61768	0.0037263	13,000	0.22
FR3_T0_02	M_t	203168	1172.07	0.0027933	380.96326	0.0027937	24,800	0.12
FR3_T0_03	M_t	55587	1719.04	0.0040969	107.47944	0.004096	10,700	0.19
FR3_T0_04	M_t	68199	1719.04	0.0040969	107.47944	0.004096	10,700	0.16
FR3_T0_05	M_t	234708	1172.07	0.0027933	380.96326	0.0027937	24,800	0.11
FR3_T0_06	M_t	100857	1406.49	0.003352	263.75591	0.0033543	16,300	0.16
FR3_B0_02	M_f	25410	1865.84	0.0044467	34.078981	0.0044467	9,060	0.36

FR3_B0_03	M _f	33562	1865.84	0.00444467	34.078981	0.00444467	9,060	0.27
FR3_B0_01	M _f	99708	1395.37	0.0033255	269.31383	0.0033233	16,700	0.17
FR3_B0_04	M _f	71509	1394.38	0.0033231	269.80941	0.003322	16,700	0.23
FR3_B0_05	M _f	142052	1088.65	0.0025945	422.67702	0.0025943	29,700	0.21
FR3_B0_06	M _f	241674	1088.65	0.0025945	422.67702	0.0025943	29,700	0.12
								0.36
								Média
								0.28
								Desvio padrão

9.4. Tabela de previsão para o número de ciclos finais para o modelo de SWT

Referência	M _f /M _t	N _f	Δσ _{l,eq}	Δε _{l,eq} *Δσ _{l,eq}	SWT	N _f	N _p /N _e
FR3_TB0_4	1	144876	941.28	2.1115504	2.111576	60,150	0.42
FR3_TB0_6	1	113465	941.28	2.1115504	2.111576	60,150	0.53
FR3_TB0_7	1	106883	941.28	2.1115504	2.111576	60,150	0.56
FR3_TB0_2	1	52840	1176.60	3.2992976	2.7115	16,880	0.32
FR3_TB0_3	1	40818	1176.60	3.2992976	2.7115	16,880	0.41
FR3_TB0_5	1	57918	1176.60	2.7115616	2.7115	16,880	0.29
FR3_TB0_1	1	16628	1568.80	3.6154155	3.615457	5,490	0.33
FR3_TB0_10	2	159714	1157.78	2.6681987	2.669668	18,100	0.11
FR3_TB0_8	2	95383	1447.23	3.3352484	3.333009	7,330	0.08
FR3_TB0_9	2	39205	1929.64	4.4469978	4.441308	2,850	0.07

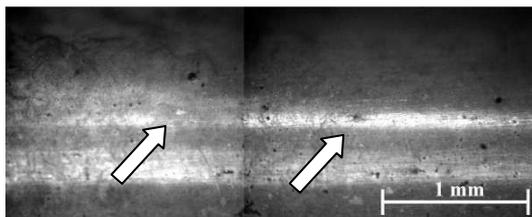
FR3_TB0_12	2/3	85361	964.89	2.2236577	2.223399	45,000	0.53
FR3_TB0_11	2/3	30242	1206.11	2.7795722	2.779391	15,140	0.50
FR3_TB0_13	2/3	9312	1608.15	3.7060962	3.70965	5,030	0.54
FR3_T0_01	M _t	59957	1562.76	3.6015096	3.602173	5,560	0.09
FR3_T0_02	M _t	203168	1172.07	2.7011322	2.701168	17,170	0.08
FR3_T0_03	M _t	55587	1719.04	3.9616605	3.962581	4,050	0.07
FR3_T0_04	M _t	68199	1719.04	3.9616605	3.962581	4,050	0.06
FR3_T0_05	M _t	234708	1172.07	2.7011322	2.700114	17,200	0.07
FR3_T0_06	M _t	100857	1406.49	3.2413586	3.240422	8,140	0.08
FR3_B0_02	M _f	25410	1865.84	4.2999744	4.295431	3,150	0.12
FR3_B0_03	M _f	33562	1865.84	4.2999744	4.295431	3,150	0.09
FR3_B0_01	M _f	99708	1395.37	3.2157413	3.21459	8,390	0.08
FR3_B0_04	M _f	71509	1394.38	3.2134571	3.21459	8,390	0.12
FR3_B0_05	M _f	142052	1088.65	2.5088671	2.50868	24,200	0.17
FR3_B0_06	M _f	241674	1088.65	2.5088671	2.50868	24,200	0.10
							Média
							0.23
							Desvio padrão
							0.19

10. ANEXO IV

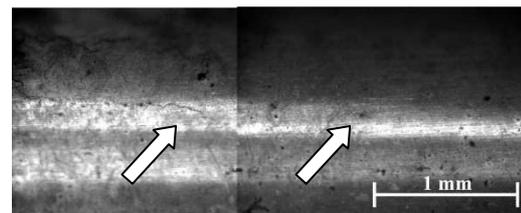
10.1. Sucessão de fotos de evolução de fenda

10.1.1. Esforços combinados de flexão e torção

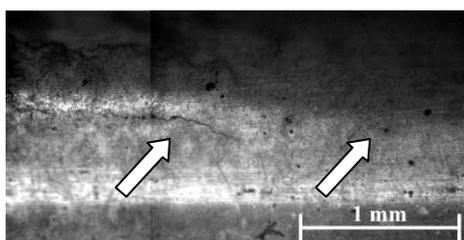
- Provete FR3_TB0_6, $M_f = M_t$, $\tau = \frac{\sigma}{2}$, $\Delta\sigma_{l,eq} = 941.28$ MPa



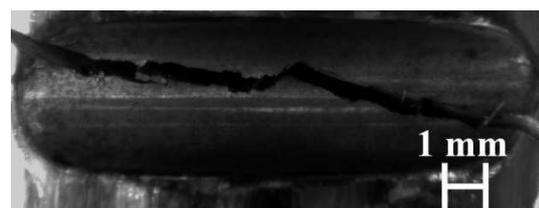
N = 81010 ciclos
 $2c_i = 0.5$ mm



N = 82019 ciclos
 $2c_i = 1$ mm

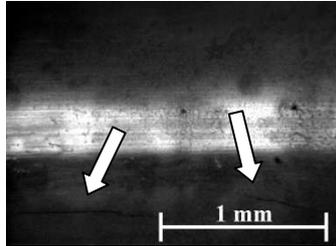


N = 86005 ciclos
 $2c_i = 2$ mm

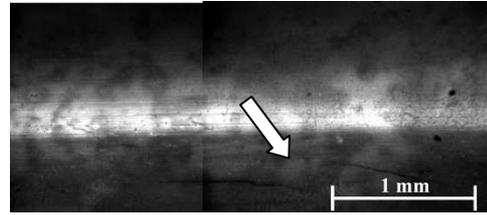


N = 100857 ciclos

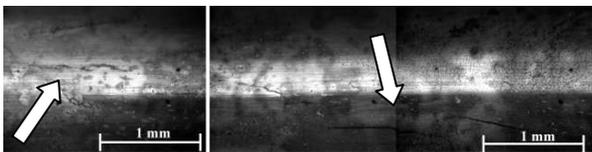
- Provete FR3_TB0_10, $M_f = 2M_t$, $\tau = \frac{\sigma}{4}$, $\Delta\sigma_{l,eq} = 1157.78$ MPa



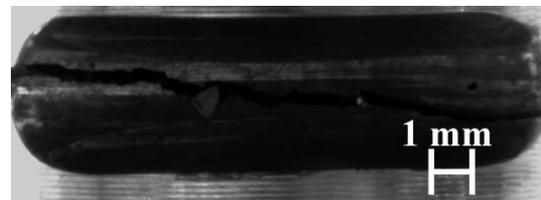
N = 106667 ciclos
 $2c_i = 1.2$ mm



N = 113006 ciclos
 $2c_i = 1.8$ mm

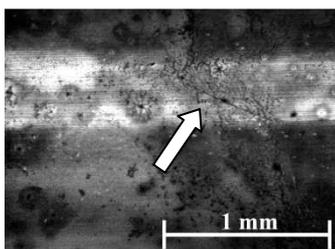


N = 122005 ciclos
 $2c_i = 5$ mm

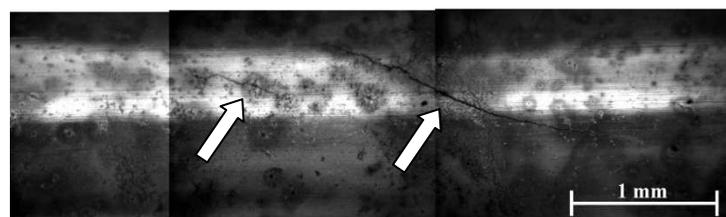


N = 159714 ciclos

- Provete FR3_TB0_12, $M_f = 2M_t/3$, $\tau = \frac{3\sigma}{4}$, $\Delta\sigma_{l,eq} = 964.89$ MPa



N = 53005 ciclos
 $2c_i = 0.5$ mm



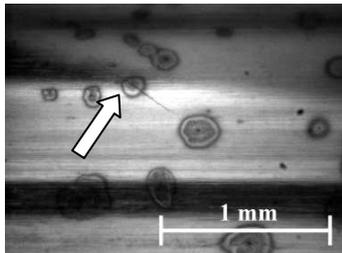
N = 63004 ciclos
 $2c_i = 2.8$ mm



N = 85361 ciclos

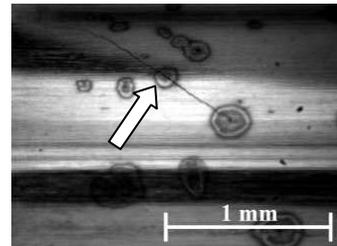
10.1.1. Torção pura

- Provete FR3_T0_05, Torção pura, $\Delta\sigma_{l,eq} = 1172.07$ MPa



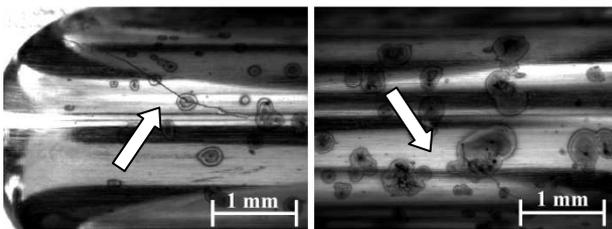
N = 177007 ciclos

$2c_i = 0.5$ mm



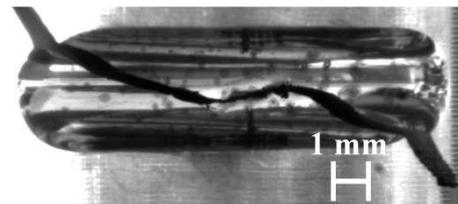
N = 188007 ciclos

$2c_i = 1$ mm



N = 201006 ciclos

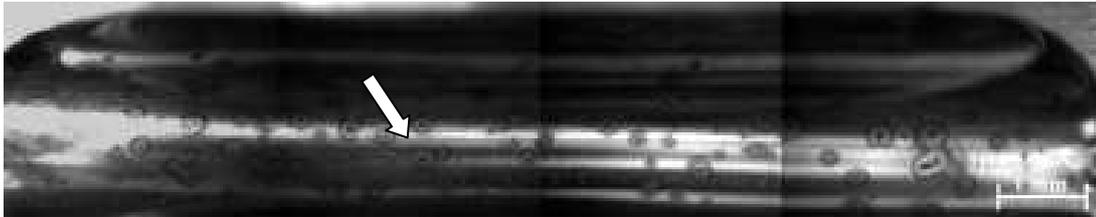
$2c_i = 3.5$ mm



N = 234708 ciclos

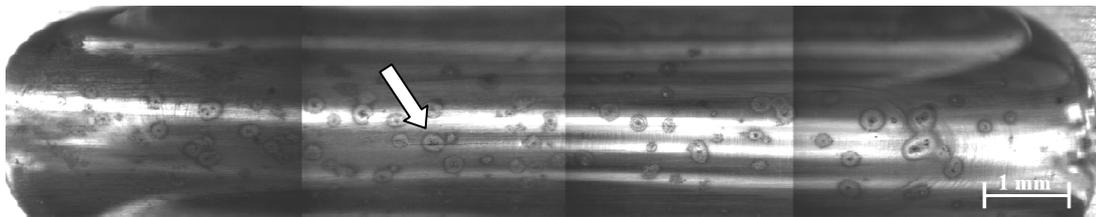
10.1.2. Flexão simples

- Provete FR3_B0_06, Flexão simples, $\Delta\sigma_{l,eq} = 1088.65$ MPa



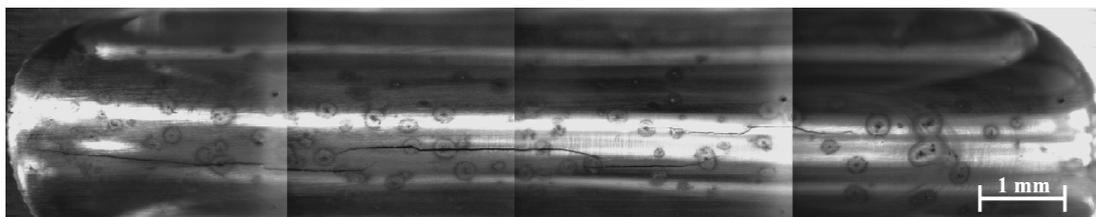
N = 134008 ciclos

$2c_i = 0.5$ mm



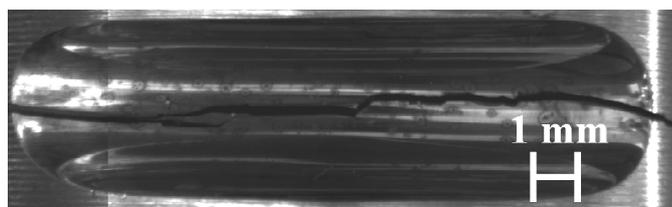
N = 158012 ciclos

$2c_i = 2$ mm



N = 216008 ciclos

$2c_i = 10$ mm



N = 241674 ciclos